

센터링 홈이 팁 시험법에 미치는 영향에 대한 유한요소해석

강성훈*·임용택†

(2001년 10월 15일 접수, 2002년 4월 15일 심사완료)

Finite Element Analysis of the Effect of Centering Groove on Tip Test

Seong-Hoon Kang and Yong-Tack Im

Key Words : Tip Test(팁 시험법), Centering Groove(중심 홈), Finite Element Method(유한요소법), Shear Friction Factor(전단마찰상수), Surface Expansion Ratio(표면팽창률), Bulk Metal Forming(부피성형가공)

Abstract

Finite element simulations are being widely used to increase the efficiency and effectiveness of design of bulk metal forming processes. In such simulations, proper consideration of friction condition is crucial in obtaining reliable results. For this purpose, tip test based on backward extrusion was proposed recently. In this test, a cylindrical billet is positioned in a shallow groove of a counter punch for centering purpose and formation of a radial tip is induced on the extruded end of the workpiece. In this study, the effect of centering groove on tip test was investigated. The quantitative ratio of the shear friction factors between the punch and die was numerically determined depending on the shape of centering groove. Also, surface expansion and pressure distribution along the punch and die were considered in order to better understand the reason that friction condition at the punch compared to the one of die was more severe.

1. 서론

부피성형가공에서 신뢰성있는 수치해석결과를 얻기 위해서는 소재의 유동, 단조하중과 금형의 수명 등에 직접적으로 영향을 끼치는 금형과 소재의 접촉 면에서의 마찰조건에 대한 정밀한 예측이 요구되고 있는 실정이다. 이와 같은 유한요소해석을 수행함에 있어 마찰조건을 정량적으로 측정하기 위해 일정전 단마찰모델이 주로 사용되고 있다.

금형과 소재사이의 마찰조건을 예측하기 위해서는 링 압축 시험법,^(1,2) 스파이크 시험법,^(3,4) 인젝션 업셋팅 시험법,⁽⁵⁾ 비켈 시험법,⁽⁶⁾ 전후방압출 시험법^(7,8) 등이 제안되었으나, 최근에는 Im 등이 후방압출을 이용한 팁 시험법^(9,11)을 제안하였다.

이 방법에서는 일반적인 후방압출공정과는 달리 하부금형의 직경보다 작은 소재를 사용하고, 소재가 카운터펀치의 중심 홈 (깊이: 0.3 mm)에 위치하도록

하여 후방으로 압출되는 소재에 팁 (tip)이 생성되도록 하였다. Im 등은 금형내벽에서부터 팁까지의 거리와 최대 단조하중의 선형적인 관계를 이용하여 펀치와 금형에서의 마찰조건을 정량적으로 보다 간편하게 예측하기 위한 선형식을 제안하였다. 또한, 금형에서의 전단마찰상수가 펀치에서의 전단마찰상수의 약 40%의 값을 가지고 있음을 보였다.

실험에서는 소재의 직경이 금형보다는 작기 때문에 공정 중에 소재와 금형의 중심을 맞추는 것이 중요하여 카운터펀치에 홈을 만들어 실험을 수행하였다. 그러나 센터링 홈이 소재의 유동에 영향을 미칠 수 있으므로 이에 대한 해석이 필요하다.

본 연구에서는 이를 위해 직각인 홈, 경사진 홈, 홈을 고려하지 않은 경우의 유한요소해석을 수행하여 펀치와 금형에서의 전단마찰상수의 비의 변화를 고찰하였고 그에 따른 소재의 변형양상의 변화를 조사하였다. 또한, 후방압출공정에서는 펀치에서의 마찰조건이 금형에서의 마찰조건보다 더 나뉘어 정성적으로는 알려져 있었으나, 본 연구에서는 이를 정량적으로 알아보려고 하였으며, 결과를 보다 더 잘 이해하기 위해 소재의 표면팽창률과 금형과 펀치에서의 압력분포를 조사, 검토하였다.

* 한국과학기술원 기계공학과

† 책임저자, 회원, 한국과학기술원 기계공학과
전산재료성형설계 연구실

E-mail : ytim@mail.kaist.ac.kr

TEL : (042) 869-3227 FAX : (042) 869-3210

2. 팁 시험법 해석

2.1 유한요소해석조건

팁 시험법에서 사용된 펀치와 금형의 형상과 치수는 참고문헌^(10,11)에 자세히 주어져 있으므로 본 논문에서는 기술을 생략하였다.

수치해석을 위해서는 Lee 와 Kobayashi⁽¹²⁾가 제안한 열간점소성 유한요소법에 기반을 둔 범용 단조 공정 해석프로그램인 CAMPform⁽¹³⁾을 사용하였다. 본 연구에서는 후방으로 압출된 소재의 외벽으로부터 팁까지의 거리를 d 라고 정의하였고 해석조건은 가능한 한 실험⁽¹⁰⁾과 일치하도록 다음과 같이 설정하였다: 펀치의 단속도= 5 mm/s, 펀치행정= 8 mm, 초기 소재의 유한요소 개수= 1024 개, 소재의 크기 = $\phi 30 \text{ mm} \times h15 \text{ mm}$, 유동응력식= $\bar{\sigma} = 169.98 \bar{\epsilon}^{0.19} \text{ MPa}$. 유동응력식은 알루미늄 합금 AL6061-O에 대한 압축실험을 통해 얻은 결과이며, 이를 Fig. 1에 나타내었다. $\bar{\sigma}$ 와 $\bar{\epsilon}$ 는 각각 유효응력 및 유효변형률을 나타낸다.

2.2 중심 홈의 형상 또는 유무가 소재의 유동 및 마찰 조건에 미치는 영향

실제 실험에서는 소재의 직경이 금형의 직경보다 작기 때문에 공정 중에 소재와 금형의 중심을 맞추는 것이 상당히 중요하여 카운터펀치에 0.3 mm 깊이 홈을 만들어 실험을 수행하였다. 홈이 유동에 미치

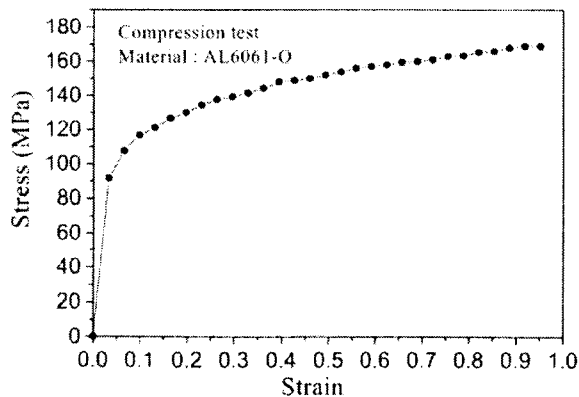


Fig. 1 Stress - strain curve obtained from compression test of annealed aluminium alloy AL6061-O

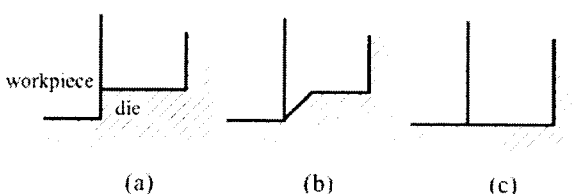


Fig. 2 (a) Vertical groove, (b) tapered groove and (c) no groove considered in simulations

는 영향을 고려하기 위해 본 연구에서는 Fig. 2와 같이 직각인 홈, 경사진 홈, 홈이 없는 경우의 세 가지 측면에서 금형과 펀치에서의 전단마찰상수의 비, m_{fd}/m_{fp} 를 조사하고, 그에 따른 소재의 변형양상을 실험결과와 비교, 검토해 보았다. 여기에서 m_{fd} 와 m_{fp} 는 각각 금형과 펀치에서의 전단마찰상수를 의미하며, 이러한 전단마찰상수를 예측하기 위한 과정을 Fig. 3에 나타내었다.

첫 번째로, 직각인 홈을 해석에 고려한 경우의 단조하중-팁거리 선도와 소재의 변형양상을 실험결과와 비교하였다. Fig. 4는 펀치와 금형에 동일한 전단마찰상수를 부여하였을 때, 즉 $m_{fd}/m_{fp}=1.0$ 일 때의 단조하중-팁거리 선도이다. 그러나, $m_{fd}/m_{fp}=1.0$ 일 때는 팁거리에 따른 단조하중의 기울기가 실험결과보다 크게 나타났다.

따라서, 본 연구에서는 실험결과로부터 얻어진 팁거리에 따른 단조하중의 기울기와 일치하는 금형

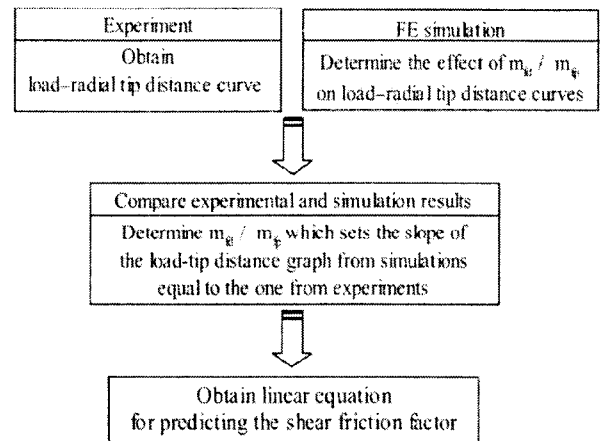


Fig. 3 The procedure of obtaining the linear equation for prediction of shear friction factor

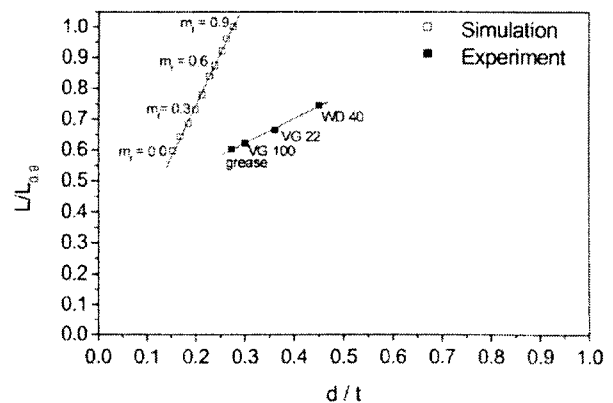


Fig. 4 Load - radial tip distance curves obtained from FE simulations with shear friction factors ranging from 0.0 to 0.9 and experiments using various lubricants⁽¹⁰⁾

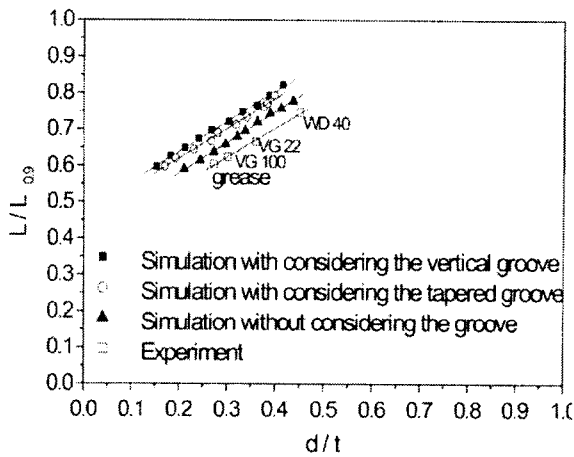


Fig. 5 Comparison of load vs. radial tip distance plots between the experiments⁽¹⁰⁾ and simulations with/without considering the groove

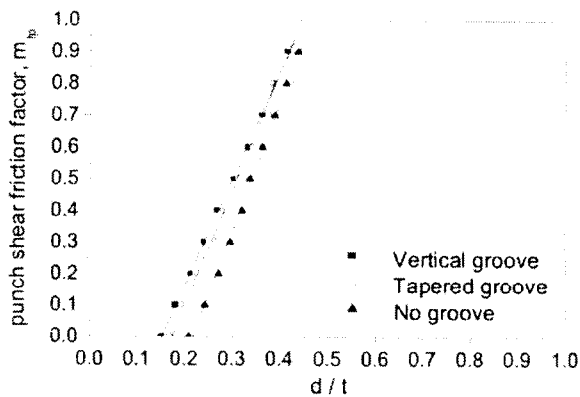


Fig. 6 Linear relationship between the shear friction factor and radial tip distance obtained from simulations with/without considering the groove

과 펀치에서의 전단마찰상수의 비, m_{fd}/m_{fp} 를 찾기 위해 m_{fd}/m_{fp} 를 1.0, 0.8, 0.6, 0.4로 점차 감소시키면서 유한요소해석을 수행하였다. 그 결과, Fig. 5와 같이 $m_{fd}/m_{fp} = 0.4$ 일 때의 단조하중-팁거리 선도의 기울기가 실험결과⁽¹⁰⁾와 가장 잘 일치함을 알 수 있었다. 무차원화된 단조하중-팁거리 선도에서 각각의 단조하중은 전단마찰상수가 0.9인 경우의 하중 값으로 무차원화되었다.

금형과 펀치의 전단마찰상수의 비, $m_{fd}/m_{fp} = 0.4$ 일 때의 단조하중-팁거리 선도를 전단마찰상수-팁거리 선도로 표현할 수 있고 이러한 결과를 Fig. 6에 나타내었다. 이 그림으로부터 윤활제 VG 100 (팁거리 $d/t = 0.3$)에 대하여 펀치에서의 전단마찰상수, m_{fp} 는 0.5로 예측되었으며, $m_{fd}/m_{fp} = 0.4$ 의 관계로부터 금형에서의 전단마찰상수, m_{fd} 는 0.2로 예측될 수 있다. 윤활제 VG 100에 대해 예측되어진 전단마찰상수의 타당성 검증에 위해 소재의 변형양상을 비교해 보았다.

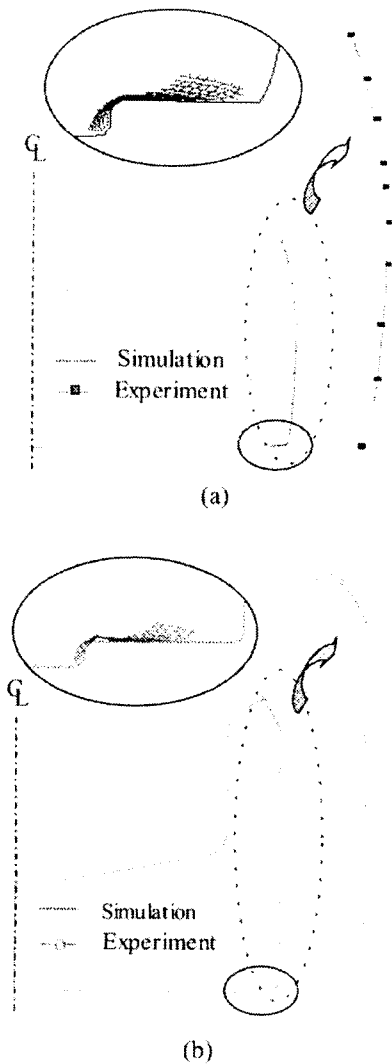


Fig. 7 Flow-net at the vicinity of the groove and comparison of deformed shapes between the experiment using the lubricant VG100^(10,11) and simulation with considering the vertical groove using $m_{fp} = 0.5$ at the strokes of (a) 4.9 mm and (b) 8.0 mm

Fig. 7은 이 경우에 있어서 실험과 해석결과로부터 얻어진 소재의 변형양상을 비교한 그림으로, 펀치행정이 각각 4.9 mm와 8.0 mm에서 비슷한 변형양상을 보여주고 있다. Fig. 7(a)를 보면 알 수 있듯이 소재의 윗면은 펀치에 의해서, 밑면은 직각인 홈에 의해 배럴링이 크게 나타나고 있다. 또한, 직각인 홈 근처에서의 소재의 국부적인 유동선을 보면 알 수 있듯이 소재 밑면의 유동이 홈의 기하학적 형상에 의해 구속되고 있고, 소재의 측면은 금형과 접촉하여 유동하고 있음을 알 수 있다.

Fig. 8 (a)와 (b)는 각각 펀치행정이 4.9 mm와 8.0 mm에서의 소재의 유효변형률분포를 보여주는 그림이다. 홈의 기하학적 형상에 의해 소재 밑면의 유동이

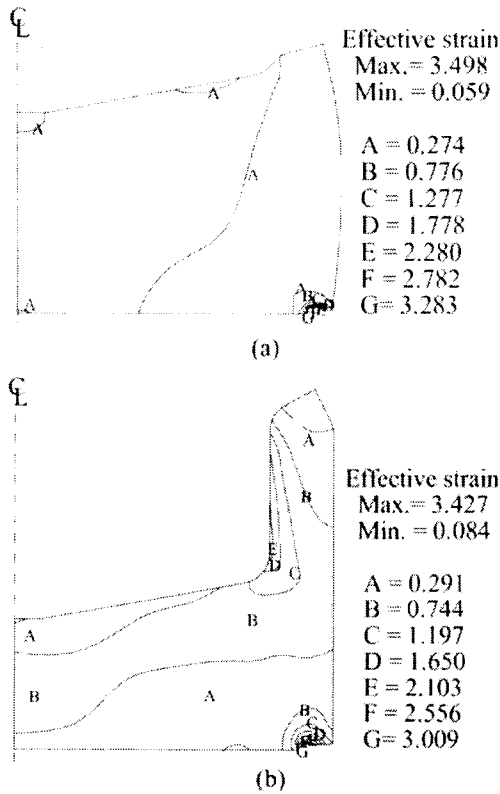


Fig. 8 Distribution of effective strain obtained from simulation with considering the vertical groove using $m_{fp} = 0.5$ at the strokes of (a) 4.9 mm and (b) 8.0 mm

구속되고, 소재 측면의 유동은 상대적으로 자유롭게 이루어지므로 홈 근처에서의 소재의 유효변형률 (최대: 3.427)이 매우 큼을 알 수 있다. 또한, Fig. 8 (a)의 업셋팅 시 펀치부근에서의 소재의 유효변형률은 크지 않으나, Fig. 8 (b)와 같이 소재가 후방압출되면서 펀치의 랜드부에서 소재의 유효변형률 (최대: 2.401)이 크게 나타나고 있음을 알 수 있다.

두 번째로, 경사진 홈 (깊이: 0.3 mm)을 해석에 고려하였을 때 단조하중-팁거리 선도와 소재의 변형양상을 살펴보았다. 경사진 홈을 고려하였을 때 무차원화된 단조하중-팁거리 선도를 Fig. 5에 동시에 나타내었다. 이 경우에는 직각인 홈을 고려하였을 경우와 홈을 고려하지 않은 경우에 비해 다소 선형성은 좋지 않았다. 그러나 전체적으로 선형성이 유지된다고 볼 수 있으며 전단마찰상수의 비가 $m_{fb}/m_{fp} = 0.36$ 일 때 실험결과의 단조하중-팁거리 선도에서 단조하중의 기울기를 일치시킬 수 있었다. 마찬가지로 전단마찰상수-팁거리 선도로 변환시키면 Fig. 6과 같이 되며, 윤활제 VG 100에 대하여 펀치와 금형에서의 전단마찰상수, m_{fp} 와 m_{fd} 는 각각 0.46과 0.17로 예측되었다.

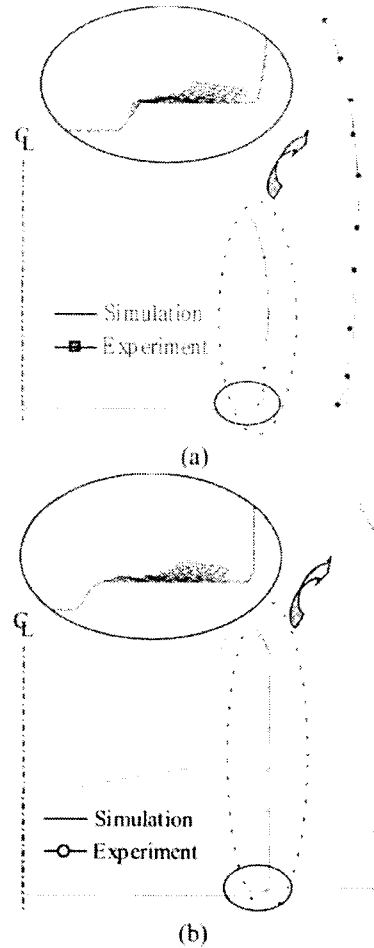


Fig. 9 Flow-net at the vicinity of the tapered groove and comparison of deformed shapes between the experiment using the lubricant VG100^(10,11) and simulation with considering the tapered groove using $m_{fb} = 0.46$ at the strokes of (a) 4.9 mm and (b) 8.0 mm

예측되어진 전단마찰상수 및 경사진 홈을 고려한 해석결과와 타당성검증을 위해 소재의 변형양상을 비교해 보았다.

Fig. 9는 이 경우에 있어서 실험과 해석결과로부터 얻어진 소재의 변형양상을 비교한 그림이다. Fig. 9 (a)를 보면 홈을 고려하지 않았을 때보다 소재의 배럴링이 크게 나타나고 있고 직각인 홈을 고려한 해석결과보다는 배럴링이 작게 나타나고 있다. 이는 홈이 소재의 유동에 영향을 미치고 있음을 보여주는 결과이다. 그러나 실험결과로부터 얻어진 소재의 변형양상은 조금 다르게 나타나고 있다. Fig. 9 (a)의 소재의 유동선을 보면 소재의 밑면이 경사진 홈을 넘어 유동하고 있어 업셋팅 시의 소재의 배럴링 정도가 실험결과보다 작게 예측되고 있음을 알 수 있다.

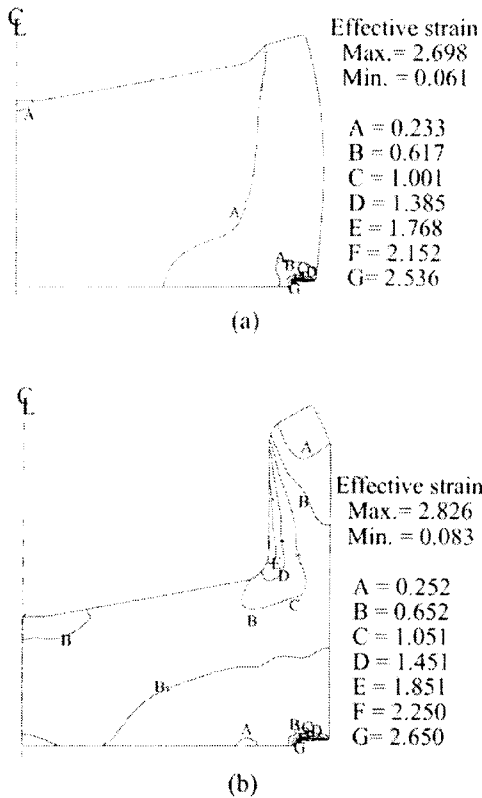


Fig. 10 Distribution of effective strain obtained from simulation with the tapered groove using $m_{fp} = 0.46$ at the strokes of (a) 4.9 mm and (b) 8.0 mm

Fig. 10 (a)와 (b)는 경사진 홈을 고려한 경우에 각각 펀치행정 4.9 mm와 8.0 mm에서의 소재의 유효변형률을 보여주는 결과이다. Fig. 10에서 알 수 있듯이 경사진 홈 근처에서의 유효변형률 (최대: 2.826)은 직각인 홈 근처에서의 유효변형률 (최대: 3.427)보다는 작으나, 후방압출 시 펀치 랜드부에서의 유효변형률 (최대: 2.292)는 거의 비슷한 값을 보이고 있음을 알 수 있다.

세 번째로, 홈을 해석에 고려하지 않은 경우의 단조하중-팁거리 선도와 소재의 변형양상을 실험결과와 비교하였다. Fig. 5에 앞서 언급한 방법과 같은 방법으로 해석을 수행하고 홈을 고려하지 않았을 때 무차원화된 단조하중-팁거리 선도를 나타내었다. 이 경우에는 펀치의 전단마찰상수의 비, $m_{fd}/m_{fp} = 0.3$ 일 때 실험결과의 단조하중-팁거리 선도에서 단조하중의 기울기를 일치시킬 수 있었다. 전단마찰상수-팁거리 선도로 변환시키면 Fig. 6과 같이 되며, 윤활제 VG 100에 대하여 펀치와 금형에서의 전단마찰상수, m_{fp} 와 m_{fd} 는 각각 0.34와 0.1로 예측되었다. 윤활제 VG 100에 대하여 예측되어진 전단마찰상수 및 홈이 없을 때 해석결과의 타당성 검증을 위해 소재의 변형양상

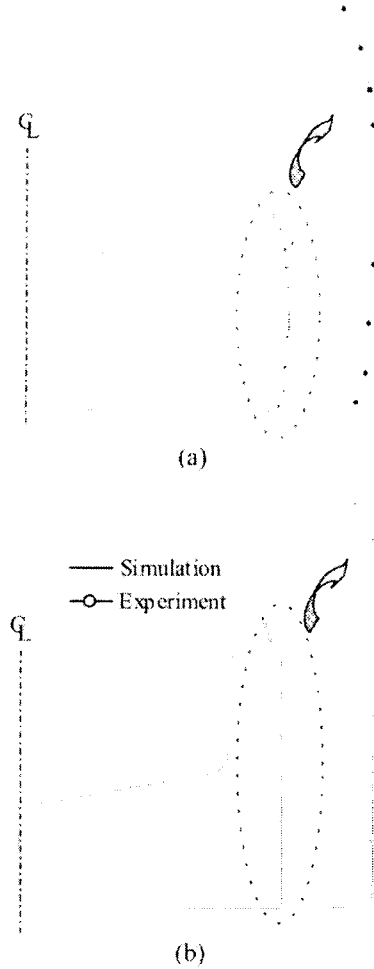


Fig. 11 Comparison of deformed shapes between the experiment using the lubricant VG100⁽¹⁰⁾ and simulation without considering the groove using $m_{fp} = 0.34$ at the strokes of (a) 4.9 mm and (b) 8.0 mm

을 비교해 보았다.

Fig. 11은 이 경우에 있어서 실험과 해석결과로부터 얻어진 소재의 변형양상을 비교한 그림으로, 펀치행정이 각각 4.9 mm와 8.0 mm에서 서로 다른 변형양상을 보여주고 있다. 특히, 펀치행정이 4.9 mm에서 소재의 변형양상을 보면 해석결과로부터 얻어진 소재의 배럴링정도가 실험결과보다 더 작게 나타나고 있다. 특히 소재 측면 밀은 거의 직선에 가까운 형상을 보여 주고 있는데 이는 소재 밀면의 유동이 자유롭게 이루어지기 때문에 나타나는 결과이다.

Fig. 12 (a)와 (b)는 각각 홈이 없는 경우 펀치행정이 각각 4.9 mm와 8.0 mm에서의 소재의 유효변형률을 보여주는 결과이다. 이 경우에 있어서도 업셋팅 시에는 소재의 유효변형률은 크지 않으나 후방압출되면서 펀치의 랜드부에 접하는 소재의 유효변형률 (최

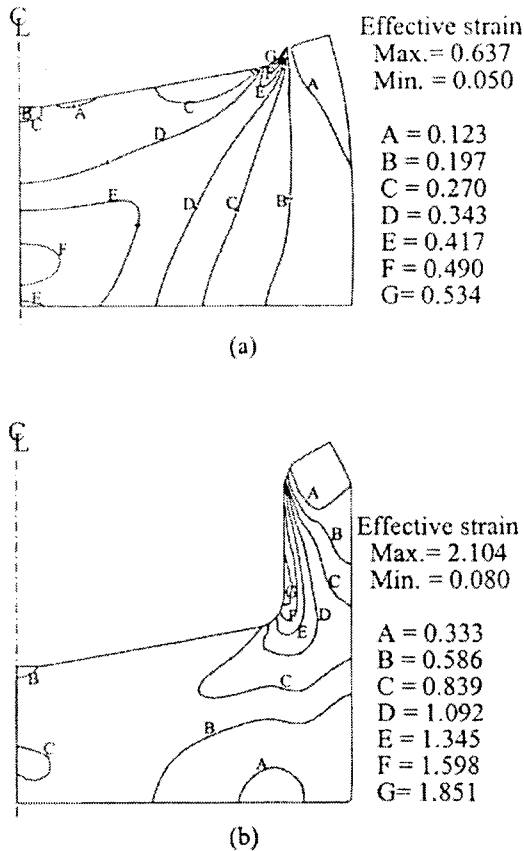


Fig. 12 Distribution of effective strain obtained from simulation without considering the groove using $m_{fp} = 0.34$ at the strokes of (a) 4.9 mm and (b) 8.0 mm

대: 2.104)은 매우 크게 나타나고 있음을 알 수 있다.

2.3 단조하중-팁거리 선도의 변화 고찰

Fig. 5의 단조하중-팁거리 선도에서 홈의 형상 또는 홈의 유무에 따라 같은 텅거리에서 단조하중의 차이가 발생하고 있음을 알 수 있다. 직각인 홈, 경사진 홈, 홈을 고려하지 않은 경우의 해석결과로부터 얻어진 각각의 단조하중과 실험결과의 단조하중에 대한 오차가 각각 12.4~15.7, 10.3 ~12.9, 6~6.2%로 작아지고 있음을 볼 수 있다. 이러한 단조하중의 오차가 발생하는 원인에 대해 다음과 같이 고찰해 보았다.

Fig. 13은 m_{fp} 가 0.5이고, m_{fd} 는 각각 $m_{fd}/m_{fp} = 0.4, 0.36, 0.3$ 에 의해 0.2, 0.18, 0.15일 때 편치행정에 따른 단조하중의 변화를 보여주고 있다. 이를 보면 업셋팅 구간 및 후방압출구간에서 단조하중의 뚜렷한 차이가 없음을 알 수 있다.

그러나 Fig. 14 을 보면 알 수 있듯이, 홈의 형상 또는 유무에 의해 텅거리가 다르게 나타나고 있음을 확인할 수 있다. 즉, m_{fp} 를 0.5로 고정시키고 직각인

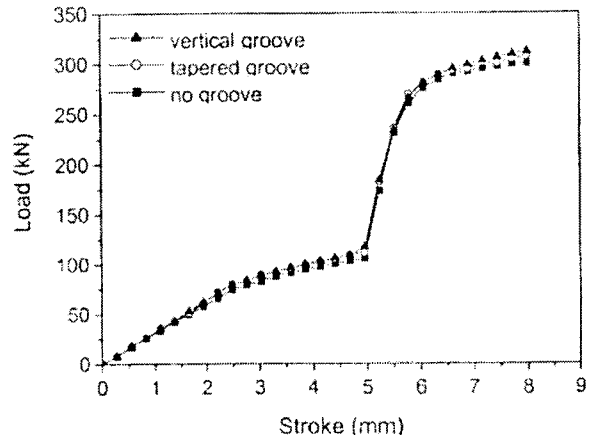


Fig. 13 Load-stroke curves obtained from FE simulations using $m_{fp} = 0.5$ for $m_{fd}/m_{fp} = 0.4, 0.36, \text{ and } 0.3$

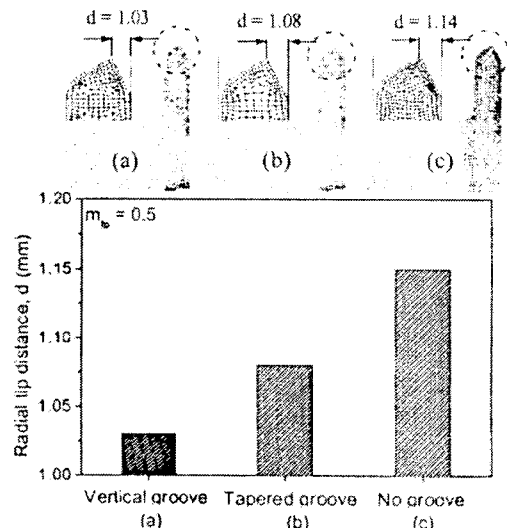


Fig. 14 Change of radial tip distance according to groove geometry with m_{fp} fixed as 0.5

홈과 경사진 홈, 그리고 홈을 고려하지 않고 해석을 수행한 경우 텅거리가 각각 1.03, 1.08, 1.14 mm로 증가하고 있음을 알 수 있다. 결과적으로 $m_{fp} = 0.5$ 인 조건 하에서 단조하중은 홈의 형상 또는 홈의 유무에 관계없이 거의 차이가 없는 반면, 텅거리는 직각인 홈, 경사진 홈, 홈을 고려하지 않은 경우의 순서로 증가하고 있음을 알 수 있다. 따라서, 직각인 홈, 경사진 홈, 홈을 고려하지 않았을 때 각각의 단조하중-텅거리 선도가 실험결과의 단조하중-텅거리 선도 방향으로 이동하므로 같은 텅거리 d/t 에서의 단조하중의 오차는 줄어들고 있음을 확인할 수 있다.

직각인 홈을 고려한 유한요소해석 결과, 금형과 편치의 진단마찰상수의 비는 $m_{fd}/m_{fp} = 0.4$ 이다. 즉, 후방압출공정에서는 편치에서의 마찰조건이 금형에서보다 더 나쁨을 보여준다. 최근에 널리 이용되는 마

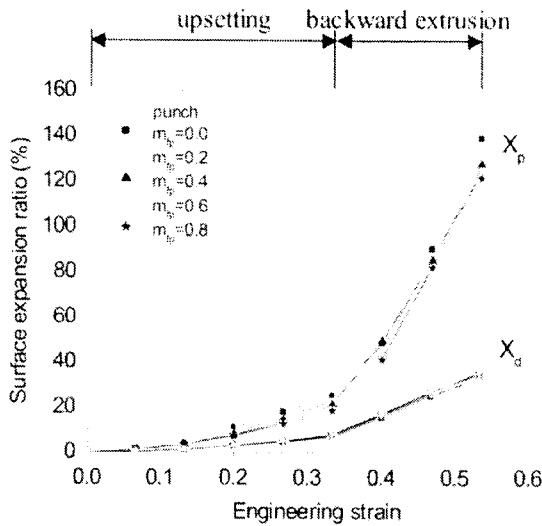


Fig. 15 Change of surface expansion ratio of workpiece along the punch and die according to engineering strain for various shear friction factors

찰 조건 측정법의 하나인 전후방압출 시험법에서도 펀치에서의 마찰계수가 금형에서의 마찰계수보다 더 높게 예측되고 있음을 보여주고 있다.¹⁵⁾ 구체적인 예로써, 윤활제 VG26을 사용한 경우에 펀치에서의 마찰계수는 0.2, 금형에서의 마찰계수는 0.05로 예측되고 있으며 링 압축시험에 의해서 예측된 마찰계수보다 일반적으로 높게 나타나고 있다.¹⁶⁾ 이러한 원인을 고찰해보기 위해 펀치와 금형에 접하는 소재의 표면팽창률을 조사하였다.

2.4 표면팽창률 (surface expansion ratio)

일반적으로 후방압출공정에서의 마찰조건은 펀치와 금형에서의 표면팽창률에 의해서 평가되어진다. 소재의 표면팽창률은 다음과 같이 정의하였다.

$$X_p = \frac{A_{pi} - A_{p0}}{A_{p0}} \times 100 \quad (1)$$

$$X_d = \frac{(A_{di} + A_{ci}) - (A_{d0} + A_{c0})}{A_{d0} + A_{c0}} \times 100 \quad (2)$$

여기에서 X_p 와 X_d 는 각각 펀치와 금형에 접하는소재의 표면팽창률을 의미하며, A_{p0} , A_{d0} , A_{c0} 은 각각 소재의 초기 윗면적, 옆면적, 밑면적을 나타내며, A_{pi} , A_{di} , A_{ci} 은 각각 후방압출공정이 완료된 후의 최종 윗면적, 옆면적, 밑면적을 의미한다.

Fig. 15는 공칭변형률에 따른 소재의 표면팽창률을 보여주는 그림이다. 진단마찰상수에 관계없이 펀치와 금형에 접하는 소재의 표면팽창률은 거의 비슷한 증가양상을 보여주고 있다. 그러나, 업셋팅구간에서는 펀치와 금형에 접하는 소재의 표면팽창률이

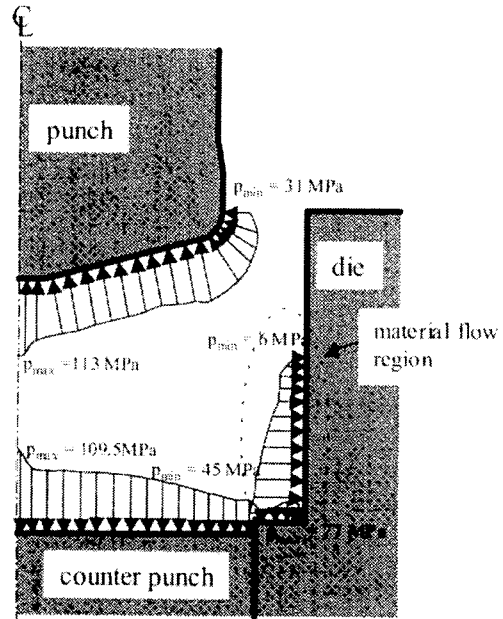


Fig. 16 Pressure distribution along the punch and die-workpiece interfaces at punch stroke of 8 mm for $m_{ip} = 0.5$ and $m_{id} = 0.2$ in the backward extrusion

완만하게 증가하고 큰 차이는 없으나, 후방압출구간에서 펀치에 접하는 소재의 표면팽창률은 금형에 접하는 소재의 표면팽창률에 비하여 매우 가파르게 증가하는 것을 볼 수 있다. 공칭변형률 (펀치 행정: 8 mm)이 0.53에서 펀치에 접하는 소재의 표면팽창률은 평균 126.5%이며, 금형에 접하는 소재의 표면팽창률은 평균 34.8%로서, 펀치에 접하는 소재의 표면팽창률이 금형에 접하는 소재의 표면팽창률보다 3.6배 정도의 차이를 보이고 있다. 따라서, 후방압출공정에서는 펀치의 마찰조건이 금형의 마찰조건보다 나쁨을 이러한 소재의 표면팽창률로부터 그 이유를 찾을 수 있었다.

2.5 펀치와 금형에 작용하는 압력분포

Fig. 16은 $m_{ip}=0.5$, $m_{id}=0.2$ 를 적용한 경우 공칭변형률 0.53 (펀치행정: 8 mm)에서 펀치와 금형에 작용하는 면압의 분포를 보여준다. 펀치에 작용하는 압력은 31~113 MPa이며, 실제 소재 유동이 발생하는 영역 (센터링 목적의 홈을 제외한 영역)에서의 금형에 작용하는 압력은 6~77 MPa로 나타났다. 이 경우 외에도 m_{ip} 를 0.0~0.9까지 변화시켰을 때 펀치에 작용하는 압력은 최소 18 MPa에서 최대 129 MPa까지 변화하며, 금형에 작용하는 압력은 최소 6 MPa에서 최대 87 MPa까지 변화함을 알 수 있었다. 이러한 압력 분포의 차이로부터 펀치에서의 진단마찰상수가 금형에서의 값보다 큰 값을 갖는가에 대한 원인을 찾을 수 있었다.

이러한 결과들로부터, 텃 시험법에 의해서 예측되어진 편치에서의 전단마찰상수 (m_{fp})가 금형에서의 전단마찰상수(m_{fd})와 큰 차이를 보이는 것은 실제 후방압출공정에서 편치에 작용하는 압력이 상당히 클 뿐만 아니라, 편치와 접하는 소재의 변형양상이 복잡하고 소재의 표면생성물이 편치부에서 크기 때문임을 알 수 있었다.

3. 결론

본 연구에서는 실험에서 소재와 금형의 중심이 어긋나지 않도록 하기 위해 사용된 센터링 홈을 유한요소해석에 고려하기 위해 홈의 형상 또는 유무에 대하여 연구를 하였다. 직각인 홈, 경사진 홈, 홈을 고려하지 않은 경우의 유한요소해석 시에 편치와 금형에서의 전단마찰상수의 비, m_{fd}/m_{fp} 는 0.4, 0.36, 0.3으로 감소하였고, 같은 텃거리에서의 단조하중에 대한 오차는 12.4~15.7, 10.3~12.9, 6~6.2%로 점차 감소함을 알 수 있었다. 이로부터 소재의 변형양상이 변화함을 확인하였다.

또한, 직각인 홈을 고려한 유한요소해석 결과로부터 금형과 편치에서의 전단마찰상수의 비가 $m_{fd}/m_{fp} = 0.4$ 임을 알 수 있었다. 이러한 결과는 편치에서의 마찰조건이 금형에서의 마찰조건보다 더 나쁨을 의미한다. 이는 편치에 접하는 소재의 표면생성물이 금형에 접하는 소재의 표면생성물보다 상대적으로 크고, 또한, 금형보다는 편치에 작용하는 압력이 크기 때문에 나타나는 결과임을 알 수 있었다.

감사의 글

본 연구에 많은 도움을 주신 저희 실험실 김수영 박사님과 천재승님께 깊은 감사의 말씀을 드립니다.

참고문헌

- (1) Chen, C. C. and Kobayashi, S., 1978, "Rigid-plastic Finite-element Analysis of Ring Compression," In: Armen, H. and Jones Jr., R. F. (Edtrs.): Applications of Numerical Methods of Forming Processes, AMD, New York, Vol. 28, pp. 163~174.
- (2) Petersen, S. B., Martins, P. A. F., and Bay, N., 1998, "An Alternative Ring-Test Geometry for the Evaluation of Friction under Low Normal Pressure," *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 79, pp. 14~24.
- (3) Im, Y. T., Vardan, O., Shen, G., and Altan, T., 1988, "Investigation of Metal Flow in Non-Isothermal Forging Using Ring and Spike Test," *Annals of CIRP*, Vol. 37, pp. 225~230.
- (4) Isogawa, S., Kimura, A., and Tozawa, Y., 1992, "Proposal of an Evaluation Method on Lubrication," *Annals of CIRP*, Vol. 41, pp. 263~266.
- (5) Nishimura, T., Sato, T., and Tada, Y., 1995, "Evaluation of Frictional Conditions for Various Tool Materials and Lubricants using the Injection-Upsetting Method," *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 53, pp. 726~735.
- (6) Shen, G., Vedhanayagam, A., Kropp, E., and Altan, T., 1992, "A Method for Evaluating Friction Using a Backward Extrusion-type Forging," *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 33, pp. 109~123.
- (7) Buschhausen, A., Weinmann, K., Lee, J. Y., and Altan, T., 1992, "Evaluation of Lubrication and Friction in Cold Forging Using a Double Backward-Extrusion Process," *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 33, pp. 95~108.
- (8) Nakamura, T., Bay, N., and Zhang, Z., 1998, "FEM Simulation of a Friction Testing Method Based on Combined Forward Conical Can-Backward Straight Can Extrusion," *Transactions of the ASME, Journal of Tribology*, Vol. 120, pp. 716~723.
- (9) Nakamura, T., Zhang, Z. L., and Kimura, H., 1996, "Evaluation of Various Lubricants for Cold Forging Processes of Different Aluminium Alloys," *ICFG Do. No 2/96*.
- (10) Im, Y. T., Cheon, J. S., and Kang, S. H., 2002, "Determination of Friction Condition by Geometrical measurement of Backward Extruded Aluminum Alloy Specimen," will Appear in *Transactions of the ASME, Journal of Manufacturing Science and Engineering*.
- (11) Im, Y. T., Kang, S. H., and Cheon, J. S., 2001, "Finite Element Simulation of Tip Test with an Aluminum Alloy," *Proceedings of Achievements in Mechanical and Materials Engineering*, Poland, pp. 255~258.
- (12) Lee, C. H. and Kobayashi, S., 1973, "New Solutions to Rigid-Plastic Deformation Problems Using a Matrix Method," *Transactions of the ASME, Journal of engineering for industry*, Vol. 95, No. 3, pp. 865~873.
- (13) Kwak, D. Y., Cheon, J. S., Kim, S. Y., Lee, G. A., and Im, Y. T., 2000, "Development of PC-based Simulation System for Metal Forming," *KSTP Transactions of Materials Processing*, Vol. 9, pp. 233~241.