

Ti 합금 형단조에서의 소성 해석 및 전단 밴드 분석

윤수진 · 손영일 · 은일상**

A Numerical Analysis for Plastic Deformation of a Ti Alloy and a study for Shear Band Analysis

S. J. Yun · Y. I. Son · I. S. Eun**

ABSTRACT

This study summarizes the numerical analyses of a Ti alloy deformation under a back extrusion process. Amongst metallic parts in a small propulsion motor case, a Ti-6Al-4V alloy is used extensively. However, the Ti alloy shows a great deal of shear band formation which often leads to a fracture due to a narrow working temperature window. Moreover, the shear band tends to develop over an area where a contact occurs between the hot work piece and the die wall, due to localized cooling. Thus, heating the dies is often required to overcome the deformation localization. Therefore, it becomes necessary to investigate the internal temperature and strain rate distribution during forging process of a Ti alloy. Furthermore, a shear band analysis is performed using a finite difference scheme and a comparison is made between steel and Ti alloy.

초 록

유도탄의 성능 향상을 위해 추진기관의 경량화가 요구되고 있으며 연소관 모타 마개의 경우, Ti 합금 (Ti-6Al-4V)이 사용되고 있다. 제작 과정 중에 열간 형단조 공정이 이용되나 이 과정에서 Ti alloy의 좁은 성형 온도 구간 관계로 단조시 국부적 소성 변형 집중에 의한 결함이 단조품의 다수 생성되며, 심한 경우 전단 파단까지 이르고 있다. 성형 과정에서 금형과의 접촉에 의한 Ti 합금 온도 하강이 전단 파단 발생과 밀접한 관계를 갖고 있으며 따라서 각 단조 조건에 따른 Ti 합금의 내부 및 표면에 대한 변형 및 온도의 분포가 관찰되었다. 아울러 전단 밴드 형성에 대한 별도의 분석도 포함되었다.

1. 서 론

본 연구의 목적은 Ti 합금의 단조에 대한 금형

온도 및 변형의 분포와 응력 해석을 통한 결함 발생 가능성이 있는 구간을 분석함으로써 실제 단조 공정에 적용함에 있다. Ti alloy은 좁은 성형 온도 구간

으로 단조시 국부적인 냉각과 소성 변형 집중(localization)에 의한 결함이 단조품의 표면에 다수 발생될 수 있으며, 심한 경우 전단 파단(shear band)까지 이르고 있다. 따라서 단조 시 온도 하강 억제를 위해 단조 금형의 예열과 또 이에 따른 성형 시의 소재 표면과 내부 온도의 예측이 요구된다. 아울러 소성 변형 시의 응력 분포나 변형률의 분포를 관찰함으로써 결함 발생의 예측이나 금형 설계에 도움을 줄 수 있으며, 따라서 이를 위해 여러 공정 변수에 대한 수치해석이 수행되었다.

Ti alloy에 대한 열간 성형 해석에 강소성 상용 유한 요소 code인 DEFORM을 이용 소성 변형 해석에 이용되었다. 주요 관찰 대상들은 아래와 같다.

- * 금형의 예열 조건
- * 금형과의 접촉계면에서의 열전달 조건
- * 성형 속도 혹은 변형률 제어

2. 험단조 문제접근

2.1 공정 조건 설정

Ti 합금의 소성변형을 모사하기 위해서 축 대칭의 2차원 유한 요소 해석이 이용되었다. 특히 변형 분포뿐만 아니라 온도 변화 및 분포가 주요 공정 인자로 작용하므로 금형 형상과 같은 공정 조건은 실제 상황과 될 수 있는 한 유사하게 적용되었다. 전체 구성은 Fig. 1에서 보는 바와 같이 Ti 합금, 외곽 금형과 주변형을 발생시키는 주금형(punch)으로 이루어져 있다. 외곽 금형과 주금형은 강체(rigid body), 반면 성형이 되는 Ti alloy billet은 강소성(rigid plastic)물체로 각각 정의되었다. 아울러 각 물체간의 열전달 조건들이 설정되었다.

해석을 위한 공정 상세 조건들은 아래와 같다.

- * 초기 Ti billet의 초기 온도는 1000℃로 설정되었다.
- * 가열된 billet이 금형 안에 위치하기까지 일정 시간이 경과하며, 이 때 대기와의 열전달이 고려되었다.
- * 또한 이 때 billet의 금형과의 접촉에 따른 열전달도 포함되었다.
- * 설계는 주금형에 의한 성형 전 평금형을 이용한

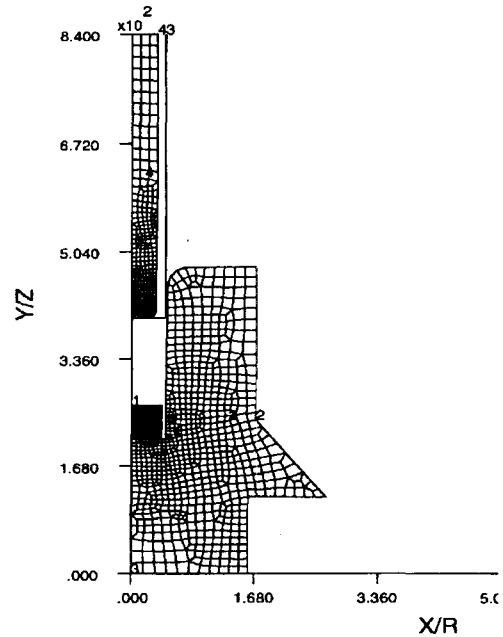


Fig. 1. Finite element mesh and layout of the die and Ti billet

upsetting공정이 포함되어있으나, 본 과정에서 제외되었다.

- * 금형의 예열 온도는 초기의 금형 예열이 적용되지 않았던 경우(실온 20℃)와 예열된 경우(425℃)로 구분되었다.
 - * 금형과 billet과의 접촉면에서의 마찰은 전단 항복 응력에 기초한 일정 계수의 마찰 조건이 적용되었다.
 - * 윤활제 적용에 따라 금형과의 접촉면에서 열전달의 조건 차이는 열전달계수를 조절함으로써 분석되었다.
 - * Ti alloy는 성형 온도(800~1100℃)에서 변형률에 따라 항복 응력에 차이를 보이며, 변형률의 조정은 주금형의 속도(ram speed)를 조정함으로써 제어되었다.
 - * 아울러 본 해석에 이용된 Ti 합금의 물리적 성질은 아래와 같다.
 - 비중: 4.42g/cm³
 - 열팽창 계수: 8.8×10⁻⁶ cm/cm/℃
 - 비열: 0.13 cal/g/℃
- 위의 성질들도 온도의 함수이나 성형 온도 구간이

좁고 온도에 변화에 대하여 민감하지 않기 때문에 일정 상수로 정의되었다.

2.2 해석

흔히 금속성형을 수치 해석할 시 이용되는 탄소성과 강소성의 두 가지의 구성방정식 중 강소성 구성방정식이 이용되었다^[1]. 강소성 구성방정식은 금속이 소성대변형을 겪을 때 비선형 점성유체와 흡사한 것에 착안하여 개발된 것으로 Levy-Mises식이 이용된다. 이 경우 탄성변형 영역은 강제로 해석된다^[2,3]. 한편 강체 부분에서의 응력분포는 구성방정식에 전혀 의존하지 않아 얻어질 수 없는 결함이 있으나, 소성변형이 일어나는 온도영역이 점소성(visco-plastic) 영역이기 때문에 결과에 큰 차이는 없을 것이다.

아래는 해를 구하는데 필요한 지배방정식들이다^[4].

* 선형 운동량 보존법칙:

$$\frac{\partial}{\partial x_j} \sigma_{jk} = 0 \quad (1)$$

* 항복조건:

$$f(\sigma_{ij}) = k \quad (2)$$

* 적합조건:

$$D_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \quad (3)$$

* 구성방정식:

$$D_{ij} = \frac{3}{2} \frac{\epsilon^e}{\sigma^e} \sigma'_{ij} \quad (4)$$

여기서

x_i = 변형 상태에서의 질점의 현재 좌표

u_i = 속도

σ_{ij} = Cauchy 응력 텐서

$$\sigma^e = \sqrt{\frac{3}{2} (\sigma'_{ij} \sigma'_{ij})}^{\frac{1}{2}} = \text{유효 응력}$$

$$\epsilon^e = \sqrt{\frac{2}{3} (D_{ij} D_{ij})}^{\frac{1}{2}} = \text{유효소성 변형률}$$

$\sigma'_{ij} = \sigma_{ij} - \sigma_m = \text{deviatoric 응력 텐서}$

$$\sigma_m = \frac{1}{3} \sigma_{ii}$$

D_{ij} = 변형률 텐서 성분

k = 항복상수 등이다.

구성방정식에는 열간 조건하에서 등방 항복경화 혹은 연화 (isotropic hardening or softening) 함수가 이용되었다. 온도의 분포를 얻는 식은 아래와 같은 열에너지 보존식이 이용된다.

$$c\rho \frac{\partial T}{\partial t} = -\nabla k(\nabla T) - Q \quad (5)$$

여기서 c = 비열, ρ = 비중, k = 열전달계수,

Q = 소성일에 의한 열발생 등이다.

소성변형에 의해 발생하는 열은 아래와 같이 주어진다.

$$Q = \beta s_{ij} D_{ij}^p \quad (6)$$

여기서 β 는 소성일 중 열에너지로 전환되는 비율이며, 대개 0.85에서 0.95의 값이 주어진다. 또한 강소성 해석의 특징은 탄성 변형률을 무시했기 때문에 전체 변형률은 소성 변형률과 같다 ($D_{ij}^p = D_{ij}$).

응력과 변형률의 초기 값은 아래와 같이 "0"이라고 가정하였다.

$$\sigma_{ij}(x, 0) = 0, D_{ij}(a, 0) = 0 \quad (7)$$

2.3 Ti 합금의 항복 거동

Fig. 2에는 본 연구에 이용된 Ti 합금의 유동 항복 곡선 (flow stress curve)을 보여주고 있는 것으로 작업 온도 구간이 대략 800~1100°C에 있으므로 항복 거동은 변형률 (strain rate)에 의존한다. Ti 합금은 이 온도 구간에서 소성 연화 (flow softening) 거동을 보인다. 따라서 상당한 량의 소성 변형이 진행될 시 국부적 소성 변형 집중 현상 (shear band)의 가능성이 높아진다. 온도가 높을수록 이러한 소성 연화 거동의 정도가 감소하며 따라서 소성 공정 중의 온도 하강은 국부적 변형 집중에 의한 전단 파단 가능성이 높다. 또한 900~1000°C 구간에서는 거의 완전 소성 (perfectly plastic) 거

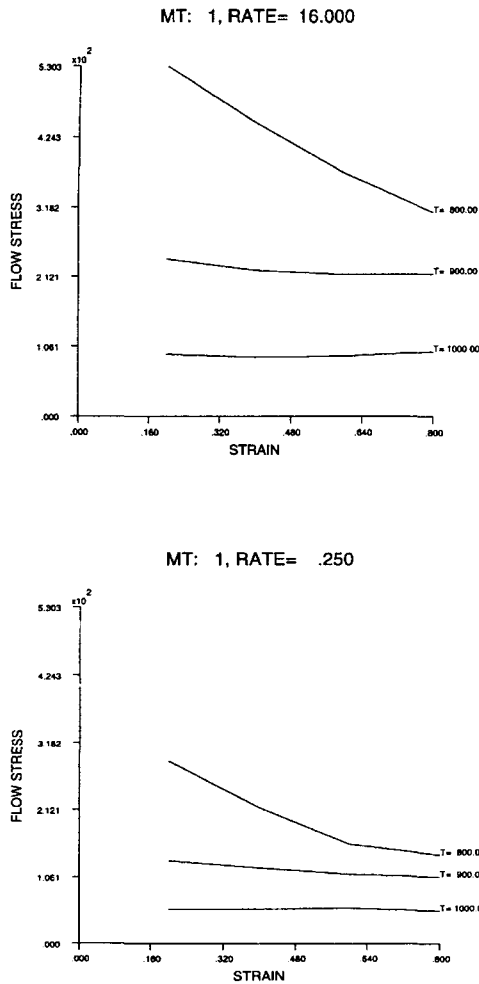


Fig. 2. Flow stress curve of Ti alloy as a function of strain rate and temperature

동을 보인다.

한편 변형률이 높을수록 (혹은 증가) 소성 연화 거동 현상도 증가한다. 이러한 입자 경화 (precipitate hardening)의 거동을 갖는 고강도 합금은 대체적으로 완전 소성 거동 혹은 소성 연화 거동을 보이며, 이 때 전단 밴드 (shear band) 현상이 두드러진다.

Fig. 3은 Ti billet을 중심으로 주변 금형들과의 경계를 상세하게 나타낸 것이다. 초기의 유한 요소의 수는 대략 900이며, 변형이 집중되는 구간은 작

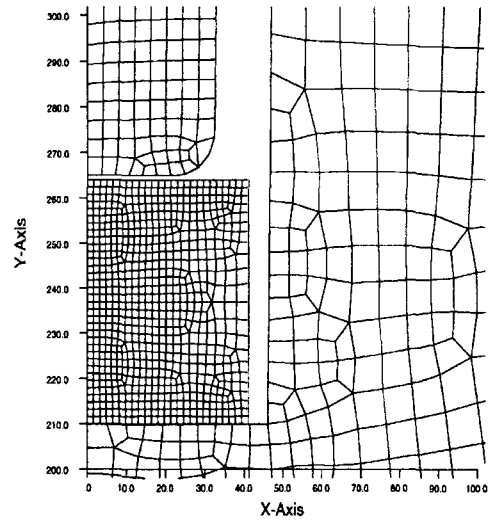


Fig. 3. Initial finite element mesh distribution showing fine mesh on the Ti alloy work piece

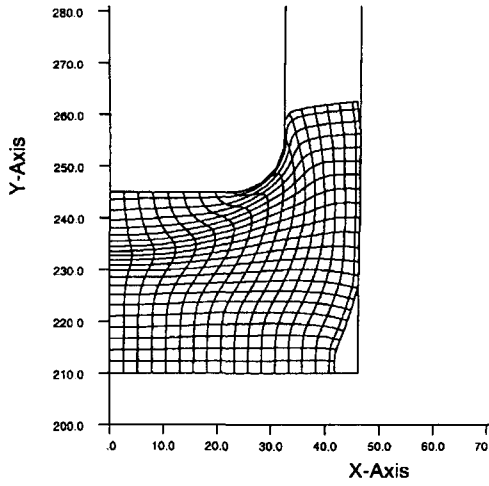
은 요소들로 구성되어 있음을 보여주고 있다. 한편 금형의 경우에는 열전달 만이 계산되므로 비교적 큰 요소 (coarse mesh)들이 설정되었으며, 접촉면에서 멀어질수록 그 크기는 증가하고 있다.

본 해석에 적용된 작업 공정 경과에는 billet의 가열 후 대기와의 열전달은 20초이다. 주금형의 이동 속도는 30mm/sec이며, billet과의 접촉까지 경과 시간은 5초이다. 성형은 접촉과 동시에 billet의 하중이 증가하게 되며 따라서 이 때 주금형의 속도는 20mm/sec로 감소한다. 그리고 최종 성형은 punch와 하부 금형과의 거리가 약 15mm 일 때까지 하중이 가해진다.

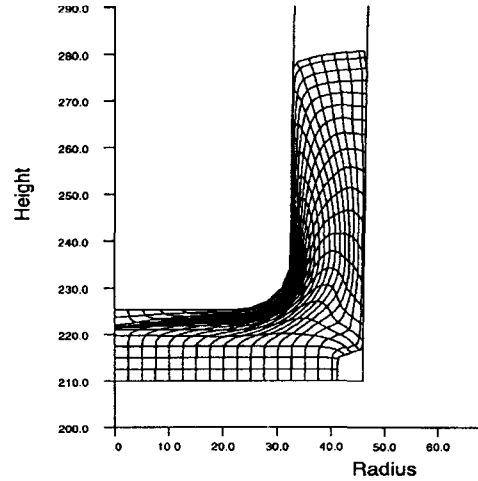
3. 결과 및 토의

3.1 Ti billet의 변형 거동

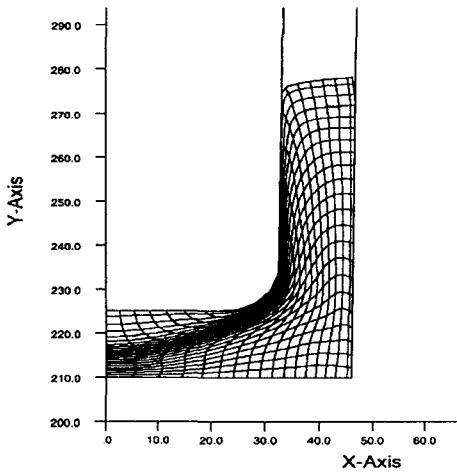
Fig. 4는 소성 변형이 진행됨에 따른 소성 변형 거동을 나타낸 것으로 변형이 주금형 (punch)과 접촉되는 내부 코너에서 집중적으로 발생하는 것을 보여준다. 이 때 소성 변형하는 billet과 금형과의 접촉면에서 열전달은 없다고 가정되었으며, 따라서 이상적인 공정이라 할 수 있다. 단조 초기에는 금형의



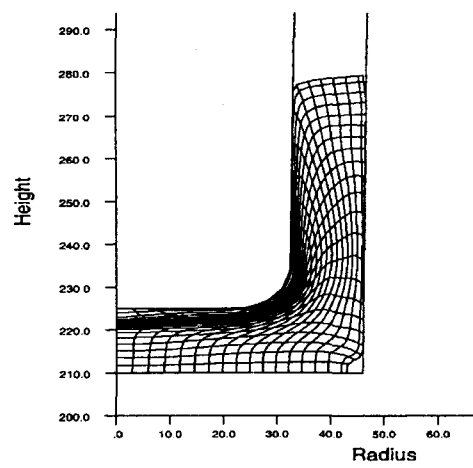
a)



a)



b)



b)

Fig. 4. Deformation behavior; a) middle stage, b) final stage

Fig. 5. Effect of the initial die temperature on deformation behavior; a) 20°C, b) 425°C

하단 구석까지 소재가 채워지지 않았으나, 단조가 진행됨에 따라 소재가 금형 내부 전체에 채워질 수 있음을 보여주고 있다.

3.2 각 공정 변수에 따른 변형 거동

초기 금형 예열 온도에 따른 Ti billet의 소성 변형 거동을 관찰을 위해 '1.5' 접촉계면에서의 열전달 계수가 이용되었으며 이는 일반적으로 단조 공정에서 적용되는 것보다는 높은 편이다. Fig. 6는 초기 금형 온도에 따른 변형 거동을 보여주고 있는 것으

로 초기 금형 온도로는 상온 (20°C)과 425°C가 각각 비교되었다.

2가지 경우에 있어서 모두 금형 내부 corner 부위에서의 변형 결과, billet이 채워지지 않았으나 이는 upsetting 공정이 적용되지 않은 결과이다. 따라서 위의 결과를 통해 초기의 금형 온도가 실온 정도로 낮을 때에는 그 채워지지 않는 정도가 더 증가하는 것을 알 수 있다. 따라서 초기 금형의 온도가 낮을 경우 금형과의 접촉에 따른 온도 하강 결과 금형 corner 부위에서 응력 집중에 의한 파단도 예상될

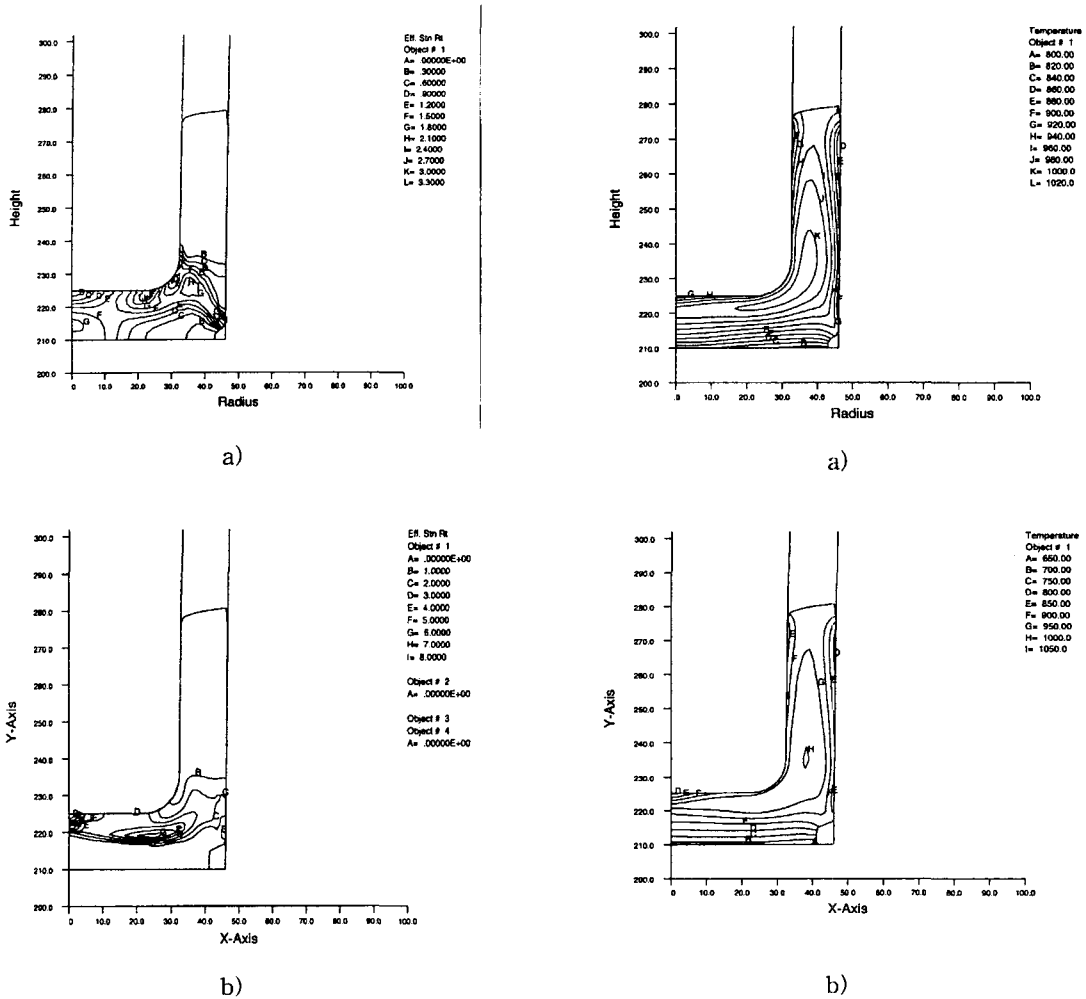


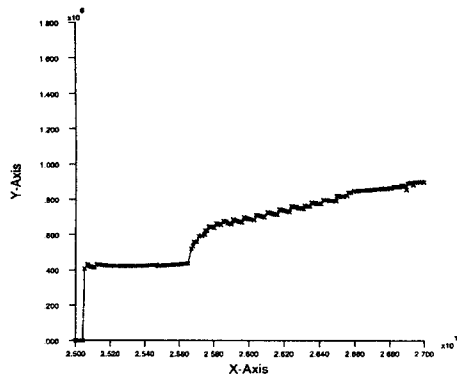
Fig. 6. Effect of the initial die temperature on distribution of effective plastic strain rate; a) 425°C, b) 20°C

Fig. 7. Effect of the initial die temperature on the distribution of temperature; a) 425°C, b) 20°C

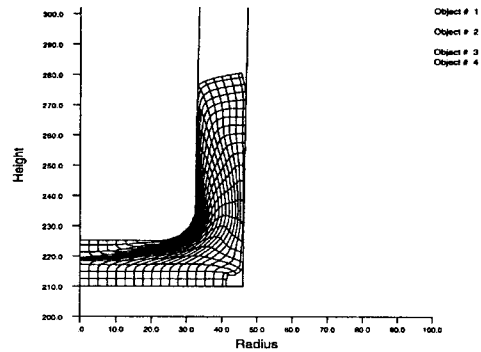
수 있다 (Fig. 6).

또한 주금형과의 접촉계면에서의 변형률의 기울기도 초기 금형 온도가 낮은 경우 큰 것으로 나타났다. 한편 어느 정도 성형이 경과한 후에는 주금형과 외곽 금형 사이에서의 billet은 거의 강체 변형 (rigid body motion)을 보여준다. 또한 Fig. 7에서 보는 바와 같이 초기 금형 온도가 낮은 경우, 성형되는 billet 내부에서의 온도 하강도 큼을 알 수 있다. 초기 금형 온도가 낮을 경우 접촉면에서 약 350°C의 온도 하강을 보이고 있다. 따라서 소성 에너지에 의한 결합 발생 가능성을 시사하고 있다.

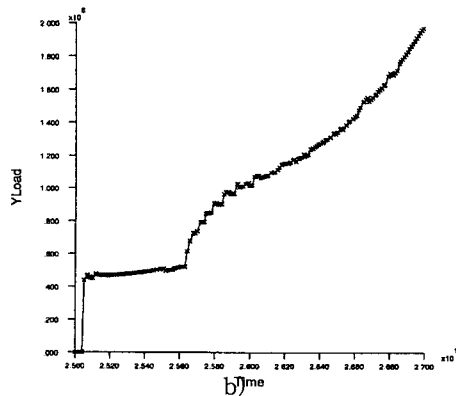
Fig. 8은 초기 금형 온도의 차이에 따른 주금형의 축방향 하중 곡선을 나타낸 것으로 예상대로 초기 금형의 온도가 낮은 경우의 성형 후반기에서의 하중이 상대적으로 크게 나타나며 증가도가 높은 것을 보여준다. 성형 초기에는 하중에 큰 차이를 보여주고 있지 않으나 성형 후반기로 갈수록 초기 금형 온도에 따른 하중의 차이가 크게 발생하는 것을 통해 대부분의 billet의 온도 변화는 소성일에 의한 것보다 금형과의 접촉의 영향이 지배적으로 작용하고 있음을 알 수 있다. 한편 Ti alloy는 작업 온도 구간에서 소성 연화 현상 (flow softening)을 갖고



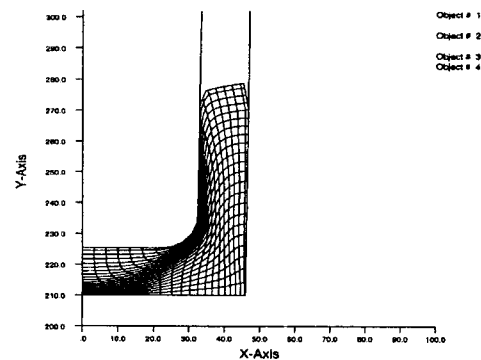
a)



a)



b)



b)

Fig. 8. Effect of the initial die temperature on the loading curve ; a) 425°C, b) 20°C

Fig. 9. Effect of interfacial heat transfer coefficient on the deformation; a) 7.5, b) 0

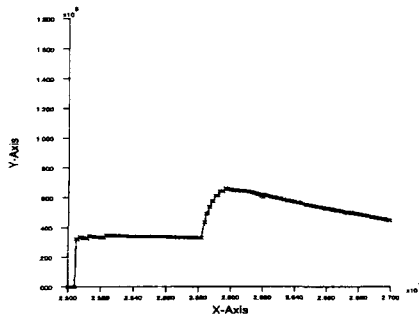
있는 소재로 알려져 있지만, 변형이 증가함에 따른 하중의 감소 현상을 보이지 않는 것을 통해 billet 내부에서의 온도 변화가 하중에 보다 큰 영향을 주고 있음을 알 수 있다.

초기 금형의 온도와 마찬가지로 접촉계면에서의 열전달계수도 billet의 소성변형과 아울러 billet 내부의 온도 분포에 영향을 미칠 수 있다. 이는 초기 금형의 온도의 영향과 비슷한 효과를 갖으며, 금형과의 마찰 감소를 위한 윤활제나 혹은 단열 재료에 따른 영향이 고려된 것이다 (Fig. 9).

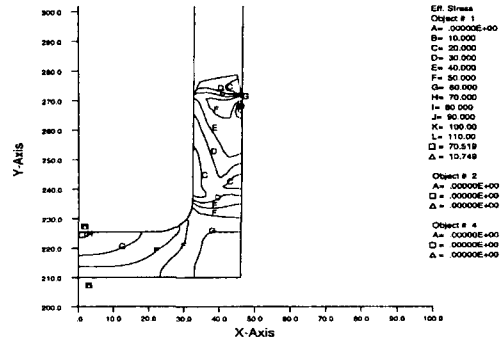
내부 온도 변화는 소성일과 마찰보다는 금형과의 접촉에 의한 내부 온도 변화 영향이 더 큰 것으로 나타났다. 따라서 금형과의 열전달이 무시될 경우 소성 변형률 (plastic strain rate)이 일정하다면 변

형 (strain)이 증가할수록 하중은 오히려 감소한다 (Fig. 10). 소성 변형률의 분포는 대략 '0.5~8.0' 사이이므로 변형률에 대한 영향은 크지 않다. 성형 초기 열전달계수에 따른 하중차이는 성형이 개시되기 전 금형과의 일정 시간의 열전달에 의한 온도 하강 때문이다. 한편 초기 하중이 일정한 값은 billet 과 외곽 금형과의 공간으로 Ti alloy billet이 외곽 금형에 도달하기까지 변형을 나타내고 있기 때문이다. billet이 외곽 금형 도달 후 성형이 진행함에 따라 하중의 급격한 증가를 보인다.

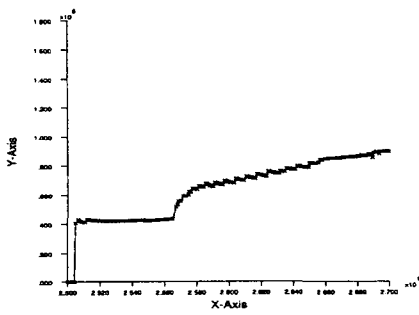
Fig. 11은 상이한 계면 열전달계수에 대한 내부에서의 유효 응력 (effective stress)의 분포를 나타낸 것이다. 열전달계수가 낮은 경우 유효 등가 응



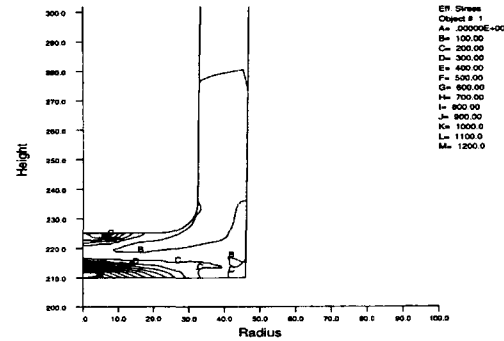
a)



a)

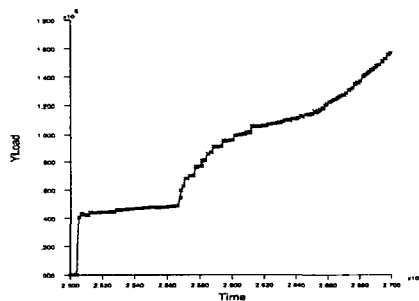


b)



b)

Fig. 11. Effect of interfacial heat transfer coefficient on effective stress distribution; a) 0, b) 7.5

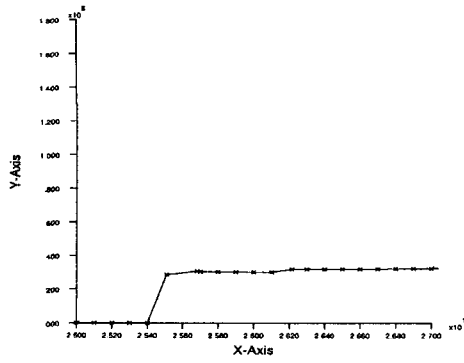


c)

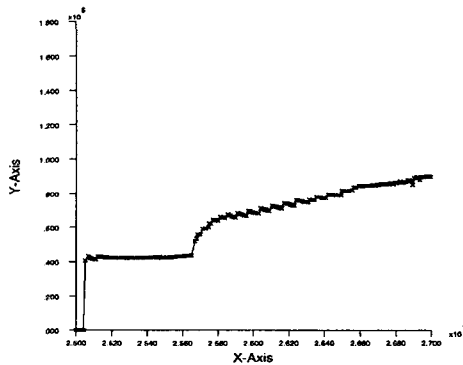
Fig. 10. Effect of interfacial heat transfer coefficient on the load: hf= a) 0, b) 0.3, c) 7.5

력의 크기가 작을 뿐만 아니라, 그 분포도 비교적 균일한 반면, 전달계수가 높을수록 유효응력도 증가할 뿐 아니라 접촉 지점에서의 응력집중 현상도 증가한다. 이는 접촉에 의한 열손실로 표면에서의 온도의 하강에 따른 결과 국부적으로 유동 응력이 증가하기 때문이다. 유효 응력과 마찬가지로 높은 열 전달계수를 갖는 단조 공정에서의 전단 응력이 일부 구간에 집중되며 아울러 표면 온도의 하강에 따른 전단 변형이 표면에서 높게 발생하는 것을 보여 준다.

변형률 (plastic strain rate) 변화에 따른 하중의 영향을 보기 위하여 통상적으로 이용되고 있는 punch speed 20mm/sec 대신 상대적으로 낮은 속



a)

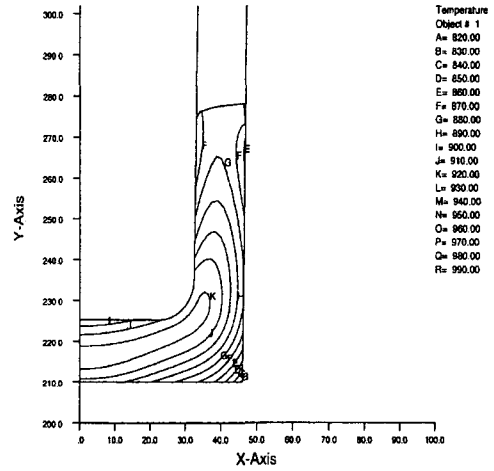


b)

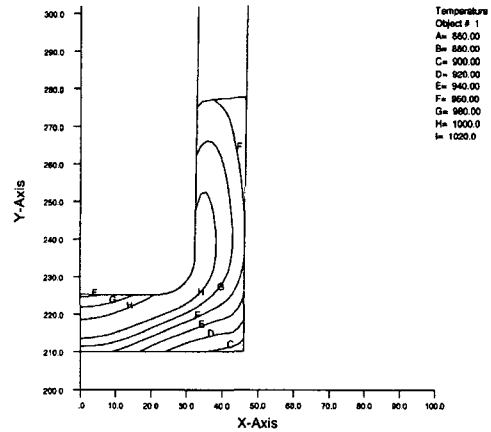
Fig. 12. Effect of punch speed on the load ;
a) 2, b) 20mm/sec

도 2mm/sec를 적용, 해석에 이용되었다. 또한 일반적인 작업 조건 (금형의 온도: 425°C, 계면 열전달 계수 $h_f = 1.5$)이 이용되었다. 이와 같은 경우 금형과의 접촉 시간 변화에 따른 billet의 온도 변화와 변형을 변화에 따른 유동 응력 변화의 영향이 복합적으로 발생한다. Fig. 12은 punch 속도 변화에 따른 하중을 보여주고 있으며, 변형률이 낮을 때 하중도 낮게 나타남과 동시에 성형 후반기에 들어서도 하중의 변화가 거의 없는 것으로 나타났다.

성형 속도의 저하는 변형률감소에 따른 하중을 감소로 유리해질 수 있으나 반면 금형과 접촉 시간의 연장과 단위 시간당 소성 에너지 발생을 감소에 따른 온도 하강에 의한 유동 응력의 증가로 반대 영향을 미칠 수 있다. Fig. 13은 성형 속도에 따른 단조



a)



b)

Fig. 13. Effect of strain rate using punch speed control on the billet temperature distribution; punch speed= a) 2, b) 20 mm/sec

공정 중의 billet 내부에서의 온도 분포를 보여주고 있다. 성형 속도가 높은 경우에 있어서의 표면에서의 온도 하강 (1000→940°C 정도)에 비하여 성형 속도가 낮은 경우에서의 온도 하강 (1000→860°C 정도)이 증가한 것으로 나타났다. 하지만 이와 같은 온도 하강이 결함 발생과 밀접한 관련이 있는지에 대해서 그 결과는 명확하지 않다.

4. 전단 밴드 분석

전단밴드의 예측에는 대표적으로 단순전단 (simple shear)이 적용되는 실험이 주로 이용되며 [5], 이때 소재에 높은 변형률을 적용함으로써 소성 일에 의한 내부에서의 발생된 열이 주변으로의 열전달의 여유가 없는 단열 (adiabatic condition)조건을 유발한다^[6,7]. 일단 전단밴드가 형성되면, 그후의 대부분의 소성 변형은 전단밴드의 좁은 구간에 국한되며, 변형에너지가 전단밴드의 외부로 전달되는 양은 상대적으로 제한된다. 한편 국소 변형집중의 발생 여부(필요조건)를 결정하는데 참고할 수 있는 인자 중에서 소재 상태(항복강도)와 관련이 있는 것은 분산계수 (dissipation number)가 이용될 수 있으며, 아래와 같은 식으로 표현된다. 이 인자는 열에너지 보존식을 무차원화하는 과정에서 비롯된 무차원항이다^[7].

$$r_1 = \frac{\beta \sigma_0}{\rho_0 c \theta_0} = \frac{\beta \sigma_0 \phi_0 t_0}{\rho_0 c \theta_0} \quad (8)$$

여기서

- β = 소성일 중 열에너지로 전환되는 비율
- σ_0 = 초기항복강도,
- c = 비열
- θ_0 = 온도상승,
- ρ_0 = 초기밀도
- t_0 = 시간구간 등이다.

위의 인자는 단위 체적당 열에너지가 단위 시간당 발생되는 량과 단위 체적의 온도 상승을 위해 요구되는 열에너지의 비율을 나타낸다. 기타 물리적 성질이 동일한 경우, 동일 하중 혹은 동일 변형 속도 (strain rate)조건 하에서 항복강도가 높은 재료가 높은 분산계수를 보이며, 전단밴드가 상대적으로 쉽게 일어날 수 있다.

전단 밴드 분석을 위한 해석 방법은 아래에서 보는 바와 같다. 앞에서의 유한 요소 해석과는 달리 시간에 따른 1차원 유한 차이 (implicit finite difference analysis) 해석과 현재 상태 분석 (Eulerian or current configuration)이 적용되었다. 아울러 구성 방정식도 유한 요소 해석에서의 강

소성 구성 방정식이 아닌 변형률 의존 탄소성 (rate dependent visco-elastic plastic material) 등방 경화 구성방정식 (isotropic hardening)이 전단 밴드 분석에 이용되었다.

* 단열 조건

$$* \rho \frac{\partial v}{\partial t} = \frac{\partial \sigma}{\partial x} \quad (9)$$

$$* \frac{\partial \sigma}{\partial t} = \mu \left[\frac{\partial v}{\partial x} - \dot{\gamma} \right] \quad (10)$$

$$* \frac{\partial \theta}{\partial t} = r_0 \frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + r_1 \sigma \dot{\gamma} \quad (11)$$

$$* \dot{\gamma} = \Phi(\sigma, \gamma, \theta) \quad (12)$$

$$\left(r_0 = \frac{K}{\rho C}, \quad r_1 = \frac{\beta}{\rho C} \right)$$

이 분석의 특징은 양 끝단은 고정된 상태 (constraint fixed boundary)의 관 비틀림 (tube torsion) 실험을 모사하는 것이며, 실제 성형 과정보다 변형률이 높은 편이다. 또한 전단 밴드의 형성을 위해 초기 상태에서의 약간의 온도 분포에 대한 불균일성 (initial perturbation)이 부여되었다. 이는 Ti 합금의 경우 입자 (α phase, particle)와 매트릭스 (β phase, matrix) 입계면에서의 불균일성을 나타내기 위함이다 [8]. 이러한 초기 결함 제공은 입계면에서의 응력 집중에 따른 것으로 대개의 경우 유동 응력 (flow stress)의 국소 증가, film 요소를 이용한 입계 탄성 계수의 조정 등과 같은 초기 불균일을 부여하는 것이 일반적이나, 탄성 변형과 달리 소성 변형에서 소성 에너지의 열에너지로의 전환과정에서 회복은 거의 없으며, 온도 상승으로 바로 이어지기 때문에 온도 불균일로 대체되어도 큰 지장이 없는 것으로 알려져 있다. 한편 전단 밴드의 형성 정도는 각 물질의 비열과 비중, 열전달 계수 등과 같은 물질적 성질과 소성 성형력 (flow stress) 혹은 구성 방정식에 의존한다. 따라서 동일 성형 조건에 대하여 각 물질에 대한 전단 밴드 형성의 상대적인 비교가 가능하다는 점이다.

Ti의 전단 밴드 분석을 위해 일반 steel (CRS-1018)도 동시에 해석되어 전단 밴드 생성 정

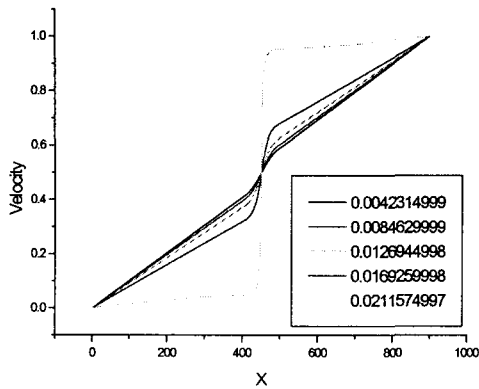


Fig. 14. Velocity profile showing shear band formation of the Ti alloy

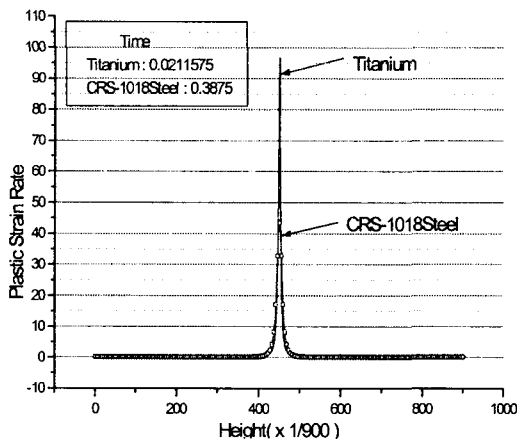


Fig. 15. Strain rate distribution showing the shear band formation in case of a steel and a Ti alloy

도에 상대적인 평가가 비교되었다. 하지만 Ti 합금의 경우 전단 밴드가 소성 변형 초기에 조기 형성되므로 steel과의 비교에서 시간에 따른 전단 밴드 형성은 동일시간에서 평가되기 힘든 점이 있다. 따라서 전단 밴드가 명확하게 일어나는 시점에서 상대적으로 비교되었다.

Fig. 14는 Ti 합금의 시간에 따른 속도장의 변화를 나타내고 있는 것으로 일단 전단 밴드가 형성되면 전단 밴드를 중심으로 그 주변은 강제 운동을 하고 있는 것을 보여주고 있다.

Fig. 15는 steel과 Ti 합금에서의 각각의 전단

밴드가 생성되는 시간에서의 소성 변형률과 온도의 분포를 나타낸 것이다. 여기서 Ti 합금의 경우 소성 초기 ($t \sim 0.02\text{sec}$)에서 전단 밴드의 형성이 steel ($t \sim 0.39\text{sec}$)에 비해서 용이하게 생성될 수 있음과 국부적 소성 변형의 집중이 잘 일어날 수 있음을 보여주고 있다. 또한 Ti 합금에서의 전단 밴드는 그 폭이 steel에 비해서 좁고 또한 국부적 소성 변형률 (plastic strain rate)이 상당히 높은 것도 알 수 있다.

하지만 온도 분포의 경우 Ti 합금의 국부적 소성 변형의 집중에도 불구하고 전단 밴드 내에서의 온도의 상승은 steel에 비해 크게 떨어지는 것으로 나타났다. 또한 Ti 합금에서의 전단 밴드 형성은 초기에 형성되었기 때문에 steel과 비교하여 전체에서의 온도 상승이 크지 않다. 따라서 Ti 합금에서의 국부적 소성 변형의 집중은 온도에 의한 영향보다는 오히려 변형률 변화에 따른 유동 응력의 변화에 의한 영향이 큰 것으로 판단된다.

5. 결 어

실제 유한 요소 해석에 필요한 기초적인 자료의 확보가 용이치 않은 관계로 여러 공정 조건들을 가정함으로써 실질적으로 성형 중에 발생할 수 있는 현상들이 관찰되었다. 그 결과는 아래와 같다.

- 소성 변형 과정에서 될 수 있는 한 단열 조건이 바람직하다.
- 낮은 변형 조건(low punch speed)이 바람직하다.
- 금형이 예열되지 않으면 결합의 발생 가능성이 높아진다.
- 최대 변형이 발생하는 부위는 안 쪽 corner이다.

steel과 Ti 합금과의 전단 밴드 비교 분석을 통해서 얻을 수 있는 결과는 아래와 같다.

- 동일 조건 하에서 Ti 합금의 국부적 소성 변형 집중 현상이 뚜렷하다.
- 전단 밴드의 형성에 대한 온도의 상승보다는 변형률의 영향이 더욱 크다.

6. 앞으로의 연구 방향

본문에서 이용된 유한 요소 해석은 강소성을 기반으로 하고 있다. 하지만 강소성 해석은 국부적 소성 변형 집중에 의한 결함 발생을 예측하는데 불리한 것으로 알려져 있다. 한편 소성 연화를 보이는 Ti alloy의 경우에는 특별한 구성 방정식이 요구되며, 이를 통하여 보다 정확한 결함 발생 시의 변형률이 구해질 수 있다.

- 1) 비등방구성 (kinematic hardening) 방정식의 적용에 의한 전단밴드 해석
- 2) 상대 소성 스핀 (relative plastic spin) 개념 적용 전단밴드 해석
- 3) 단조 방향 전화에 따른 전단 밴드 형성에 관한 해석 등이 있다.

후 기

본 연구를 위해 여러 형태로 도움을 주신 충남대학교 기계공학과 소성공학 연구실 여러분께 감사드립니다.

참 고 문 헌

1. Kobayashi S., "Thermoviscoplastic Analysis of Metal Forming Problems by the Finite Element Method", Numerical analysis of forming processes, J. F. T. Pittman, O. C. Zienkiewicz, R. D. Wood and J. M. Alexander, eds., ch. 2, John Wiley and Sons, New York (1984)
2. Zienkiewicz O.C., Liu Y.C. and Huang G. C., "Error Estimation and Adaptivity in Flow Formulation for Forming Problems", *Int. J. Num. Met. Eng.*, 25, 23, (1988)
3. Rebelo N. and Kobayashi S., "A Coupled Analysis of Visco-Plastic Deformation and Heat Transfer-II", *Int. J. Mech. Sci.*, 22, 707(1980)
4. S. Kobayashi, S. I. Oh and T. Altan, "Metal Forming and the Finite Element Method, Oxford Univ. Press, New York, 1989
5. M. Kuroda, "Plastic Spin associated with a Corner Theory of Plasticity", *Int. J. Plast.*, 11, 547(1995)
6. Shear Banding in Strain Hardening Polycrystals during Rollnig", *Int. J. Plast.*, 12, 1257(1996)
7. H. P. Cherukuri and T. G. Shawki, "An Energy based Localization Theory :I. Basic Framework", *In J. Plas.*, 11, 41, 1995
8. F. P. E. Dunne and I. Katramados, "Micro-Mechanical Modelling of strain induced porosity under Generally Compressive Stress", *Int. J. Plasticity*, 14, 577(1998)