

〈論 文〉

강소성 유한요소법을 이용한 Ti 합금 터빈디스크의 단조공정 해석

조현중* · 김낙수** · 박종진**

(1994년 6월 8일 접수)

An Analysis of Turbine Disk Forging of Ti-Alloy by the Rigid-Plastic Finite Element Method

H. J. Cho, N. S. Kim and J. J. Park

Key Words : Ti-Alloy Forging(티타늄합금 단조), Isothermal Forging(등온단조), Hot-Die Forging(가열금형단조), Rigid-Thermoviscoplastic Finite Element Method(강-열점소성 유한요소법)

Abstract

The characteristics and good corrosion resistance at room and elevated temperatures led to increasing application of Ti-alloys such as aircraft, jet engine, turbine wheels. In forging of Ti-alloy at high temperature, die chilling and die speed should be carefully controlled because the flow stress of Ti-alloy is sensitive to temperature, strain and strain-rate. In this study, the forging of turbine disk was numerically simulated by the finite element method for hot-die forging process and isothermal forging process, respectively. The effects of the temperature changes, the die speed and the friction factor were examined. Also, local variation of process parameters, such as temperature, strain and strain-rate were traced during the simulation. It was shown that the isothermal forging with low friction condition produced defect-free disk under low forging load. Consequently, the simulational information will help industrial workers develop the forging of Ti-alloys including 'preform design' and 'processing condition design'. It is also expected that the simulation method can be used in CAE of near net-shape forging.

1. 서 론

티타늄합금은 일반적으로 고온에서 고응력을 받는 부품의 재료로 사용되며, 비강도(strength-to-weight ratio)의 우수함으로 항공기의 구조물이나 엔진부품에 많이 사용된다. 순수 티타늄은 밀도가 4.5로, 철(7.86)의 57%, 니켈(8.9)의 51%이며 상

대적으로 가볍기 때문에 철 또는 니켈합금이 쓰여지고 있는 부품의 대체 재료로 개발되고 있다. 제트엔진의 팬디스크나(fan disk)나 압축기디스크(compressor disk)에서는 힘 밸런스가 불균일할 때 베어링에 무리가 가해지므로 회전에 의한 원심력을 줄이기 위해서는 비강도가 높을수록 효과적이다.

티타늄합금은 조성원소의 무게비에 따라 오늘날 약 30 종류가 쓰여지고 있으며, 상온에서의 안정성에 따라 미세구조는 크게 3가지, 즉 α , β , $\alpha + \beta$

*홍익대학교 대학원 기계공학과

**정희원, 홍익대학교 기계공학과

구조로 구분된다. α 조직은 용접성이 우수하나 경화성이 낮고 강도는 중간정도이며 고온강도 및 크립성이 좋다. β 조직은 열처리에 의한 경화성이 좋으며 강도와 상온 가공성 및 크립성이 좋다. $\alpha+\beta$ 조직은 용접성이 좋고 열처리에 의한 경화성이 비교적 좋다. 강도와 가공성은 좋으나 크립성은 낮다.^(1,2)

이와 같은 티타늄합금의 단조시에는 온도와 변형 이력에 따른 미세조직의 크기와 형상에 따라 기계적 성질이 변하고, 단조시에도 수차례의 예비성형(preforming)과 블록킹(blocking)공정이 필요하므로 단조비용의 상승 원인이 된다. 항공기 부품을 자유단조로 가공할 때는 많은 소재 손실과 높은 기계가공비가 요구되나, 금형제작이 용이하고 비용이 저렴하다. 그러나, 이와 같은 방법은 티타늄합금 및 니켈합금과 같은 고가 재료의 경우에는 결과적으로 바람직하지 못하다. 이에 비하여 형단조는 금형의 제작비용이 비싼 단점이 있으나, 열간에서 단조를 수행하면 소재 및 기계가공비의 절감을 이룰 수 있으므로, 티타늄합금의 경우에는 우수한 소성변형을 얻기 위해 고온에서 열간단조나 등온단조를 행한다. 단조공정설계는 예비성형체의 설계(preform design)와 가공조건 설계(processing condition design)로 구분되는데 예비성형체 설계는 최종품을 만들기까지의 중간성형단계와 각 단계에서의 재료의 형상과 치수를 결정하는 것을 뜻하며, 가공조건설계는 각 단계에서의 다이의 속도, 다이와 재료의 초기 온도분포, 윤활조건 등을 결정하는 것을 뜻한다.^(3~5)

최근에는 티타늄합금이나 superalloy를 재료로 하는 항공기 엔진 및 구조부품을 등온 혹은 열간 상태로 단조함에 있어서 컴퓨터를 이용한 단조공정의 합리적인 설계에 많은 노력을 기울이고 있다. 예를 들자면 엔진디스크의 열간 및 등온단조 중에 생기는 결함, 즉 반경방향으로 재료가 겹쳐 생기는 랩(lap), 재료표면이나 내부에서 발생하는 크랙(crack), 대각선 방향으로 발생하는 전단띠(shear band), 금형에 다 차지않는 미성형(underfill) 등을 단조해석 컴퓨터 프로그램의 해석결과에 의하여 방지할 수 있고, 더 나아가 정형단조(net shape)와 근사정형단조(near net shape)를 실현함으로써 생산비의 절감과 품질의 우수함을 이루어 가고 있다.

본 연구에서는 티타늄합금 제트엔진 디스크의 단조공정인 등온단조(isothermal forging)와 열간단조

(hot-die forging)에 대해 유한요소법을 이용하여 단조공정중 발생할 수 있는 결함과 성공적인 단조품을 얻기 위해 공정해석중 주요 공정변수가 미치는 영향을 관찰하고, 열간 및 등온 해석결과를 상호 비교 검토하였다.

2. 유한요소 수식화

2.1 변형해석

단조시 재료의 유동은 온도, 변형률, 변형률속도의 함수이며, 다이의 속도와 기하학적 복잡성에 의해 재료 부분간에 상이한 유동이 일어나고 접촉면에서의 마찰로 인해 유동은 더욱 복잡해진다. 유한요소법을 이용한 해석시에는 재료의 변형은 일반적으로 탄성을 무시할 수 있을 정도의 대변형이므로 재료를 강점소성체(rigid-viscoplastic)로 가정한다. 반면 다이는 전혀 변형을 하지 않는 강체(rigid body)로 가정하고 가공중 마찰력은 소재 재료의 전단항복응력의 m_f 배로 일정하다고 가정한다.⁽⁶⁾

평형방정식과 그 경계조건에 약형에 재료의 비압축성을 벌칙상수 k 를 써서 첨가하면, 다음 식과 같이 된다.

$$\int_V \sigma_{ij} \delta \epsilon_{ij} dV - \int_{S_f} T_i \delta v_i dS + \int_V k \epsilon_{kk} \delta \epsilon_{kk} dV = 0 \quad (1)$$

위 식에는 소재가 차지하고 있는 영역 V 와 표면 S_f 에 대한 적분이 있으므로 변수를 이산화(discretization)하여 적분이 일반적으로 수행될 수 있도록 한다. 그 결과는 식(2)와 같이 된다.

$$\left\{ \int_V \frac{2}{3} \frac{\bar{\sigma}}{\bar{\epsilon}} \bar{v}^T B^T D B dV + \int_V k \bar{v}^T B^T c c^T B dV - \int_S F t^T N dS \right\} \delta \bar{v} = 0 \quad (2)$$

위의 식에서 \bar{v} 는 절점속도이며, N 은 보간함수로 이루어진 행렬, B 는 변형률행렬이고, D 는 텐서곱을 행렬-벡터의 곱으로 변환할 때 사용되는 계수행렬, c 는 $\epsilon_{kk} = c^T B \bar{v}$ 에 사용되는 계수벡터이며, $\delta \bar{v}$ 는 임의이므로 다음과 같이 요약된다.

$$\Phi(\bar{v}) = F(\bar{v}) \bar{v} + G \bar{v} - h = 0 \quad (3)$$

여기에서,

$$F(\bar{v}) = \int_V \frac{2}{3} \frac{\bar{\sigma}}{\bar{\epsilon}} B^T D B dV \quad (4)$$

$$G = \int k B^T c c^T B dV \quad (5)$$

$$h(\bar{v}) = \int_s F t^T N dS \quad (6)$$

식(3)은 비선형 연립방정식으로 반복법으로 해를 구한다.

마찰력은 마찰인자(friction factor) m_f 사용하여 다음과 같이 모형화한다.

$$f = -m_f k_v \left(\frac{2}{\pi} \tan^{-1} \left(\frac{|v_r|}{a} \right) \right) \frac{v_r}{|v_r|} \quad (7)$$

여기에서, v_r 은 소재와 공구간의 상대속도이고 k_v 는 소재의 전단항복응력이고, a 는 적당히 작은 상수(0.001)이다.

반복법을 통하여 절점에서의 속도가 구해지면 새로운 형상은 Euler method를 사용하여 구한다.

2.2 열전달해석

금속단조시 열간에서 소성변형을 용이하게 한 후 단조를 수행하는 경우는 다이와 소재간의 접촉면에서 열전달, 마찰로 인한 열발생, 변형에 따른 소성일의 열전환 등으로 온도구배(temperature gradient)가 생기고 소재의 유동에 큰 영향을 준다. 이와 같은 복합적인 열전달 문제를 포함한 열전달 해석은 재료와 다이사이의 열전달, 재료의 변형에너지의 열전환, 주위로의 열손실, 접촉면에서의 마찰열 등을 고려한 해석이 수반되어야 한다. 즉, 복수물체간 비선형, 비정상 상태의 열전달 해석이 가능하여야 한다.⁽⁷⁻⁹⁾

에너지방정식에 경계조건을 적용하고 유한요소 이산화시키면, 다음과 같은 연립방정식을 얻게 된다.

$$\int_V k_v M^T M dV \hat{T} + \int_V \rho C_p N^T N dV \hat{T} - \int_V \dot{\gamma} N^T dV - \int_{S_q} q_n^* N^T dS = 0 \quad (8)$$

여기에서, $M = \left[\frac{\partial N}{\partial x}, \frac{\partial N}{\partial y}, \frac{\partial N}{\partial z} \right]$ 이고, \hat{T} 는 절점에서의 온도, $\dot{\gamma}$ 은 단위부피당 소성일로 인한 열발생률이다. 경계면에서의 열유속(heat flux) q_n^* 는 두 가지 유형으로 분류될 수 있다. 공구와 접촉하지 않은 자유표면에서는 열유속이 복사와 대류에 의해 정해진다. 즉, σ 를 Stephan-Boltzman 상수, ϵ 를 방사도(emissivity), h 를 대류 열전달계수, T_e 를 주위 온도, T_s 를 소재 표면온도라 하면, 복사 및 대류에 의한 열유속은 다음과 같다.

$$q_n = \sigma \epsilon (T_e^4 - T_s^4) + h(T_e - T_s) \quad (9)$$

한편, 공구와 접촉하고 있는 표면에서는 접촉에 의한 열전달과 마찰에 의한 열발생이 있으므로, 다음과 같이 모델링할 수 있다.

$$q_n = h_{tub}(T_m - T_s) + q_f \quad (10)$$

여기에서, h_{tub} 는 접촉 열전달계수, T_m 은 공구 표면의 온도이고, q_f 는 마찰에 의한 열유속이다.

식(10)에는 온도변화율이 포함되어 있으므로, 이는 다음과 같은 시간적분법을 사용하여 해결한다.

$$T_i = T_{i-\Delta t} + \Delta t \{ (1-\beta) \dot{T}_{i-\Delta t} + \beta \dot{T}_i \} \quad (11)$$

여기에서, 상수 β 에 따라 시간적분기법이 결정되며, $\beta \geq 0.5$ 일 때는 implicit 시간적분법이 되므로 β 는 0.5-1.0 사이의 값을 취하여 시간에 대하여 해가 무조건적으로 수렴하도록 한다.

2.3 전후처리 시스템(pre/post-processing system)

단조공정중 소재의 유동형태를 얻으면 결정립의 변형양상인 단류선(grain flow line)을 알 수 있으므로 기계적 성질을 파악하는데 많은 정보를 준다. 특히, 항공기 엔진부품의 경우는 유동형태가 매우 중요하다. 티타늄합금의 유한요소해석시에는 효율적인 수치계산을 위해 심하게 변형된 요소망을 수차례에 걸쳐 재구성하게 되는데, 이때 초기 요소망의 형태가 상실된다. 따라서, 전체 유동중 국부적인 변형형태만이 예측 가능하다.⁽¹⁰⁾

Flow-net은 초기상태의 소재에 수치계산에 사용되는 요소망과는 별도로 격자를 입혀서 소재의 유동에 따라 격자가 변하는 과정을 나타낸 것으로, 요소망 재구성시 전/후 유동을 연결하여 나타내는

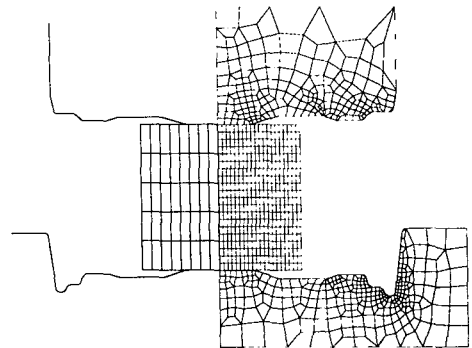


Fig. 1 FEM meshes in dies and workpiece (right) and initial flow net in workpiece (left)

데 매우 좋은 방법이다. 본 연구에서는 Fig. 1에 나타낸 것 같이 열간과 등온해석시 초기 소재에 각각 가로쪽 7개, 세로쪽 4개의 선을 그어 flow-net 격자를 구성하였다.

유한요소의 후처리에서는 온도, 변형률, 변형률 속도 등의 상태변수들을 공정중에 단계에 따라 등고선으로 나타내는 것이 일반적이다. 그러나 때로는 특정한 질점(material point)이 공정 진행중에 겪는 온도, 변형률, 변형률속도의 변화를 관찰하는 것이 필요하다.

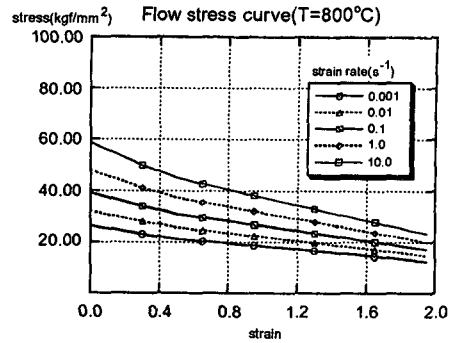
티타늄합금의 기계적 성질은 조성원소의 함량에 의존해서만 결정되지 않고 미세구조에 따라 다르기 때문에 가공이력(forming history), 즉 온도, 변형률, 변형률속도의 변화를 시간의 함수로 나타냄으로써 티타늄합금의 미세구조의 예측과 주요부분의 결함발생 가능성(예를 들면, 크랙, 전단띠, 상변태, 결정립 성장)의 예측이 가능하다. 본 연구에서는 해석의 최종 단계까지 특정질점들의 가공이력(forming history)을 조사하기 위해 등온과 열간에 대해 각각 5점, 6점을 추적하는 방법(backward pointtracking technique)을 사용하여, 온도, 변형률, 변형률속도의 변화를 전체 공정에 대해 기록하였다.

3. 해석조건

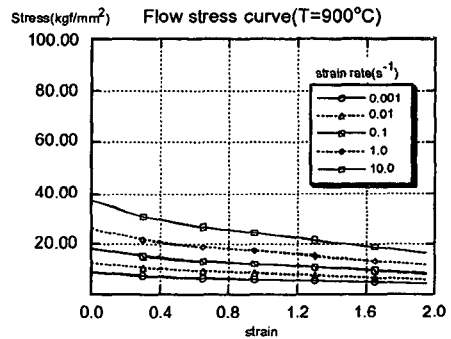
3.1 열간단조공정의 해석조건

금속재료를 열간에서 단조하게 되면 변형저항이 낮아지고 소성변형이 용이해진다. 티타늄합금($\alpha + \beta$)의 유동응력은 Fig. 2에서와 같이 온도와 변형률속도에 대해 민감하며, 유동응력이 700°C 이상의 온도에서는 변형연화(strain softening)의 경향을 보이며 900°C에서의 유동응력은 800°C에서의 1/2배에 불과하다. 1000°C 이상의 영역에서는 20 kgf/mm²정도의 수준이다. 일반적으로 가공속도가 큰 경우 변형률속도의 증가로 하중의 증가를 초래하며, 너무 느린 경우 다이의 냉각효과(die chilling effect)에 의한 소재내 온도구배로 인해 불균일한 유동이 발생된다.

본 연구에서는 소재와 다이의 초기온도를 각각 900°C와 600°C로 정하고 다이속도는 1 mm/sec로 정하였다. 소재와 다이는 윤활은 고온, 고압에서 유리(glass)를 이용한다고 보고 마찰인자(friction factor)가 $m=0.5$ 인 경우와 $m=0.3$ 인 경우에 대



(a) At temperature of 800°C



(b) At temperature of 900°C

Fig. 2 Flow stress of Ti-6242

하여 각각 해석을 수행하였다. 소재는 디스크의 미세구조를 등축정으로 하기 위해 단조비를 4이상으로 하여 초기 높이 200 mm, 직경 197 mm를 중심축에서의 최종 높이 20 mm까지 압축하였다. 그밖에 해석에 사용된 조건은 Table 1과 Table 2에 나타내었다.

3.2 등온단조공정의 해석조건

고온에서 단조시 티타늄합금은 냉각으로 인한 약간의 온도하강만으로도 소재의 유동응력을 상당히 증가시킨다. 등온단조는 소재와 다이 그리고 분위기(environment)의 온도를 모두 일정하게 유지시켜 줌으로써 단조설비가 고가인 단점은 있으나, 다이 냉각을 막고 소재 유동을 균일하게 해주며 다이의 냉각이 시간에 따라 문제가 되지 않는다. 유압프레스 등에서 낮은 속도로 단조하게 되면, 고온에서 변형률속도의 감소로 인하여 티타늄합금의 유동응력 감소와 더불어 전체적인 단조하중이 감소하게 되고 성형성이 증대되므로, 대형 부품의 단조가 가

Table 1 Simulation conditions

Used value	Hot-die forging	Isothermal forging
Friction factor	0.3, 0.5	0.1
Ram speed	1.0 mm/sec	0.2 mm/sec
Initial billet temp.	900°C	920°C
Initial die temp.	600°C	920°C
Environment temp.	20°C	920°C
Billet size	197 mm in diameter 200 mm in height	
Conductivity of workpiece	17.8 N/sec-K	
Conductivity of dies	19.0 N/sec-K	
Density*heat capacity of workpiece	4.39 N/mm ² -K	
Density*Heat capacity of dies	3.77 N/mm ² -K	
Heat transfer coef. of lubricant	1.0 N/mm ² -sec-K	
Convective heat transfer coef.	0.009 N/mm ² -sec-K	
Emissivity*Boltzmann const.	28.4*10 ⁻¹³ N/mm ² -sec-K ⁴	

Table 2 Mesh used in simulation

Mesh area	Node	Element
Workpiece (for initial run only)	441	400
Upper die	228	201
Lower die	317	276

능하다. 또한, 다이내각이 문제되지 않으므로 적은 공차(tolerance)의 단조인 정형(net shape) 단조나 근사정형(near net shape) 단조가 가능해져 소재의 낭비를 막고 후속 가공비를 대폭 줄일 수 있다.^(11,12)

등온단조의 해석에서는 소재, 금형, 분위기의 초기온도를 920°C로 유지시키고, 마찰인자가 $m=0.1$ 보다 큰 경우에는 랩결합이 생기므로 윤활은 비교적 잘 되었다고 가정하여, 마찰인자는 $m=0.1$ 을 사용하였다. 다이속도는 0.2 mm/sec로 총 단조시간을 900초로 하였다.

4. 해석결과

4.1 소재의 변형

Fig. 3에는 flow-net을 이용하여 소재의 유동모습

을 40%, 60%, 80%, 90%의 4단계 압축율에 대해 보여주고 있다. 열간단조시 소재는 압축율 20%부터 배럴링(barreling)이 시작되었으며, 계속 확대되어 60%까지 압축시에 원기둥 소재의 옆면이 금형면에 접촉하게 되는 folding이 생겼다. 이 folding은 최종 압축때까지 반경방향으로 계속 확장되었다. 해석에 사용된 마찰인자 $m=0.3$ 경우, folding이 확장된 부분을 제외하고는 소재와 다이 경계에서의 상대운동이 크지 않았음을 알 수 있었고, 디스크 코어의 중심부분에서 바깥방향으로 매우 급한 유동이 관찰되었다. 열간단조의 경우 전체적으로 flow-net의 격자가 심하게 변형되었고 소재와 다이간의 온도차에 의해 불균일한 유동이 지배적임을 알 수 있다. 마찰인자 $m=0.5$ 인 경우에는 단조공정 도중에 랩(lap)결합이 발생하는 것을 확인할 수 있었다. 압축률 80%이상에서 랩결합이 뚜렷이 나타났으며, 이는 Fig. 4에 나타난 것과 같다.

등온단조의 경우 유동은 Fig. 3에서와 같이 압축율 60%까지는 열간에서 나타난 folding과 배럴링이 생기지 않고 상하대칭으로 균일하게 격자의 모양이 변형하였고 바깥방향으로의 유동이 지배적이

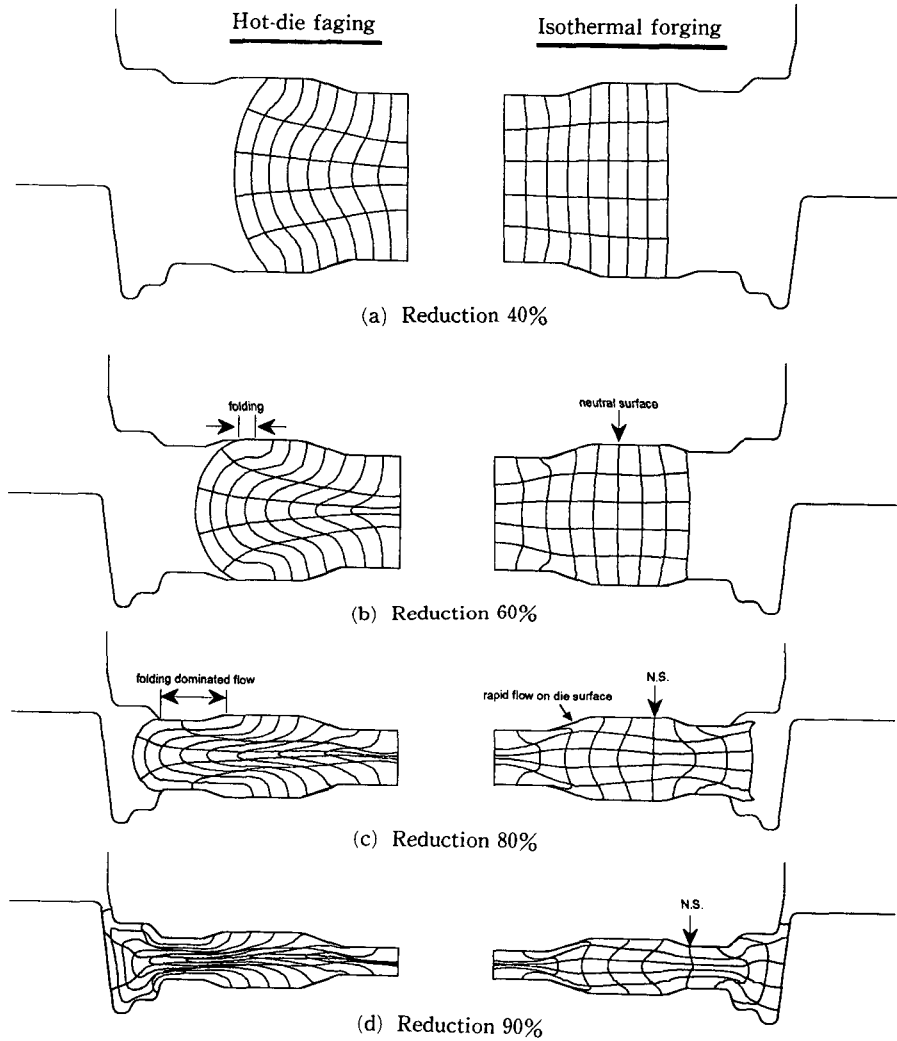


Fig. 3 Predicted flow net at various stages of hot-die case(left hand) and isothermal case(right hand)

다. 그러나, 압축률이 60~90% 사이에 그림에서 화살표된 선을 경계로 왼편의 유동은 안쪽으로 오른편의 유동은 바깥쪽으로 세로축 flow-net이 대칭을 이루며, 링압축(ring compression)에서 마찰이 큰 경우 생기는 중립면(neutral surface)이 관찰된다. 이는 다이의 기하학적 형상과 소재와 다이간 온도차가 거의 없고, 경계면에서의 유희상태($m=0, 1$)가 양호해 소재의 가운데 부분에서 보다 경계쪽에서 바깥방향으로의 유동이 더 빨랐음에 기인한다. 등온단조에서는 열간단조에서 보다 양호한 유동상태가 얻어졌으며, 디스크의 중심부에서 격자의 변형이 제일 심했고, 바깥부분 가운데 격자의 경우

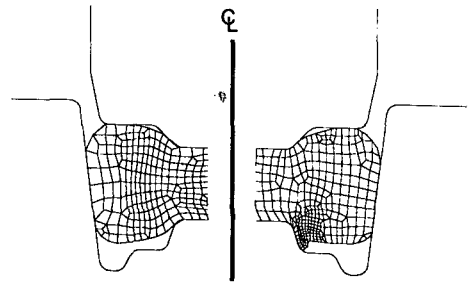


Fig. 4 A forging lap predicted when $m=0.5$ (right) and defect free when $m=0.3$ (left) in hot-die forging

는 전단변형이 거의 없이 균일변형을 하였다. 따라서, 격자변형의 정도로 보아 과잉변형이 심하지 않으므로 가공시 변형에너지의 투입이 열간보다 적었음을 예측할 수 있다.

Fig. 5는 등온단조공정중 마지막 단계에서 금형내 소재가 충전되어가는 과정을 보여주고 있다. 그림의 오른쪽은 flow-net을 이용하여 마지막 단계에서의 소재의 유동을 조사하였다. 소재는 stroke이 173.92 mm일 때 원주부가 하부다이에 닿고 상부와 하부다이로 압출이 시작된다. Stroke이 178.73 mm에서 소재는 상부다이와 완전히 접촉하게 되고 상부와 하부다이의 틈새로 flash부분의 유동이 시작되었다. 이후, 소재의 유동은 하부다이의 빈부분을 채우며 180.00 mm에서 금형내 충전이 완료되었다.

4.2 소재의 온도분포

Fig. 6은 압축률 60%, 80%, 90%에서 소재내 온도분포를 나타내고 있다. 열간단조공정중 소재의

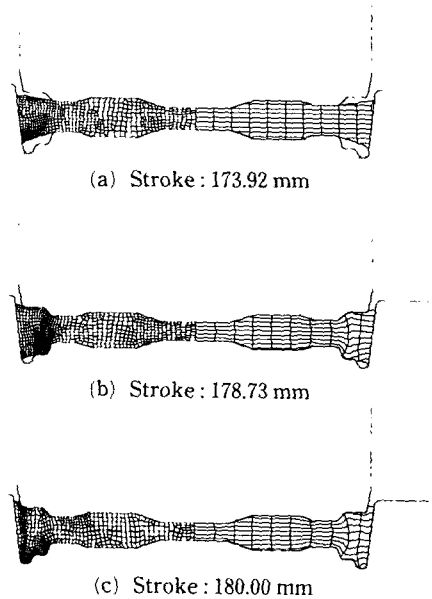


Fig. 5 Final cavity filling stages with flow-net (right) and distorted mesh (left) in isothermal forging

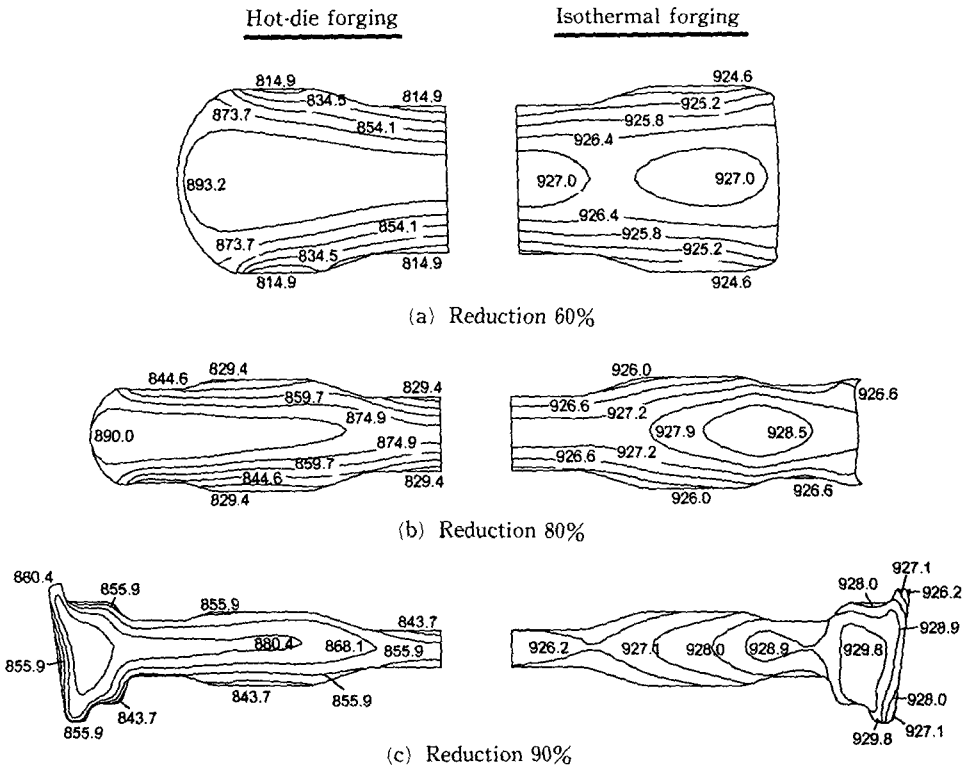


Fig. 6 Predicted temperature distributions(°C) at various stages of hot-die case(left hand) and isothermal case(right hand)

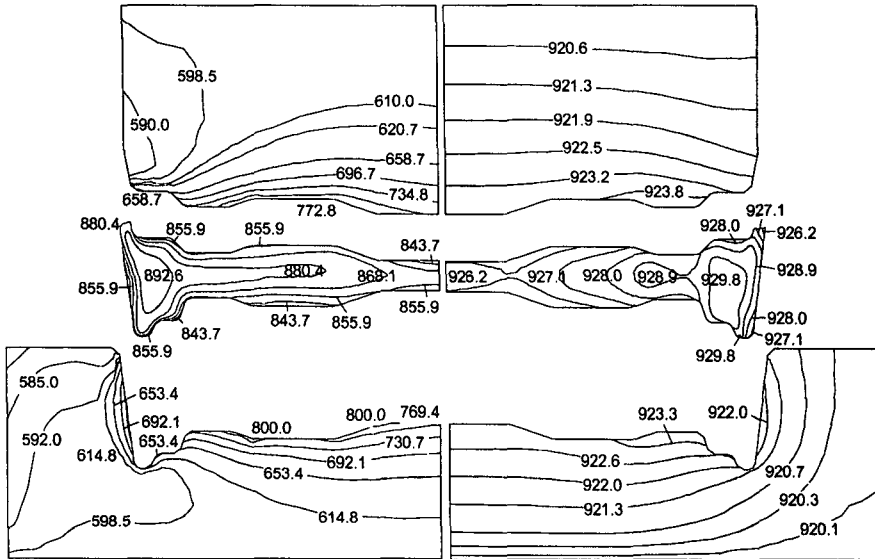


Fig. 7 Predicted temperature distributions(°C) at final stage(left : hot-die forging, right : iso-thermal forging)

최고 온도는 중앙부에서 920°C 정도로 Fig. 6에는 최고 온도가 명시되어 있지 않으나 최고 온도점의 추이는 5.1절에 상술되어 있다. 최고 온도는 소재의 초기 온도인 900°C를 넘고 있으며 이는 주로 소성일로 인한 온도상승에 기인한다. 소재와 금형이 접촉하는 부위에서는 압축률 20%까지는 소재가 압축되어 열전달 면적의 증가로 일시 냉각되었으나 이후, 압축률이 계속 증가함에 따라 마찰에 의한 열발생으로 온도가 계속 상승하였다. 또한, 소재내의 온도차는 최대 100°C를 넘어 불균일한 유동이 예측되고 있으며, 온도의 영역은 800~900°C사이로 티타늄합금의 유동응력이 예민하게 변하는 부분임을 알 수 있다. 따라서 단조하중을 감소시킬 수 있는 방법은 소재냉각을 더디게 하는데 있음을 알 수 있다.

등온단조의 경우는 단조중 주위의 온도를 920°C로 일정하게 유지하였음에도 불구하고, 소재의 소성변형으로 인한 열발생으로 내부온도가 다소 올라간다. 등온 공정중 소재내 온도 차이는 최고 6°C 정도이고 다이와 소재간의 온도차도 최고 1.5°C에 지나지 않는다. 이것은 낮은 단조속도에 따른 충분한 열전달 시간으로 인하여 온도구배(temperature gradient)가 줄었음에도 기인한다. 전체적으로 920~930°C 사이의 온도영역에서 단조가 수행됐으며, Fig. 2를 참조하면 이 온도범위에서 티타늄합금의

유동응력은 낮은 값을 갖고 마지막 단계에서 유동응력은 10~30 kgf/mm² 내외로 열간의 30~50 kgf/mm² 보다 훨씬 낮은 수준임을 알 수 있다. Fig. 7에는 단조 종료시점에서 소재 및 금형의 온도분포를 나타내고 있다.

4.3 변형률 및 변형률속도

Fig. 8에는 압축률 60%, 80%, 90%에서 구하여진 총 유효변형률의 분포를 나타내고 있다. 열간단조시 변형률분포의 양상은 코어의 중심부에서 최대값을 갖고 림의부족, 위/아래로 갈수록 낮아지고 있으며, 이같은 변형률구배(strain gradient)는 단조가 진행되면서 점차로 심해져 디스크의 중심부에서 반경방향으로는 2.3~2.8정도로 비교적 균일하지만 두께방향으로는 1~2.3정도로 차이가 난다. 이로 인해 미세조직의 형상과 크기에 불균일한 분포가 예측된다.

등온단조의 경우 압축률이 80%이상일 때는 다이의 형상으로 인해 상하대칭이 깨짐을 볼 수 있다. 최대 변형률은 5.59정도로 밀면의 모서리부에서 생기고, 디스크의 중심부에서는 X자 모양의 전단면(shear band)가 생기고 있다. 열간단조의 해석결과 얻어진 변형률분포와 비교하였을 때, 등온단조의 가장 뚜렷한 차이점은 변형률이 매우 균일하게 분포하였다는 점이다.

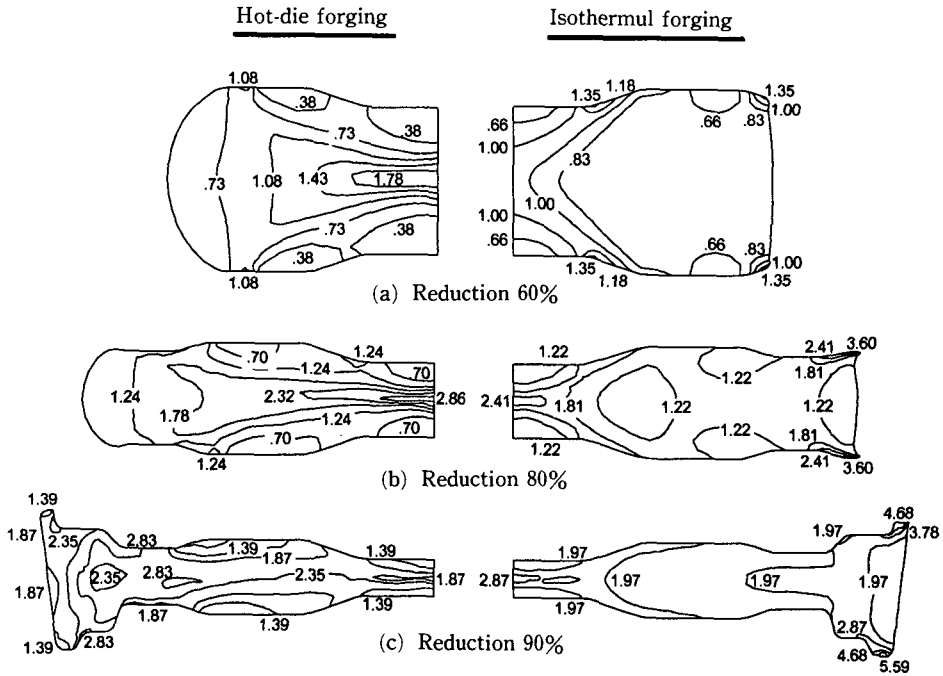


Fig. 8 Predicted strain distributions at various stages of hot-die case(left hand) and isothermal case(right hand)

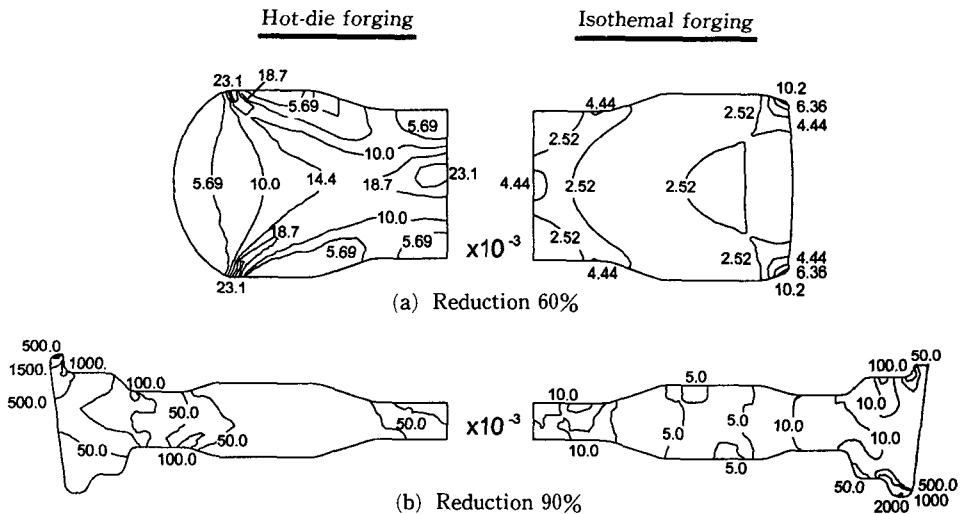


Fig. 9 Predicted strain-rate distributions at various stages of hot-die case(left hand) and isothermal case(right hand) ($\times 10^{-3}$)

변형률속도는 Fig. 9에 나타내었으며, 열간단조의 경우 다이속도가 1 mm/sec로 일정함에 따라 디스크의 높이가 작아질수록 변형률속도가 커지며 변형률구배와 비슷한 분포를 가지며, 압축률이 90% 되는 순간에 디스크의 플래쉬부분에서 가장 높은

값을 나타내며, 이 부분에서 유동응력의 상승으로 인한 하중의 급격한 증가가 예측된다.

등온단조에서는 유동응력의 감소를 위한 0.2 mm/sec의 낮은 단조 속도로 인해 압축율 80%까지 소재의 코어의 중앙부분은 변형률속도가 0.0036

~0.0079로 유지됐으며 마지막 단계에서 금형내 소재가 충전하는 하부다이의 구석진 부위에서 1.0 이상의 높은 값을 가진다.

4.4 하중 및 압력분포

단조하중은 티타늄합금의 가공연화에도 불구하고 소재의 냉각과 금형과의 접촉면적 증가로 Fig. 10에 나타낸 것처럼 계속 증가한다. 열간단조에서는 행정이 175 mm되었을 때 소재의 원주부가 하부다이에 닿고 소재가 상부와 하부다 이로 압출되기 시작하면서 하중이 수직으로 상승한다. 등온단조에서 하중증가의 추이는 열간에서의와 비슷한 경향이며, 최대 하중은 열간에서의 70000 kN의 1/4 수준인 18000 kN 정도이다.

Fig. 11에 높은 압력을 받는 금형면의 위치를 표시했으며 각 단계에서의 금형면 압력분포를 Fig. 12에 나타내었다. 열간단조에서는 상부금형 및 하부금형에서 모두 압축률이 80%에서 90%가 되는 순간에 약 600 MPa이 상승해 금형에 소재가 충전되는 순간에는 하부 금형의 중심부에서는 거의 1000 MPa에 이른다. 이는 열간단조에서 상당히 높은

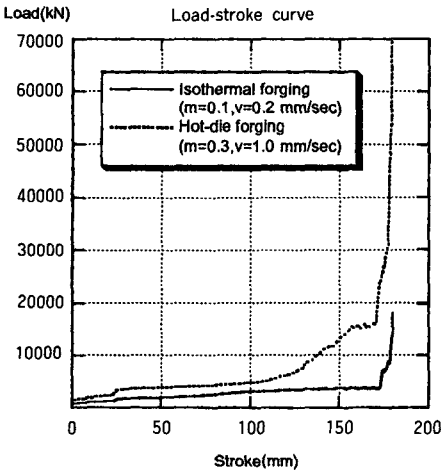
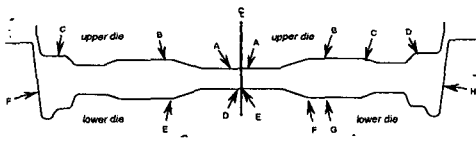
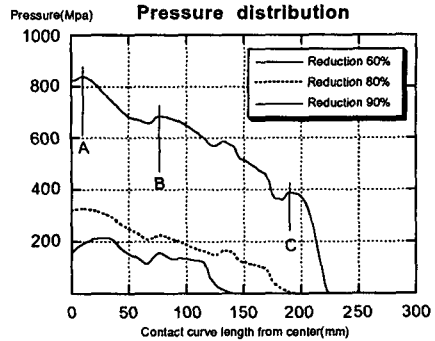


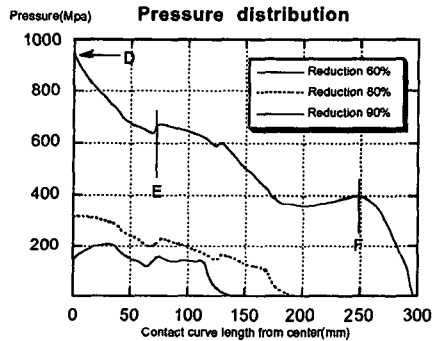
Fig. 10 Load-stroke curve during simulation



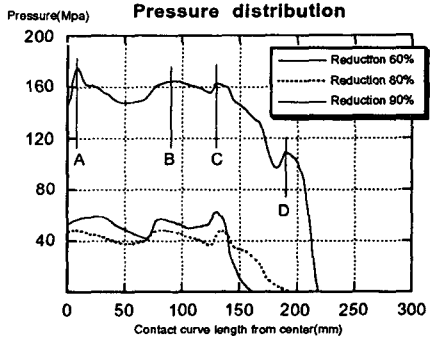
(a) Hot-die forging (b) Isothermal forging
Fig. 11 High pressure points on dies



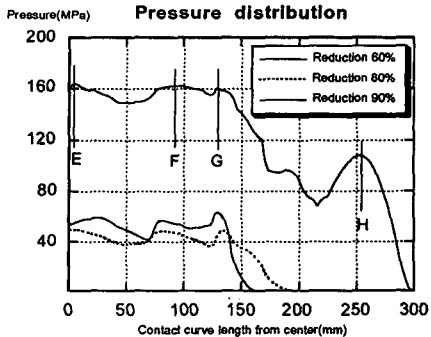
(a) On upper die in hot-die case



(b) On lower die in hot-die case



(c) On upper die in isothermal case



(d) On lower die in isothermal case

Fig. 12 Pressures on the surface of forging dies

수준으로 금형의 온도 역시 고온인 800°C 정도에 달해있다는 점을 감안하면 이 부분에서 금형의 마멸을 쉽게 예측할 수 있다.

한편, 등온단조시 금형면에 걸리는 최고 압력은 160 MPa 정도로 상부와 하부다이에 반경방향으로 고르게 압력이 분포되어 있고, 압축률 80%에서의 압력수준이 60%에서보다 낮는데 이것은 접촉면적의 증가와 가공연화 및 온도상승에 따른 유동응력의 저하 등에 의한 것이다.

5. 등온 및 열간에서 가공이력 비교

5.1 온도이력

Fig. 13에는 단조공정중 소재와 금형에서 최고, 최저 온도의 변화추이를 나타내었다. 등온단조의 경우는 소재내 온도차가 단조종료시점에서 최고 6°C, 열간단조의 경우는 압축률 40%까지는 최대 온도차가 130°C에 이르나 이후에는 감소하여 단조종료시에는 100°C 이내로 줄어들고 있다. Fig. 14에

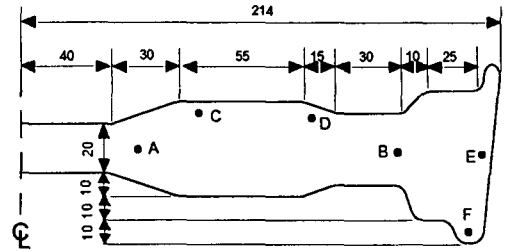


Fig. 14 Schematic drawing of compressor disk with 6 points for history tracing

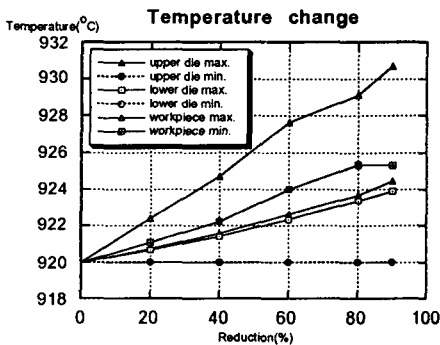
는 가공이력을 알아보기 위한 특정점의 위치를 나타내었다. Fig. 15(a)에서는 열간의 경우 소재의 중간부분에서의 두점 A, B는 단조시작 후 처음 100초간은 초기의 소성일로 인해 온도가 상승된 후 금형으로의 열전달로 냉각되었으며, 소재 위쪽부분의 D, E점은 처음에 금형으로의 열전달로 인해 온도가 낮아졌으나 이후의 마찰열로 인해 온도가 다시 높아지는 양상을 보인다. 즉, A점은 변형이 높은 부분으로 금형으로의 열전달에도 불구하고 온도가 917°C까지 증가된다. 한편, C점은 대기와의 열전달로 서서히 냉각되다 하부다이와 접촉후 열전달로 인해 온도가 867°C까지 급격히 떨어지고, F점은 금형내 소재 충전이 마지막으로 이루어지는 부분으로 온도가 884°C까지 상승한다. 이에 반해 등온의 경우는 5점 모두가 불과 온도차가 2~3°C 정도이며 928°C 정도 수준으로 상승된다.

5.2 변형 이력

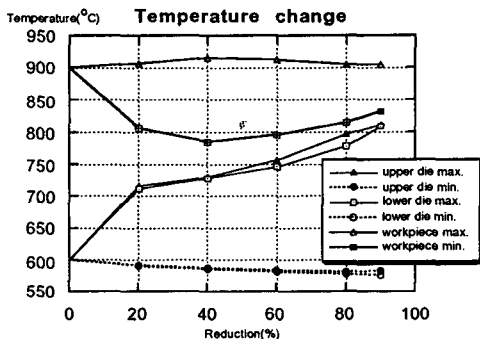
Fig. 15(b)에서 열간의 경우 A점과 B점의 최대 변형률은 각각 3.0과 2.5 정도인 반면, 소재의 외부쪽의 C, D, E, F지점은 1.5 정도로 유동이 상대적으로 적었음을 알 수 있다. 이는 A, B점에 초기 소성일로 온도상승이 있었던 점과도 일치한다. 등온의 경우 변형률은 추적점들간의 차이는 0.5 정도로 열간의 1.5보다 낮은 수치로 열간에 비해 미세 구조가 균일함을 예측할 수 있다.

5.3 변형률속도 이력

Fig. 15(c)에는 각각 등온과 열간의 경우에 대해 변형률속도의 이력이 도시되어 있다. 단조 속도의 차이에 의해 등온의 경우는 공정시작 후 800초까지 변형률속도가 0.005이하의 낮은 수준을 유지하였고, 열간의 경우는 170초까지 0.03 정도의 수준을 유지하였다. 이 정도의 차이는 대략 티타늄합금의



(a) Hot-die case



(b) Isothermal case

Fig. 13 Predicted temperature changes at various stages of forging process

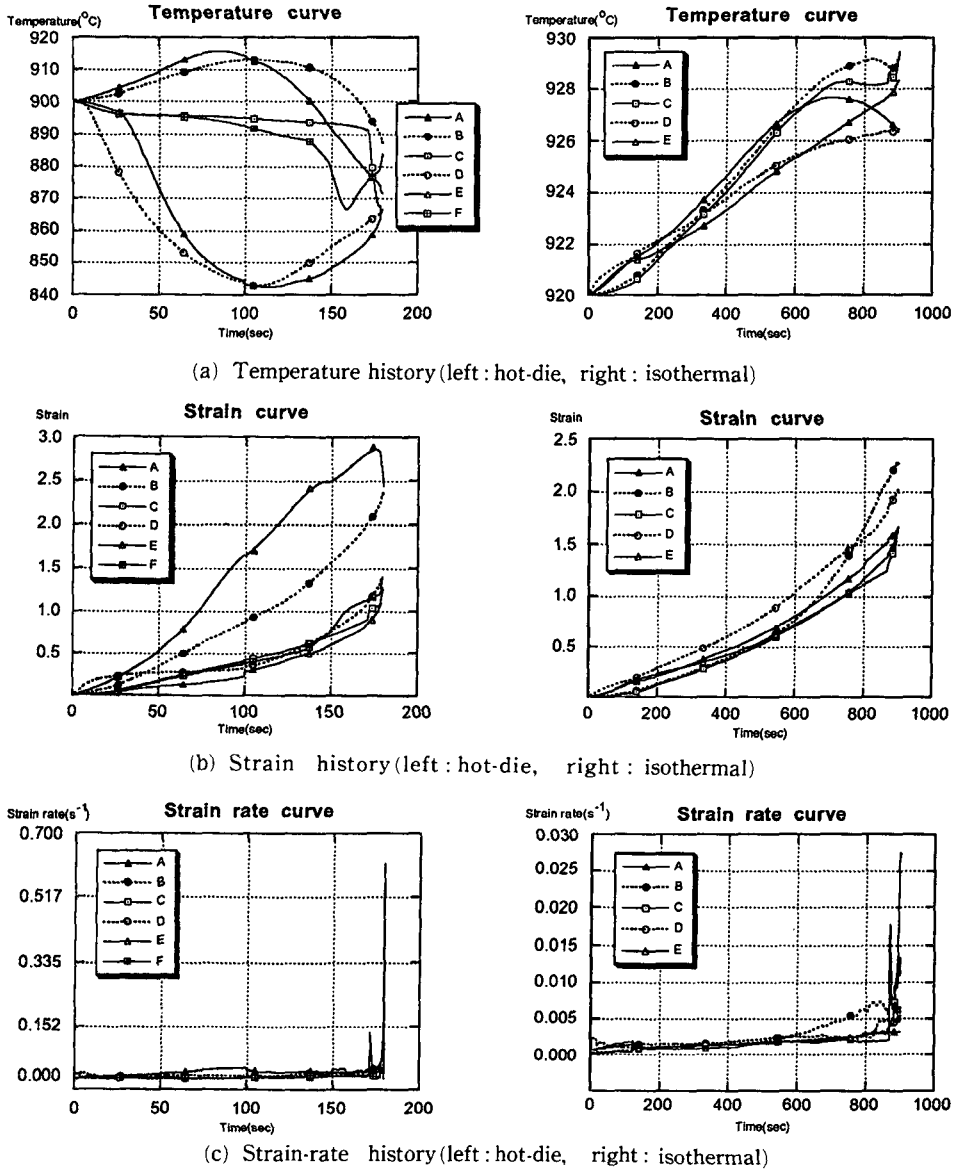


Fig. 15 Local temperature, strain and strain-rate variations during forging

유동응력이 5~10 kgf/mm² 정도 차이를 내며, 두 경우 모두 마지막 성형시 변형률속도가 매우 급하게 증가를 한다. 열간의 경우 변형률속도의 감소를 위해 보다 낮은 속도로 단조를 수행할 수 있는데, 이 경우 온도하강에 의한 소재의 유동응력의 상승을 초래하지 않는 범위 내에서만 가능하다.

6. 결 론

Ti-6242 합금 엔진디스크의 등온단조 및 열간단

조공정을 강열점소성 유한요소법으로 각각 해석하여, 초기 온도와 가공속도, 마찰조건이 재료의 변형거동에 미치는 영향을 관찰하였고 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 등온단조공정이 가열금형을 사용하는 열간단조공정보다 균일한 변형률을 주고 단조하중을 낮출 수 있다.

(2) 열간단조시 마찰인자 $m=0.5$ 인 경우 랩결함이 생김을 알 수 있었고 $m=0.3$ 인 경우 성공적인 단조가 수행되었다.

(3) 열간단조시 상부금형에 1000 MPa이상의 높은 압력이 금형의 중앙부에 걸리므로 압력을 분산하여 받는 금형의 설계나 적절한 예비성형체의 설계가 요구된다.

(4) 열간 단조에서 금형의 냉각으로 인해 소재내의 온도차가 100°C를 넘어 불균일한 유동(배럴링, folding 등)이 관측되었으나, 등온의 경우는 6°C 정도로 균일하게 유동하였다.

(5) Ti-합금은 고온에서의 가공연화에 의한 유동응력 감소에도 불구하고, 소재의 온도강하와 다이와의 접촉 면적의 증가로 계속적으로 증가하며, 열간의 경우 등온보다 하중이 약 4배 정도 높음을 알 수 있었다.

위의 해석결과로 예측된 티타늄합금 엔진디스크의 단조시 소재의 유동은 등온단조시 적은 가공에너지의 투입으로도 균일한 유동을 얻을으로써 열간에서 보다 양호한 단조품을 얻을 수 있음을 알 수 있었고, 유한요소법을 이용한 시뮬레이션이 단조공정 설계에 도움이 될 수 있음을 확인하였다.

참고문헌

- (1) Norman, E. Dowling, 1993, *Mechanical Behavior of Materials*, Prentice-Hall International Editions, pp. 66~67.
- (2) Kanamaru, N., Tsuda, O., Matsushita, T., Fruta, S. and Iwai, K., 1991, "Development of P/M Superalloy Dual-Property Turbine Disks-Study on Manufacturing Process for P/M Superalloy Disk II," *Journal of the Japan Society for Technology of Plasticity*, Vol. 32, pp. 1160~1166.
- (3) Kobayashi, S., Oh, S. I. and Altan, T., 1989, "Metal Forming and The Finite-Element Method," Oxford University Press, pp. 222~243.
- (4) 박종진, 김낙수, 채수원, 1993, "요소망 재구성 기법을 이용한 티타늄합금 단조의 유한요소해석," 한국소성가공학회지, Vol. 2, No. 2, pp. 61~68.
- (5) 박종진, 김낙수, 채수원, 1993, "Ti 합금 제트엔진 디스크의 열간 및 등온단조의 최적공정설계," 홍익대학교 과학기술연구소, pp. 8~23.
- (6) Lee, C. H. and Kobayashi, S., 1973, "New Solutions to Rigid-Plastic Deformation Problems Using a Matrix Method," *Trans. ASME, J. of Eng. for Ind.*, Vol. 95, pp. 865~873.
- (7) Oh, S. I., Park, J. J., Kobayashi, S. and Altan T., 1983, "Application of FEM Modeling to Simulate Metal Flow in Forging a Titanium Alloy Engine Disk," *Trans. ASME, J. for Engr. Industry*, Vol. 105, pp. 251.
- (8) Rebelo N. and Kobayashi S., 1980, "A coupled Analysis of Viscoplastic Deformation and Heat Transfer- I & II," *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 22, pp. 699~718.
- (9) 김현영, 김중재, 김낙수, 1993, "단조하중 감소를 위한 열간형단조공정 해석," 대한기계학회 논문집, 제17권, 제12호, pp. 2970~2981.
- (10) Oh, S. I., Wu, W. T., Tang, J. P. and Vedhanayagam, A., 1991, "Capabilities and Applications of The FEM Code DEFORM," *Journal of Materials proc. Technology*, Vol 27, pp. 25~42.
- (11) Altan, T., Oh, S. I. and Gegel, H. L., 1983, "Metal Forming: Fundamentals and Applications," *American Society for Metals, Metal Park*, pp. 319~321.
- (12) Byrer, T. G., Semiatin, S. L. and Vollmer, D. C., 1985, *Forging Handbook*, FIA/ASM.