

티타늄-6242 디스크의 열간단조를 위한 공정설계

박 종진
홍익대학교 기계공학과

A Process Design for Hot-Forging of a Titanium-6242 Disk

Jong Jin Park
Department of Mechanical Engineering, Hong-Ik University

ABSTRACT

Titanium-6242 ($\alpha+\beta$) alloy has been used for aircraft engine components such as disks and blades, because it has an excellent strength/weight ratio at high temperatures. When this material is forged to manufacture disks, process parameters should be carefully designed to control strain and temperature distributions within the process windows by which desirable mechanical properties can be produced. In the present investigation, it was intended to design the process parameters for a conventional hot forging of this material by using a rigid-thermoviscoplastic finite element analysis technique. It was assumed that the process was performed by a screw press which is capable of maintaining a constant ram speed during loading. From the analysis result, it was found out that the initial temperature of the workpiece and the die shape were important parameters to control the forging process. In result, these parameters were properly designed for hot forging of a disk with specific dimensions.

Key Words: Process Design, Titanium, Hot Forging, Disk Forging, Finite Element Method, Screw Press, Rigid-Thermoviscoplasticity

1. 서 론

티타늄 합금은 비교적 고온에서 비강도가 높음으로 인하여 초합금, 알루미늄합금

과 같이 비행기 엔진부품이나 구조부품등에 많이 이용되고 있다. 이 합금은 합금성분에 따라 차이는 있지만 일반적으로 사용온도 300-500°C에서 항복강도 800-1000 MPa을 유지하는데 상온에서의 미세구조 안정도에 따라 α , $\alpha+\beta$, β 합금으로 구분한다. 이러한 합금에 단조등의 소성가공을 가할 경우 변형과 열이력(thermo-mechanical history)에 따라 미세구조가 변화되고 결과적으로 기계적 성질이 변화하게 된다. 따라서 원하고자 하는 기계적 성질을 얻기 위해서는 적합한 변형과 열이력을 발생시킬 수 있는 정확한 공정설계(process design)를 수행하여야 한다^[1].

티타늄-6242($\alpha+\beta$)은 β 변태온도 이상에서 강도가 크게 서하되므로 이 온도범위에서 가공하면 단조하중이 크게 감소하지만 미세구조의 크기가 증대됨으로 연성이 저하되는 문제가 발생한다^[2,3,4]. 따라서 단조공정중 소재의 최고온도는 β 변태온도인 995°C를 넘지 말아야 한다. 또한 이 소재의 유동응력은 온도, 변형률, 변형률속도에 크게 의존하는데 변형률 1.0, 변형률 0.5/sec의 경우 온도 900°C에서 약 50°C의 변화에 따라 유동응력은 약 40%의 큰 변화를 나타낸다. 따라서 열간단조의 경우 소재내의 온도분포 불균일정도를 알맞게 조절하지 않으면 변형이 매우 불균일하여 변형결함(flow defect)이나 바람직 하지 못한 미세구조가 형성될 수 있다. 그리고 이 합금은 900°C 이하의 온도에서는 변형률의 증가에 따라 유동응력이 감소하는 유동연화(flow softening)가 뚜렷이 나타나는데 이 현상도 변형결함을 발생시키는 요인으로 작용하므로 단조공정중 이 소재의 최저온도는 900°C 이상이어야 한다. 요약하면 이 합금의 단조공정은 금형형상, 금형과 소재의 초기온도, 금형속도등을 조절하여 공정중 소재의 온도가 900°C와 995°C 사이에 있어야 하며 변형결함등이 발생하지 않도록 하여야 하는 것이 중요하다. 따라서 본 연구에서는 티타늄-6242($\alpha+\beta$) 합금으로 엔진디스크의 열간단조시 발생하는 변형과 열이력을 유한요소해석으로 추적하고 이를 바탕으로 최적 공정조건을 구하여 보았다.

2. 공정설계

티타늄합금의 단조시 이러한 까다로운 공정조건을 만족시키기 위하여 소재와 금형의 온도를 공정중 동일하게 유지하는 등온단조(isothermal forging)기술이 개발되었다. 이 기술은 소재의 온도를 일정하게 유지할 수 있는 장점이 있으나 고가설비로 인하여 다량생산의 경우 이외에는 일반적으로 이용이 제한된다. 이 기술의 고가설비문제를 해결하기 위해서 고온금형단조(hot-die forging)기술이 개발되었다. 이 기술은 금형온도를 소재온도보다 약 300-400°C 정도 낮은 온도까지 가열하여 단조하는 것으로 종래의 열간단조시 소재와 금형과의 큰 온도차이에 의하여 발생하는 온도와 변형의 불균일정도를 크게 낮출 수 있다. 이 기술은 등온단조와 같이 근사정형단조(near-net shape forging)를 수행할 수 있으므로 소재손실과 기계가공비를 줄일 수 있는 장점이 있다. 최근에 발표된 연구결과에 의하면 이러한 고온금형단조기술에 의한 티타늄합금 디스크의 근사정형단조가 성공적으로 수행될 수 있음을 보여주었다^[5]. 그림 1에 근사정형단조형상과 기계가공형상이 비교되어 있다. 금형형상을 보면

얇은 살두께와 작은 드래프트각을 사용하여 소재손실과 기계가공량을 최대한으로 감소시켰다. 하지만 폐쇄단조(closed die forging)로써 최종단계에 우측상부의 돌출부위가 역압출형태로 형성되면서 하중이 급증하게 됨으로 인하여 고용량의 프레스가 필요한 것이 문제점으로 나타났다. 따라서 본 연구에서는 금형설계를 폐쇄단조에서 자유단조(open die forging)로 전환하여 하중의 급증을 완화하고자 하였다. 이 경우 금형과 접촉하는 소재부위는 냉각이 심하게 발생함으로 이를 방지하기 위하여 가압시간이 짧은 스크류프레스의 사용을 가정하였다. 최근에 개발된 스크류프레스는 플라이휠일과 스크류사이의 고정연결이 없으므로 플라이휠은 항상 한 방향으로만 회전하며 매 스트록마다 스크류는 플라이휠에서 분리되어 소재에 가공에너지를 전달하게 된다^[6]. 타격후 독립적인 유압시스템에 의하여 램은 짧은 시간에 상단으로 이동하게 된다. 또한 이러한 프레스는 타격시 일정한 속도를 유지할수 있으며 램의 위치에 관계없이 최대 가공에너지를 전달할 수 있는 특징이 있다.

본 연구에서 사용된 소재는 지름 200mm, 높이 300mm인 원통형이며 상하부 금형의 온도는 250°C로 가정하였다. 상부금형은 500mm/sec의 속도로 하강하며 하부 금형은 정지되어 있다. 금형과 소재의 접촉면에 사용되는 윤활제는 유리분말이다. 이 유리분말의 열전달계수는 접촉면에서의 압력에 따라 크게 변화하는데 비가압시 열전달계수는 가압시 열전달계수의 20%로 가정하였다^[7]. 스크류프레스의 분당 타격수를 20회로 가정하면 타격회수가 5회인 단조가공의 경우 비가압시간과 가압시간의 비가 약 30:1이 되므로 유한요소해석에 사용되는 열전달계수를 가압시 열전달계수의 7배로 하면 스크류프레스의 단조공정은 총 가압시간동안 계속적으로 하강하는 단조공정과 유사하게 된다. 본 연구에서는 이와같은 가정으로 유한요소해석을 수행하였다. 해석에 사용된 공정조건은 다음과 같다:

- $k_{1W} = 28.8 \text{ N/S/K}$ (소재의 열전도 계수)
- $k_{1D} = 18.5 \text{ N/S/K}$ (금형의 열전도 계수)
- $\rho_{CW} = 4.54 \text{ N/mm}^2/\text{K}$ (소재의 체적당 비열)
- $\rho_{CD} = 3.52 \text{ N/mm}^2/\text{K}$ (금형의 체적당 비열)
- $\sigma \epsilon = 28.4 \cdot 10^{-13} \text{ N/mm/S/K}^4$ (Stefan-Boltzmann constant * emissivity)
- $h = 0.009 \text{ N/mm/S/K}$ (대류 열전달 계수)
- $h_{lub} = 7.0 \text{ N/mm/S/K}$ (윤활제의 열전달 계수)
- $m = 0.3$ (소재와 금형접촉면의 마찰계수)

티타늄합금의 단조시 발생하는 국부유동은 전단띠(shear band)의 형태로 나타나는 데 가공후 파괴를 발생시키는 결함으로 남게된다. 이러한 국부유동은 열간단조의 경우 유동응력의 온도와 변형률에 대한 민감성과 공정조건(금형형상, 초기온도, 금형 속도등)에 따라서 결정된다고 하였다. 열간단조에서 국부유동발생을 예측하기 위한 불안정변형조건이 다음과 같이 파라미터 S로 제시되었다^[5].

$$S = \frac{d \ln \dot{\epsilon}}{dx} = - \frac{\frac{1}{\sigma} \left(\frac{\partial \sigma}{\partial T} \Big|_{\epsilon, \dot{\epsilon}} \right) \frac{dT}{dx}}{m} \quad (1)$$

위에서 보여지듯이 S는 유동응력특성과 온도구배의 곱으로 표현되어 있다. 이 합금의 경우 국부유동의 발생을 나타내는 S의 임계값은 아직 알려져 있지 않지만 값이 클수록 발생가능성이 높다. 티타늄-6242($\alpha+\beta$)의 경우 유동응력으로부터 $-\frac{d\sigma}{dT}=1.3$, $m = 0.18$ 을 구할 수 있다. 이러한 국부유동은 작게는 몇십 μm 의 폭을 갖는 띠로 발생됨으로 유한요소해석만으로는 감지하기 어려울 경우가 있다. 그러므로 본 연구에서는 해석결과인 요소변형과 변형률분포의 조사와 더불어 변형률과 온도구배가 큰 부분에 대하여 $\frac{dT}{dx}$ 값을 구하고 파라미터 S의 값을 계산하여 보았다.

3. 유한요소해석

이와같이 티타늄합금 단조공정은 형상이외에도 소재성형시 결함이 없고 우수한 미세구조가 형성되도록 공정조건을 설계하여야 한다. 이러한 설계를 위해서는 공정조건이 소재의 변형과 소재내의 온도분포에 미치는 영향을 정확히 해석할 수 있어야 한다. 이는 강소성 유한요소해석(rigid-viscoplastic finite element analysis)와 열전달 유한요소해석(heat transfer finite element analysis)을 연계함으로써 가능하게 되었다^[8]. 이러한 해석기술을 응용함으로써 공정조건설계시 정확성을 기할 수 있게 되었고, 또한 시간과 비용을 절감할 수 있게 되었다^[9,10,11]. 열간단조공정을 해석하기 위하여 본 연구중 개발된 열강점소성 유한요소 프로그램을 사용하였다. 이 프로그램에 사용된 기본이론과 주요수치해석기법은 참고문헌에 자세히 설명되어 있다^[12,13]. 참고로 변형해석과 열전달해석에 사용된 가중잔류식(weighted residual equations)은 다음과 같다.

$$\int_V \bar{\sigma} \delta \bar{\epsilon} dV + K \int_V \dot{\epsilon}_v \delta \dot{\epsilon}_v dV - \int_{S_f} F_i \delta u_i dS = 0 \quad (2)$$

$$\int_V k_1 T_{,i} \delta T_{,i} dV + \int_V \rho c T \delta T dV - \int_V C \sigma_{ij} \dot{\epsilon}_{ij} \delta T dV - \int_{S_q} q_n \delta T dS = 0 \quad (3)$$

여기서 $\bar{\sigma}$ 는 유동응력, $\bar{\epsilon}$ 은 유효변형률속도, K는 벌칙상수, $\dot{\epsilon}_v$ 는 체적변형률속도, F_i 는 표면응력, u_i 는 질점의 속도성분이다. 또한 k_1 은 소재의 열전달계수, T는 온도, \dot{T} 는 온도변화율, ρc 는 단위체적당 비열, C는 변형에너지의 열발생비율, σ_{ij} 는 응력성분, $\dot{\epsilon}_{ij}$ 는 변형률속도성분, q_n 은 표면의 단위면적당 열량이다.

3.1 설계 1

설계 1에서 시도한 공정설계는 축대칭성과 상하대칭성을 이용하여 그림 2에 도시

되어 있는 유한요소망으로써 해석을 수행할 수 있다. 이 그림에서 O-A-M-N-O는 소재, A-B-E-H-K-P-T-Z-A는 상부금형을 나타낸다. O-A는 소재의 중심선, O-N은 소재의 상하대칭선, A-Z는 금형의 중심선으로써 이 선들을 가로 지르는 열이동은 없다. 경계 A-B는 접촉면으로써 전도열전달과 마찰열이 발생한다. 경계 B-M-N과 경계 B-E-H-K-P-T는 초기에는 대기와 접해 있어 복사와 대류열전달이 발생한다. 하지만 이 경계들은 단조공정이 진행됨에 따라 변화하게 된다. 경계 T-Z는 전 공정에 걸쳐 온도가 250°C로 일정하고 소재의 초기온도는 900°C로 가정하였다.

그림 3에 여러가지 하강거리에 따른 소재변형이 도시되어 있다. 이 그림에서 보여지듯이 일반적으로 원통형소재의 압축시 나타나는 베럴현상은 나타나지 않음을 알 수 있다. 이는 금형의 중심부분이 돌출되어 있음으로 코어부분부터 압축이 시작되고 금형과 접촉부분이 외부로 팽창되어가기 때문이다. 따라서 이러한 금형설계를 시도할 경우에는 소재 표면에서 과잉베럴에 기인한 인장응력과 그의 결과로 나타나는 크랙발생의 가능성을 감소시킬 수 있다. 요소망의 찌그러짐을 관찰하여 보면 하강거리 200mm일 때부터 코어부분에 약 30°의 기울기로 전단변형이 발생하고 있음을 알 수 있다. 이 전단변형은 최종단계까지 계속적으로 발전됨을 알 수 있다. 그림 4에 여러가지 하강거리에 따른 변형률분포가 도시되어 있다. 공정초기부터 코어부분에서 높은 변형률의 전단띠가 형성되며 이 전단띠를 중심으로 상하로 변형률이 급격히 감소해 나감을 알 수 있다. 최종단계에서 이 전단띠의 변형률은 3.8까지 증가하고 있다. 평균변형률은 하강거리가 100mm, 200mm, 240mm, 280mm로 증가됨에 따라 각각 0.5, 1.08, 1.41, 2.45로 증가되며 변형률편차는 각각 0.3, 0.67, 0.86, 1.37로 증가되고 있다. 하지만 기계가공후의 디스크부분에 대해서는 변형률이 비교적 균일함을 알 수 있다. 그림 5에 여러가지 하강거리에 따른 온도분포가 도시되어 있다. 전단띠부분이 변형열에 의한 온도상승에 기인하여 최고온도를 나타내고 있으며, 금형과의 접촉부분은 냉각이 크고 표피에서 온도구배가 크게 나타남을 볼 수 있다. 평균온도는 하강거리가 100mm, 200mm, 240mm, 280mm로 증가됨에 따라 각각 903°C, 906°C, 908°C, 928°C로 증가되고, 온도편차는 각각 36°C, 65°C, 70°C, 82°C로 증가되고 있다. 전단띠부분의 $\frac{dT}{dx}$ 값은 각각 2.0, 4.5, 5.0, 8.0으로 나타났으며 파라미터 S의 값은 각각 0.09, 0.27, 0.41, 1.55로 계산되었다. 이 단조설계에서 나타난 문제는 코어부분에서의 전단띠형성과 최고온도가 1009°C가 되어 β변태온도이상으로 가열된다는 것이다.

3.2 설계 2

코어부분의 전단띠형성을 방지하기 위하여 금형형상을 단순화하였다. 그림 2에 나타난 금형의 경계 A-B-E-H를 평면으로 하였다. 이외의 다른 조건들은 설계 1의 경우와 동일하게 유지한 후 해석을 수행하였다. 그림 6에 여러가지 하강거리에 따른 소재변형이 도시되어 있다. 원통형소재의 압축시 나타나는 베럴현상이 뚜렷이 나타나고 있다. 약간의 전단변형이 최종단계에서 디스크의 림부분에서 45° 기울기로 발생하고 있으나, 전단띠등의 과대변형으로는 발생하지 않았다. 그림 7에 여러가지

하강거리에 따른 변형률분포가 도시되어 있다. 최고값은 소재의 중심부에 위치하며 상부방향으로 감소되어 가고 있다. 평균변형률은 하강거리가 100mm, 200mm, 240mm, 260mm로 증가할때 각각 0.42, 1.2, 1.61, 2.0으로 증가되며 변형률편차는 각각 0.35, 0.96, 1.18, 1.33으로 증가됨을 알 수 있다. 여러가지 하강거리에 따른 온도 분포가 그림 8에 도시되어 있다. 평균온도는 각 하강거리에 따라 901°C, 912°C, 913°C, 919°C로 증가하며, 온도편차는 40°C, 71°C, 83°C, 86°C로 증가하고 있다. 최고온도는 1005°C로서 상하대칭선부분에 위치하고 있다. 이 부분이 변형률과 온도가 높음으로 전단피의 발생가능성이 있다. 따라서 $\frac{dT}{dx}$ 값을 계산하여 보았는데 각 하

강거리에 따라 0.6, 2.7, 4.0, 6.0으로 증가하였으며 파라미터 S의 값은 0.03, 0.19, 0.32, 0.51로 계산되었다. 이 단조설계의 문제는 베럴에 의한 외부표피에서의 크랙발생과 상하대칭선부분이 β 변태온도이상으로 과열되는 것이다.

3.3 설계 3

설계 2의 경우에 예측된 베럴을 방지하기 위해서는 설계 1의 형태로 재전환하여야 하나 그 경우에는 전단피가 발생하게 된다. 따라서 소재의 초기온도를 880°C로 낮추고 다른 조건은 설계 2의 경우와 동일하게 하여 해석을 수행하였다. 소재변형과 변형률분포는 설계 2의 경우와 유사하다. 하강거리가 100mm, 200mm, 240mm, 260mm로 증가함에 따라 평균변형률은 0.43, 1.25, 1.65, 2.01로 증가하며, 변형률편차는 0.36, 1.03, 1.28, 1.42로 변화하고 있다. 온도분포가 그림 9에 도시되어 있다. 평균온도는 885°C, 895°C, 894°C, 900°C로 증가하며 온도편차는 43°C, 81°C, 94°C, 96°C로 증가한다. 상하대칭선부분의 $\frac{dT}{dx}$ 값은 0.4, 3.0, 4.5, 6.8로 증가하였으며 파라미

터 S의 값은 0.02, 0.2, 0.38, 0.65로 계산되었다. 이 단조설계는 전단피의 발생이 없으며 최고온도가 β 변태온도 이하이므로 만족스러운 결과를 나타내고 있다. 하지만 설계 2의 경우와 유사한 베럴문제는 존재하고 있다.

4. 결 론

티타늄-6242 ($\alpha+\beta$) 합금은 유동응력이 온도, 변형률, 변형률속도에 매우 민감함으로 단조공정을 엄밀히 설계하여야 결함이 없고 우수한 미세구조를 형성할 수 있다. 본 연구에서는 이 소재의 디스크 열간단조공정을 강점소성 유한요소법으로 해석하고, 해석결과를 기본으로 단조온도범위의 적용과 전단피발생의 방지를 주요 설계조건으로 하여 적절한 금형형상과 소재온도를 결정하였다. 이 합금의 근사정형단조의 경우 최종단조단계에서 하중의 급증으로 인한 프레스용량과 금형파괴의 문제가 있음으로 본 연구에서는 하중완화를 목적으로 자유단조로 설계하였다. 이 경우 램의 속도가 가압시 일정하고 램의 위치에 무관하게 최대 가공에너지를 공급할 수 있는 스크류프레스로 단조한다는 가정하에 설계를 수행하였다. 금형의 초기온도는 250°C로 가정하였다. 도합 세가지의 공정조건을 해석한 결과 비교적 바람직한 금형형상과 초

기온도등을 구할 수 있었다. 본 연구에서 얻은 결론을 요약하면 다음과 같다.

- (a) 자유단조는 폐쇄단조에 비해 소재손실과 기계가공비용은 증가하지만 가공에 필요한 단조하중이 감소되므로 용량이 작은 프레스에서도 가공이 가능하다. 본 연구의 경우 최대하중이 근사정형단조 경우의 50%이하로 감소되었다.
- (b) 티타늄합금의 경우 금형형상이 복잡할수록 전단띠와 같은 국부유동결합이 발생할 가능성이 높음으로 금형형상은 단순하게 하는 것이 바람직하였다.
- (c) 본 연구에서 인용된 스크류프레스는 램의 위치에 관계없이 최대에너지를 짧은 시간동안에 회복, 공급할 수 있고 또한 타격시 금형속도를 일정하게 유지할 수 있다. 따라서 전체 단조시간이 짧고 소재온도의 강하도 작았다. 해석결과에서 보여지듯이 온도강하는 소재의 표피부근으로 국한되었다.
- (d) 그림 10에 도시되어 있는 단조형상과 기계가공형상을 비교하여 보면 기계가공형상에 해당하는 부분에서의 변형률과 온도분포는 설계 1과 3이 모두 양호하나 설계 1은 코어에서 국부유동과 과열이 확실하게 예측되었다. 반면에 설계 3은 확실한 예측은 할 수 없지만 외부표피에서 인장변형으로 인한 크랙발생의 가능성이 있다. 정확한 판단을 위해서는 이 소재의 가공성실험을 수행할 필요가 있다.
- (e) 그림 1과 10를 비교하여 보면 근사정형단조시 소재손실은 약 65%이고, 일반열간단조시 소재손실은 약 75%가 된다.
- (f) 그림 11에 하강거리와 단조하중의 관계가 도시되어 있다. 설계 1과 2는 초기소재의 온도가 같으므로 하중의 변화도 유사하였다. 하지만 설계 2의 경우 하강거리가 20mm 짧음으로 인하여 하중이 먼저 상승하였다. 설계 3의 경우는 초기소재의 온도가 20°C 낮음으로 설계 2의 경우에 비해 전반적으로 하중이 크게 나타났다.
- (g) 본 연구에서 인용된 크기의 디스크를 가공할 때 설계 3을 채택할 경우 약 2,500톤급 스크류프레스를 사용하여 제작할 수 있으며, 매 타격시 750MN-mm의 최대가공에너지를 공급할 수 있다면 약 4.5번의 타격이 필요하다.
- (h) 파라미터 S의 값을 보면 설계 1의 최종단계에서 전단띠부분의 값이 1.55로 제일 크다. 반면에 설계 2와 3의 최종단계에서 상하대칭부분의 값은 0.51-0.65로 비교적 작다. 따라서 이 부분에서 국부유동결합이 발생하는 가능성은 상대적으로 작다. 하지만 정확한 판단을 하기 위해서는 파라미터 S의 임계값을 실험으로 측정할 필요가 있다.

후기: 본 연구는 한국과학재단 특정기초연구과제(과제제목: Ti합금 제트엔진 디스크의 열간 및 등온단조의 최적공정설계, 과제번호: 91-0200-01-01-3)에 의하여 수행되었습니다. 이에 관계자 여러분께 감사드립니다.

5. 참고문헌

1. J. J. Park, "Effects of Die Speed on Temperature and Strain Distributions in Ti-6242 Compression," Proc. of KSME Spring Annual Meeting, Vol.1, pp.362-365, 1994.

2. S. L. Semiatin and G. D. Lahoti, "Deformation and Unstable Flow in Hot Forging of Ti-6Al-2Sn-4Zr-2Mo-0.1Si," *Metal. Trans. A*, Vol.12A, pp.1705-1717, 1981.
3. S. L. Semiatin and G. D. Lahoti, "The Occurrence of Shear Bands in Isothermal, Hot Forging," *Metal. Trans. A*, Vol.13A, pp.275-288, 1982.
4. S. L. Semiatin and G. D. Lahoti, "The Occurrence of Shear Bands in Nonisothermal, Hot Forging of Ti-6Al-2Sn-4Zr-2Mo-0.1Si," *Metal. Trans. A*, Vol.14A, pp.105-115, 1983.
5. J. J. Park, "Die Speed Optimization in Titanium Disk Near Net Shape Hot Forging," *J. of KSME*, to be printed, 1994.
6. "High Energy Screw Press," *Precision Metals*, June, 1984.
7. T. Altan, S. I. Oh and H. Giegel, *Metal Forming - Fundamentals and Applications*, ASM, 1983.
8. S. Kobayashi, "Metal Forming and the Finite Element Method - Past and Future," *Proc. of 25th Int. Conf. Mach. Tool Des. Res.*, Birmingham, England, pp.17-31, 1985.
9. S. I. Oh, J. J. Park, S. Kobayashi and T. Altan, "Application of FEM Modeling to Simulate Metal Flow in Forging a Titanium Processes," *ASME J. Engr. Ind.*, Vol.105, pp.251-258, 1983.
10. S. Chen, Z. Hu, Z. Yang, B. Wu, S. Wang, S. He and W. Wang, "Research to Develop Plastic Deformation Processes Models for Producing $\alpha+\beta$ Titanium Alloys Disks," *Proc. of Adv. Engr. Plast. Appl.*, Hong Kong, pp.501-506, 1992.
11. Z. L. Luo, N. C. Guo and Y. Cheng, "Thermoviscoplastic Analysis of IN718 Forging Processes and Predictions of Microstructure of the Forgings," *Proc. of 4th Int. Conf. Tech. Plast.*, Beijing, China, pp.1157-1162, 1993.
12. J. J. Park, *Application of Finite Element Method to Metal Forming Problems*, Ph.D. Dissertation, Department of Mechanical Engineering, The University of California, Berkeley, 1982.
13. S. Kobayashi, S. I. Oh, and T. Altan, *Metal Forming and the Finite Element Method*, Oxford Series on Advanced Manufacturing, Oxford Press, 1989.

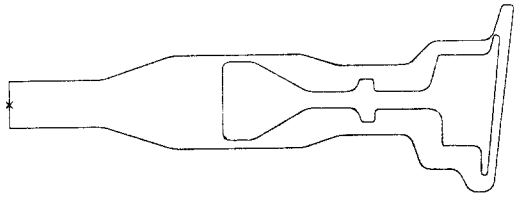


Fig. 1 Forging envelope designed by near net shape forging concept

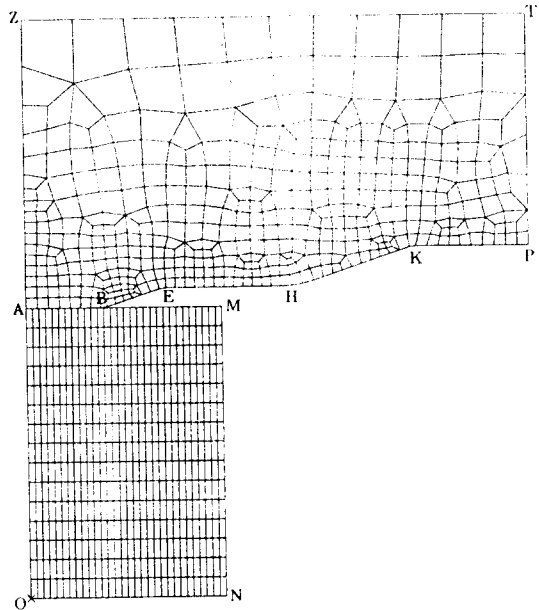


Fig. 2 Meshes for FEM analysis (Design 1)

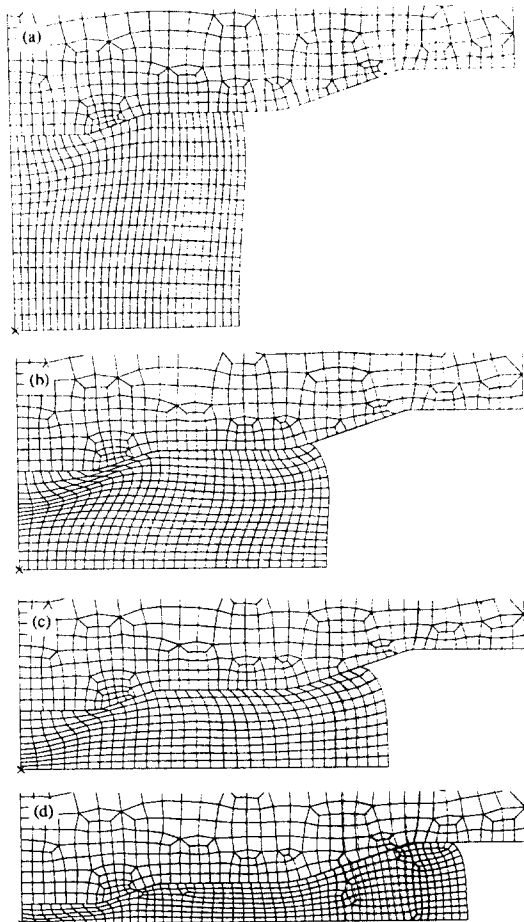


Fig. 3 Predicted deformations at various strokes (Design 1): (a) 100mm, (b) 200mm, (c) 240mm, (d) 280mm

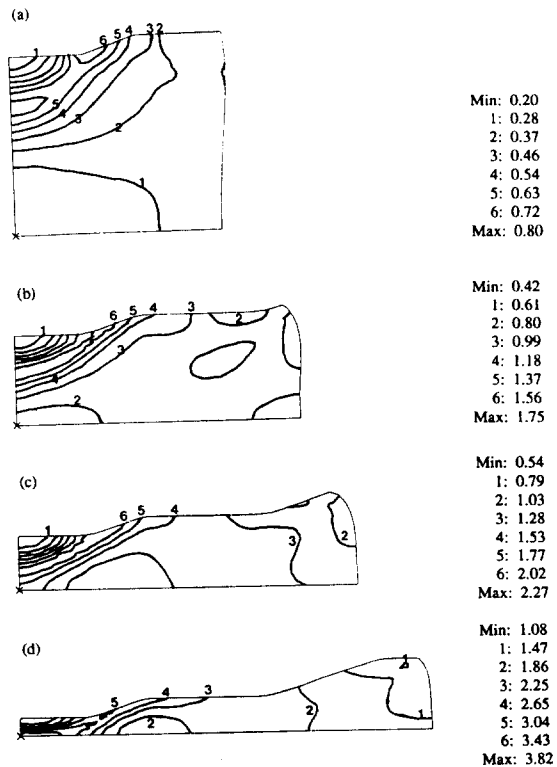


Fig. 4 Predicted strain distributions at various strokes (Design 1): (a) 100mm, (b) 200mm, (c) 240mm, (d) 280mm

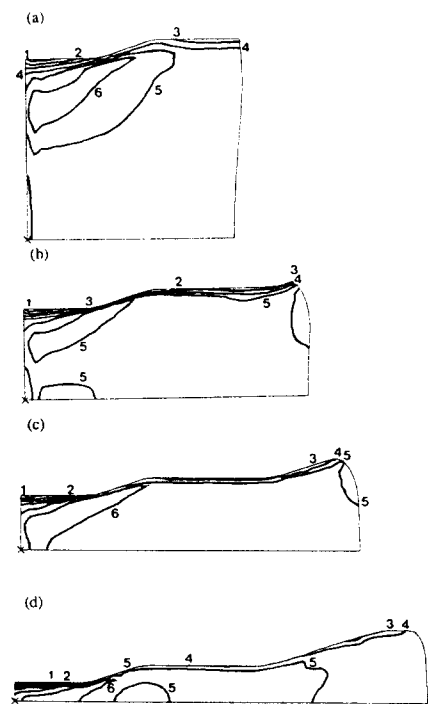


Fig. 5 Predicted temperature distributions at various strokes (Design 1): (a) 100mm, (b) 200mm, (c) 240mm, (d) 280mm

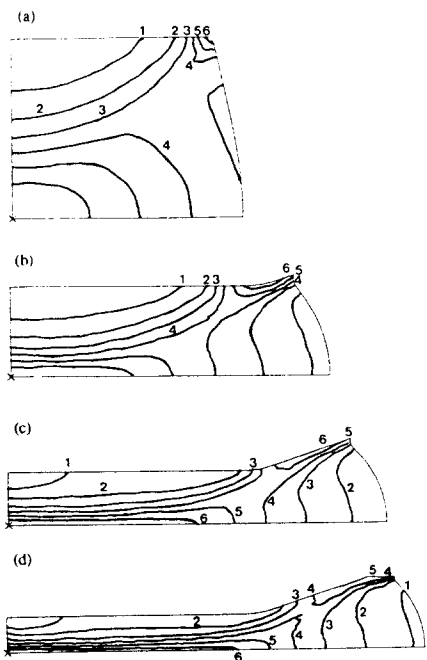


Fig. 7 Predicted strain distributions at various strokes (Design 2): (a) 100mm, (b) 200mm, (c) 240mm, (d) 260mm

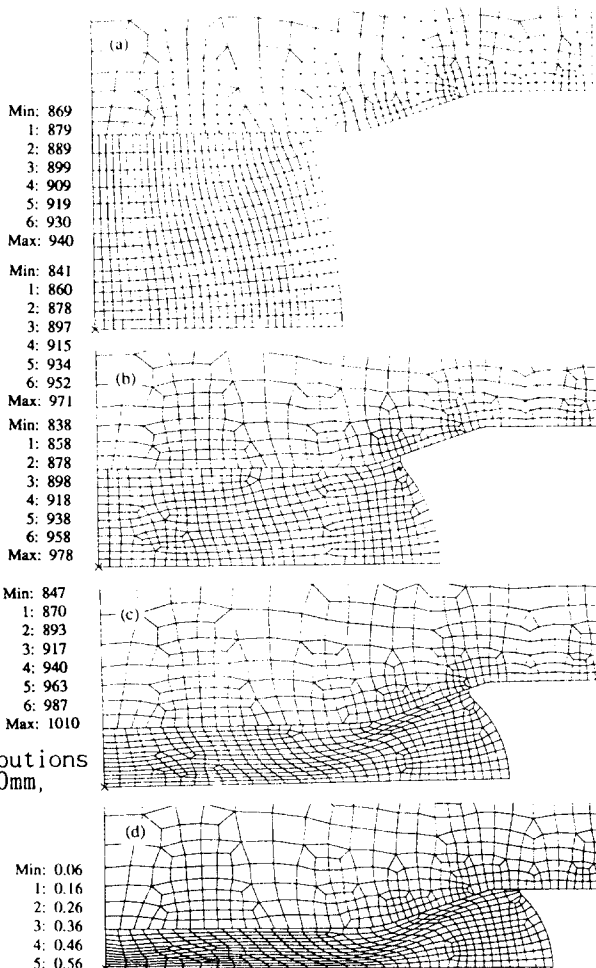


Fig. 6 Predicted deformations at various strokes (Design 2): (a) 100mm, (b) 200mm, (c) 240mm, (d) 260mm

Min: 869
 1: 879
 2: 889
 3: 899
 4: 909
 5: 919
 6: 930
 Max: 940

Min: 841
 1: 860
 2: 878
 3: 897
 4: 915
 5: 934
 6: 952
 Max: 971

Min: 838
 1: 858
 2: 878
 3: 898
 4: 918
 5: 938
 6: 958
 Max: 978

Min: 847
 1: 870
 2: 893
 3: 917
 4: 940
 5: 963
 6: 987
 Max: 1010

Min: 0.06
 1: 0.16
 2: 0.26
 3: 0.36
 4: 0.46
 5: 0.56
 6: 0.66
 Max: 0.76

Min: 0.24
 1: 0.51
 2: 0.78
 3: 1.06
 4: 1.33
 5: 1.61
 6: 1.88
 Max: 2.16

Min: 0.43
 1: 0.77
 2: 1.10
 3: 1.44
 4: 1.78
 5: 2.11
 6: 2.45
 Max: 2.79

Min: 0.67
 1: 1.05
 2: 1.43
 3: 1.81
 4: 2.19
 5: 2.57
 6: 2.95
 Max: 3.33

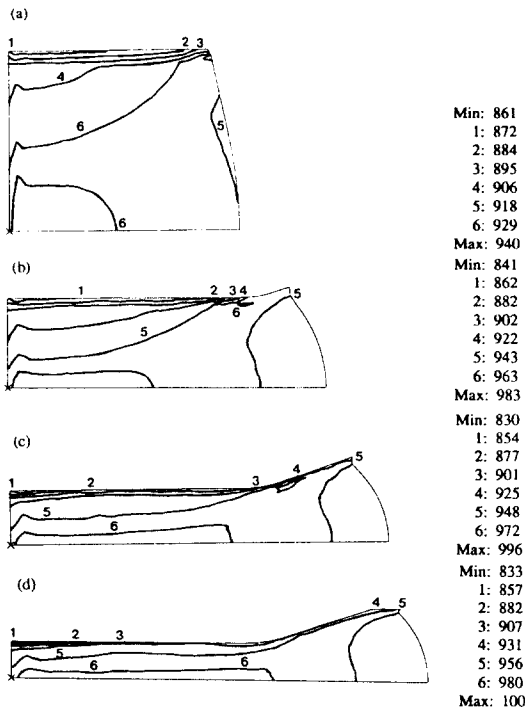


Fig. 8 Predicted temperature distributions at various strokes (Design 2): (a) 100mm, (b) 200mm, (c) 240mm, (d) 260mm

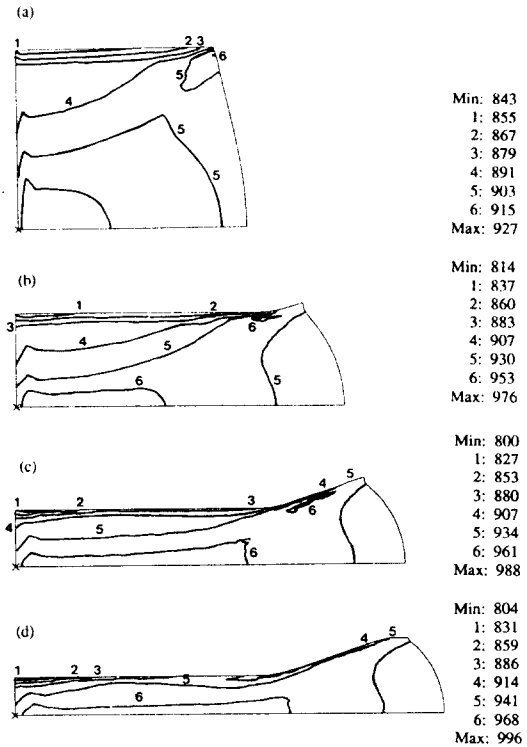


Fig. 9 Predicted deformations at various strokes (Design 3): (a) 100mm, (b) 200mm, (c) 240mm, (d) 260mm

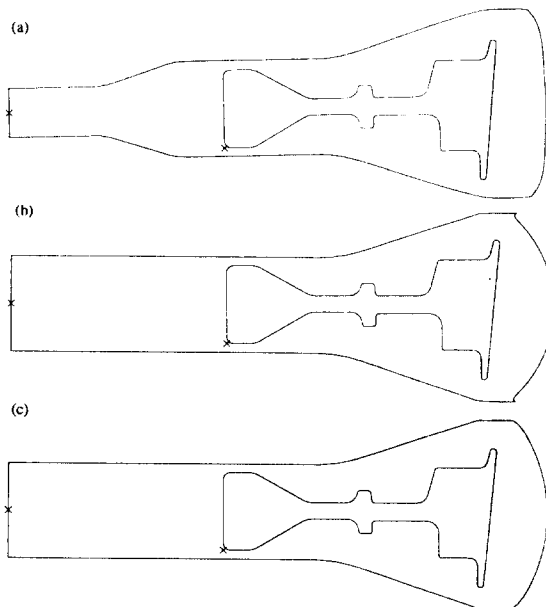


Fig. 10 Comparison of final forging shapes with machined shapes: (a) Design 1, (b) Design 2, (c) Design 3

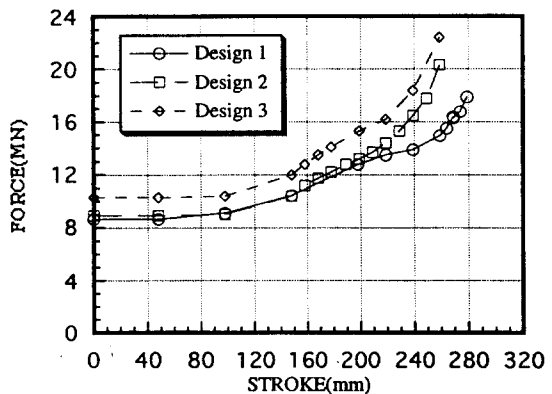


Fig. 11 Stroke vs force curves