[논문] 한국소성가공학회지(2003), 제12권 제8호
Transactions of Materials Processing **Vol. 12, No. 8, (2003)**

직사각형 용기의 후방 충격압출 성형에 대한 마찰의 민감도 해석

정상원* · 박승희** · 김성훈*** · 조규종****

(2003년 2월 14일 접수)

A Sensitivity Analysis on Frictional Effect of Backward Impact Extrusion for Rectangular Section Container

S. W. Chung, S. H. Park, S. H. Kim and K. Z. Cho

Abstract

In this paper, the influence of frictional conditions on the backward impact extrusion of aluminum battery casing with large aspect ratio has been investigated. In the simulation, MSC.Superforge, a package based on the finite volume method, is used for the extrusion analysis. The formability and earing problem during the production have been evaluated by studying the sensitivity to frictional effects. During the sensitivity analysis, the friction factor was varied from 0.02 to 0.24. As the friction factor is increased, the forming height of the narrow edge is decreased, and the forming height of the wide edge is increased. When the friction factor becomes 0.2, the earing problem does not occur. The experimental results show a good agreement with analytical results.

Key Words : FVM(Finite Volume Method), Backward Impact Extrusion, Friction Factor, Sensitivity Analysis

1. 서 론

후방 충격압출 성형은 고속생산이 가능하며, 금형 제작비 및 자동화 설비투자비가 적고, 정확한 치수의 성형가공이 용이하여 트리밍 공정으로 손실되는 재료의 양을 줄일 수 있어 제품 생산단가 측면에서 유리한 경쟁력을 갖고있다. 그러나 후방 충격압출 공정은 세장비가 10배 이상인 제품은 성형이 곤란[1] 한 것으로 알려져 있으며, 세장비가 큰 제품 성형은 대부분 디프 드로잉으로 성형되고 있는 실정이다.[2] 따라서 세장비가 큰 제품에 대한 후방 압출 성형에 대한 개발 및 연구가 거의 이루어지지 않고 있으며, 생산 공정의 인자들이 제품 성형에 미치는

* 전남과학대학 자동차계열
** SIMECS Co.
*** MSC Software
**** 전남대학교 기계시스템공학부

민감도에 대한 평가방법도 정립되어 있지 않다.

생산 공정의 인자들이 제품성형에 대한 민감도를 파악할 수 있다면, 공정 설계 과정에서의 시행착오(try & error)를 현저하게 줄일 수 있으므로 많은 비용과 시간을 절감할 수 있을 것이다.

일반적으로 압출 공정의 해석에는 주로 라그랑제 요소를 사용한 유한요소법을 사용하는데, 이 방법은 과도한 소재형상변화로 인한 요소의 왜곡 현상이 발생하여 지속적인 해의 안정을 위해 요소를 분할 또는 균등한 모양으로 재구성하지 않으면 안 된다. 요소의 재구성은 추가의 계산시간과 요소 재구성과정에서 소재체적 변화를 동반하므로 결국 유한요소법에 의한 단조시뮬레이션의 부정확한 결과와 과도한 계산시간의 원인이 된다.[3~4] 양해법에 근거한 유한체적법을 활용한 단조공정해석이 적합하다는 것은 일본단조기술개발협동조합이 주관하고 스미토모중공업이 시행한 벤치마크에서 단조성형 해석에 적용해 보았는데 이 방법이 단조 성형 해석에 적합하다는 것이 입증되었으며[5], 최근의 연구에는 압출 성형에도 유한체적법이 활용될 수 있음이 발표되었다.[6]

본 연구에서는 세계를 주도하는 산업으로 비약적인 발전을 이룩한 국내의 첨단 정보통신 분야에서 대표적인 상품으로 성장한 휴대용 전화기, 휴대용 컴퓨터, 디지털 비디오 카메라 등에 필수적으로 사용되는 2차 전지 알루미늄 케이스의 성형 해석을 수행하였다. 일반적으로 세장비가 큰 베터리 케이스는 다단계 디프 드로잉(Multi-stage deep drawing)과 아이어닝(Ironing)공정으로 성형되는데, 상대적으로 원가 및 생산성 측면에서 장점을 갖는 후방 충격압출 성형 공정의 적용가능성을 성형해석을 통하여 검토하고 펀치와 다이 사이의 마찰 특성에 따른 제품의 성형 형상 대한 민감도를 평가하여 세장비가 큰 베터리 케이스의 후방 압출 성형 공정의 최적 마찰 특성을 추정하였다.

성형해석을 위해서 유한요소법과 유한체적법을 적용한 상용 프로그램인 MSC.Superforge 를 이용하였다.

2. 유한 체적법

재료 자체의 변형을 대상으로 하는 전통적인 유한요소법과는 달리, 유한체적법은 고정된 유한체적요소간에 재료가 자유로이 이동 또는 흐름으로써 소재의 변화하는 형상을 표현한다.

유한 체적법의 지배 방정식은 질량, 운동량 그리고 에너지의 보존법칙과 재료의 구성식으로 구성된다.

$$\text{Mass}: \frac{\partial \rho}{\partial t}+\frac{\partial(\rho v_i)}{\partial x_i} = 0 \quad (1)$$

$$\text{Momentum}: \frac{\partial(\rho v_i)}{\partial t}+\frac{\partial(\rho v_i v_j-\sigma_{ij})}{\partial x_j}=0 \quad (2)$$

$$\text{Energy}: \frac{\partial(\rho e_i)}{\partial t}+\frac{\partial(\rho e_i v_i)+h_i-\sigma_{ij} vj}{\partial x_i}=0 \quad (3)$$

여기서 ρ 와 σ_{ij}는 밀도와 진응력텐서(Cauchy Stress tensor), v_i 는 속도벡터, h_i 는 열유속을 나타내며, 단위질량당 전체 에너지 $e_t = e + v_j^2/2$ 로 표현되고, e 는 단위질량당 내부에너지를 나타낸다. 지배 방정식을 오일러 좌표계(Eulerian Coordinates)상에서 시간에 대한 적용을 위해 확산 단계(Acoustic part)와 이송단계(Adve-ction part)로 나누었는데, 확산단계에서는 응력과 충격파가 모든 해석 영역에서 물질의 전달 없이 체적요소를 통해서 전달된다고 가정하고, 이송단계에서는 각 유한체적 요소의 특성의 변화 없이 단위 체적 요소간의 물질 전달만을 표현한다.

확산단계에서는 재료의 질량 밀도가 일정하다고 가정하면 질량보존법칙이 자연히 만족하며 충격파에 대한 체적 적분식은 운동량 보존법칙에 의해 식 (4)와 같이 표현된다.

$$\int_V \frac{\partial v_i}{\partial t} dV = \frac{1}{\rho}\int_S \sigma_{ij} \cdot n_j dS \quad (4)$$

이때, n_i 는 유한 체적 요소의 표면 S의 법선벡터를 나타낸다.

유한체적 요소 면상의 값들은 리만(Riemann) 문제를 풀어서 얻을 수 있고[7], 유한 체적 요소의 새로운 속도는 식 (4)의 속도 증분을 통해 수정된다. 에너지 보존법칙에 대한 체적 적분은 식 (5)로 표현할 수 있다.

$$\rho\int_V \frac{\partial e}{\partial t} dV - \int_V \sigma_{ij}\,\dot{\varepsilon}_{ij} dV = -\int_S h_i \cdot n_i\, dS \quad (5)$$

이송단계는 확산단계에서 구해진 속도 값으로 물질을 이동시키는데, 이때 물질의 물리적 특성치는 변경하지 않는다. 응력, 질량밀도 및 에너지의 이동은 다음 식과 같이 전개할 수 있다.

$$\frac{\partial \rho \Phi}{\partial t} + \frac{\partial \rho \Phi v_i}{\partial x_i} = 0 \qquad (6)$$

이때 Φ는 단위 질량이 가지고 있는 응력 혹은 변형율과 같은 물리량이다.

식 (6)의 체적 적분항을 구한후, Gauss정리를 적용하여 유한체적법에서 사용하는 수치적으로 이송을 표현할 수 있는 면적분 형태의 식 (7)을 얻을 수 있다.

$$\frac{D}{Dt}\int_V \rho \Phi dV = -\int_S \rho \Phi v_i n_i dS \qquad (7)$$

밀도는 면을 통해 물질이 이동된 후에 수정하며, 변형률 속도 텐서는 확산 단계에서 구해진 속도 증분으로부터 계산된다.

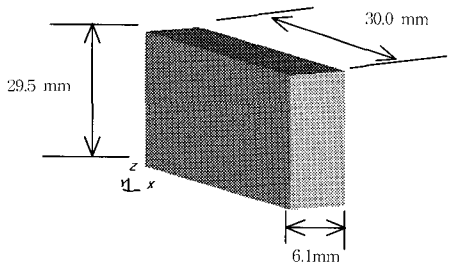
이송되는 물질의 형상을 계산하기 위해서는 소재에 대한 다면체 개념을 도입하여 성형 중 발생하는 소재형상의 변동, 즉 유한체적 요소 내를 통과하는 재료유동을 삼각형 기하요소의 변화로 표현한다. 물체의 외피와 같이 소재의 표면을 하나의 그물로 덮어, 각각의 그물눈을 삼각형으로 두면, 이 그물이 소재와 거의 동일한 체적을 갖는 다면체를 구성하는 표피로 된다. 이 표피는 유한체적 요소내에서 자유롭게 변형될 수 있어, 결국 성형공정상의 재료유동을 표피의 변형으로, 변형된 표피는 수치해석에 필요한 기하학적 정보로 변환된다. 다면체를 구성하는 삼각형은 소위, 유한요소법의 구성방정식을 위한 유한요소가 아니라 변형된 소재의 형상을 나타내는 단순한 기하학적 요소이다. 그렇지만 이 표피는 반드시 소재와 함께 변형하므로, 성형공정상의 소재 상태, 즉 특정부분에 대한 경계조건을 단위 표피 삼각형만으로 금형과의 접촉 또는 자유표면으로 각기 정의할 수 있다. 따라서 성형형상의 변화를 매트릭스 계산에 사용되지 않는 단순한 표면요소로 구성하게 되므로 복잡한 형상에 대해서도 계산시간의 증가나 격자 재구성등의 문제가 발생하지 않는다.

이와 같이 유한체적법에 의한 성형해석이 주어진 유한체적요소에서 소재의 위치 및 방향과는 관계없이 미소한 체적변화량만을 추적하므로 결국 소재의 자유로운 유동을 방해하지 않는 것은 미국 미시간대학 및 암스테르담 수리계산연구소의 공동연구를 통하여 확인되었다.[8~9]

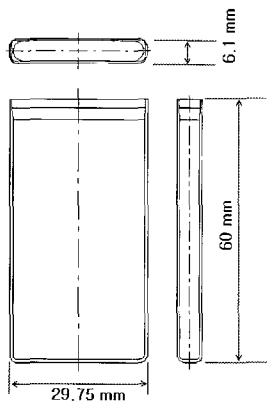
3. 해 석

3.1 모델링 및 해석 조건

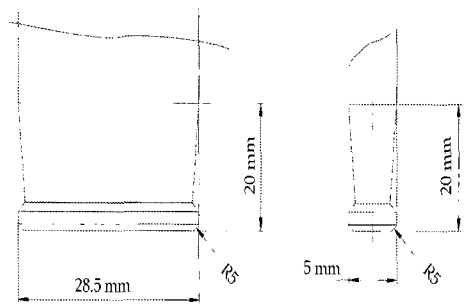
Fig. 1은 제품 성형에 사용된 슬러그(Slug)와 후방 충격 압출을 이용하여 성형하고자 하는 제품의 형상을 보이고 있는데, 슬러그의 형상은 6.1mm×29.5mm×30.0 mm 이며, 최종 성형 형상은 Fig. 1(b) 에 보였듯이 외면 형상은 29.75mm×6.1mm×60mm, 측벽의 두께가 장변부가 0.5mm, 단변부는 0.6mm 이며, 모서리는 0.5mm의 곡면을 갖도록 한다.



(a) The shape of slug



(b) The shape of container



(c) The shape of punch

Fig. 1 Forming shape

Fig. 2는 제품 성형을 위한 후방 충격압출 공정의 생산시스템의 해석모델인데, 장/단변에 대한 대칭 조건을 적용하여 1/4모델을 만들었으며, 슬러그는 초기에 20,204개의 유한체적 요소(Euler Element)로 구성되어 있으며, 다이와 펀치는 강체 라그란지안 요소로 지정하였다. 해석에 적용한 펀치 속도는 생산 현장에서 적용되고 있는 유압프레스의 사용조건인 260mm/sec로 하였으며 상온에서 냉간 성형 조건을 적용하였다.

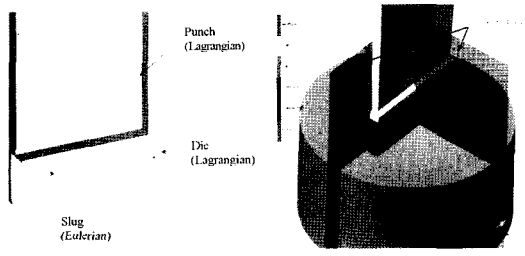


Fig. 2 Analysis model and definition of symmetry plane using the FVM method

3.2 재료 특성

펀치(Punch) 및 다이(Die)의 소재는 SKD-61종, 슬러그의 재질은 압출 성형에 널리 사용되는 순도 99% 공업용 알루미늄 인 AL1100-O를 사용하였으며, 소재에 비해 다이의 재질이 상대적으로 높은 미소한 변형을 보이므로 다이는 강체로 지정하였다. 또한 소재의 크기가 너무 작아서 재료의 시험에 어려움이 많고, 재질이 순도 99% 이상의 알루미늄이므로 일반적인 재료의 데이터 베이스의 특성치와 크게 다르지 않을 것으로 판단하여 MSC.Superforge에서 제공하는 데이터 베이스 값을 이용하였다. 식 (8)은 유동응력 특성을 표현하고 있다.[10]

$$\bar{\sigma} = \max\left(S, C \cdot \bar{\varepsilon}^{N}\right) \tag{8}$$

Where, C : Flow constant
N : Strain-hardening exponent
S : Minimum Yield Stress

해석에서 S 는 30.0 N/mm^2, C 는 119.279 N/mm^2 그리고 N 은 0.297을 사용하였으며, Fig. 3 은 MSC.Superf-orge의 AL1100-O의 변형율-응력선도 물성을 보이고 있다.

3.3 마찰 특성

마찰의 수치 해석적 모델은 최대 마찰 저항력 수직하중에 비례하는 쿨롬 마찰(Coulomb friction)과 최대 마찰

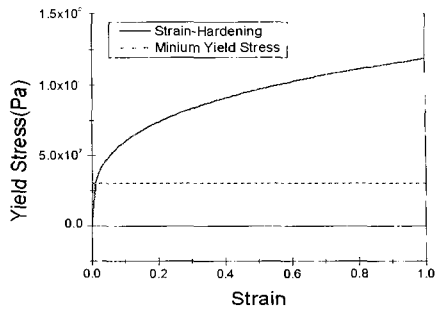


Fig. 3 Flow strain-stress curve of AL1100-O

저항력이 재료의 전단 강도에 비례하는 소성 전단 마찰(Plastic shear friction)이 있는데, 일반적으로 세장 소재의 냉간 압출의 경우 소성 전단 마찰이 보다 정확하다고[11] 알려져 있으므로 이를 사용하였다. 본 연구에서 사용한 소성전단 마찰 모델은 식 (9)에 표현하였으며, 해석에서는 m 값을 조절하여 민감도 해석을 수행하였다.

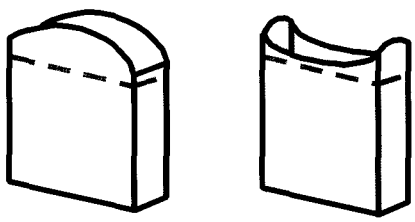
$$\tau = m \cdot \tau_{yield} \tag{9}$$

Where, m : Friction factor
τ_{yield} : The flow stress in shear

마찰의 영향이 후방 압출에 미치는 영향을 검토하기 위해 펀치 및 다이와 슬러그 사이의 마찰상수를 0.02, 0.06, 0.1, 0.14, 0.2, 0.24 로 지정된 해석모델을 이용하여 성형해석을 수행하였다.

2.4 귀(Earing) 현상

Fig. 4는 직사각형 단면 용기의 후방 압출 성형에서 발생하는 귀현상를 보이고 있는데, 이 문제는 성형 후 불필요한 성형 부분을 제거하는 공정인 트리밍(Trimming) 공정에서 과다한 재료 손실이 발생하므로 이를 최소화하기 위해서는 펀치 형상 및 윤활 조건의 변경 등 많은 시행 착오를 야기할 수 있다. 따라서 본 연구에서는 마찰이 귀현상에 미치는 민감도를 검토하여 최적의 성형조건을 제시하였다.



(a) Long edge side earing (b) Short edge side earing

Fig. 4 Earing problem in rectangular section container forming

4. 해석 결과

4.1 마찰상수에 의한 성형 형상의 변화

동일한 펀치 속도에서의 마찰상수 변화에 따른 직사각형 용기의 성형 특성에 대한 영향을 고찰하기 위하여 Fig. 5 에 표시한 바와 같이 장변부와 단변부에서 최종 성형 형상 그리고 높이 변화, 최대 성형 하중 관계를 관찰하였다. Fig. 5에서 h1은 장변부의 최대 성형길이를 h2는 단변부의 최대 성형길이를 나타낸다.

마찰상수가 변화함에 따라 직사각형 용기의 성형형상은 다양한 형태로 나타났으며, 이것은 제품의 성형 형상에 마찰의 영향이 매우 크다는 것을 확인할 수 있었다. 따라서 마찰이 성형 공정의 최적화에서 펀치 헤드 및 다이의 형상 설계 등 공정 시스템 설계에 못지 않게 중요한 것으로 판단할 수 있었다.

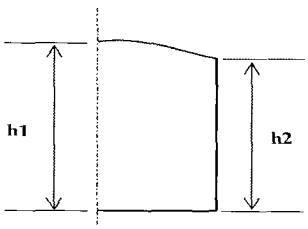


Fig. 5 Forming height at long and short side

Fig. 6 은 마찰상수가 변화함에 따라서 50% 정도의 성형 결과를 보이고 있는데, 마찰 상수가 0.2 이하인 경우는 장변부의 성형 길이가 적고, 0.2 이상인 경우에는 단변부의 성형길이가 적게 성형되는 것을 알 수 있으므로 성형 중간에서부터 마찰 특성에 따라 성 형 길이가 달라짐을 알 수 있다.

Fig. 7 은 마찰상수의 변화에 따른 최종 성형 해석 결과를 보이고 있는데, 중간성형 해석 결과와 마찬가지로 마찰 상수가 0.2 이하인 경우는 장변부의 성형 길이가 적고, 0.2 이상인 경우에는 단변부의 성형길이가 적게 성형되는 것을 확인 할 수 있었다, 따라서 마찰은 성형 중간 뿐만 아니라 최종 성형까지 영향을 미치는 것으로 판단 할 수 있었다.

이와 같이 마찰 조건의 변화가 성형 형상에 많은 영향을 미치는 이유로는 압출량을 결정하는 것이 펀치와 다이사이의 소재의 성형 유동이고 이것은 마찰 저항과 밀접한 관련이 있기 때문으로 추측되므로 디프 드로잉과는 달리 후방 압출 성형의 성공을 위해서는 마찰의 민감도 해석이 매우 중요하다는 것을 알 수 있었다.

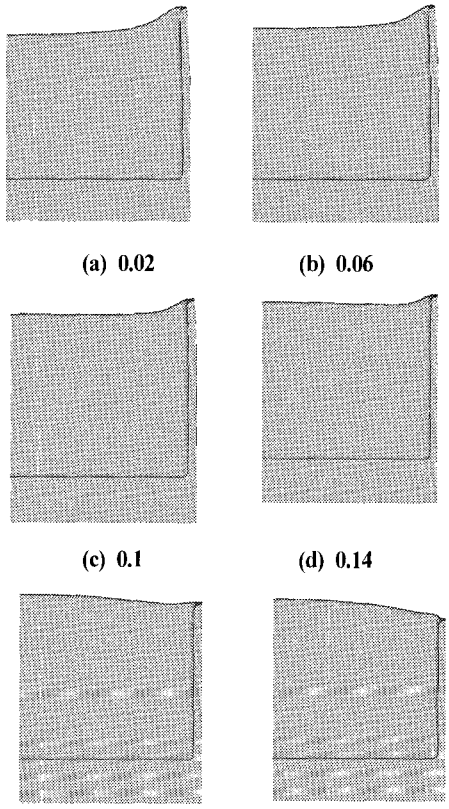
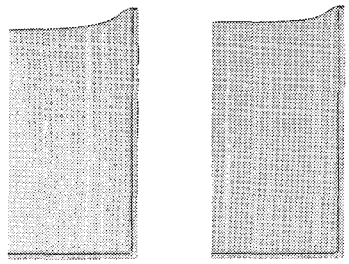


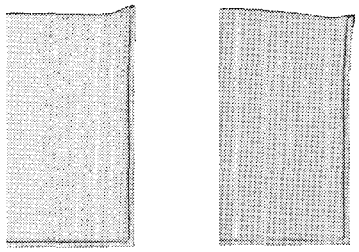
Fig. 6 Forming shape with the variation of friction factor

특히, 마찰 상수가 작을수록 펀치와 다이 사이면에서 소재의 성형 유동에 대한 저항이 적어짐에 따라 단변부로의 압출 유동이 원활하게 되어 단변부 성형길이가 커지므로 Fig. 7(a)와 같이 단변부(h2)가 장변부(h1)보다 성형 길이가 상대적으로 큰 값의 귀현상이 발생하고, 하부 금형과 펀치사이의 마찰이 큰 경우, 단변부로의 압출 유동이 큰 저항을 받게되어 Fig. 7(f)처럼 단변부가 장변부보다 적은 성형길이를 보이는 귀현상이 발생하는 것을 확인할 수 있었다. 따라서 성형 치구와 소재간의 마찰특성에 따른 제품의 최종 성형형상이 변화를 해석적인 방법을 통하여 쉽게 확인할 수 있으므로 향후, 직사각형 용기의 후방 압출 공정의 설계에 있어서 시행 착오를 줄일 수 있을 것으로 예측된다.

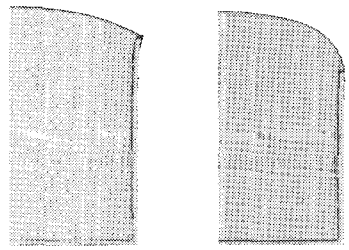
Fig. 8은 해석 결과 중, 성형 높이 방향으로 단변부와 장변부의 두께 분포를 보이고 있는데, 마찰 특성이 변화하여도 성형두께에는 변화가 거의 없으므로 두께에 대한 마찰의 영향은 거의 없다는 것을 확인할 수 있었으



(a) m=0.02 (b) m=0.06



(c) m=0.1 (d) m=0.14



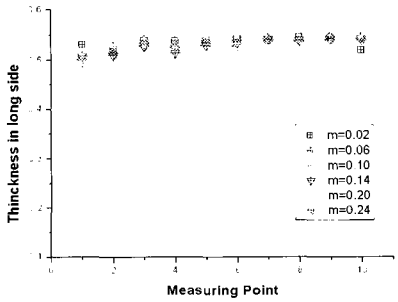
(e) m=0.2 (f) m=0.24

Fig. 7 Forming shape with the variation of friction factor

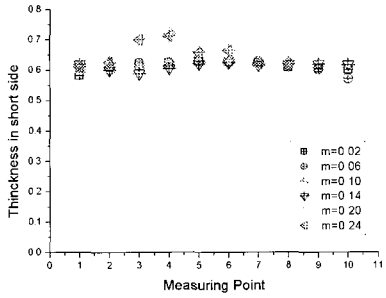
며, 두께가 거의 균일하게 분포하므로 후방 압출 성형 공정을 사용하여 상품성이 높은 제품을 성형 할 수 있을 것으로 기대된다. 또한 측벽의 두께를 조절 할 수 없는 디프 드로잉과 달리 측벽의 두께도 임의로 조절 할 수 있는 후방 압출 공정이 유리한 것으로 판단된다.

Fig. 9(a)는 마찰상수의 변화에 따른 장변부와 단변부의 성형길이를 보이고 있는데, 장변부의 성형길이(H2)는 마찰상수가 증가함에 따라 같이 길어지고, 단변부의 성형길이는 감소하는 경향을 보이고 있다. 이는 마찰력의 영향에 따른 소재의 성형 유동의 저항에 따른 것으로 판단된다.

Fig. 9(b)는 귀현상의 발생여부를 판단할 수 있는 지표인 성형 길이비(Height ratio)가 마찰상수의 변화에 대하여 어느 정도의 민감도를 보이는지를 나타내고 있는

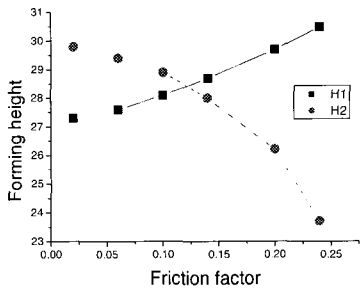


(a) Thickness distribution in long side

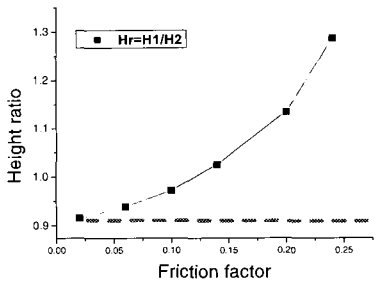


(b) Thickness distribution in short side

Fig. 8 Variation of thickness distribution with frictional conditions



(a) Friction factor and forming height variation



(b) Friction factor & height ratio(h1/h2)

Fig. 9 Relationship between friction factor & height ratio

데, 마찰상수의 증가에 따라 성형 길이비도 같이 증가하는 비례관계를 보임을 알 수 있었다.

귀현상이 없다고 판단할 수 있는 이상적인 성형 길이비는 1.0 이지만, 성형 후, 제품의 탈형을 고려하면 장변부의 성형길이가 약 10 % 정도 단변부의 성형길이에 비해 큰 것이 바람직하므로 약 1.1정도의 성형 길이비가 최적의 성형형상이다. 따라서 후방 압출 성형에서 0.18~0.2 정도의 마찰상수가 귀현상이 발생하지 않은 적절한 값임을 알 수 있다.

4.2 마찰상수 영향에 의한 성형 하중 변화

Fig. 10은 마찰상수의 변화에 따른 펀치의 성형 하중 이력을 보이고 있는데 초기 압출에서 성형 하중의 증가가 발생하고, 성형 공정 중에 유지되는 전형적인 압출 성형 하중 이력 특성을 보이고 있다. 마찰 특성에 대해 하중이력 경향은 변화하지 않지만 최대 하중의 크기는 변화함을 알 수 있었다. 특히, 성형 하중 이력 곡선이 성형 종료 부근에서 급격한 하중 증가를 보이는데 이는 성형물의 두께가 얇아지면서 용기 바닥면에서의 압출 유동이 매우 큰 저항을 받기때문이므로 용기 바닥 부분의 최종 성형 두께를 지금보다 약 10% 증가시키는 것이 성형하중 측면에는 유리할 것으로 판단되었다.

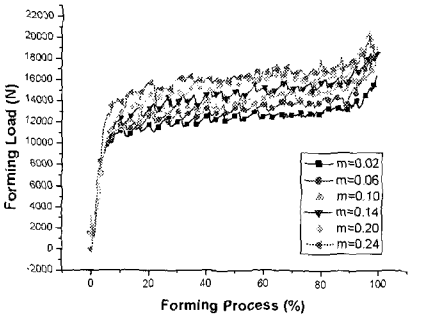


Fig. 10 Forming Load with the variation of friction factor

Fig. 11은 마찰 상수의 변화에 따른 최대 성형 하중을 나타낸 것인데, 마찰상수가 증가함에 따라 성형하중이 비례하여 증가하므로 성형공정 조건 결정시, 유압 시스템의 최대하중과 윤활 조건의 상관관계에 주의를 기울여야 할 것으로 판단되었고, 마찰이 성형 하중에도 많은 영향을 미치는 것을 확인할 수 있었다.

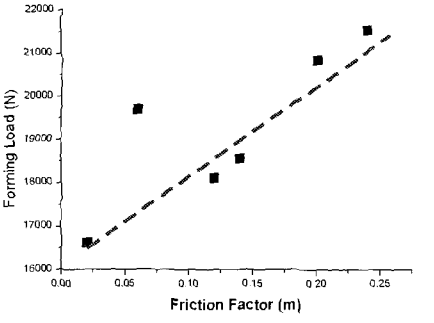


Fig. 11 Variation of maximum forming load with frictional conditions

이상과 같이 해석적인 접근을 통하여 마찰 변화에 따른 슬러그의 성형 형상과 성형 하중의 변화를 검토한 결과, 후방 충격 압출 공정에서 마찰조건은 소재의 성형 형상뿐만 아니라 펀치 하중에도 영향을 주는 것을 확인하였으므로 프레스의 선정에도 해석 결과를 이용할 수 있을 것이다. 또한 해석적인 접근을 통하여 생산 공정의 최적화와 연관된 여러 인자 중에서도 특히 시행 착오로 수행하기 어려운 마찰의 영향을 확인할 수 있었다.

5. 성형 시험

5.1 마찰 상수의 측정 및 윤활 조건의 결정

마찰 민감도를 고려한 성형해석 결과를 분석한 결과, 마찰상수가 0.2인 경우, 가장 이상적인 성형이 수행될 것으로 판단되었으므로, 0.2의 마찰 상수를 갖는 윤활 조건을 시험을 통하여 구했다. 알루미늄 소재의 체적 성형의 경우, 성형 접촉면에서의 높은 접촉압력의 분포 때문에 유체 윤활은 적당치 않으므로 고체 윤활을 사용하는데, 현장에서 많이 사용되는 스테아린(Stearin)산 아연을 사용하였는데, 스테아린산 아연을 이용하는 고체 윤활은 베럴내의 점착시간에 따라 마찰 특성이 달라지므로 베럴의 점착시간을 12분, 25분 그리고 50분동안 윤활 처리를 하고 각각의 경우에 대한 마찰 상수를 실험하였다. 성형 마찰 특성의 평가는 소성가공에서의 마찰특성을 측정하는데 널리 사용되는 링 압축 실험을 이용하여 선정된 윤활 조건의 마찰특성을 평가하였다.[11] Fig. 12는 링 압축 시험하기 전, 후의 링 시편을 보이고 있는데, 링 압축시 링의 높이와 내경의 변화 형태와 변화과정은 다르며, 이러한 변화과정을 도시한 것이 마찰 평가 기준 곡선이다.

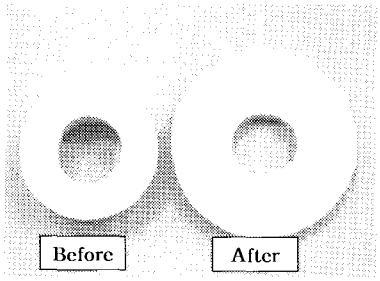


Fig. 12 Test specimen for ring compression (OD:ID:H = 6:3:2 = Ø24mm:Ø12mm:8mm)

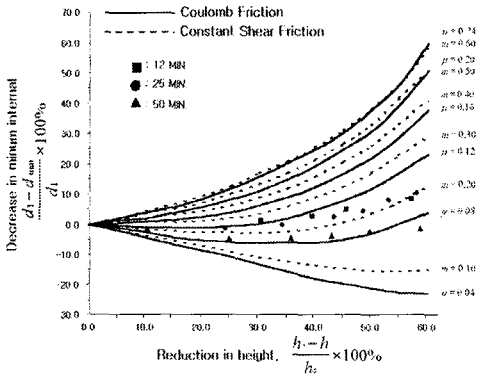


Fig. 13 Calibration curves(M.S. Joun, J. KSPE Vol.13, No2, 1996) & experimental result for evaluation of friction behaviour

Fig. 13은 전[12]이 순수 알루미늄에 대해 작성한 마찰 평가 기준 곡선 위에 선정된 세 가지의 윤활 조건을 적용한 링의 압축 시험 결과를 투영한 그림으로 마찰 상수 0.2를 갖기 위해서는 25분의 점착시간이 필요한 것을 확인하였는데 전단 마찰 상수 0.2는 쿨롱 마찰계수의 약 0.1 정도에 해당한다.

5.2 성형

해석을 통하여 결정한 성형 조건의 타당성을 검증하기 위해서 해석 모델과 동일한 형상의 금형과 슬러그를 제작하고 전 절에서 선정한 윤활 조건을 적용한 후방 압출 성형을 수행하였다. 성형 펀치 속도는 해석과 동일하게 260mm/sec로 설정하였으며, 크기가 6.0×29.65×6.5(mm)인 슬러그의 성형 결과 단변부 (h2)의 최고 높이는 27.5 mm, 장변부의 최고 높이는 30mm로 나타났다. Fig. 14는 유압프레스에 설치된 후방 충격압출 금형 장치를 보여주고 있다.

Fig. 15는 해석과 실험의 최종 성형 결과를 비교한 것으로서, 고체 윤활 처리된 슬러그의 성형 결과와 해석

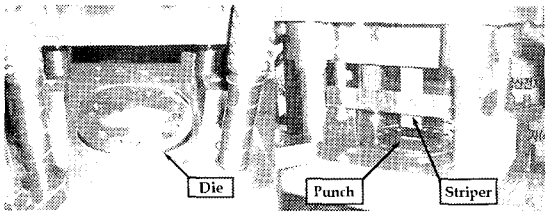
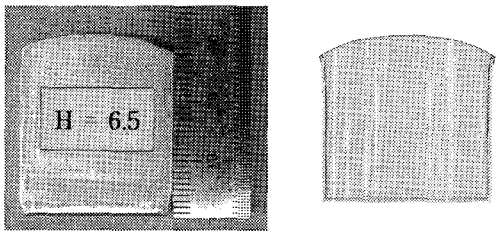


Fig. 14 Tool setup for backward-impact extrusion



(a) Test **(b) Analysis**

Fig. 15 Comparison Between Test and Analysis

결과는 전체적인 형상이 실험결과와 거의 유사한 형상을 얻을 수 있었으며, 실험결과에서 장변부와 단변부의 성형 길이 비율인 성형길이비 Hr은 시험 결과가 1.09이며 해석결과는 1.13으로 매우 잘 일치하는 결과를 보였으며, 시험에서 모서리와 중심부의 높이 차는 2.5mm로 나타났다. 성형 완료 후, 장변부 성형길이는 30mm로 해석결과인 29.7mm 에 비해 1% 정도 큰 값을 보였으며, 단변부는 성형결과가 27.5mm, 해석 결과가 26.2mm로 약 5% 정도의 오차를 보이는 매우 좋은 일치를 보이고 있다.

6. 결 론

이상과 같이 직사각형 단면을 갖는 2차 전지용 알루미늄 케이스의 후방 충격 압출 성형에 대한 마찰의 영향을 MSC.Superforge를 이용하여 성형 해석을 통하여 최적의 성형 조건을 선정하고, 시험성형을 수행하여 그 타당성을 검증한 후, 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

(1) 성형해석을 통하여 마찰 특성의 영향이 후방 충격 압출 공정을 이용한 2차 전지용 알루미늄 케이스의 성형 특성을 분석하였으며, 최적의 마찰상수는 0.2임을 알 수 있었다.

(2) 단변/길이비가 큰 제품의 성형 공정에 있어서 마찰조건이 성형결과에 매우 큰 영향을 미친다는 것을 확인할 수 있었으며, 해석적인 접근으로 공정 설계 시, 성형인자들의 민감도를 분석할 수 있는 방안을 제시하였

고, 이를 실험과 비교하여 검증하였다.

(3) 마찰 특성이 성형 형상뿐만 아니라 펀치의 성형하중에도 영향을 미치며, 성형하중은 마찰상수와 비례하여 증가하는 것으로 파악됐다.

(4) 유한체적법 해석을 통해 후방 압출 성형에 대한 해석의 신뢰성을 확인하였으며, 향후 다른 성형 인자들에 민감도 해석이 가능할 수 있을 것으로 사료된다.

향후, 이와 같은 성형 해석을 통한 민감도 분석을 할 수 있으므로 다양한 형태의 알루미늄 케이스 후방 압출 성형에 대한 연구를 수행하여 후방 압출 성형에서의 성형인자들에 대한 효과적인 설계 기준을 마련할 수 있을 것으로 예측된다.

참 고 문 헌

(1) 社團法人 日本經金屬協會 Aluminum 技術便覽編輯委員會, 1985, "Aluminum 技術便覽", 經金屬 出版株式會社.

(2) 김홍주, 구태완, 강범수, 2001, "세장비가 큰 다단계 사각형 디프드로잉 성형공정 해석 및 금형설계", 한국소성가공학회지, 제 10권 제 6호, pp. 456~464.

(3) Cheng. J. H. 1988, "Automative Adaptive Remeshing for Finite Element Simulation of Processes", Int. J. Num. Meth. in. Eng., Vol. 26. pp. 1~18.

(4) Reinikainen T., etc.,1994,"Comparison of two com-merical FEM codes in cold extrusion simulation", J. Materials Proc. Tech., Vol.42, pp. 137~146.

(5) 단조기술개발협동조합, 1997, "비축대칭 단조품의 엑스퍼트시스템 구축", MITI Project.

(6) Bhavin V. Mehta, Ibrahim Al-Zjeri, Jay S. Gunasekera, Arjaan Buijk, 2001, "3D flow analysis inside shear and streamlined extrusion dies for feeder plate design", Journal of Material processing technology, 113, pp. 93~97.

(7) Hirth C., 1988, "Numerical computation of internal and external flows", Fundamentals of Numerical Discretization, Vol. 1.

(8) Aalburg C., 1996, "Experiments in minimizing numerical diffusion across a material boundary", Unversity of Mishigan.

(9) Koren B., 1996, "Computational forging in the Eulerian formulation at MacNeal-Schwendler (EDC) BV.", Technical Report, Center of Mathematics and Computer Science, Amsterdam.

(10) MSC.SuperForge Technical Manual, Complied by MSC.Superforge Software Technology Corp., 2002.

(11) 최영민, 김낙수, 1994, "링압축 실험에 의한 유동응력 및 마찰인자의 결정", 한국소성가공학회지, 제3권 제2호, pp. 215~228.

(12) 전만수, 문호근, 황상무, 1996, "체적 소성가공에서 마찰 법칙이 유한요소해석 결과에 미치는 영향에 관한 고찰", 한국정밀공학회지, 제13권 제2호, pp. 102~109.