

금속소재의 고온 성형성 및 성형결함 예측 기술

염종택, 김정한, 이동근, 박노광 | 한국기계연구원
이중수 | 포항공과대학교

1. 서론

일반적으로, 고강도 고온소재의 부품제조는 고온에서의 변형공정을 포함하고 있으며, 고온 성형시 온도와 변형 속도 등의 성형변수를 선택하기 위하여 인장, 압축, 비틀림시험 등의 축소 시뮬레이션 시험 (small-scale simulative test) 방법이 자주 사용된다.^[1] 이는 이러한 방법을 통하여 성형성(workability)과 미세조직 측면의 최적 조건이 쉽게 얻어질 수 있고, 변형량, 변형속도, 온도에 의존하는 유동응력의 평가나 해석기술을 통한 장비의 선택, 초기형상과 장치의 설계에 유용한 정보를 제공하기 때문이다. 특히 단조, 압연, 압출과 같은 벌크 성형(bulk forming)공정의 설계시 등은 압축시험이 응력상태와 성형속도 측면의 유사성으로 인하여 종종 시뮬레이션 시험으로 사용된다. 이때 등온압축시험으로 얻어진 측정된 유동응력은 마찰과 변형열의 효과가 포함되어 있기 때문에 반드시 이를 보정하여야 한다.

열간성형공정에서 형성될 수 있는 성형결함으로는 전단밴드, 공공생성 및 V자형 크랙과 같은 내부균열과 표면 균열 등이며 이러한 결함의 발생원인으로는 금형과 소재사이의 마찰과 Die chilling효과에 의한 소재 표면과 중심의 온도 불균일에 기인하는 것으로 알려져 있다.^[2] 특히 이러한 성형결함들은 타이타늄합금, 초내열합금, 금속간 화합물 등과 같은 난성형 소재들에서 흔히 발생되며, 성형결함이 없는 건전한 열간성형품을 생산하기 위해서는 이러한 성형결함을 사전에 예측·평가할 수 있는 방법론의 구축이 선행되어야 한다.

본 소고에서는 고온 변형시 최적 성형조건을 제시하기 위한 축소 시뮬레이션 시험법 중 가장 흔히 사용되는 고온 압축시험을 통해 성형성 평가에 상당히 중요한 인자인 유동응력의 측정 및 보정방법과 함께 고온 성형성 및 성형 결함을 예측하기 위한 몇가지 접근방법들을 고찰하고, 실제 난성형 소재에 적용된 몇가지 사례들을 기술하고자 한다.

2. 고온 압축시험 및 유동응력 보정방법

소성가공분야에서 소재의 유동응력의 측정은 소재의 성형성을 평가하기 위해서 상당히 중요한 일이며, 성형공정설계시 필수적으로 요구되는 사항이다. 형상제어를 위한 소성가공력 계산에 필요한 유동응력은 통상적으로 압

측시험으로 구하며, 소재 관련 순수 유동응력을 구하기 위해서는 마찰계수를 이용한 측정응력의 보정이 이루어져야 한다. 일반적으로 측정응력(Pa)을 유동응력으로 보정하기 위한 관계식은 다음과 같이 나타낼 수 있다.^[3]

$$\begin{aligned} & \text{측정응력(Pa)} \\ &= \text{유동응력}(\sigma_f) + \text{계면에서의 평균마찰응력} \\ &= \sigma_f + m \cdot \frac{\sigma_f}{3\sqrt{3}} \cdot \frac{d}{h} = \sigma_f \left(1 + \frac{m}{3\sqrt{3}} \cdot \frac{d}{h} \right) \quad (1) \end{aligned}$$

여기서, m은 마찰계수, d는 시편직경, h는 시편높이를 의미한다.

한편, 압축시험시 소재내에 발생하는 변형열은 소재의 온도상승을 유발시켜 유동응력을 감소시키는 원인(가공연화)으로 작용한다. 즉, 측정된 유동응력을 실험시 초기온도에서 변형열에 의한 온도증가분 만큼을 더해준 온도에서의 유동응력을 보정하는 것이 필요하다. 따라서, 먼저 변형열을 고려하였을 때 ΔT 를 구해야 한다. 소재에 소성변형이 일어날 경우 변형에너지는 열로 바뀌며, 일반적으로 변형에너지의 약 90%는 열로 변환되는 것으로 알려져 있으므로 변형에너지에 의한 온도증가분은 다음 식을 이용하여 구할 수 있다.^[4]

$$\Delta T = \frac{0.9 \int_0^{\epsilon_p} \sigma d\epsilon}{\rho c} \quad (2)$$

여기서, ϵ_p 는 소성변형률, ρ 는 소재의 밀도(kg/m^3), c는 비열($\text{J/kg/}^\circ\text{C}$)이다.

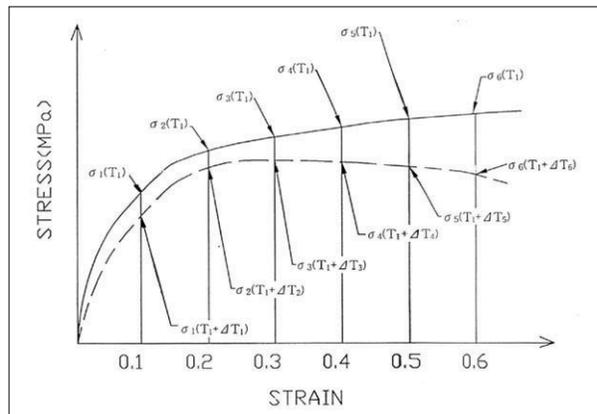


그림 1. 임의의 온도에서 온도상승분을 고려한 유동응력 보정방법

그림 1에서 보는 바와 같이 실험에서 구한 유동응력곡선은 점선으로 표시된 곡선으로 이 경우 유동응력값은 온도에 따라 변한다고 가정할 수 있다. 또한 등온에서의 유동응력은 ΔT 를 고려하면 유동응력값이 점진적으로 상승하여 실선곡선이 될 것이다. 변형열을 고려한 경우 즉, 등온에서의 유동응력을 구하려는 경우를 살펴보면, 응력과 온도와의 관계 그래프로 표시한 그림 2와 같이 첫 번째로 T_1 등온을 구하기 위해서는 변형률, 변형률 속도가 일정할 경우, $T_1 + \Delta T_1$, $T_2 + \Delta T_2$ 에 해당하는 유동응력값을 선형보간(외삽법)하여 구할 수 있다. 이때 $T_1 + \Delta T_1$,

$T_2 + \Delta T_2$, 에서 T_1 의 유동응력을 구하기 위한 선형보간 수식은 다음과 같다.

$$\sigma = \sigma_1 + [T_1 - (T_1 + \Delta T_1)] \cdot \left\{ \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{(T_1 + \Delta T_1) - (T_2 + \Delta T_2)} \right\} \quad (3)$$

여기서, ΔT_1 은 T_1 에서의 온도증가분이고, ΔT_2 은 T_2 에서의 온도증가분이다. 이 과정을 T_6 등온까지 적용하면 실제 등온에서의 유동응력을 구할 수 있게 된다. 따라서 위의 과정을 모든 실험온도에 대하여 적용하면 등온에서의 유동응력을 구할 수 있다.

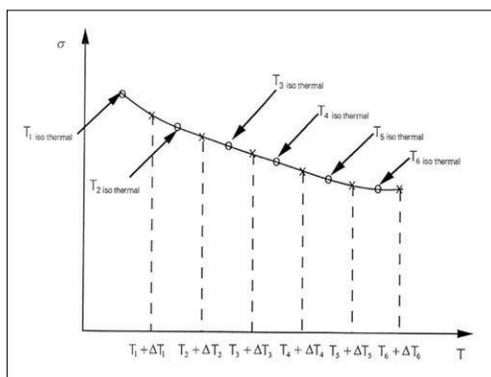


그림 2. 보정 전 · 후의 유동응력값의 관계

일례로, 그림 3에 Ti-6Al-4V합금에 대한 950°C에서 여러 변형속도에 따른 고온압축으로부터 얻어진 측정 유동응력의 보정과정을 나타내었다. 변형열이 많이 생성되는 변형속도가 빠른조건($10s^{-1}$)이 유동응력의 보정폭이 큰 것을 관찰 할 수 있으며, 이러한 결과를 통해 변형속도가 빠른조건의 측정결과일 수록 변형열의 보정이 필수적임을 알 수 있다.

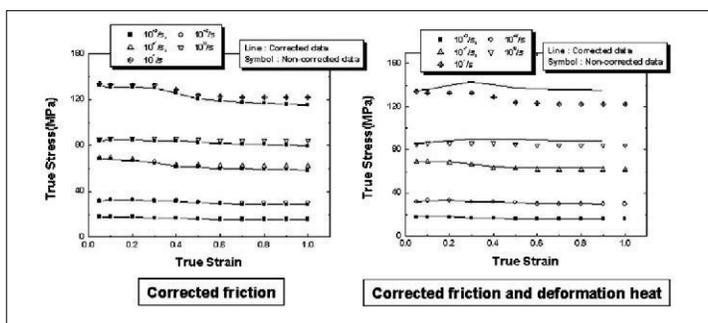


그림 3. 마찰과 변형열의 영향을 보정한 유동응력과 측정 유동응력의 비교

3. 고온 성형성을 평가하기 위한 여러 방법론

지금까지 알려진 고온 성형성을 평가하기 위한 접근방법들은 동적재료모델(Dynamic Materials Model)에 기초

한 방법론들, 원자론적 모델(atomistic model), 연성파괴개념에 기초한 접근방법들, 유동 불안정 및 인장 불안정(네킱)인자를 기초로 한 방법 등 다양한 방법들이 연구되어 왔으며, 대표적인 방법론을 이 절에서 다루고자 한다.

3.1 동적재료모델(DMM)에 기초한 방법론

동적재료모델은 재료의 조성적 거동, 열간 성형성 및 미세조직적 변화 사이의 관계를 연계시킨 것으로, 열간가공시 복잡한 재료들의 가공성, 파괴 및 유동 거동을 거시적으로 표현하기 위한 방법으로 개발되었다.^[5]

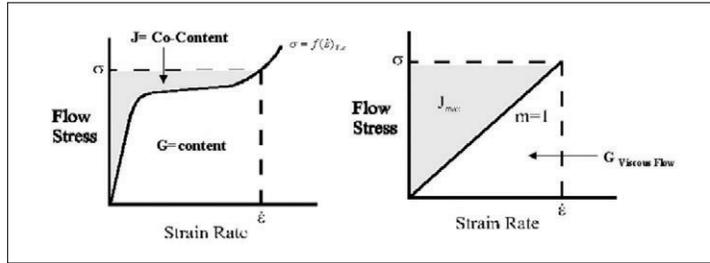


그림 4. 변형시 에너지분산효과를 나타내는 변형속도와 유동응력과의 관계

Prasad^[6] 등은 Ti-6242합금의 연구에서 재료가 주어진 온도와 변형속도조건에서 변형을 받았을 때 재료내의 에너지 분산특성은 고온에서 재료를 변형시킬 때 재료의 소성변형에 의해서 소모되는 에너지와 미시구조적 변화를 유발하는데 소모되는 에너지에 기인한다고 하였으며, 결국 이러한 미시구조적 변화는 온도와 변형속도의 함수로 얻어지는 변형속도민감도(m)를 통해서 예측이 가능함을 입증한 바 있다. 그림 4에 나타낸 바와 같이 일정한 온도와 변형률 조건에서 변형속도에 따른 유동응력의 변화를 생각한다면, 어떤 주어진 변형속도에서 재료에 흡수되는 순간적 에너지(P)는 다음과 같이 표현될 수 있다.

$$P = \sigma \times \dot{\epsilon} = \int_0^{\dot{\epsilon}} \sigma d\epsilon + \int_0^{\sigma} \dot{\epsilon} d\sigma \quad (4)$$

그들을 간단히 식(5)와 같이 나타낼 수 있다.

$$P = G + J \quad (5)$$

$$G = \int_0^{\dot{\epsilon}} \sigma d\epsilon \text{ 이고, } J = \int_0^{\sigma} \dot{\epsilon} d\sigma \text{ 이다.}$$

여기에서 G (dissipator content)는 재료의 소성변형에 의해 소모되는 에너지로 대부분 열로 변환되며, J (dissipator co-content)는 재료의 동적인 미시구조적 변화를 유발하는데 소모되는 에너지로 재료의 동적인 미시구조적 변화의 예로는 동적회복, 동적재결정, 공공생성 및 V자형 크랙과 같은 내부파괴, 동적인 상태에서 발생하는 석출상의 용해 및 성장, 바늘구조의 동적구형화 그리고 동적 상태하에서의 변형유기 상변태 및 석출 등을 들 수 있다. 식 (4), 식(5)와 G, J와 관련된 식들을 정리하여 dJ 와 dG의 비율을 정의하면 다음과 같다.

$$\frac{dJ}{dG} = \frac{\dot{\epsilon} d\sigma}{\sigma d\dot{\epsilon}} = \frac{d(\log\sigma)}{d(\log\dot{\epsilon})} \quad (6)$$

결국 이들의 비율은 변형속도 민감도계수(m)을 의미한다.

재료의 소성변형에 대한 J (dissipator co-content)의 효과를 정량적으로 분석하기 위한 방법으로 식 (7)에 제시된 에너지 분산효율 (efficiency of dissipation), η 을 정의함으로써 가능하며 이것은 변형속도민감도(m)에 의존한다.

$$\eta = \frac{J}{J_{max}} = \frac{2m}{m+1} \quad (7)$$

이러한 에너지 분산효율(η)은 소재에 가해지는 총에너지에 대해서 재료의 미시구조적 변화를 효과적으로 기술하는데 사용될 뿐만 아니라 안정 및 불안정 영역을 묘사하는 데에도 사용될 수 있다. 안정한 금속유동에 대한 변형속도민감도(m)는 0에서 1사이에서 얻어질 수 있고, 에너지 분산효율(η)이 최대인 경우 재료의 동적 미시구조적 변화가 가장 활발함을 의미하게 된다. 한편 Ziegler^[7], Prasad^[8] 등은 고온 변형 동안 유동 불안정성을 평가하기 위한 continuum criterion으로 다음과 같은 소성불안정기준 (instability criterion)을 제시하였다.

$$\frac{dD}{d\dot{\epsilon}} < \frac{D}{\dot{\epsilon}} \approx \frac{dJ}{d\dot{\epsilon}} < \frac{J}{\dot{\epsilon}} \quad (8)$$

여기서, D 는 분산함수(dissipative function)이며, 분산되는 power에 의해 주어지는 특성인자이다. 만일 전체 power가 앞서 언급된 G 와 J 로 양분된다면, D 는 J 로 표현될 수 있으며, 다음과 같은 소성불안정성인자(ξ)를 정의할 수 있다.

$$\xi(\dot{\epsilon}) = \frac{\partial \ln(m/(m+1))}{\partial \ln \dot{\epsilon}} + m < 0 \quad (9)$$

여기서 $\xi(\dot{\epsilon})$ 이 음의 값을 나타내는 경우 유동불안정 구간으로 정의된다.

Malas^[9]는 고온 변형 시 요구되는 변형활성화 에너지를 이용하여 활성화 에너지 지도를 제안하였는데, 이는 소성 안정성과 연계하며, 고온 변형에 요구되는 활성화 에너지 값은 아래와 같은 관계에서 얻어낼 수 있다.

$$Q = R \left[\frac{\partial \ln \sigma}{\partial (1/T)} \right] \left[\frac{\partial \ln \epsilon}{\partial \ln \sigma} \right] \quad (10)$$

이와 더불어 다음과 같은 안정유동이 발생하기 위한 4가지 기준, 즉 Liapunov 함수를 적용하여 얻어진 기준들을 제시하였으며, 그 4가지 안정 유동의 조건은 다음과 같다.

$$0 < m < 1, m = 0 \quad (11)$$

$$\frac{\partial m}{\partial \log \dot{\epsilon}} \equiv m < 0 \quad (12)$$

$$\left[\frac{1}{T} \frac{\partial \log \sigma}{\partial (1/T)} \right]_{\dot{\epsilon}, \epsilon} \equiv \dot{s} > 1 \quad (13)$$

$$\frac{\partial s}{\partial \log \dot{\epsilon}} \equiv \dot{s} < 0 \quad (14)$$

여기서, m은 변형속도 민감도 지수, s는 온도 민감도지수를 의미한다. 그러나 이러한 activation energy map 역시 실제 불안정한 영역을 제시하는 데는 부족한 면이 있고, 실제 적용되기 전에 미세조직적 변화와도 연계해야만 하는 번거로움이 있다.

3.2 원자론적 모델

Raj^[10]는 원자단위의 개념(atomistic model)을 이용하여 미시적 관점에서 미세구조 변화를 제한하는 한계를 계산하였다. 이러한 경계선을 기반으로 제안된 일종의 변형기구지도(deformation mechanism map)를 발표하였는데, 하나의 예를 그림 5에 나타내었다.

이 모델에 따르면, 재료가 고온 변형 시에 미세구조적 손상을 일으키는 온도와 변형률 속도를 구하기 위하여 원자론적 모델(atomistic model)에 근거하여 기준을 세웠다. 이와 같은 범위가 정해지면, 고온 변형 중 미세구조적 손상이 없는 안전한 영역에서 가공하는 것이 가능해 지며, 다음과 같은 기본적인 확산 과정을 제안하였다.

- Void formation at hard particle (낮은 온도와 빠른 변형률 속도)
- 결정립 삼중점에서의 wedge cracking (높은 온도와 낮은 변형률 속도)
- 단열성 전단밴드의 형성 (매우 높은 변형률 속도)
- 동적 재결정 (높은 온도)

이 네 가지의 기구 중 처음 세 가지의 기구는 미세구조적인 손상을 유도하는 기구이고 나머지 하나는 안전한 기구이다.

이 역시 온도 및 변형률속도의 함수로써 각 영역에서의 재료거동을 묘사하였는데, 요구되는 재료의 기본적인 data가 매우 많고, 단지 순수한 금속과 dilute solution에 대하여만 적용이 가능한 단점이 있으며, 기본적인 데이터가 적어서 몇몇 상업적인 합금에서만 사용될 수 있다.

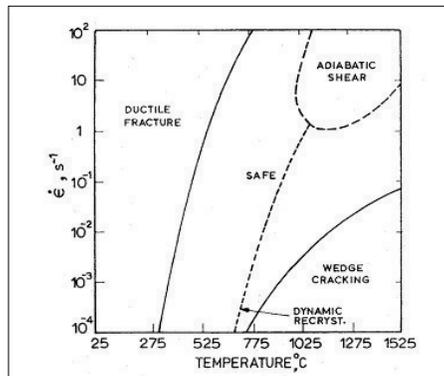


그림 5. 여러 손상기구를 기초로 한 Raj의 알루미늄에 대한 변형기구지도

3.3 연성파괴개념을 기초로 한 접근방법

소성가공시 발생하는 금속재료의 파괴는 대개 연성파괴로 분류될 수 있으나, 연성파괴기구는 온도, 변형속도에 의존하면서 변화되는 것으로 알려져 있다.^[42] 그림 6은 연성파괴기구를 도식적으로 나타낸 것으로, 3단계로 구분하여 진행됨을 알 수 있다. 첫번째 단계는 응력제어 과정인 공공(void)의 생성으로, 주로 제2상 및 inclusion에서 공공이 생성되기 시작한다. 두번째 단계는 변형률제어 과정인 공공의 성장을 의미한다. 마지막단계는 공공의 성장이 한층 진행되어 공공들간의 linking이 이루어져 결국, 연성파괴가 일어나는 과정을 나타낸다.

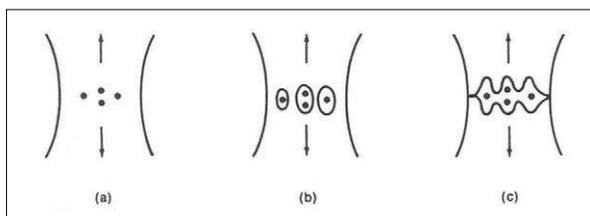


그림 6. 연성파괴의 각 단계 (a) 공공(void)형성, (b) 공공 성장, (c) 연성파괴

여러 연구자들은 가공성 측면에서 연성파괴의 발생을 묘사하기 위한 기공성장모델을 제안하였다. McClintock^[12]은 전단밴드개념을 도입하여 공공(void) 생성과 성장에 의한 연성파괴에 대한 파괴 변형률의 기준을 다음과 같이 정의하였다.

$$\int_0^{\epsilon_f} \left[\frac{2}{\sqrt{3}(1-n)} \sinh \left\{ \frac{\sqrt{3}(1-n)}{2} \frac{\sigma_a + \sigma_b}{\bar{\sigma}} \right\} + \frac{\sigma_b - \sigma_a}{\bar{\sigma}} \right] d\epsilon = K \quad (15)$$

여기서 식 (15)에 포함되어 있는 변수들은 다음과 같다.

K : 전단밴드에서의 변형률집중계수

n : $\sigma = K\epsilon^n$ 에서의 변형경화지수

l₀ : 공공(void)의 초기길이

a₀ : 공공의 초기반경

σ : 유효유동응력

σ_a : 장축방향의 주응력성분

σ_b : 단축방향의 주응력성분

한편, Kobayashi^[13] 등은 McClintock의 관계를 인장시험에서의 파괴기준에 따라 표현할 수 있음을 증명하였고, 다음과 같이 McClintock의 변수들을 정의하였다.

$$\int_0^{\epsilon_f} (F_1 + 1) d\epsilon = Kh = \frac{2}{\sqrt{3}(1-n)} \sinh \left\{ \frac{\sqrt{3}(1-n)}{2} \left(1 + 2 \frac{\sigma_f}{\bar{\sigma}} \right) \right\} \quad (16)$$

여기서, $h > -1$ 인 경우 $F_1 = h$ 이고, $h \leq -1$ 인 경우 $F_1 = -1$ 로 정의된다.

간단하지만, 더욱 광범위하게 사용되는 파괴기준이 Cockroft와 Latham^[14]에 의해 제안되었다. 이 파괴기준은

파괴의 미세역학적 모델을 기초로 하지 않고, 소성변형에너지 개념에 의하여 다음과 같은 연성파괴조건을 나타내었다.

$$\int_0^{\epsilon_f} \bar{\sigma} \left(\frac{\sigma_{\max}}{\bar{\sigma}} \right) d\bar{\epsilon} = C \quad (17)$$

여기서, $\bar{\sigma}$ 는 유효응력, $\bar{\epsilon}$ 는 유효변형률, σ_{\max} 는 최대인장응력을 의미한다.

Cockroft-Latham의 기준은 단위부피당 인장변형에너지가 임계값에 도달될 때 파괴가 일어난다는 것으로, 이 조건은 파괴가 변형과 인장응력에 의존함을 의미하고 있다. 즉, 인장응력이 없다면 $\sigma_{\max}=0$ 이 되므로, 파괴는 발생하지 않는다.

기공크기가 임계치에 도달하면 파괴가 발생한다는 이론인 기공성장개념을 기초로 Oh^[15] 등은 Cockroft-Latham 모델을 수정하여 다음과 같은 식으로 표현하였다.

$$\int_0^{\epsilon_f} \left(\frac{\sigma_{\max}}{\bar{\sigma}} \right) d\bar{\epsilon} = C' \quad (18)$$

이 식은 수정 Cockroft-Latham의 파괴조건이라 명명되며, 인장시험에서의 연성파괴에 대하여 다음과 같이 정의되었다.

$$\int_0^{\epsilon_f} (F_2 + 1) d\bar{\epsilon} = C'' \quad (19)$$

여기서 $\sigma_{\gamma} / \bar{\sigma} > -1$ 인 경우 $F_2 = \sigma_{\gamma} / \bar{\sigma}$ 이고, $\sigma_{\gamma} / \bar{\sigma} \leq -1$ 인 경우 $F_2 = 1$ 로 정의된다.

이러한 수정 Cockroft-Latham 모델은 연성파괴모델에서 가장 광범위하게 사용되고 있으며, 몇몇의 연구^[16]에서 이 모델이 가장 신뢰할 수 있음을 증명하였다. 한편, Venkatesh와 Fox^[17] 등은 이러한 수정 Cockroft-Latham 모델을 기초로 인장시험과 FE해석을 이용하여 주조상태인 Ti-6Al-4V합금의 임계손상지도(critical damage map)를 작성하였고, 이를 기초로 한 임계손상치를 적용한 연구결과를 발표한 바 있다. (그림 7 참조)

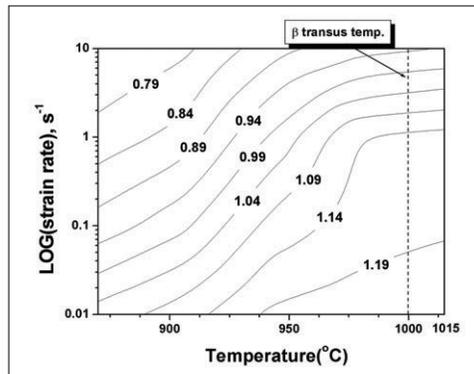


그림 7. Ti-6Al-4V합금의 임계 손상 지도

3.4 유동불안정 및 인장불안정(네킹)인자를 기초로 한 방법론

먼저, Hart^[18] 등에 의해서 제안된 방법은 인장시험시 하중 불안정 지점에서 네킹(necking)이 발생한다는 개념을 기본으로 전개된 것으로, 다음과 같은 힘의 평형식을 이용한다.

$$F = \sigma A \quad (20)$$

$$dF = 0 = \sigma dA + Ad\sigma \quad (21)$$

이러한 힘의 평형식을 바탕으로 변형률과 단면적인 관계를 이용하여 다음과 같은 네킹이 발생되지 않고 변형되는 안정조건을 제시하였다.

$$m + n \geq 1 \quad (22)$$

그러나, 이러한 조건은 온도의 영향을 배제한 것으로, 고온변형시에 이러한 조건을 사용하기에는 많은 오차를 수반할 수 있다.

한편, Semiatin^[2]의 경우 모재 내에서 힘의 평형을 유지하기 위해 요구되는 고온변형 인자가 조합된 flow localization parameter를 이용하여 고온 가공성을 평가하고자 하였고, Hart의 안정조건에서 단점으로 지적된 온도항을 고려하였다.

만일 고온유동응력이 아래와 같은 관계로 구성된다 가정할 때 그 각각의 미분치는 아래와 같이 표현된다.

$$\sigma = \sigma(\epsilon, \dot{\epsilon}, T) \quad (23)$$

$$d\sigma = \left(\frac{\partial\sigma}{\partial\epsilon}\right)_{\dot{\epsilon}, T} d\epsilon + \left(\frac{\partial\sigma}{\partial\dot{\epsilon}}\right)_{\epsilon, T} d\dot{\epsilon} + \left(\frac{\partial\sigma}{\partial T}\right)_{\dot{\epsilon}, \epsilon} dT \quad (24)$$

이러한 관계식으로부터 힘의 평형식과 함께 변형률과 단면적의 관계를 고려하면, 다음과 같은 flow localization parameter a 를 얻을 수 있다.

$$\therefore a = -\frac{1}{\dot{\epsilon}} \left(\frac{d\dot{\epsilon}}{d\epsilon}\right) = -\frac{\delta \ln \dot{\epsilon}}{\delta \epsilon} = \frac{\gamma' - 1}{m} \quad (25)$$

여기서 γ' 는 constant strain-rate strain hardening (or softening) rate로 정의하며 아래와 같은 관계에 있다.

$$\gamma' = \left(\frac{1}{\sigma} \frac{d\sigma}{d\epsilon}\right)_{\dot{\epsilon}, T} = \left\{ \left(\frac{\partial\sigma}{\partial\epsilon}\right)_{\dot{\epsilon}, T} d\epsilon + \left(\frac{\partial\sigma}{\partial T}\right)_{\dot{\epsilon}, \epsilon} dT \right\} / \sigma d\epsilon \quad (26)$$

이러한 Flow Localization Parameter, a 는 시험방법과 응력상태에 a_s (shear deformation) 및 a_u (upsetting) 등으로 달라지기도 하는데 그 기본 개념은 같다. 이는 주로 고온 유동곡선의 Flow softening 현상과 매우 관련이 있는데, 이러한 값들이 특정 값을 넘을 경우 국부적인 유동의 집중이 쉬워져 파손이 발생할 수 있다는 지표로 삼았다. 이러한 결과를 그림 8에 나타내었는데, 이러한 접근은 소성 불안정의 여부의 판단이 가능하나, 그 정도를 나타

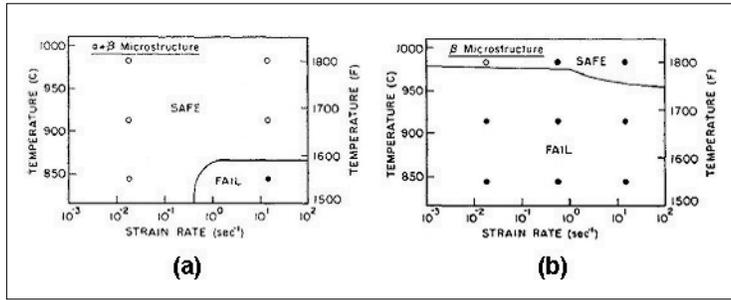


그림 8. Ti-6242Si합금의 전단밴드 생성에 대한 성형성 지도 (a) $(\alpha + \beta)$ 조직 (b) β 조직

내기는 매우 어렵다. 또한 이러한 유동의 집중이 발생하지 않는 영역 내에서 가장 효과적인 조건을 제시하는 데는 미치지 못하고 있으며, 열거한 조건에서 벗어나는 경우가 모두 불안정이 발생하는 것이 아니라, 경험적인 결과에 의존하여 Flow Localization Parameter α 값이 대략 5 이상이 되는 경우에 눈에 띄는 불안정이 나타나는 것으로 알려져 있다.

4. 난성형소재에 대한 성형성 및 성형결함 예측 사례

타이타늄합금, 초내열합금, 금속간 화합물 등과 같은 난성형성 소재는 가공성·용접성이 알루미늄합금, 철합금 등에 비해 현저히 낮기 때문에 상온부근에서의 소성가공은 거의 불가능하며 주로 열간성형공정이 활용되고 있다. 결국, 난성형소재의 열간성형공정시 전단밴드, 내·외부 균열 등의 성형결함의 발생확률이 높기 때문에 성형 안정 구간 및 최적성형조건을 선정하는 일은 실제 부품제조에 앞서 선행되어야 한다. 본 절에서는 몇가지 난성형소재의 열간소성가공 최적조건 도출과 성형결함 예측 적용사례를 다루고자 한다.

4.1 변형공정지도를 활용한 최적성형조건 도출

타이타늄합금 특히 $(\alpha + \beta)$ 형 타이타늄합금은 고온에서의 높은 유동응력과 함께 극히 제한된 공정구간 (process window) 등으로 인하여 일반 열간단조로 복잡한 형상의 부품을 성형할 경우 형상 및 조직제어에 어려

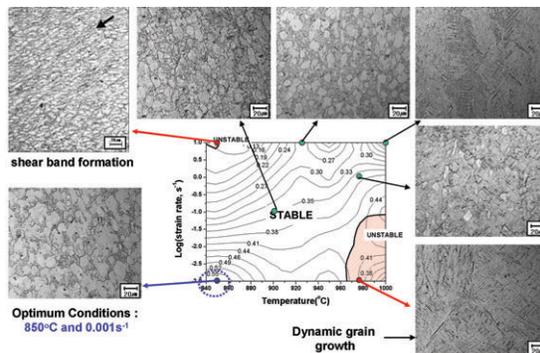


그림 9. Ti-6Al-4V합금의 변형공정지도와 주요 영역별 미세조직^[19]

움이 많고, 금형과 소재사이의 마찰과 die chilling효과에 의한 소재표면과 중심의 온도 불균일에 기인하여 전단밴드, 내부 및 표면균열 등의 성형결함을 일으키는 것으로 알려져 있다.

그림 9는 Ti-6Al-4V합금에 대하여 앞서 언급된 동적재료모델의 에너지분산효율값과 Ziegler의 소성유동 불안정인자를 적용하여 얻어진 변형공정지도(processing map)와 함께 각 조건별 미세조직관찰 결과를 함께 나타낸 것이다. Ti-6Al-4V합금은 타이타늄합금중 가장 흔히 사용되는 $\alpha + \beta$ 형 타이타늄합금으로, 변형공정지도상에서 에너지분산효율값이 가장 높은 영역은 850°C, 0.001 s⁻¹조건임을 알 수 있으며, 이 영역은 성형의 최적조건임을 의미한다. 이러한 영역은 Ti-6Al-4V합금에서 초소성을 일으키는 영역이며, 결국 이 영역에서의 성형은 성형결함이 없는 정형(Near Net Shaping)의 제품을 생산할 수 있는 가능성이 높은 영역으로 평가될 수 있었다. 한편, 빗금친 영역은 동적재료모델의 4가지 소성 안정성 인자들(식 (11)~(14))을 적용하여 얻어진 소성 불안정영역을 표시한 것으로, 불안정영역은 크게 두가지 영역에서 발생됨을 관찰 할 수 있다. 즉, 온도가 낮고 변형속도가 빠른 영역(850°C, 10 s⁻¹)과 온도가 높고 변형속도가 느린 영역(970°C이상, 10⁻¹ s⁻¹이하)에서 소성불안정 영역을 표시하고 있으며, 결국 이러한 영역에서 전단밴드와 동적 결정립성장 등이 발생된 것을 미세조직 관찰결과에서 알 수 있다. 그림 10은 Ti-6Al-2Sn-4Mo-6Zr합금에 대한 동적재료모델과 4가지 소성 안정성 인자를 적용하여 얻어진 변형공정지도와 부위별 미세조직관찰 결과를 함께 나타낸 것이다. 이 합금 역시 항공기엔진 부품에 사용되는 고강도 ($\alpha + \beta$)형 타이타늄합금으로 변형공정지도상에서 최적의 성형조건은 800°C, 10⁻³s⁻¹임을 알 수 있으며, 이러한 영역의 경우 초소성현상이 발생되는 구간이었다. 또한 이 합금의 β 변태온도는 990°C부근으로 이 온도에서 에너지분산효율치가 높은 구간(1000°C, 10⁻²s⁻¹)이 관찰되며, 이러한 영역은 동적재결정이 발생하여 prior β 결정립이 미세화 되었음을 확인할 수 있다. 한편, 이 합금의 소성 불안정구간은 Ti-6Al-4V합금과 유사하게 나타난 것을 관찰할 수 있다.

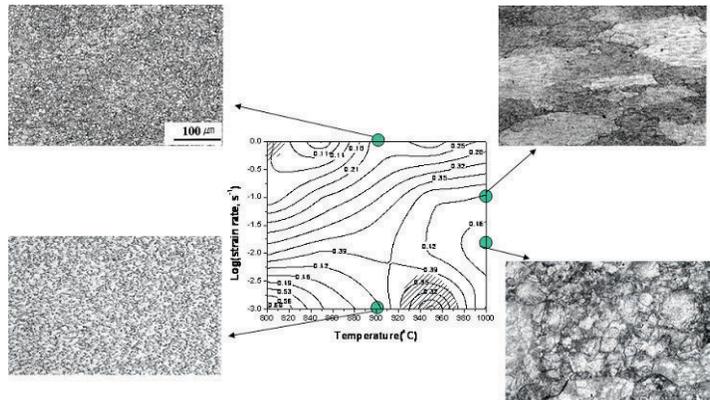


그림 10. Ti-6Al-2Sn-4Mo-6Zr합금의 변형공정지도와 주요 영역별 미세조직^[20]

한편, 전형적인 금속간 화합물인 TiAl합금에 대한 동적재료모델과 Ziegler의 소성불안정 인자(식 (9))를 적용하여 얻어진 변형공정지도와 주요 영역의 조직관찰결과는 그림 11에 나타내었다. 일반적으로 금속간 화합물은 상온에서 취성이 강하며, 성형하기 어려운 합금으로 알려져 있다.^[21] TiAl합금은 변형공정지도상에서 알 수 있는 바와 같이 크게 두 영역에서 최적성형조건을 제시하고 있으며, 이 영역은 동적 재결정으로 인한 결정립 미세화가 뚜렷

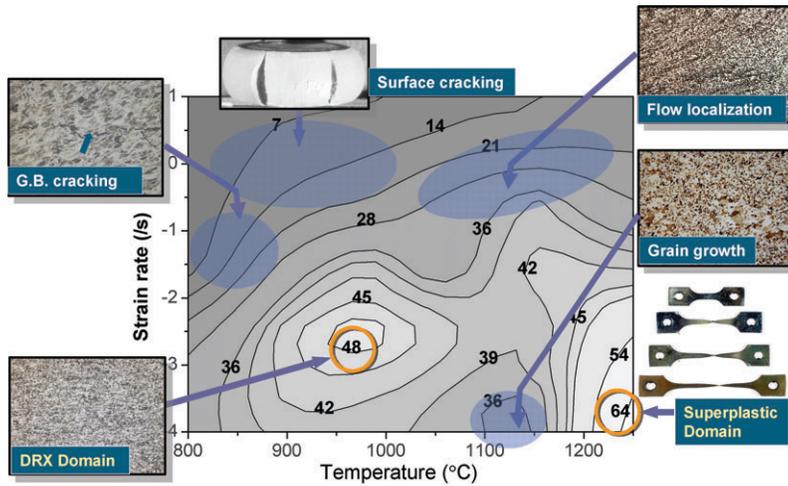


그림 11. TiAl합금의 변형공정지도와 주요 영역별 미세조직^[21]

이 나타나는 950°C의 $10^{-2}\text{s}^{-1} \sim 10^{-3}\text{s}^{-1}$ 조건과 초소성의 특성을 보이는 1200°C 이상의 느린 변형속도(10^{-3}s^{-1}) 조건임을 알 수 있다. 또한 이 합금에서 소성 불안정영역은 다양한 영역에서 관찰되고 있으며, 이러한 영역의 조직관찰에서 표면균열, 입계균열, 유동 불안정, 동적 결정립성장 등의 성형결함이 나타남을 알 수 있었다. 결국 이러한 영역에서의 소성가공은 피하는 것이 좋은 것으로 추천된다.

초내열합금에 대한 변형공정지도를 통한 최적성형조건을 도출 적용사례는 터빈 디스크용 소재로 사용하고자 하는 Udimet 720Li에 대한 것으로, 이 합금은 다른 단조용 초내열합금에 비해 많은 합금성분을 포함하고 있고, 온도와 변형속도 의존성이 높기 때문에 우수한 특성을 가지는 실부품을 제조하기에 많은 제한을 가져 왔다. 그림 12는 Udimet 720Li합금의 동적재료모델과 Ziegler의 소성 불안정인자를 적용하여 얻어진 변형공정지도와 미세조직을 나타낸 것이다. 이 합금의 최적성형조건은 1100°C의 온도와 느린 변형속도(10^{-3}s^{-1})임을 알 수 있으며, 이 영역은 동적재결정이 활발함과 함께 초소성의 특성을 나타내는 구간임을 알 수 있었다. 또한 변형공정지도에서 소성 불안정구간은 변형속도가 비교적 빠른 대부분의 영역으로, 이 영역에서 유동 불안정, 내부 및 표면 균열 등이 관찰됨을 확인 할 수 있다.

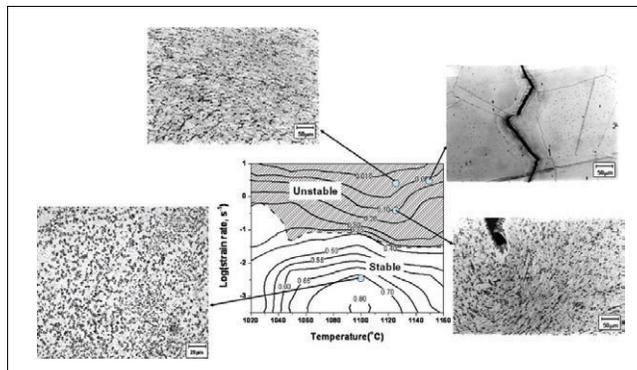


그림 12. 초내열합금 Udimet720Li의 변형공정지도와 주요 영역별 미세조직^[22]

4.2 FEM해석과 연계된 성형결함 예측

성형결함의 예측을 위하여 FEM해석과 연계하는 방법은 주로 연성파괴개념을 기초로 한 모델을 통해 소성가공 시 축적되는 손상을 계산하는 방법이 이용되어 왔다. 그러나, 이러한 방법으로는 열간성형시에 발생하는 전단밴드, 표면 및 내부균열 등의 성형결함을 효과적으로 예측하기가 어려운 단점을 가진다. 따라서, 이러한 열간성형 결함을 좀더 효과적으로 예측할 수 있는 방법론이 제시되었고, 이러한 방법으로는 앞서 언급된 변형공정지도에 각 부위별 FEM해석에서 얻어진 평균 변형률속도(=total strain/current time)와 온도해석 결과를 직접 mapping하는 방법과 소성 불안정인자 등을 수학적으로 전개하여 FEM해석과 직접적으로 연계하는 방법이 있다.^[23, 24] 수학적 전개의 한가지 예로, Ziegler의 소성 불안정인자를 적용하기 위한 방법을 소개하면 다음과 같다.

- 1) 변형률속도와 온도의 함수로서 변형속도 민감도 계수를 얻기 위해서 고온압축시험으로부터 얻어진 유동응력곡선의 $\ln(\sigma)$ 와 $\ln(\dot{\epsilon})$ 의 관계 그래프를 이용하여 다음과 같은 다항식(polynomial equation)으로 표현한다.

$$\ln(\sigma) = a + b\ln(\dot{\epsilon}) + c(\ln(\dot{\epsilon}))^2 + d(\ln(\dot{\epsilon}))^3 \quad (27)$$

- 2) $\ln(\sigma)$ 와 $\ln(\dot{\epsilon})$ 의 관계식을 이용하여 변형률속도 민감도 계수(m)를 계산하며, 그 표현식은 다음과 같다.

$$m = \left(\frac{\partial \ln(\sigma)}{\partial \ln(\dot{\epsilon})} \right)_{T, \epsilon} = b + 2c\ln(\dot{\epsilon}) + 3d(\ln(\dot{\epsilon}))^2 \quad (28)$$

- 3) 최종적으로, Ziegler의 소성불안정기준은 변형속도 민감도 계수식을 이용하여 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$\xi(\dot{\epsilon}) = \frac{\partial \ln(m/(m+1))}{\partial \ln \dot{\epsilon}} + m = \frac{2c + 6d\ln(\dot{\epsilon})}{m(m+1)} + m < 0 \quad (29)$$

결국, 이러한 Ziegler의 전개식을 FEM해석과 연계하면 열간성형시의 소성불안정영역을 예측함이 가능하다.

먼저, FEM해석에서 얻어진 부위별 평균 변형률속도와 온도해석결과를 변형공정지도에 직접적으로 mapping하여 설계된 공정조건에서의 성형이 안정한지를 알아보기 위한 성형결함 예측방법의 적용사례를 살펴보기로 하자. 적용된 부품은 실제로는 가공에 의해서 생산되고 있는 Ti-6Al-4V합금의 날개형상으로, 열간단조로 성형이 가능한지를 조사하기 위한 것이다. 결과적으로 이러한 연구에서 다이설계와 변형속도, 온도 등의 공정변수를 성형안정조건에서 수행할 수 있도록 최적화시킨 결과, 일반적인 열간단조로는 성형이 어려우며, 열간다이 즉, 다이온도를 상당수준 소재온도에 가깝게 상승시키는 공정이나, 항온성형에 의해서만이 성형결함이 없는 성형품을 제조할 수 있음을 알 수 있었다.

그림 13은 최적화된 공정설계조건에 대한 해석결과를 변형공정지도상에 mapping시킨 결과를 나타낸 것으로, 모두 부위별의 해석결과가 성형안정조건에 위치함을 알 수 있다. 또한, 그림 14는 최적화되기 전의 Ti-6Al-4V합금의 날개성형품과 최적화된 조건에 따라 열간다이 성형된 Ti-6Al-4V합금의 날개 성형품을 나타낸 것으로, 성형결함 예측에 의해 최적화된 경우에서 건전한 날개형상이 얻어졌음을 관찰 할 수 있다.

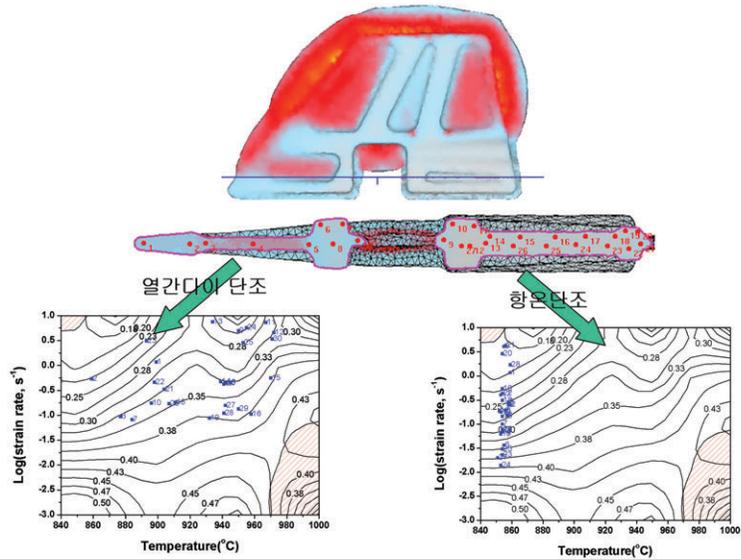


그림 13. Ti-6Al-4V합금 날개형상의 각 부위별 FEM해석을 변형공정지도상에 mapping한 결과



그림 14. Ti-6Al-4V합금 날개형상의 최적화 설계 전 · 후의 날개성형품 형상 비교

한편, Ziegler의 소성불안정인자를 수학적 전개식으로 전환하여 FEM해석과 연계한 결함예측방법론을 Ti-6Al-4V합금 튜브의 열간 후방압출공정에 대해 적용하였다. 일반적으로 Ti-6Al-4V합금의 튜브성형시 표면균열 및 펀치로의 고착현상(sticking)이 자주 발생하는 것으로 알려져 있으며, 이러한 문제를 해결하기 위한 방안이 절실히 요구되었다. 먼저, 펀치의 설계는 하중의 최소화, 균일변형 등의 측면에서 최적화되었고, 일반적인 열간 후방압출조건에서 압출을 시도한 결과 그림 15에서 나타낸 바와 같이 표면의 균열이 상당히 깊게 형성되었고, 해석 결과 또한 상당한 깊이의 표면부가 소성 불안정영역을 나타내었다. 결국 이러한 표면균열의 형성은 다이와 접촉된 소재 표면의 온도하강에 기인한 것으로, 펀치와 허부다이의 온도상승이 유일한 해결방안이었다. 따라서, 표면결함이 발생되지 않을 정도의 펀치와 허부다이 최소 온도 상승폭을 수학적 전개식과 FEM해석의 연계방법을 활용하여 후방압출에 적용한 결과 그림 16에 나타낸 바와 같이 건전한 Ti-6Al-4V합금 튜브를 얻을 수 있는 최적조건을 선정할 수 있었다.

이상의 몇가지 적용사례를 통해, 이러한 성형결함의 예측 및 평가방법론은 열간성형시에 발생할 수 있는 성형결함을 효과적으로 예측할 수 있으며, 향후 난성형소재나 새롭게 개발된 신금속의 성형조건을 선정하거나, 열간소성가공의 성형결함을 고려한 설계에 유용하게 활용될 수 있을 것으로 판단된다.

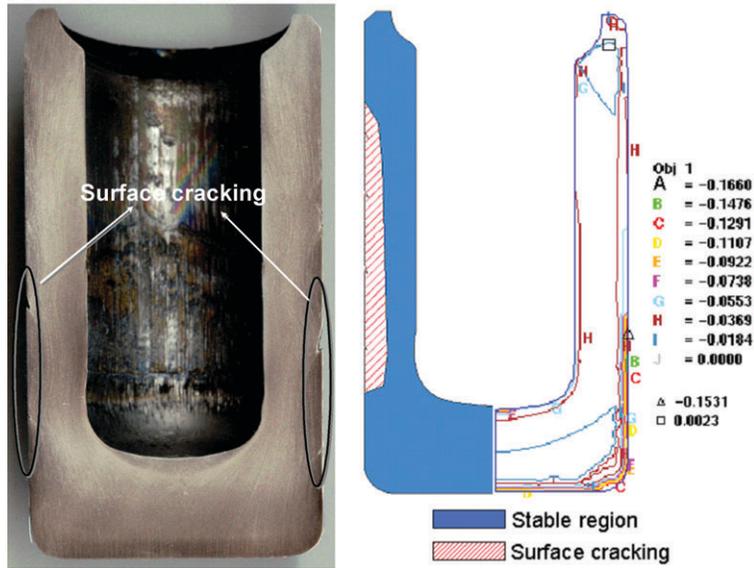


그림 15. 공정최적화 전 Ti-6Al-4V합금 튜브형상과 FEM 소성 불안성 해석결과

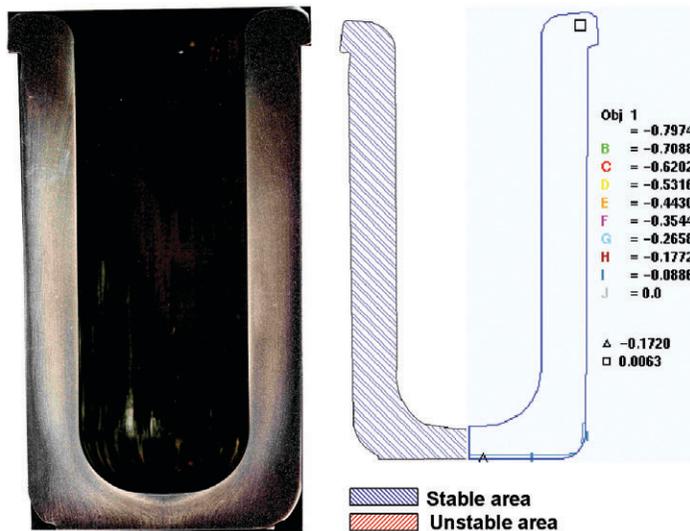


그림 16. 성형결함 예측방법에 의해 공정최적화 적용 후 Ti-6Al-4V합금 튜브형상과 FEM 소성불안성 해석결과

5. 맺음말

지금까지 고온성형시 소재의 성형성 및 성형결함을 예측·평가하기 위한 여러 방법론의 소개와 함께 난성형소재인 타이타늄합금, 초내열합금, 금속간화합물 등에 이러한 성형성 평가 방법을 적용한 사례를 다루었다. 현재까지 앞서 언급된 변형공정지도 작성을 통해 기존 난성형소재 및 신소재의 열간성형시 안정성을 확보할 수 있는 변

형영역을 얻기 위한 연구는 연구소 및 대학 등에서 직접적인 현장적용 없이 연구되어 온 것은 사실이다. 또한 국내의 경우 냉간, 온간, 열간단조에 요구되는 단조기는 충분히 준비되어 있으나, 대부분 철계 합금과 알루미늄합금 단조에 활용되고 있으며, 타이타늄합금, 초내열합금 등의 난성형소재의 소성가공공정에는 많은 경험을 가지고 있지 않다. 그러나, 최근 국내의 단조업체에서도 고급소재의 열간성형을 통한 고부가가치를 창출하려는 노력이 이루어지고 있으며, 과거 숙련자에 의한 단순 생산에서 벗어나, CAD/CAM기술 및 FEM해석을 도입하여 체계적이고, 과학적인 접근방법으로 수율향상, 결함억제, 공정최적화를 얻고자 하고 있다. 따라서, 향후 소성가공분야에서 변형의 안정성을 표시하는 다양한 요소(변형속도 민감도계수, 에너지 분산효율, 소성 안정 및 불안정인자 등)들에 대한 정밀 분석을 통하여 변형공정지도를 작성하고 안정된 변형을 기대할 수 있는 영역을 선정하기 위한 적절한 기준 등을 마련하여 최적 변형 조건을 선정하는 일이 현장에서도 보편화될 수 있을 것으로 판단된다.

❁ 참고 문헌

- [1] S. I. Oh, S. L. Semiatin, and J. J. Jonas, Metall. Trans. A. 23A, March (1992) p.963-975
- [2] S. L. Semiatin and J.J. Jonas, in Formability and Workability of Metals, ASM, Metal Park, HO (1984), pp.52-
- [3] P. Dadras and J.F. Thomas, Jr, Metall. Trans. 12A, 1981, p1867-p1876
- [4] C.H. Lee and T. Altan, J. of Engineering for industry, 1972, p775-782
- [5] J.C. Malas and V. Seetharaman, JOM, June (1992) p. 8-
- [6] Y. Prasad, et al. Metall. Trans. 15A (1984) p. 1883
- [7] H. Ziegler, in "Progress in Solid Mechanics", (eds I.N. Sneddon and R. Hill), vol. 4, New York, Willey, 1965, p91-193
- [8] Y.V.R.K. Prasad, et al., J. of Mater. Processing Tech. 108 (2001) p. 320
- [9] J.C. Malas, "Methodology for design and control of thermomechanical processes", Ph. D. dissertation, 1991, Athens, OH, Ohio University
- [10] R. Raj, Metall. Trans. A, 12A, (1981), pp. 1089-1097
- [11] G. E. Dieter, "Overview of Workability", in workability testing techniques, (eds G.E. Dieter), ASM, Metals Park, Ohio 44073, 1984, p.1-
- [12] F.A. McClintock, "A Criterion for ductile fracture by the growth of holes", Trans. ASME, J. of Applied Mechanics, 1968, p363-
- [13] S.I. Oh, C.C. Chen, and S. Kobayashi, Trans. ASME, J. Eng. Ind., vol. 101, 1979, p36-
- [14] M.G. Cockroft and D. J. Latham, J. Inst. Metals, vol. 96, 1968, p.33-
- [15] S.I. Oh, C.C. Chen, and S. Kobayashi, Trans. ASME, J. Eng. Ind., vol. 101, 1979, p23-
- [16] 박종진, 이영석, 소성가공을 위한 연성파괴조건에 대한 재고찰, 대한기계학회 논문집 (A), 제 21권 제 7호, 1997, p1021-
- [17] V. Venkatesh and S.P. Fox, in Microstructure Modeling and Prediction During Thermomechanical

Processing, Minerals, Metals and Materials Society/AIME, 2001, p147-

- [18] E.W. Hart, Acta Metall., Vol. 15, (1967), pp. 351-355
- [19] N. K. Park, J. T. Yeom, and Y. S. Na, J. Mater. Processing Tech. 130-131 (2002) pp. 540-545
- [20] 염종택, 현용택, 나영상, 박노광, 동적재료모델을 활용한 티타늄합금의 고온성형성 고찰, 한국소성가공학회 2001 추계학술대회 (2001)
- [21] J. H. Kim, T. K. Ha, Y. W. Chang, and C. S. Lee, Metall. Trans. A. 34A, October (2003) pp.2165-2176
- [22] 염종택, 나영상, 박노광, Udimet 720Li합금의 고온변형 및 결정립분포 예측, 한국소성가공학회, 제 11권 제 6호, (2002), pp.538-546
- [23] 염종택, 심인규, 박노광, 홍성석, 심인옥, 동적재료모델을 활용한 열간 후방압출된 Ti-6Al-4V 튜브의 성형 결함 해석, 한국소성가공학회, 제 12권 제 6호, (2003) pp.566-571
- [24] 염종택, 박노광, 이종수, Ti-6Al-4V합금 3D날개형상의 항온단조 공정설계, 한국소성가공학회, 제 14권 제 2호, (2005) pp. 126-132



염 종 택

- 한국기계연구원 소재성형연구센터 선임연구원
- 관심분야 : 니켈 및 타이타늄합금의 TMP기술
내열합금의 조직제어 및 수명예측
- E-mail : yjt96@kmail.kimm.re.kr



김 정 한

- 한국기계연구원 소재성형연구센터 선임연구원
- 관심분야 : 타이타늄합금의 소성가공 및
전산모사
- E-mail : kjh1754@kmail.kimm.re.kr



이 동 근

- 한국기계연구원 소재성형연구센터 선임연구원
- 관심분야 : 타이타늄합금 합금 개발 및 응용연구,
고온 고강도 재료의 동적 물성과 파괴 및
변형거동, 알루미늄 단조 및 소성변형
- E-mail : leechodg@kmail.kimm.re.kr



박 노 광

- 한국기계연구원 소재성형연구센터 책임연구원
- 관심분야 : 가스터빈 부품 공정설계, 제조
및 수명예 측/평가, Multi-scale
materials processing
- E-mail : pnk@kmail.kimm.re.kr



이 종 수

- 포항공과대학교 신소재공학과 교수
- 관심분야 : 금속재료의 피로성질
소성가공 및 고온변형거동
- E-mail : cslee@postech.ac.kr