

Al7075합금의 정밀단조시 금형설계와 단조조건의 영향(I)

- 실험과 상계해석을 중심으로 -

이영선, 이정환, 정형식, 이상용, 이동원
한국기계연구원

The Effect of Die Design and Process Condition in Precision Forging for Al7075 Alloy (I)

Y.S.Lee, J.H.Lee, H.S.Chung, S.Y.Lee, D.W.Lee
Korea Institute of Machinery & Materials

Abstract

Aluminium alloy have been used extensively as forging materials for aircraft components due to their high specific strength and corrosion resistance. A large portions of these materials are used as airframe components consisted of various combination of such Rib-Web structure. But the problem of high forging pressure and defect which were caused by narrow Rib thickness prevented from the favorable developments and laboratory scaled trials. In this study, optimization of forging variables such as corner radius and temperature in Rib-Web structure were established. The 2 mm of corner radius minimized the forging pressure to get the fixed Rib height, which well coincided with theoretical result according to Upper-Bound analysis. And optimum workpiece temperature was below 450 °C in consideration of grain growth and forging defects by local melting.

1. 서론

알루미늄 합금은 경량일 뿐 아니라, 열전도도, 전기전도도 및 내식성이 우수하고 비자성, 무독성이며 시효경화형 합금에서는 비강도가 큰 특성을 갖고 있다. 이와 같은 특성 때문에 알루미늄합금은 자동차 및 항공기 부품으로 널리 사용되고 있는데, 특히 Al-Zn-Mg-Cu 계열의 7075 합금은 비강도가 우수하여 신뢰성과 안전성이 요구되는 항공기용 구조 부품 소재로 적용되고 있다.¹⁾³⁾ 항공기 구조 부품에 있어서 대부분의 경우는 두께가 5 mm 이하의 복잡한 Rib-Web 구조를 가지고 있기 때문에, 이러한 부품을 정밀 단조할 경우 매우 큰 단조 압력이 요구될 뿐 아니라 제품 결함의 발생이 빈번하여 제조 공정상의 난이도가 높으므로 현재까지는 대부분 열간 단조후 기계 가공에 의존하고 있는 실정이다.⁴⁾ Rib-Web 형상부품의 정밀단조 기술을 좌우하는 것은, Rib 두께, Rib 와 Web 의 두께비, 금형과 소재의 윤활 상태, 금형과 소재 온도 및 Rib 와 Web 모서리부의 코너 반경 등 여러가지 요인에 의해서 결정된다. 이중 대부분의 요인은 제품의 치수 및 작업 조건에 따라 고정될수 있으며, 정밀단조에 영향을

미치는 주요 변수로는 소재 가열 온도 및 코너 반경을 들 수 있다. 소재 가열 온도의 경우는 단조시 금속의 유동응력과 변형 저항을 결정하는 중요한 변수이며,⁵⁾ 코너 반경의 경우 Web 부에서 Rib 부로의 금속의 흐름(Metal Flow)과 관련하여 단조 압력에 큰 영향을 미치게 된다. 본 연구에서는 Rib-Web 형태의 모델 금형의 정밀 단조 실험을 통하여 코너 반경 및 소재 가열 온도의 영향을 실험적으로 조사하였고, 상계 해석법(Upper Bound Theory)⁶⁾ 을 이용한 이론해석을 통해 해석 결과와 비교 분석함으로써 성형성을 향상시킬 수 있는 정밀 단조 공정 조건을 제시하고자 하였다.

2. 실험 방법

Rib-Web 형태의 정밀 열간 단조 실험을 위한 시편은 Al 7075 압출 봉재를 직경 20 mm, 높이 20 mm를 사용하였다. 정밀 단조를 위한 금형 및 펀치의 재질은 열간 단조 금형 소재로 널리 사용되는 SKD 61 종을 사용하였고, 모델 금형의 치수 및 형상을 그림 1에 나타내었다. 이때 펀치의 코너 반경은 정밀단조의 범위를 고려하여 0, 1, 1.5, 2, 3 mm 로 변화시켰다. 실제 Rib-Web 형태의 항공기 부품에 있어서 Web 의 크기와 Rib 의 두께비(H/h) 은 수십배 수준으로 매우 큰 비율을 가지고 있지만 본 실험의 경우는 코너반경의 효과를 관찰하기 위하여 Rib 두께를 3 mm 로 하였다. 단조시 금형과 소재가 접촉하는 부위의 마찰 저항력을 감소시키기 위한 윤활처리는 금형과 소재를 200°C 로 예열후 수성 흑연 윤활제(Delta Forge 907, 희석비:1/2)를 사용하며,⁷⁾ 소재는 윤활 용액에 1초간 침적하는 방법으로, 금형은 분사식으로 처리하였다. 알루미늄 합금의 열간 단조 온도는 재결정 온도(약 220°C) 보다 높은 350°C 와 500°C 사이에서 주로 수행되므로,⁸⁾ 단조 실험시의 소재 온도는 350, 450, 500°C 로 변화시켰다. 금형의 예열 온도는 단조시 소재온도와 함께 설정하는 것(Isothermal Forging)이 다이 칠링(Die Chiling)의 효과를 최소화 하는 측면에서 바람직하지만, 고온 예열에 의한 금형 재질의 연화가 우려되어 200°C 로 고정하였다. 열간 정밀 단조를 위해 윤활 처리한 금형과 소재를 목표 온도 보다 약 50°C 높은 온도에서 20 분 가열후 100 톤 용량의 유압 프레스에서 단조를 수행하였는데, 이때 50°C 높은 온도에서 가열한 이유는 소재와 금형이 가열로에서 프레스로 이송될 때 대기중에서 냉각되므로, 실제 단조시의 소재와 금형온도를 목표 온도로 맞추기 위함이었다. 단조시의 램속도는 1 mm/sec로 고정하였고, 단조가 진행됨에 따라 점차적으로 증가되는 단조력은 450 KN 으로 고정하였다. 이때 얻어진 Rib-Web 형태의 제품으로 부터 Rib 높이를 측정하여 코너 반경과 소재 온도에 따른 단조 압력의 효과를 상대 비교하였으며, 제품의 중앙부 절단면을 마크로(macro) 부식하여 금속 흐름(Metal Flow)을 관찰하였으며 이를 상계해석에 이용하였다.

3. 실험 결과 및 고찰

그림 2 는 소재 가열 온도를 450°C 로 고정한 경우에 단조후 얻어진 시편에서 측정 한 코너 반경에 따른 Rib 높이를 나타낸다. 코너 반경이 0 mm 에서부터 2 mm 까지 증가할 때 Rib 높이는 12 mm 에서 18 mm 로 증가하다가, 3mm 의 코너 반경에서는 Rib 높이가 다시 10 mm 로 감소하는 결과를 얻을수 있었다. 즉 코너 반경이 2 mm 일 경우가 일정한 단조 압력에서 최대의 Rib 높이를 얻을 수 있는 조건임을 알수 있

으며, 이는 코너 반경이 2 mm 일 경우에 재료의 유동이 가장 용이하여 임의의 Rib 높이를 얻기 위한 소요단조 압력이 최소화되는 것을 의미한다. 재료의 유동은 시료의 중앙 절단면을 마크로 부식함으로써 관찰이 가능하였으며, 그 결과를 그림 3 에 나타내었다. 그림 3의 결과를 볼 때 재료가 Web 부에서 Rib 부로 유동하는데 있어서 크게 두 개의 속도 불연속면(Velocity Discontinuity)을 거치고 있음을 알 수 있었으며, 이러한 불연속면이 이루고 있는 각은 각 시료에서 서로 상이함을 알 수 있었다. 속도 불연속면이 이루는 각의 변화에 따른 소요 압력의 정성적인 이론적 계산을 위한 방법 중 상계해법을 선택하여 해석하였다. 금형 구조 및 시편 치수가 결정될 경우 실제 발생하는 재료 유동은 전단응력 에너지의 총합이 최소가 되도록 속도장을 만들며 유동할 것이다. 본 해석에서는 실험 모델의 특징상 평면 변형(Plane Strain) 하에서 해석하였다. 본 실험 시편의 재료 유동 형상을 볼 때 그림 4, a) 와 같은 속도장을 설정할 수 있었으며, 이에 따라 설정된 호도그래프는 그림 4, b) 에 나타내었다. 한편 본 시료의 단조 모드는 단순 후방 압출 형태와 거의 유사함을 알 수 있는데, 단순 후방 압출의 경우, 압출이 시작될 때 압출 하중은 전단 응력 및 금형과의 마찰력을 극복하면서 점차 증가하다가 압출재가 금형밖으로 빠져나가기 시작하는 순간부터는 일정한 하중을 유지하면서 압출이 계속 진행되는 정상 상태(Steady State)를 갖게된다. 상계해석에 있어서의 속도장 선정은 주로 이러한 정상 상태의 경우에 고려된다.⁹⁾ 즉 그림 4, a) 의 경우에 상부 금형과 Rib부가 접촉하는 금형부 길이를 Rib 높이와 같게 한 단순 후방압출로 고려할 경우, 그림 3 에서 얻어진 각 시편의 금속 유동 형상은 후방 압출이 정상 상태로 시작될 때의 유동 형상으로 간주할 수 있다. 즉 그림 3 에서 설정된 각각의 금속 유동 형상에서의 상계해석 결과는 정상 상태에서의 압출 하중을 상대 비교할 수 있으므로 이 결과와, 본 실험에서 수행한 동일한 단조 압력하에서 얻어진 Rib 높이와의 관계를 서로 비교 분석할 수 있다. 그림 3 에서의 금속 유동 형상을 볼 때 영역 그림 4, a) 에 표시한 ABC 영역 내의 속도 V_{ob} 의 방향은 AB면과 정확히 수평을 이루고 있지 않으나, 그림 4, a) 에서의 속도장에서는 속도 V_{ob} 의 방향을 AB면과 수평으로 설정하였다. 실제로 V_{ob} 의 방향과 AB면이 수평을 이루지 않는 이유는 속도 V_{oa} 방향과 AB 면이 서로 수직을 이루고 있으므로, AB면에서 매우 큰 마찰 저항력이 작용하기 때문이다. 그러나 이러한 마찰 효과는 모두 동일하여 코너 반경에 따른 단조 압력을 상대 비교하는데는 그 영향이 거의 없을 것으로 판단되었다. 정상 상태의 금속유동하에서 상계해석의 기본식은

$$\begin{aligned} dW/dt &= P_o H V_{oa} \\ &= \int k V^* dS \text{ ----- 1)} \end{aligned}$$

로 표현된다. 여기서 P_o 는 정상 상태에서의 압출 하중, H 는 Web 의 길이, V_o 는 정상상태에서의 램속도, k 는 Von Mises 조건을 만족하는 등가전단응력(재료, 온도 및 변형속도가 고정될 경우의 재료 상수), V^* 는 각 속도장 경계에서의 속도 불일치량이고 S 는 속도 경계의 길이이다. 한편 그림 4, a) 에서 속도장 경계의 길이 $[BC]$, $[AB]$ 는

$$z = h \cot \theta, [BC]^2 = z^2 + h^2 \text{ 으로 부터}$$

[BC] = h cot θ (1+tan² θ)^{1/2} ----- 2) 로 표현되고

x = H/h 로 정의하면

[AB] = h cot θ (1+ x tan² θ)^{1/2} ----- 3) 로 표현된다.

한편 속도 불일치량 Vab* , Vbc* 은

Voc = Voa H/h = x Voa , Vob = Voc tan θ , Vab*² = Voa² + Vob² 으로부터

Vab* = Voa (1+x²tan² θ)^{1/2} ----- 4) 로 표현되고

Vbc* = Voa x (1+tan² θ)^{1/2} -----5) 로 표현된다.

식 2), 3), 4), 5) 를 식 1) 에 대입하여 계산하면

Po = {k/ (HVoa)} { [AB] Vab* + [BC] Vbc* }

= k { (x+1)/x } cot θ (1+ x tan² θ) ----- 6) 로 표현된다.

한편 Po 를 최소화시키는 임계 θ_{crit} 값은 식 6) 을 미분하여 구할수 있다.

dPo/d θ = { (x+1)/x } { sec² θ (x tan² θ -1) / tan² θ } = 0

1 = x tan² θ , $\theta_{crit} = 21.2^\circ$

즉 주어진 Rib높이를 얻는데 있어서 단조 압력 Po 를 최소화 시킬수 있는 조건은 θ 를 임계값인 21.2° 로 형성되면서 금속이 유동할 경우로 생각할수 있다. 한편 그림 2 의 결과에서의 실험적인 θ_{crit} 은 코너반경이 2 mm 부근에서 나타났음을 알수 있었다. 그림 5 와 그림 6 은 식 6) 에서 Po/k 와 θ 의 이론적인 관계와 코너 반경과 θ 의 실험적인 관계를 나타내었다. 두 결과를 비교하여 볼 때 단조 압력을 최소화시킬수 있는 펀치의 코너반경은 약 2.4 mm 임을 알수 있었다. 이러한 상계해석의 결과는, 450 KN 의 일정한 단조력 하에서 코너반경이 2 mm 인 펀치를 사용할 때 최대의 Rib 높이를 얻은 실험적인 결과와 그 경향이 일치한다. 그림 7 은 코너 반경을 2 mm 로 고정할 경우에 있어서 소재 온도에 따른 Rib 높이를 측정된 결과이다. 소재 온도가 350°C 에서 450°C 로 증가할 때 Rib 높이는 12 mm 에서 20 mm 수준으로 증가하였으며, 소재 온도가 500°C 로 더욱 증가할 경우의 Rib 높이는 큰 증가량을 보이지 않았다. 이는 200°C 의 금형 온도하에서 소재 온도가 증가할 경우 온도차가 증가하므로 금형과 소재의 접촉면에서 다이 칠링(Die Chilling) 에 의한 마찰 효과가 증가했기 때문이다. 실제로 금형과 소재온도를 갖게한 항온 단조의 경우는 다이칠링 효과가 거의 없기 때문에 매우 낮은 마찰 저항으로 단조시 소재의 유동이 수월할 뿐아니라 제품 내부 및 표면에서 균일한 기계적 특성을 얻을수 있는 장점이 있다. 그러나 통상 침탄 처리후 급냉 및 소려 처리 (Quenching & Tempering)에 의해 제조되는 열간 단조 금형은 소려온도 이상에서 기계적 특성이 급격히 저하되기 때문에 항온단조는 특수 용도에 한하여 제한되며, 대부분의 열간 단조는 다이칠링을 최소화하는 방안으로 수행된다. 특히 항공기 부품 및 레저 부품 소재로 널리 사용되는 상용 알루미늄 (7075, 2024, 6061 계 등) 소재의 경우, 약 500°C 이상의 온도에서는 결정립 성장과 결정립 표면에 국부적인 용해가 발생하여 취성이 증가하므로 인장 강도 및 연신율이

저하되고,¹⁰⁾ 이런 측면에서 볼 때 단조품의 기계적 특성을 향상시키면서 다이칠링에 의한 마찰저항을 최소화 하기 위해서는 표면결정립 성장이 발생되지 않는 조건하에서 단조온도를 약 450°C 이하로 최고온도를 선정하는 것이 바람직하다.

4. 결 론

알루미늄 7075 상용 합금 소재를 이용하여 펀치의 코너 반경과 단조 온도를 변화시켜 Rib-Web 정밀 열간 단조 실험을 수행한 결과 다음의 결론을 얻었다.

- 1) Rib와 Web의 폭이 3:20일 때 Rib 부와 Web 사이의 코너 반경이 2 mm 인 경우에 동일한 성형력으로 최대의 Rib 높이를 얻을수 있음을 실험적으로 확인하였다.
- 2) 코너 반경이 변화된 단조품의 금속 유동을 관찰하여 금속 유동 형상에 따른 성형 압력의 관계를 상계해법으로 조사하였으며, 그 결과 속도 불연속면과 중심선과의 각이 21.2° 일 때 성형압력이 최소가 되며 이때의 코너반경은 실험시편의 Metal Flow를 관찰한 결과 2~3mm 사이에서 존재함을 알 수 있었다.
- 3) 다이 예열온도가 200°C 일 경우, 재료 유동시 마찰 저항력의 감소 및 단조품의 기계적 특성 향상을 위해서는 단조온도를 약 450°C 이하에서 표면결정립성장이 발생 되지 않는 최고온도를 선정해야 한다. 이는 결정립이 성장된 소재는 응력부식에 매우 약하므로 내응력부식성이 요구되는 항공기부품에 적용이 곤란하기 때문이다.

참 고 문 헌

- (1) D. J. Altenpohl, 1986, Aluminium Technology, Book 1, Plenary Session (The Institute of Metals), pp. 17
- (2) A. Wilm, 1971, Metallurgy, Vol. 8, pp. 225
- (3) D. S. Thomson, 1976, Symp. of Aluminium Alloys in Air-craft Industry, Turin, pp. 115
- (4) Jon E. Jenson, 1970, Forging Industry Handbook, pp. 215
- (5) Chen C. C., 1979, Lubrication Challenges in Metal Working and Processing, 2nd. Int. Conf., pp. 147
- (6) William F. Hosford, 1983, Metal Forming, Mechanics and Metallurgy, pp. 146
- (7) Cook C. R., 1979, AIAA/SAE/ASME 15th Joint Propulsion Conf., pp. 1
- (8) ref. (5)
- (9) Avitzur, 1968, Material Science and Engineering Series, Metal Forming Process and Analysis, pp. 163
- (10) Jon E. Jenson, 1970, Forging Industry Handbook, pp. 217

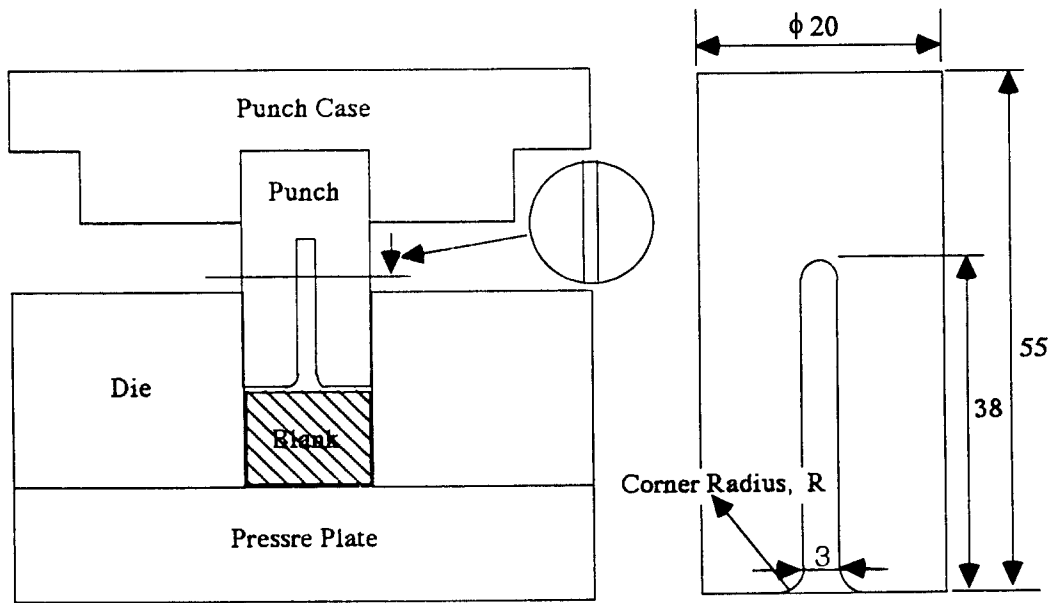


Fig. 1 Schematic diagram of forging die and punch

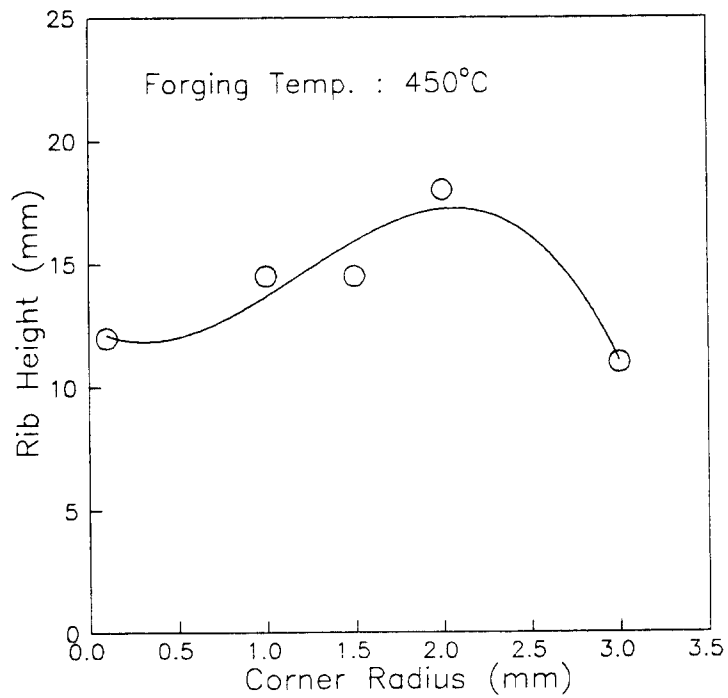


Fig. 2 Rib height of forged samples with different corner radius

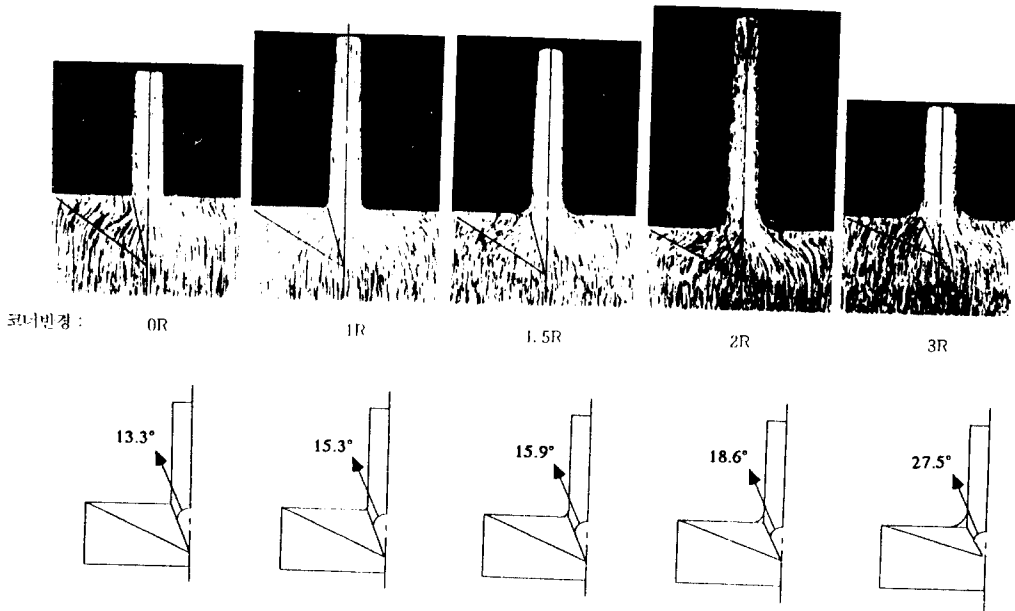


Fig. 3 Macrostructures and velocity discontinuities observed in forged Rib-Web prototype samples

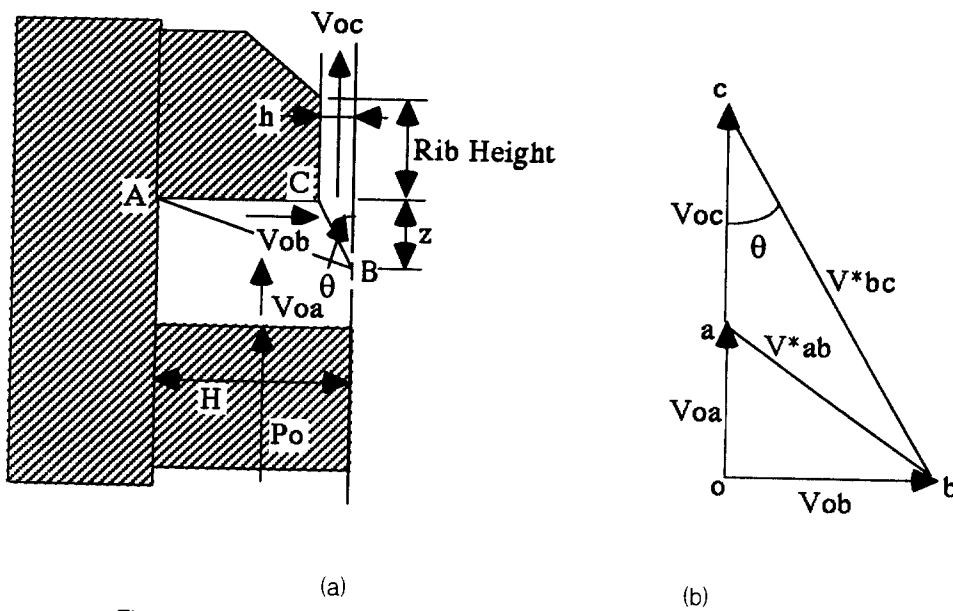


Fig. 4 Schematic diagram of selected velocity region (a) and related hodograph (b) for Upper-Bound analysis

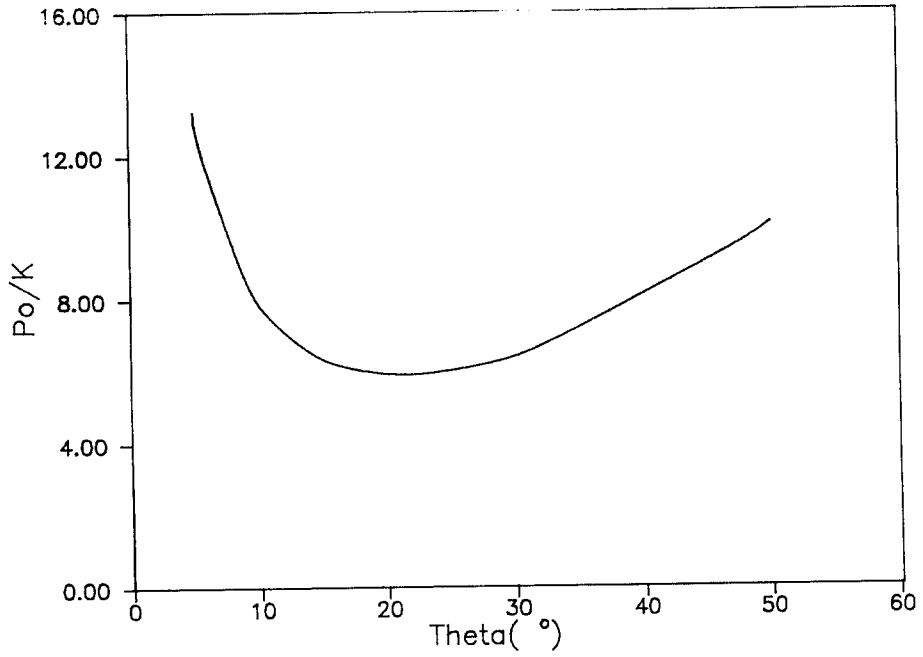


Fig. 5 Po/k value with different theta calculated by Upper-Boundary analysis

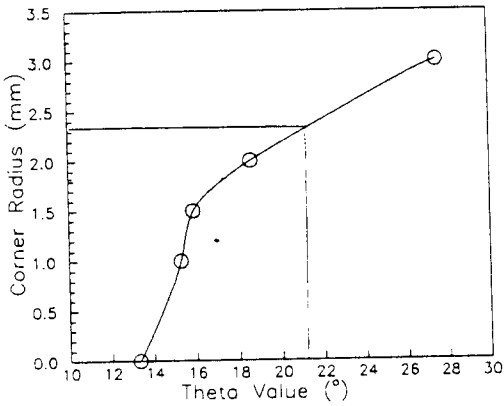


Fig. 6 Corner radius with different theta value observed in forged sample

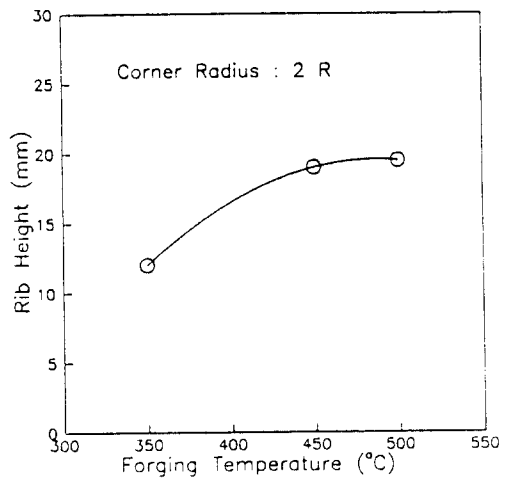


Fig. 7 Rib height of forged samples with different forging temperature