

〈論 文〉

# 티타늄디스크 근사정형 열간단조시 금형속도의 최적화

박 종 진\*

(1994년 4월 13일 접수)

## Die-Speed Optimization in Titanium-Disk Near-Net Shape Hot-Forging

Jong Jin Park

**Key Words :** Process Optimization(공정 최적화), Titanium(티타늄), Engine Disk(엔진디스크), Hot Forging(열간단조), Near-Net Shape Forging(근사정형 단조), Variable Die Speed(가변금형속도)

### Abstract

Titanium 6242( $\alpha + \beta$ ) alloy has a good strength/weight ratio and is used for aircraft components such as engine disks and compressor blades. When this material is forged at an elevated temperature, the process parameters should be carefully controlled because the process window of this material is quite narrow. In the present investigation, a rigid-thermoviscoplastic finite element method is used to predict the deformation behavior and temperature/strain distributions in an engine disk during near-net shape hot forging. The purpose of the investigation is to obtain a proper ram speed profile, assuming the hydraulic press used in the forging is capable of varying ram speed during loading. In result, it was found that the ram speed at constant strain-rate of 0.5/sec shows a sound deformation behavior, a relatively uniform deformation and a good temperature distribution. This information is also valuable in predicting resulting microstructures in the disk.

### 1. 서 론

티타늄  $\alpha + \beta$  합금은  $\beta$  변태온도 이상에서 강도가 크게 저하되므로 이 온도에서 가공하면 단조하중이 감소하지만 미세구조가 크게 형성되어 연성이 저하되는 문제가 발생한다. 따라서 단조온도는  $\beta$  변태온도 이하가 바람직한데 티타늄-6242( $\alpha + \beta$ )의  $\beta$  변태온도는 995°C이다. 단조온도는  $\alpha$  안정요소가 많을수록 높고  $\beta$  안정요소가 많을수록 낮는데, 일반적으로 사용되는 단조온도는 840~980°C이다. 열간 가공에서는 소재가 가열되지 않거나 소재보다 낮은

온도로 가열된 금형에 의하여 가공된다. 이러한 온도차이 때문에 소재와 금형사이에 열전달이 발생하여 금형과 접촉하고 있는 소재부분은 냉각된다. 일반적으로 이러한 금속의 유동응력은 온도가 낮아짐에 따라 크게 증가하므로 냉각된 부분은 다른부분에 비해 변형이 어렵게 된다. 따라서 냉각된 부분과 냉각되지 않은 부분사이에 변형이 집중되는 국부유동(flow localization)이 발생하게 되는데 이러한 유동은 제품의 결함으로 존재하게 된다. 국부유동을 발생시키는 냉각은 주로 금형과 소재의 접촉시간과 접촉면에서의 열전달 특성에 의하여 영향을 받는다. 냉각을 줄일수 있는 방법은 유리윤활제와 고속가공장치(기계식 프레스 또는 해머)를 사용하는 것과 소재온도와 가까운 또는 같은 온도로 금형

\*정회원, 홍익대학교 기계공학과

을 가열하여 단조하는 것이다. 하지만 후자의 경우, 즉 등온열간단조(isothermal hot forging)에서 유동연화(flow softening)에 의한 국부유동이 유발되기 쉬우므로 주의하여야 한다. 또한 국부유동은 소재와 금형사이의 마찰에 의한 변형률분포의 구배 증가에도 기인한다.

이와 같이 티타늄합금 단조공정에서의 온도조절은 소재성형시 결함이 없고 우수한 미세구조 형성에 매우 중요하다. 따라서 단조공정의 설계시에는 미세구조의 형성과 유동결합의 발생여부를 고려하여 설계하여야 한다. 이러한 설계를 위해서는 공정조건이 온도와 변형에 미치는 영향을 예측할 수 있어야 하는데, 이는 최근 강소성 유한요소해석(rigid-viscoplastic finite-element analysis)과 열전달 유한요소해석(heat-transfer finite-element analysis)을 연계함으로 가능하게 되었다.<sup>(1)</sup> 현재 이러한 공정해석능력은 축대칭변형, 평면변형률 변형과 일부 삼차원 변형을 다룰수 있는 수준으로 발전하고 있으며, 이러한 해석기술을 응용함으로 공정조건 설계를 수행하는데 필요하였던 실험시간과 비용을 크게 절감할수 있게 되었다. Oh는 티타늄-6242  $\beta$ 합금의 열간 및 등온단조공정을 해석하였는데 열간단조의 경우에 소재가 불룩해지는 현상과 불균일변형이 발생하였으며 소재내의 온도구배가 매우 크게 발생한다는 사실을 보여주었다.<sup>(2)</sup> Chen은 TC11 등온단조공정에서 미세구조와 기계적 성질을 조정하기 위하여 유한요소해석을 사용하였다.<sup>(3)</sup> 이들은 열강점소성 유한요소해석을 수행하였으며 이를 이용하여 미세구조의 형성에 미치는 단조온도와 열전달의 영향을 연구하였다. Luo는 IN718의 업셋단조공정을 유한요소로 해석하고 변형률, 변형률속도와 온도분포에 미치는 주요 공정변수의 영향을 조사하였다.<sup>(4)</sup> 이 결과를 등온 일정변형률속도(isothermal constant strain-rate) 압축실험결과와 비교하여 미세구조를 예측하고 IN718 단조의 공정범위(process window)를 결정하였다.

이와 같이 대변형을 유발하는 소성변형 해석에는 주로 열강점소성 유한요소법이 사용되어 왔으며 이를 이용한 공정설계가 많이 수행되어 왔다. 본 연구에서도 티타늄-6242 ( $\alpha+\beta$ )합금 엔진디스크의 열간단조를 열강점소성 유한요소법을 사용하여 해석하였다. 디스크의 단조치수는 최종 형상치수를 기본으로 하여 근사정형단조로 설계하였다. 소재의 초기형상은 원통형이며 이 소재를 가압시 금형속도

조절이 가능한 유압프레스로 열간단조한다고 가정하였다. 소재와 금형의 초기온도는 일정하고 윤활제의 마찰계수와 열전달계수는 압력과 온도에 무관하며 일정하다고 가정하였다. 따라서 금형속도만을 변수로 채택하게 되었다. 본 연구에서는 금형속도가 소재내의 온도와 변형률분포에 미치는 영향을 연구하였고 바람직한 온도와 변형률분포를 나타내는 금형속도를 결정하고자 하였다.

## 2. 본 론

Fig. 1에 티타늄 6242( $\alpha+\beta$ )합금의 유동응력과 변형률의 관계가 도시되어 있다.<sup>(5,6)</sup> 이것은 변형률속도가 0.5/sec로 일정하다고 가정하였을 경우이다. 변형률 1.0과 온도 900℃를 기준으로 볼때  $\pm 50\%$ 의 온도변화에 대해 유동응력은  $\pm 40\%$ 로 크게 변화하고 있다. 즉, 열간단조 공정중에는 소재내의 온도분포가 불균일하게 되는데 불균일정도를 알맞게 조절하지 않으면 변형이 매우 불균일하게 되어 변형결함이나 바람직하지 못한 미세구조가 형성될 수가 있다. 또한 900℃이하의 온도에서 유동연화현상이 뚜렷이 나타나고 있음을 볼수 있다. 따라서 이 소재의 가공온도는 900℃ 이상이어야 함을 알수 있다. 이와 같이 유동응력이 온도와 변형률에 크게 의존하는 소재의 단조공정에서는 공정중 소재내의 온도분포가 가능한한 균일하여야 함을 알수 있다. Fig. 2에는 유동응력과 온도관계가 여러 변형률속도에 대하여 도시되어 있다.<sup>(5,6)</sup> 이것은 변형률이 1.0으로 일정하다고 가정하였을 경우이다. 온도가 900℃일 때를 기준으로 보면 변형률속도가 10배 증가함에 따라 유동응력은 약 40 MPa씩 증가함을 보여주고 있다. 하지만 온도가 증가됨에 따라 유동응

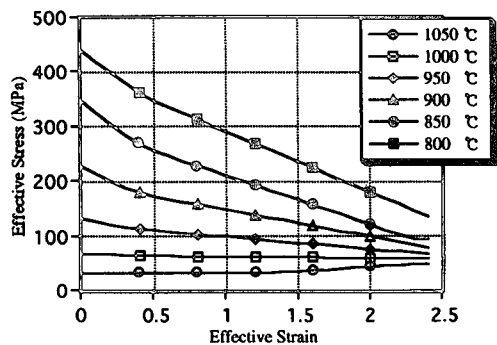


Fig. 1 Flow stress of Ti-6242 ( $\alpha+\beta$ ) (strain rate=0.5/sec)

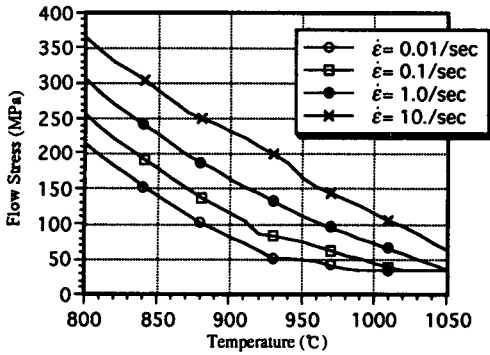


Fig. 2 Flow stress of Ti-6242(α+β) (strain=1.0)

력에 미치는 변형률의 영향이 약간씩 감소하고 있다. 따라서 가공속도가 클수록 하중증가가 예상되지만 반면에 균일한 변형이 될 것임을 예측할 수 있다.

열간단조공정의 유한요소해석을 수행하기 위하여 본 연구중 개발된 열간점소성 유한요소 프로그램을 사용하였다. 이 프로그램에 사용된 기본이론과 주요 수치해석기법은 참고문헌에 자세히 설명되어 있다.<sup>(7,8)</sup> 변형해석과 열전달해석에 사용된 가중잔류식(weighted residual equations)은 다음과 같다.

$$\int_V \bar{\sigma} \delta \dot{\epsilon} dV + K \int_V \dot{\epsilon}_v \delta \dot{\epsilon}_v dV - \int_{S_f} F_i \delta u_i dS = 0 \quad (1)$$

$$\int_V k_1 T_{,i} S T_{,i} dV + \int_V \rho C \dot{T} \delta T dV - \int_V C \sigma_{ij} \dot{\epsilon}_{ij} \delta T dV - \int_{S_q} q_n \delta T dS = 0 \quad (2)$$

여기서,  $\bar{\sigma}$ 는 유동응력,  $\dot{\epsilon}$ 은 유효 변형률속도,  $K$ 는 벌칙상수,  $\dot{\epsilon}_v$ 는 체적 변형률속도,  $F_i$ 는 표면 응력,  $u_i$ 는 질점의 속도성분이다. 또한  $k_1$ 은 소재의 열전달계수,  $T$ 는 온도,  $\dot{T}$ 은 온도변화율,  $\rho C$ 는 단위체적당 비열,  $C$ 는 변형에너지의 열발생비율,  $\sigma_{ij}$ 는 응력성분,  $\dot{\epsilon}_{ij}$ 는 변형률속도성분이다.

이 해석에서 사용된 공정조건은 다음과 같다. 소재의 초기형상은 원통형이고 높이와 지름은 각각 200 mm이다. 소재의 초기온도는 900°C, 상부금형의 초기온도는 600°C이며 상부금형만 수직방향으로 작동되며 하부금형은 정지되어 있다. 금형과 소재의 접촉면에 사용되는 윤활제는 유리분말이며 마찰계수는  $m=0.1$ 이며 압력과 온도에 무관하다고 가정하였다. 이 공정은 축대칭이므로 Fig. 3에 도시된 유한요소망(소재와 금형단면의 우측부분)만

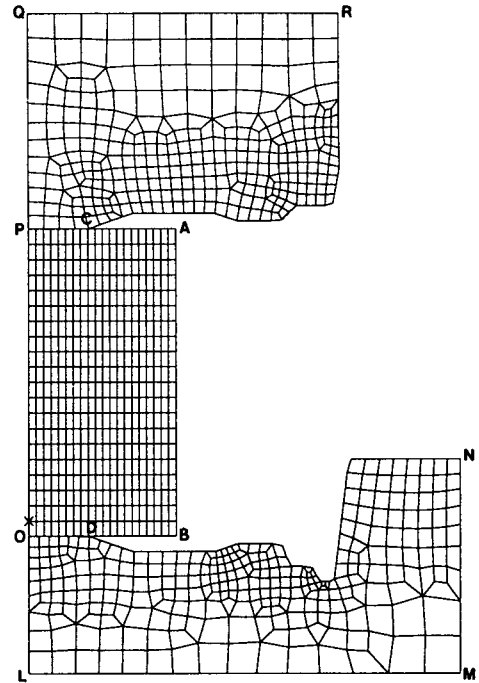


Fig. 3 Initial meshes used in FEM analysis

해석에 사용하였다. 해석에 사용된 기타 조건들은 다음과 같다.

- $k_{1w} = 28.8 \text{ N/S/K}$  (소재의 열전도계수)
- $k_{1D} = 18.5 \text{ N/S/K}$  (금형의 열전도계수)
- $\rho C_w = 4.54 \text{ N/mm}^2/\text{K}$  (소재의 체적당비열)
- $\rho C_D = 3.52 \text{ N/mm}^2/\text{K}$  (금형의 체적당비열)
- $\sigma \epsilon = 28.4 \cdot 10^{-13} \text{ N/mm/S/K}^4$  (Stefan-Boltzmann constant \* emissivity)
- $h = 0.009 \text{ N/mm/S/K}$  (대류 열전달계수)
- $h_{1u0} = 1.0 \text{ N/mm/S/K}$  (윤활제의 열전달계수)

Fig. 3에서 O-B-A-P-O는 소재, P-C-R-Q-P는 상부금형, L-M-N-D-O-L는 하부금형을 나타낸다. P-O는 소재내부의 대칭선이고, Q-P와 O-L은 각각 상부와 하부금형의 대칭선으로 이러한 대칭선을 가로지르는 열이동은 없다. 경계 P-C와 경계 O-D는 금형과 접촉하여 전도열전달과 마찰열이 발생한다. 경계 C-A-B-D, 경계 C-R과 경계 D-N-M은 초기에는 대기와 접해있어 복사와 대류열전달이 발생한다. 하지만 이 경계들은 단조공정이 진행됨에 따라 변화된다. 경계 Q-R과 경계 L-M은 전공정에 걸쳐 온도가 600°C로 일정하다고 가정하였다.

Semiatin과 Lahoti는 816~1010℃의 온도범위와 0.001-10/초의 변형률속도 범위에서 티타늄합금의 소성변형성에 대한 실험을 수행하였다.<sup>(6,9,10)</sup> 등축 정 α합금은 변형률증가에 따라 유동응력이 감소하는데 이것은 변형열에 의한 소재의 강도저하에 기인한다고 하였다. 또한 α+β합금도 변형률의 증가에 따라 유동응력이 감소하는데 이것은 주로 변형에 의한 미세구조의 변화에 기인한다고 하였다. 국부유동은 일반적으로 축대칭변형에서는 볼록한 형태의 변형(bulging)으로, 평면변형률변형에서는 전단띠(shear band)로 나타난다. 열간단조시 국부유동의 발생여부는 온도와 변형률에 대한 유동응력의 민감성과 공정조건(금형형상, 초기온도, 금형속도 등)에 따라서 결정된다고 하였다. 이들은 티타늄합금의 열간단조 축대칭압축과 평면변형률 압축시 재료성질(유동응력의 온도에 대한 민감도)과 공정조건(금형속도, 금형형상과 금형온도 등)의 영향에 대한 실험을 수행하고, 열간단조에서의 국부유동발생을 예측하기 위하여 불안정변형조건(instability condition)을 다음과 같이 유도하였다.

$$\frac{dF}{dx} = 0 \tag{3}$$

여기서,  $F$ 는 하중,  $x$ 는 축방향을 뜻한다. 축방향으로의 단면적변화를 무시하면 다음 관계식을 유도할수있다.

$$\frac{d\sigma}{dx} = \left( \frac{\partial \sigma}{\partial \epsilon} \Big|_{\epsilon, T} \right) \frac{d\epsilon}{dx} + \left( \frac{\partial \sigma}{\partial T} \Big|_{\epsilon, T} \right) \frac{dT}{dx} = 0 \tag{4}$$

주어진 변형률속도와 온도에 대하여 유동응력이 변형률의 함수가 아니라면 변형률 민감지수  $m$ 을 사용하여 파라미터  $S$ 를 유도할수 있다.

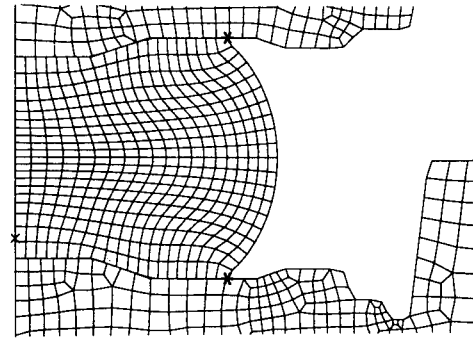
$$S = \frac{dm\dot{\epsilon}}{dx} = \frac{1}{\sigma} \left( \frac{\partial \sigma}{\partial T} \Big|_{\epsilon, \dot{\epsilon}} \right) \frac{dT}{dx} \tag{5}$$

위에서 보여지듯이  $S$ 는 유동응력 특성과 온도구배의 곱으로 표현되어 있다. 티타늄-6242(α+β)의 유동응력 특성에서  $\frac{\partial \sigma}{\partial T} \Big|_{\epsilon, \dot{\epsilon}} = 1.3$ ,  $m=0.18$ 을 구할수 있다. 국부유동의 발생을 나타내는  $S$ 의 임계값은 아직 알려져 있지 않지만 값이 클수록 발생가능성이 높으므로 본 연구에서는  $S$ 의 값을 구하여 국부유동의 발생가능성을 예측하여 보았다.

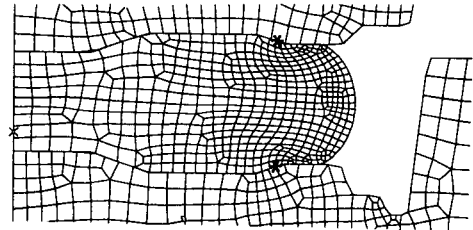
2.1 일정금형속도

티타늄합금의 등온단조시에는 이 소재의 초소성

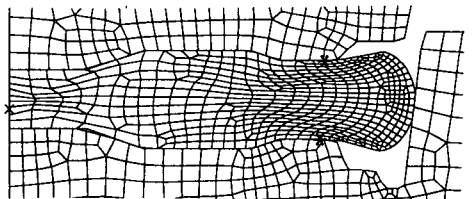
을 이용하여 국부유동을 방지하고, 급격한 변형열의 발생에 의한 결함을 방지하기 위하여 매우 낮은 속도(0.001~0.01/sec의 변형률속도)로 가공한다.



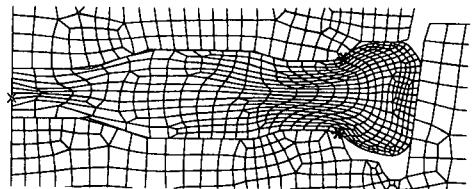
(a) 100 mm



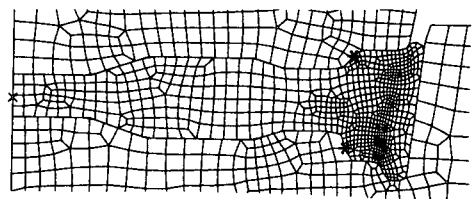
(b) 150 mm



(c) 170 mm



(d) 175 mm

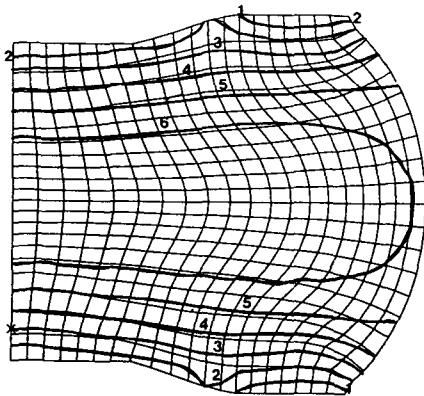


(e) 178.4 mm

Fig. 4 predicted workpiece deformations at various strokes with die speed

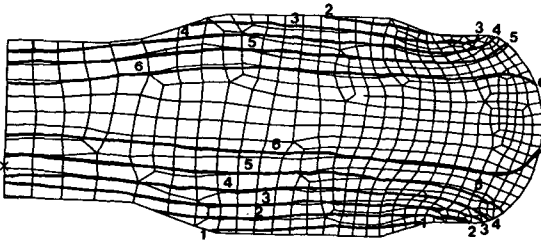
본 연구에서는 열간단조시 금형속도를 1 mm/sec로 일정하게 할 경우에 대하여 변형거동 및 온도와 변형률분포를 예측하기 위하여 유한요소해석을 수행하였다. 상부금형의 하강거리에 따른 소재의 변형이 Fig. 4에 도시되어 있다. 하강거리가 100 mm

일때 소재는 과대하게 불룩해지며 금형과의 접촉부분보다는 내부에서 소재유동이 발달되고 있다. 소재의 상하 모서리점(\*로 표시된 점)의 위치변화를 보면 디스크 림(rim)의 외주면은 단면의 경계방향을 따라서 크게 인장되었으며 이 방향으로 작용하



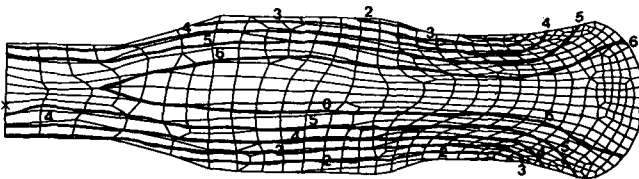
(a) 100 mm

- Min: 810
- 1: 824
- 2: 839
- 3: 853
- 4: 867
- 5: 881
- 6: 895
- Max: 910



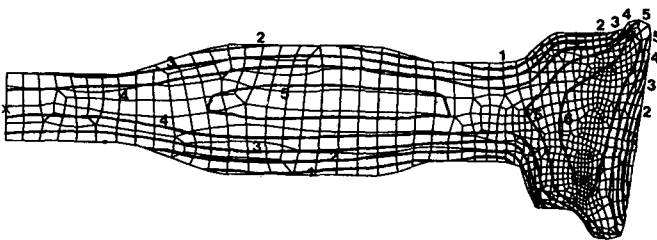
(b) 150 mm

- Min: 816
- 1: 828
- 2: 840
- 3: 852
- 4: 864
- 5: 875
- 6: 887
- Max: 899



(c) 170 mm

- Min: 823
- 1: 832
- 2: 841
- 3: 850
- 4: 859
- 5: 869
- 6: 878
- Max: 887



(d) 178.4 mm

- Min: 828
- 1: 837
- 2: 846
- 3: 855
- 4: 864
- 5: 873
- 6: 882
- Max: 891

Fig. 5 Predicted temperature distributions at various strokes with die speed of 1mm/sec

는 인장응력에 의하여 표면파단이 발생할 우려가 있음을 예측할 수 있다. 또한 이로부터 단류선 (grain flow)이 림부분에서 불연속임을 예측할수있다. 하강거리가 170 mm일 때 소재는 하부금형의 측면과 접촉하고 디스크의 림부분이 성형된다. 공

정은 우측상단의 겹으로 유동이 발생되면서 완료된다. 이 해석에서 보여지듯이 소재유동이 매우 불균일하지만 유동결함(예를 들면 접합, 미충진)은 발생하지 않았다.

Fig. 5에는 공정중 발생하는 소재의 온도분포가

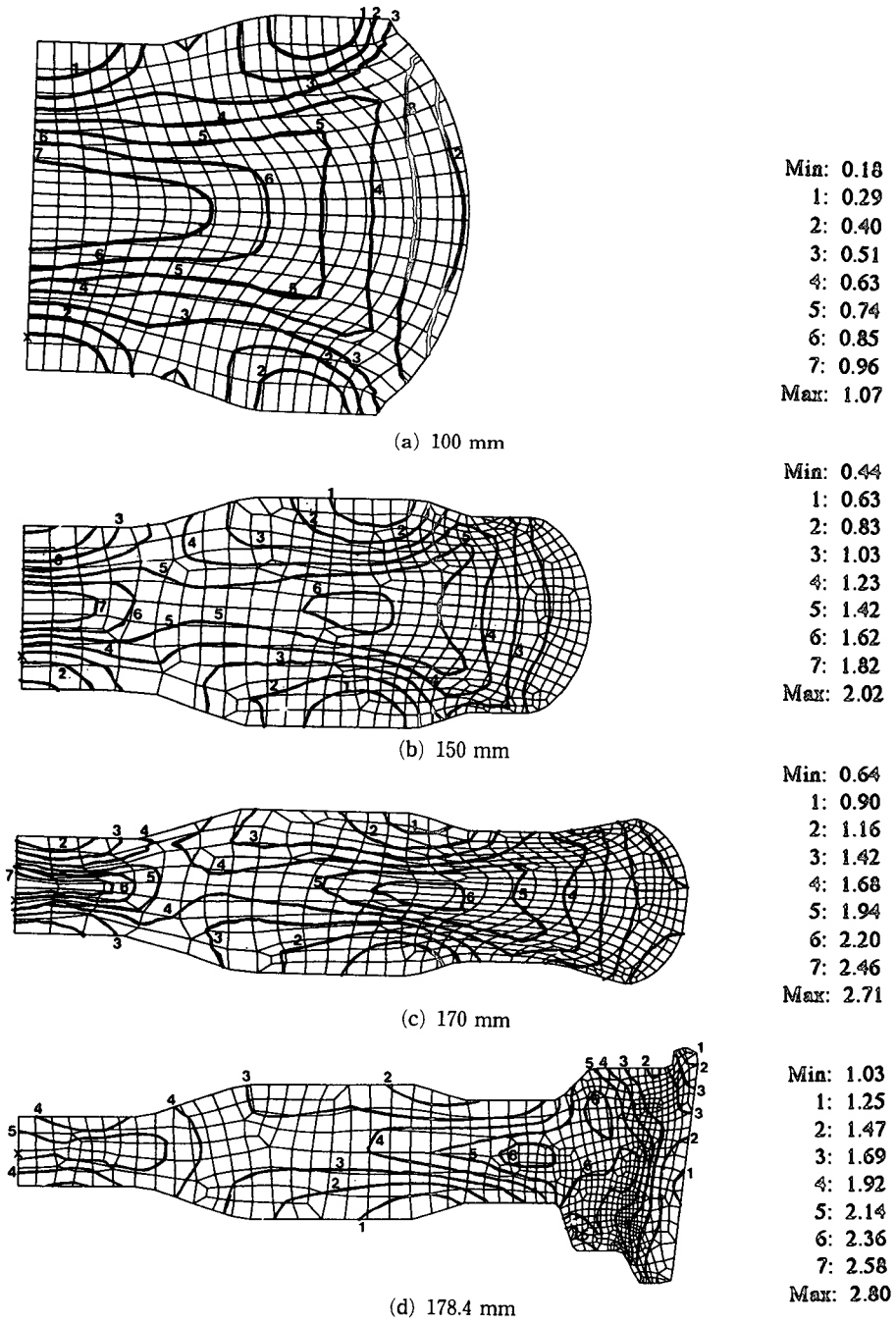


Fig. 6 Predicted strain distributions at various strokes with die speed of 1 mm/sec

도시되어 있다. 소재의 평균온도(최대값과 최소값의 중간값)는 초기 900°C에서 점차로 하강하지만 하강거리가 100 mm일 때부터 약 860°C로 유지됨을 알수있다. 또한 온도편차(중간값과 최대값 또는 최소값의 차이)는 그림에 표시되어 있는 하강거리에 따라 50°C, 45°C, 32°C, 32°C 로 나타나고 있다. 금형과 접촉부분은 금형으로의 열손실에 의하여 810-830°C로 냉각되며 코어의 두꺼운부분과 림부분의 내부가 최고온도를 유지함을 알수 있다. 하지만 변형률은 이 부분에서 최고가 아닌 점을 고려하면 이 소재의 고온부분은 변형열에 의한 온도증가보다 열전달계수의 낮음에 의한 온도유지효과에 기인함을 알수있다. Fig. 6에는 공정중 발생하는 소재의 변형률분포가 도시되어 있다. 이를 보면 금형과의 접촉부분은 냉각에 따른 유동응력의 증가로 인하여 내부가 높음을 알수 있다. 평균변형률(최대값과 최소값의 중간값)은 그림에 표시되어 있는 하강거리에 따라 각각 0.62, 1.23, 1.67, 1.92 이며, 변형률편차(중간값과 최대값 또는 최소값의 차이)는 각각 0.44, 0.8, 1.03, 0.9 로 나타나고 있다. 하강거리가 170 mm 에 도달하면서 림부분의 성형이 시작되고 이 부분의 변형률이 크게 증가함을 볼수 있다. 여기에서 디스크의 림과 코어의 연결 목부분에 대하여 파라미터 S의 값을 구하여 보았다. Fig. 5(또는 Fig. 6)에 도시되어있는 각각의 경우에 대하여 0.046, 0.06, 0.08, 0.09로 나타나고 있는데 이는 매우 낮은 값으로 국부유동이 발생하지 않음을 예상할수 있다.

2.2 가변금형속도

위의 해석에서 볼수 있듯이 티타늄합금 열간단조

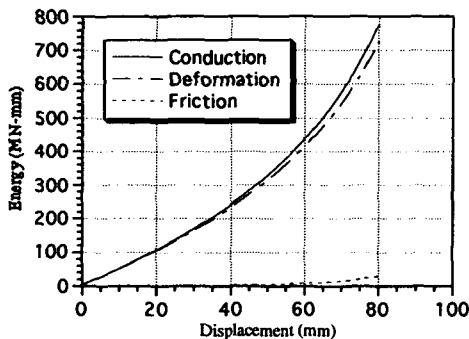


Fig. 7 Energies lost to die and generated by deformation and friction with variable die speed of 4.2~3.8 mm/sec

에서는 온도의 불균일함이 심하게 발생함을 알수있다. 이러한 불균일 온도분포는 주로 금형과 소재의 온도차이에 의하여 발생하지만 불균일의 크기는 열

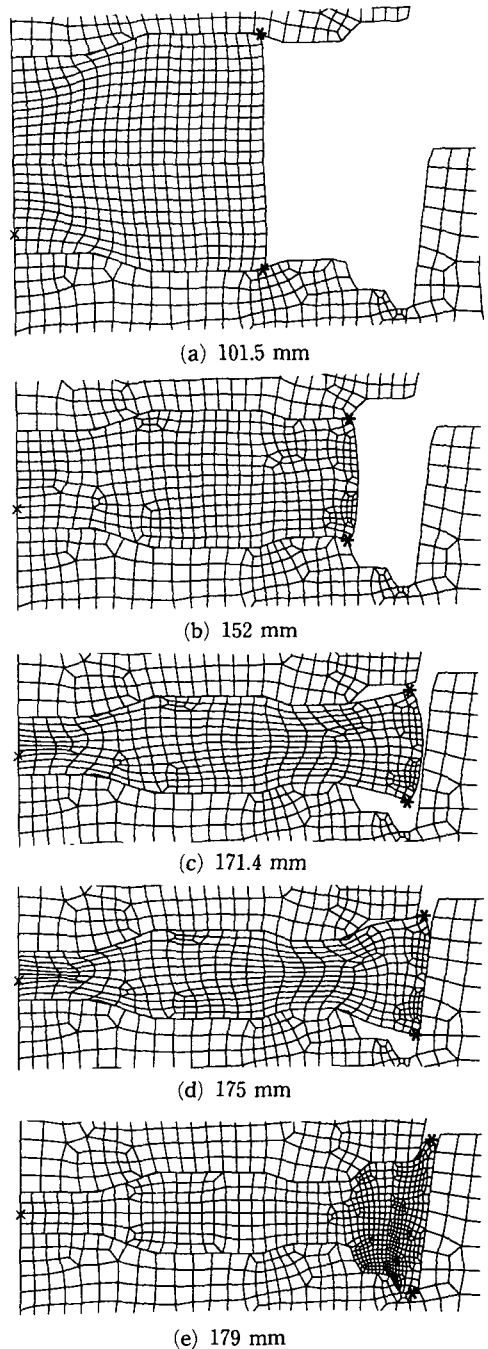
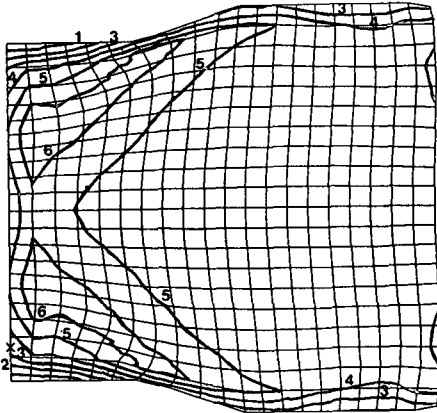


Fig. 8 Predicted workpiece deformations at various stokes with variable die speed of 100~10 mm/sec

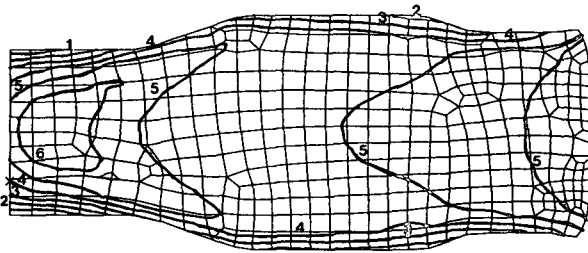
전달계수가 낮은 윤활제를 선택하고, 변형열과 마찰열에 의한 열발생과 금형으로의 열손실을 계산하면 어느 정도의 조절이 가능하다. 즉, 윤활제를 일정하게 할 경우에는 금형속도를 조절함으로써 변형열률을 조절하고, 동시에 금형과 소재의 접촉시간

이 조절되므로 금형으로의 전달열량을 조절할 수 있다. 이와 같은 조절을 수행할 경우에는 금형속도를 가압시 변화시켜 주어야 하는데 이와 같은 목적을 위하여 가변속도 조절장치가 장착된 유압프레스가 개발되어 사용되고 있다.<sup>(11)</sup> 이와 같이 금형속도의



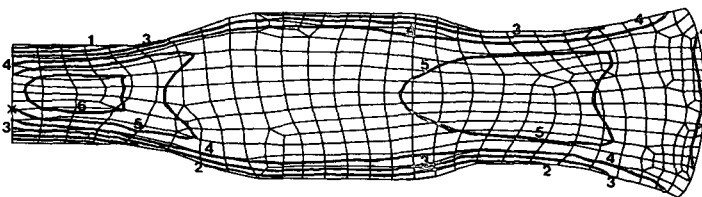
(a) 101.5 mm

Min: 896  
 1: 902  
 2: 907  
 3: 912  
 4: 918  
 5: 923  
 6: 928  
 Max: 934



(b) 152 mm

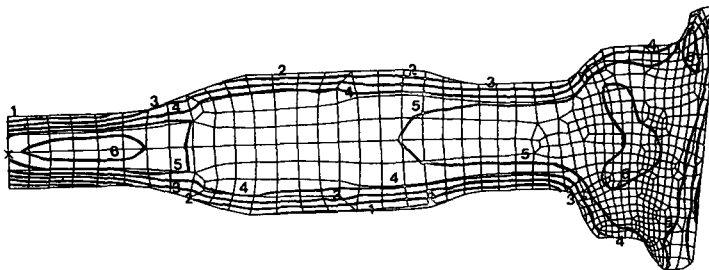
Min: 893  
 1: 901  
 2: 910  
 3: 919  
 4: 927  
 5: 936  
 6: 945  
 Max: 954



(c) 171.4 mm

Min: 898  
 1: 907  
 2: 917  
 3: 926  
 4: 935  
 5: 944  
 6: 954

Max: 963



(d) 179 mm

Min: 901  
 1: 910  
 2: 919  
 3: 928  
 4: 937  
 5: 946  
 6: 955  
 Max: 964

Fig. 9 Predicted temperature distributions at various strokes with variable die speed of 100~10 mm/sec



변화가 가능한 경우 이러한 합금의 단조공정중 알맞은 온도와 변형률분포를 위한 금형속도의 계산이 필요하다.

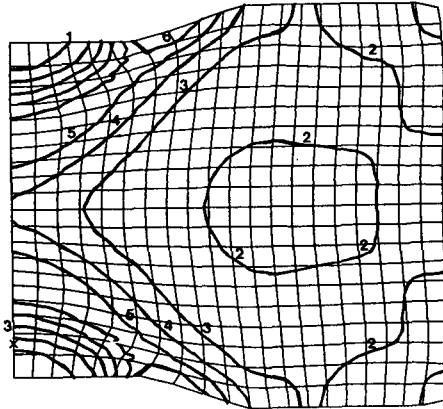
이를 위하여 원통형시편의 단순압축시 변형이 균일하다는 가정하에 각각 마찰열, 변형열과 전달열

을 나타내는 식들을 아래와 같이 유도할수있다.

$$H_f = \int_0^{r^*} 2\pi r f(\Delta r) dr = \frac{\pi}{6} m k \frac{(\Delta h)}{h^*} (r^*)^3 \quad (6)$$

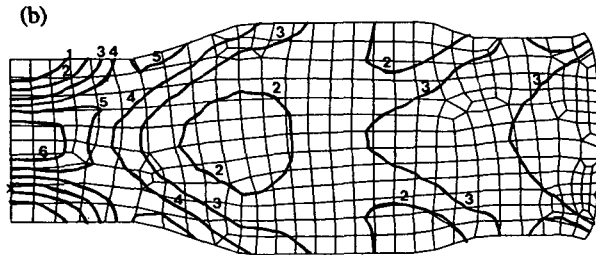
$$H_d = C \bar{\sigma} (\Delta \bar{\epsilon}) V = C \pi \bar{\sigma} (\Delta h) (r^*)^2 \quad (7)$$

$$H_x = \pi (r^*)^2 \cdot h_{tub} \cdot (\Delta t) (\Delta T) \quad (8)$$



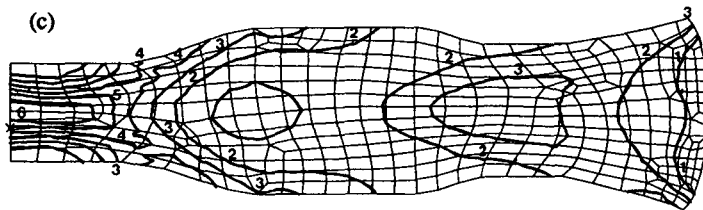
(a) 101.5 mm

- Min: 0.36
- 1: 0.45
- 2: 0.54
- 3: 0.64
- 4: 0.73
- 5: 0.82
- 6: 0.91
- Max: 1.00



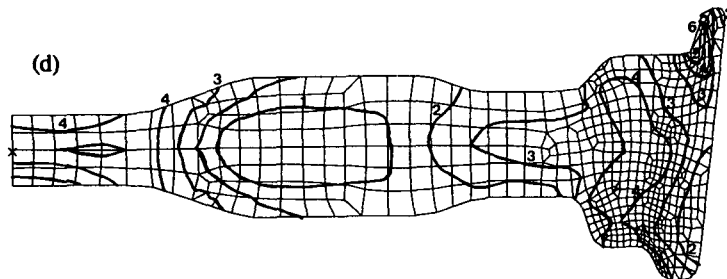
(b) 152 mm

- Min: 0.71
- 1: 0.89
- 2: 1.06
- 3: 1.24
- 4: 1.41
- 5: 1.59
- 6: 1.76
- Max: 1.94



(c) 171.4 mm

- Min: 1.11
- 1: 1.32
- 2: 1.53
- 3: 1.75
- 4: 1.96
- 5: 2.17
- 6: 2.38
- Max: 2.59



(d) 179 mm

- Min: 1.48
- 1: 1.64
- 2: 1.80
- 3: 1.96
- 4: 2.13
- 5: 2.29
- 6: 2.45
- Max: 2.61

Fig. 10 Predicted strain distributions at various stokes with variable die speed of 100~10 mm/sec

여기서,  $r^*$ 은 반지름,  $h^*$ 는 높이,  $V$ 는 체적,  $\Delta\epsilon$ 는 미소변형률,  $f$ 는 마찰응력,  $m$ 은 마찰계수,  $k$ 는 전단항복응력,  $\sigma_s$ 는 유동응력,  $C$ 는 변형에너지의 열발생비율(0.95),  $h_{lub}$ 는 접촉면의 열전달계수,  $\Delta t$ 는 미소접촉시간,  $\Delta h$ 는 미소높이크기,  $\Delta r$ 은 미소반지름크기,  $\Delta T$ 는 접촉면에서의 금형과 소재의 온도차이다.

이 식들을 이용하여 공정전반에 걸쳐 소재의 평균온도를 약 900°C로 일정하게 하여야 할 경우에 필요한 금형속도를 구하였다. 즉, 현 공정해석에 사용된 계수와 같은 값을 사용하여 식(6)과 (7)의 합과 식(8)사이에서 등식관계를 가정하여 계산하였다. 계산된 금형속도는 초기에 4.2 mm/sec이고 80% 압축시에 3.8 mm/sec로 거의 선형적으로 감소하는 가변속도로 나타났다.<sup>(12)</sup> 이 경우 금형의 변위에 따른 전달열, 변형열과 마찰열이 Fig. 7에 비교되어있다. 이 금형속도를 사용하였을때 소재의 평균온도는 초기에 900°C에서 20%일 때까지 878°C로 감소하고, 그 후에는 증가하여 80%일때 892°C로 된다. 온도편차는 20%일 때 32°C에서 80%일때 33°C로 거의 변화가 없고 온도분포는 공정전체에 걸쳐 소재내부의 약 90%가 875~925°C의 범위에 있다. 하지만 이 경우에는 낮은 온도에 기인된 것으로 사료되는 국부유동의 발생이 예측되었다. 따라서 공정중 소재의 온도가 최저 900°C 이상이 되도록 금형속도를 증가시켜야 하였다. 따라서 초기에 100 mm/sec 이고 최종에 10 mm/sec 로 선형적으로 감소하는 금형속도를 가정하여 해석을 수행하였다. 상부금형의 하강거리에 따른 소재의 변형이 Fig. 8에 도시되어 있다. 전 하강거리에 걸쳐서 유동이 매우 균일하고 거의 별정미 나타나지 않음을 알수있다. 특히 초기소재의 상하 모서리점(\*로 표시된 점)이 최종단계에서도 상하 모서리점에 위치하고 있음을 볼때 외주면에서 인장응력에 의한 표면파단이 발생할 우려도 없으며 또한 단류선이 매우 연속적임을 예측할수있다. 하강거리가 약 172 mm일때 소재는 하부금형의 측면과 접촉하면서 디스크의 림부분이 성형된다. 이후 우측상단의 갭부분으로 소재유동이 발생하면서 공정이 완료된다. 이 해석에서 보여지듯이 소재유동은 매우 균일하며 또한 유동결함도 발생하지 않음을 알수있다.

Fig. 9에는 공정중 발생하는 소재의 온도분포가 도시되어 있다. 소재의 평균온도는 그림에 표시되어 있는 하강거리에 대하여 각각 915°C, 923°C,

930°C, 932°C로 증가함을 나타내고 있다. 또한 온도편차는 각각 19°C, 30°C, 32°C, 32°C 로 변화함을 나타내고 있다. 금형과 접촉부위는 빠른 금형속도에 의해 금형으로의 열손실이 매우 적어 거의 냉각되지 않으며 코어부분과 림내부가 변형열과 낮은 열전달계수에 의하여 최고온도를 유지함이 보여지고 있다. 온도분포는 소재내의 온도차이가 최대 60°C 정도로 비교적 작고, 최고온도가 964°C로써 상변태이하 온도이고 최저온도가 900°C 이상인 매우 바람직한 분포이다. Fig. 10에는 공정중 발생하는 소재의 변형률분포가 도시되어 있다. 평균변형률은 그림에 표시되어있는 하강거리에 따라 각각 0.68, 1.32, 1.35, 2.04로 증가하며 변형률편차는 각각 0.32, 0.61, 0.23, 0.56로 나타나고 있다. 위에서 해석한 일정 금형속도의 경우와 비교하여 보면 변형률이 비교적 균일하게 분포되어 있음을 알수있다. 여기에서 디스크의 림과 코어의 연결부분에 대하여 파라미터 S의 값을 구하여 보았다. Fig. 9(또는 Fig. 10)의 각 경우에 대하여 각각 0.017, 0.053, 0.086, 0.162로 나타나는데 이는 낮은 값으로 국부유동이 발생하지 않음을 예상할수 있다.

Fig. 11에 두가지의 금형속도에 대한 하중변화가 도시되어 있다. 금형속도가 1 mm/sec 일때는 변형률속도가 낮음으로 인하여 낮은 하중을 나타내고 있다. 하지만 하강거리가 170 mm 에 도달하였을 때부터 소재의 림부분이 압출형태로 성형됨에 따라 금형속도에 무관하게 하중이 거의 동일하게 급증하고 있다. 따라서 근사정형단조의 경우 금형의 완전충진시에는 하중의 급증이 발생하므로 공정조건의 조절에 의해서만은 하중조절이 어려울 것으로 예측된다.

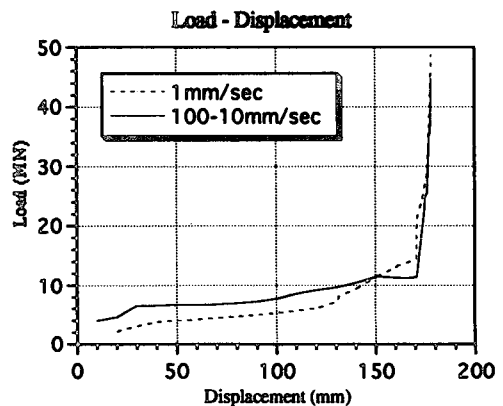


Fig. 11 Stroke vs displacement curves

### 3. 결 론

티타늄-6242( $\alpha + \beta$ )합금의 근사정형 열간단조시 발생하는 소재의 변형거동과 소재내의 온도와 변형률분포를 예측하기 위하여 열강점소성 유한요소해석을 수행하였다. 이를 위하여 본 연구에서 개발된 열강점소성 유한요소 프로그램을 사용하였다. 소재와 금형의 초기온도는 각각 900°C 와 600°C로 가정하였다. 정해진 소재와 금형의 재질과 치수에 대한 단조공정중 최적온도와 변형률분포를 얻을수 있는 금형속도를 구하기 위하여 (i) 1 mm/sec의 일정속도, (ii) 100-10 mm/sec의 가변속도의 두가지 금형속도에 대하여 해석을 수행하여 보았다. 이 해석결과를 요약하면 아래와 같다:

(1) 변형률분포를 비교하여 보면 (i)의 경우에는 측면에서의 벌징현상이 매우 두드러지게 나타남에 따라 표면파괴의 가능성이 우려된다. (ii)의 경우에는 변형이 비교적 균일함을 보여주고 있다. 이는 빠른 금형속도에 의하여 접촉시간이 짧아지게 되어 금형으로의 열전달이 적고 소재내의 온도분포가 비교적 균일함에 기인한다.

(2) 온도분포를 비교하여 보면 (i)의 경우는 최저 810°C와 최고 891°C를 유지한다. (ii)의 경우에는 최저 900°C와 최고 964°C를 유지한다. 따라서 (ii)의 경우가 온도편차도 작고 변형률분포도 균일하며 최고온도가 변태온도를 넘지않는 온도분포를 보였다. 또한 최저온도가 유동연화현상이 나타나고 성형성이 저하되는 온도한계 900°C보다 낮지 않았다.

(3) 이외에 몇가지 금형속도에 대하여도 해석하여 보았다.<sup>(12)</sup> 첫째, 단조공정중 소재내의 전체열량을 불변하게 하기 위해서는 금형속도를 초기 4.2 mm/sec에서 최종 3.8 mm/sec로 선형적으로 감소시켜야 한다. 해석결과에 의하면 이 속도는 낮은 금형속도에 의한 접촉시간의 증가로 인하여 불균일 변형과 전단면 형성을 나타내었다. 또한 최고온도는 925°C로써 변태온도와의 차이가 크게 나타났다. 둘째, 금형속도가 10 mm/sec로 일정한 경우에는 공정초기에 온도구배가 크게 나타났으며 평균온도가 885°C로 낮아졌다. 셋째, 금형속도가 100 mm/sec로 일정한 때는 공정후반에 큰 변형률속도에 의한 변형열의 급증에 기인하여 변태온도 이상으로 가열될 위험이 있었다.

(4) 금형속도는 초기에는 단조하중의 크기에 영

향을 주나 정형단조 또는 근사정형단조와 같이 하중이 급증하는 최종단계에서는 차이가 거의 없다.

(5) 본 연구에서 채택한 치수의 디스크를 단조하기 위해서는 프레스의 용량이 약 60 MN(최소 45 MN)이 되어야 한다. 이 용량의 대부분은 주로 최종단계인 림부분의 성형시 필요하게 된다. 따라서 단조하중을 감소시켜야만 하는 경우에는 단조설계를 자유단조의 형태로 수정하여야 할 필요가 있다.

(6) 국부유동의 발생여부를 검토하기 위해서 파라미터 S(또는 불안정 변형조건)의 값을 측정하고 결과 위의 두가지 금형속도에 대해서는 모두 낮은 값을 갖기 때문에 국부유동의 발생가능성이 매우 적음이 판명되었고, 또한 해석결과에서도 나타나지 않았다.

결론적으로 초기 100 mm/sec 에서 최종 10 mm/sec로 선형적으로 감소하는 금형속도(변형률속도는 약 0.5/sec로 거의 일정함)가 가장 바람직한 변형률과 온도분포를 나타내었다. 해석의 정확도를 높이기 위해서는 마찰계수와 열전달계수들의 온도 또는 압력등에 대한 민감도와 이 합금의 불안정변형조건 S의 임계값을 알아야 할 필요가 있다. 이를 위해서는 매우 치밀한 실험이 수행되어야 할 것이다.

### 후 기

본 연구는 한국과학재단 특정 기초연구과제(과제 제목: Ti합금 제트엔진디스크의 열간 및 등온단조의 최적공정설계, 과제번호; 91-02-00-01)와 교내 연구비로 수행되었습니다. 이에 관계자 여러분께 감사드립니다.

### 참고문헌

- (1) Kobayashi, S. 1985, "Metal Forming and the Finite Element Method-Past and Future," *Proc. 25th Int. Conf. Mach. Tool Des. Res.*, Birmingham, pp. 17~31.
- (2) Oh, S. I., Park, J. J., Kobayashi, S. and Altan, T. 1983, "Application of FEM Modeling to Simulate MetalFlow in Forging a Titanium Processes," *Trans. ASME, J. Engr. Ind.*, Vol. 105, pp 251~258.
- (3) Chen, S., Hu, Z., Yang, Z., Wu, B., Wang, S.

- He, S., Wang, W. 1992, "Research to Develop Plastic Deformation Processes Models for Producing  $\alpha + \beta$  Titanium Alloys Disks," *Proc. Adv. Engr. Plast. Appl.*, Hong Kong pp. 501~506.
- (4) Luo, Z. L., Guo, N. C. and Cheng, Y. 1993, "Thermoviscoplastic Analysis of IN718 Forging Processes and Prediction of Microstructure of the Forgings," *Proc. 4th Int. Conf. Tech. Plast.*, Beijing, pp. 1157~1162.
- (5) Dadras, P. and Thomas, J. F. Jr. 1981. "Characterization of Modeling for Forging Deformation of Ti-6Al-2Sn-4Zr-2Mo-0.1Si," *Met. Trans. A*, Vol. 12A, pp. 1867~1877.
- (6) Semiatin, S. L. and Lahoti, G. D. 1981, "Deformation and Unstable Flow in Hot Forging of Ti-6Al-2Sn-4Zr-2Mo-0.1Si," *Metal. Trans. A*, Vol. 12A, pp. 1705~1717.
- (7) Park, J. J. 1982, "Application of Finite Element Method to Metal Forming Problems," Ph.D. Dissertation, Dept. of Mechanical Engineering, The University of California, Berkeley.
- (8) Kobayashi, S., Oh, S. I., and Altan, T. 1989. *Metal Forming and the Finite-Element Method*, Oxford Series on Advanced Manufacturing, Oxford Press.
- (9) Semiatin, S. L. and Lahoti, G. D. 1982. "The Occurrence of Shear Bands in Isothermal, Hot Forging," *Metal. Trans. A*, Vol. 13A, pp. 275~288.
- (10) Semiatin, S. L. and Lahoti, G. D. 1983, "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.
- (11) Peters, K. H. 1969, "Design Features of the Hydraulic Press and Its Field of Application," *Sheet Metal Industries*, Vol. 46, p. 221~230.
- (12) Park, J. J., 1994, "Effects of Die Speed on Temperature and Strain Distributions in Ti-6242 Compression," *Proc.(I) KSME Spring Annual Meeting*, pp. 362~365.