

결정립 성장을 고려한 초소성 성형공정의 유한요소해석(I)

김용관¹ · 송재선² · 김용환[#]

Finite Element Analysis of Superplastic Forming Processes Considering Grain Growth (I)

Y. G. Kim, J. S. Song, Y. H. Kim

(Received July 29, 2011 / Revised January 26, 2012 / Accepted February 3, 2012)

Abstract

Finite element simulations were conducted to investigate the influence of grain growth in the superplastic blow forming process. A microstructure-based constitutive model considering grain growth effects is proposed and used in the simulations. Also, a grain growth rate equation accounting for both static and dynamic grain growth is implemented. The simulations were made using a 2D plane-strain model for constrained blow forming and an axisymmetric model for free bulging. These two models showed different features during the forming stages. However, the forming pressure-time curve and the thickness distribution obtained by both simulations explained well the deformation hardening induced by the grain growth during superplastic forming. This study shows that grain growth is an important factor in determining the material behavior during superplastic deformation.

Key Words : Superplasticity, Blow Forming, Grain Growth, Deformation Hardening, Finite Element Method

1. 서론

낮은 응력 하에서도 큰 균일 변형률을 나타내는 초소성(superplastic)은 복잡한 부품을 단공정에 성형할 수 있다는 장점 때문에 항공우주, 자동차, 의료기기 등 다양한 산업분야에 적용되어 왔다. 이러한 초소성 성형은 많은 이점에도 불구하고, 좁은 범위에 나타나는 초소성 특성과 그로 인한 낮은 생산성 등으로 산업 적용에 한계를 가지고 있다[1, 2]. 따라서 초소성 성형 기술에 대해서 좀 더 효율적인 성형 공정과 넓은 적용 범위를 가지기 위해서는, 초소성 성형의 다양한 측면에서 설계 및 시뮬레이션 할 수 있는 수치적 연구가 필요하다.

일반적으로 초소성 재료는 변형률 속도에 민감

한 재료로 $\sigma = K\dot{\epsilon}^m$ 의 간단한 구성식이 이용되며, 초소성 성형의 다양한 공정변수를 고려할 수 있는 유한요소해석에 적용되어 왔다[3, 4]. 하지만 미세 결정립이 요구되는 초소성 재료는 초소성 변형시 고온 환경으로 인해 결정립 성장이 일어나며[5], 지속적인 변형과정에서 변형기구나 제 2 상 입자, 가공열처리시 도입된 미세공동 등으로 공동의 생성과 성장이 유발되는 것으로 조사되었다[6]. 또한 미세조직 변화는 응력 상태와 변형률에 영향을 주며, 특히 결정립 성장은 초소성 성질을 유지하는데 직접적인 영향이 있는 결정립 크기 및 형태와 관련되어 응력과 변형률, 변형률 속도의 관계에 영향을 미치는 것으로 알려져 있다[7]. 그러므로 기존의 변형률 속도 민감 지수만을 고려한 해석방법은 부족한 점이 있고, 정확한 성형공

1. 충남대학교 기계설계공학과 대학원
2. 대구기계부품연구원 차세대금형기술혁신센터
교신저자: 충남대학교 기계설계공학과,
E-mail: yonghkim@cnu.ac.kr

공정 해석을 위해서는 미세조직 변화를 고려해야 됨을 알 수 있다. 이에 본 연구에서는 이전에 수행된 티타늄 합금의 초소성 성형공정 연구를 바탕으로 결정립 성장에 따른 공정 변수의 영향을 확인 하고자 한다. 다수의 연구자들은 티타늄 합금의 초소성 변형에서 미세조직 변화에 대한 영향들에 대해 연구하였고, 주로 결정립 성장에 대한 연구가 수행되었다[8~12]. 이들 연구에서는 티타늄 합금 성형중에 동반되는 결정립 성장이 변형 경화를 유도한다는 실험적 사실을 인용하여 미세조직 변화를 고려한 구성식과 결정립 성장식을 적용한 유한요소해석을 수행하고 그에 따른 성형공정 변수의 영향을 검토하였다[10~12].

따라서 본 논문에서는 초소성 블로우 성형공정 중 하나인 2차원 평면 변형을 모델과 축대칭 모델을 선정하여 기존의 구성 방정식을 사용한 경우, 즉 결정립 성장을 고려하지 않은 경우와 결정립 성장을 고려한 경우로 나누어 유한요소해석을 수행하였으며 예측한 해석결과를 비교하였다.

2. 유한 요소 모델링

2.1 구성 방정식

본 연구에 사용된 구성식 모델은 미세 구조적 측면과 역학적 변수를 조합한 모델이며, 단순화된 1차원 모델은 다음과 같이 주어진다[13].

$$\dot{\epsilon} = \frac{C_i}{d^p} \left[\left(\frac{\sigma}{1-f_a} \right) - \sigma_0 \right]^{1/m} + C_{ii} \left(\frac{\sigma}{1-f_a} \right)^n \quad (1)$$

여기서, $\dot{\epsilon}$ 는 변형률 속도, σ 는 유동응력(flow stress), σ_0 는 임계응력(threshold stress), m 은 변형률 속도 민감 지수, n 은 응력 지수, d 는 평균 결정립 크기, p 는 결정립 성장 지수, f_a 는 공동(cavity)의 면적 분율, C_i , C_{ii} 는 재료 상수이다.

식(1)은 Hamilton[14]에 의해 제안된 미세구조에 기초한 구성방정식을 수정한 것으로, 초소성 변형이, 독립적인 변형 메커니즘인 초소성 변형률 속도 영역Ⅱ와 멱법칙(power law) 크립 영역Ⅲ로 작용하며, 전체 변형률 속도는 이들의 합이라는 가정하에서 공식화 된 것이다. 또한 결정립 크기와 공동 분율을 포함하여, 변형률 속도와 결정립 크기의 반비례 관계, 그리고 공동 분율에 의한 재료 변형의 한계를 표현한다. 따라서 위 구성식은 결정립 크기와 공동에 대한 성장식을 삽입함으로써,

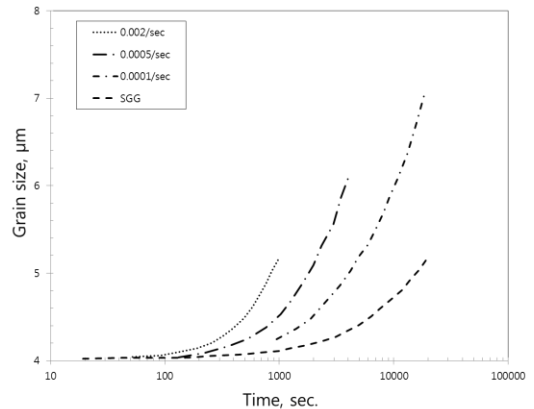


Fig. 1 Grain growth during deformation and static grain growth for 900 °C Ti-6Al-4V[17]

결정립 성장에 의한 효과와 공동 성장의 효과를 나타낼 수 있다. 하지만 본 연구에서 주 관심 대상이 결정립 성장이므로 공동 성장은 배제하였으며, 따라서 축소된 식은 다음과 같다.

$$\dot{\epsilon} = \frac{C_i}{d^p} [\sigma - \sigma_0]^{1/m} + C_{ii} (\sigma)^n \quad (2)$$

2.2 결정립 성장 방정식

초소성 재료의 결정립 성장은 초소성 성형 동안의 열간 노출에 의한 성장과 더불어 변형률 증가에 의해서 성장이 가속화되는 것으로 알려져 있으며, 각각 정적 결정립 성장과 동적 결정립 성장으로 구분하고 있다[10~18]. Fig. 1[17]은 결정립 성장에서 동적 결정립 성장의 영향을 단적으로 보여 주는 것으로, 변형을 동반한 결정립 성장이 정적 결정립 성장보다 빠른 성장 속도를 보이고 있다.

이러한 결정립 성장에서 동적 결정립 성장은 변형에 의한 결정립 크기 증가의 원인에 대해 초소성 변형기구와 관련하여 다양한 모델이 제시되었다[14~16]. 특히 티타늄합금과 같은 이상 합금에서는 초소성 변형의 주 변형기구인 계면 미끄러짐에 있어서 결정립계와 상경계로 구성되기 때문에 단상 합금과는 다른 결정립 성장 기구가 있을 것으로 예측하고 있다[18~19].

그렇지만 Clark과 Alden[15]이 Sn-1%Bi 합금에 대해 제안한 결정립 성장 모델은 Ti-6Al-4V 합금[17]과 Zn-22%Al 합금[20]의 동적 결정립 성장을 설명하는데 적용되어, 결정립 성장의 특징을 잘 예측한 바 있다. 따라서 본 논문에는 Clark과

Alden에 의해 제시된 모델을 결정립 성장 방정식으로 도입하였으며, 방정식은 다음과 같이 주어진다.

$$\dot{d} = \dot{d}_s + \dot{d}_d = \frac{k_s}{d^q} + \frac{k_d \tau}{d^q} \left[1 - \exp\left(-\frac{t}{\tau}\right) \right] \dot{\epsilon} \quad (3)$$

여기서, t 는 시간, k_s , k_d , q , τ 는 상수이다. 해당 모델은 결정립 성장률 형태를 가지고 있으며, 정적 결정립 성장률(\dot{d}_s)과 동적 결정립 성장률(\dot{d}_d) 기구는 독립적인 것으로 가정하였고, 전체 결정립 성장률(\dot{d})은 두 성장률의 합으로 나타내고 있다.

2.3 유한 요소 해석

본 연구에서는 상용 프로그램인 ABAQUS를 이용하여 초소성 블로우 성형을 유한요소해석 하였다. ABAQUS는 특정한 해석조건을 적용하기 위해 User-Subroutine을 사용할 수 있으며, 특히 초소성 성형 해석의 경우 CREEP Subroutine을 통하여 식 (2)의 구성방정식을 적용할 수 있다.

CREEP Subroutine은 크립법칙을 기초로 한 크립 변형률을 정의해야만 한다. 식 (2)의 구성식이 변형률 속도 형태로 주어졌으므로, 변형률 증분으로 정의된 증분형태로 변환하면,

$$\dot{\epsilon} \approx \frac{\Delta \epsilon}{\Delta t} = \frac{C_i}{d^p} (\sigma - \sigma_0)^{1/m} + C_{ii} \sigma^n$$

$$\Delta \epsilon = \left[\frac{C_i}{d^p} (\sigma - \sigma_0)^{1/m} + C_{ii} \sigma^n \right] \Delta t \quad (4)$$

이 된다. 또한, Newton-Raphson 법에 의한 비선형 방정식을 풀기 위해 최종적으로,

$$\frac{\partial \Delta \epsilon}{\partial \sigma} = \left[\frac{C_i}{d^p} \frac{1}{m} (\sigma - \sigma_0)^{1/m-1} + C_{ii} n \sigma^{n-1} \right] \Delta t \quad (5)$$

으로 변환된다.

결정립 성장 방정식 또한 속도형태로 주어지기 때문에, 이를 Subroutine에 적용하기 위해, 결정립 크기 증분 형태로 변환되며,

$$\dot{d} \approx \frac{\Delta d}{\Delta t}$$

$$\Delta d = \frac{k_s}{d^q} \Delta t + \frac{k_d \tau}{d^q} \left(1 - \exp\left(-\frac{t}{\tau}\right) \right) \Delta \epsilon \quad (6)$$

$$\Rightarrow d = d_0 + \Delta d$$

위에서 변환된 식 (4), (5), (6)은 Fortran 코드로 작성 된다. 결정립 크기의 변수들은 SDV(solution dependent state variable)로 정의하며, 매 단계의 결정립 크기 변화는 CREEP Subroutine을 통해 계산 되어 구성방정식에 포함된다.

3. 초소성 블로우 성형 해석

3.1 2차원 평면 변형률 모델 해석

2차원 평면 변형률 모델은 좌우대칭으로 Fig. 2와 같이 1/2만을 해석에 사용하였다. 판재의 두께는 0.96mm이며, 2차원 평면 변형률 요소인 CPE4 (plane strain element, 4-node bilinear)로 유한 요소 모델링하였고, 금형은 강체로 구성하였다.

해석에 사용된 재료는 Ti-6Al-4V, 성형온도는 900 °C이며, 구성방정식은 $\sigma = 460 \dot{\epsilon}^{0.5}$ [21]와 식 (2)를 각각 사용하였고, 식 (2)에 사용된 재료상수를 Table 1에 나타내었다. 성형의 최적 변형률 속

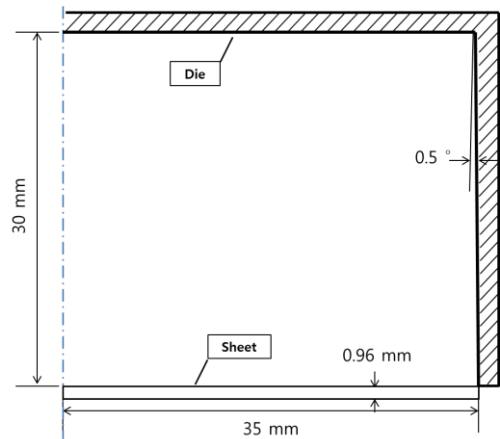


Fig. 2 Schematic of 2D plane strain model

Table 1 Material parameters for Ti-6Al-4V alloy [Appendix A]

Model	σ_0	m	n	P	C_i	C_{ii}	k_s	k_d	q	τ
Plane strain	25 N/cm ²	0.5	4.3	3.0	2.99×10 ⁻²⁰	2.20×10 ⁻¹⁹	0.412 μm	939	3.90	1300 s
Axisymmetric		0.4			1.39×10 ⁻²²					

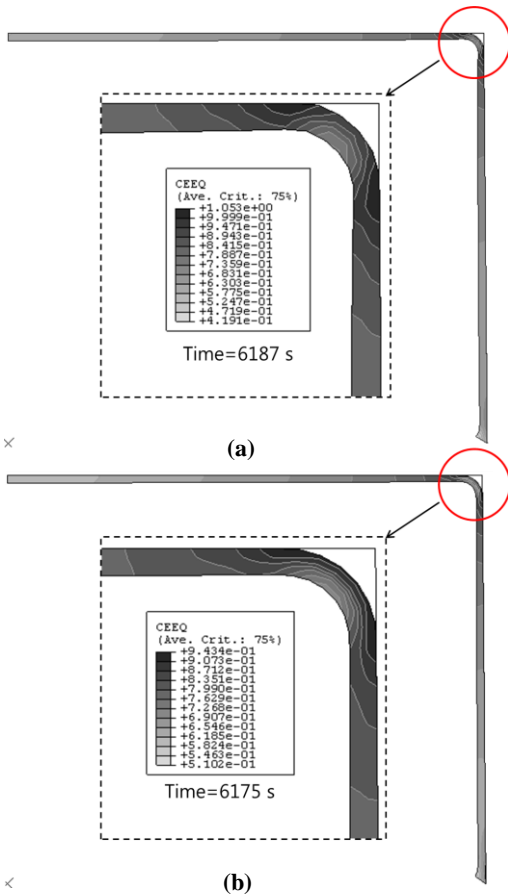


Fig. 3 Distribution of equivalent creep strain, for analysis (a) without and (b) with grain growth

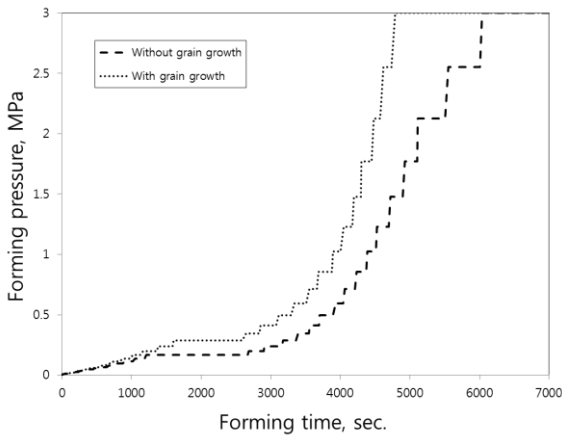


Fig. 4 Forming pressure-time curve for analysis without and with grain growth

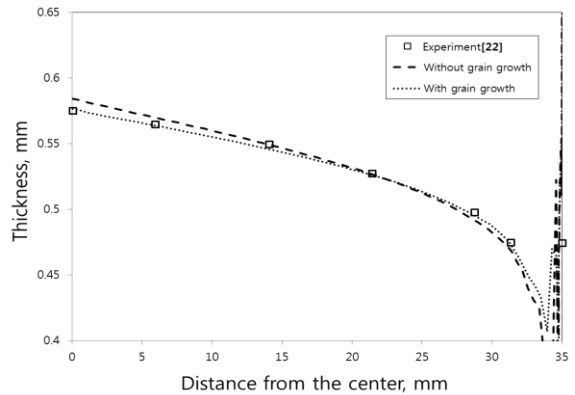


Fig. 5 Comparison of thickness with experiment and analysis with/without grain growth

도를 유지하기 위해 본 해석에 사용된 티타늄합금의 최적 변형률 속도는 $3 \times 10^{-4} / s$ 이며, 압력제어는 ABAQUS에 내재된 알고리즘을 사용하여 최대 성형 압력을 3MPa로 제한하였다. 그리고 판재와 금형 사이의 마찰계수는 0.2로 하였다[21]. 초기 결정립 크기는 $4 \mu m$ 로 하였다[13].

성형 시간이 약 6,000 초일 때, 결정립 성장을 고려하지 않은 경우와 결정립 성장을 고려한 경우의 유효 크립 변형률 분포를 Fig. 3에 나타내었다. 결정립 성장을 고려하지 않은 경우에 유효 크립 변형률은 1.053으로 코너부의 시작점에서 최대값을 갖으며, 결정립 성장을 고려한 경우는 0.943으로 코너부의 시작점부터 끝점까지 최대값을 갖는 것으로 나타났다. 이 결과는 특히 변형량이 많은 코너부에서 그 차이가 큰 것으로 나타났다. 이와 함께 Fig. 4에 나타낸 성형 압력-시간 선도를 살펴보면, 결정립 성장을 고려한 경우가 약 700 초 이후부터 높은 성형 압력을 나타내고 있다. 결과적으로 결정립 성장이 재료를 변형하기 위해 필요한 응력을 증가시킨다는 것을 알 수 있으며, 이는 결정립 성장에 의한 변형 경화의 영향으로 보인다[5,13].

Fig. 3와 마찬가지로 성형 시간 약 6,000초일 때, 대칭면으로부터의 거리에 따른 두께 분포를 Fig. 5에 나타내었다. 결정립 성장을 고려하지 않은 경우와 결정립 성장을 고려한 경우의 대칭면과 코너부근에서 두께는 약 1%의 차이가 나는 것을 확인할 수 있으며, Bellet[22]의 실험결과와 비교하면 결정립 성장을 고려한 경우에 차이가 적은 것으로 나타났다.



Fig. 6 Spherical pressure vessel manufactured by diffusion bonding[24]

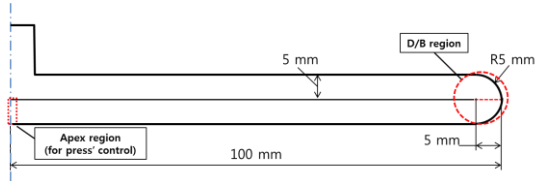


Fig. 7 Schematic of 2D axisymmetric model for forming spherical pressure vessel

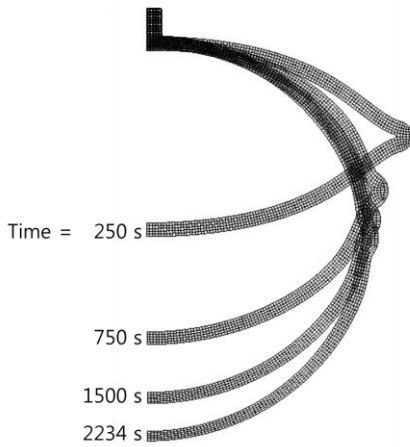


Fig. 8 Deformed shapes for different forming stages

3.2 2차원 축대칭 모델 해석

구형 압력 용기는 발사체에서 연료를 저장하거나 자세제어를 위한 고압가스를 저장하는 탱크로 사용된다. 이러한 압력 용기는 경량이면서 고강도인 티타늄 합금을 이용하여 초소성 성형으로 제작되며, 최근에는 Fig. 6과 같이 두 장의 원형 판재의 테두리를 확산접합 시키고, 원점에서 가스를 주입하는 초소성 성형/확산접합 방법을 이용하려고 하고 있다. 그에 따라 압력 용기의 초소성 변형에 대한 수치적, 해석적 연구가 진행되고 있다 [23, 24].

구형 압력용기의 성형 해석을 위해 Fig. 7과 같이 2차원 축대칭 요소인 CAX4(axisymmetric element,

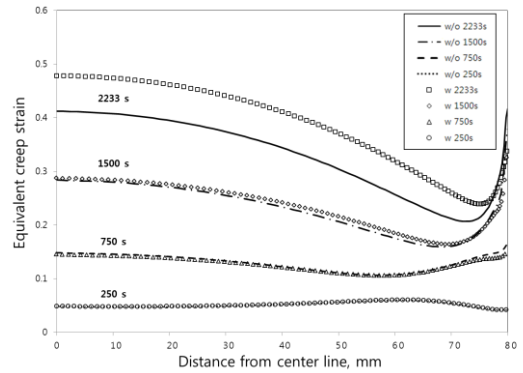


Fig. 9 Equivalent creep strain along with distance from the center line at each forming time, 250s, 750s, 1500s, 2233s

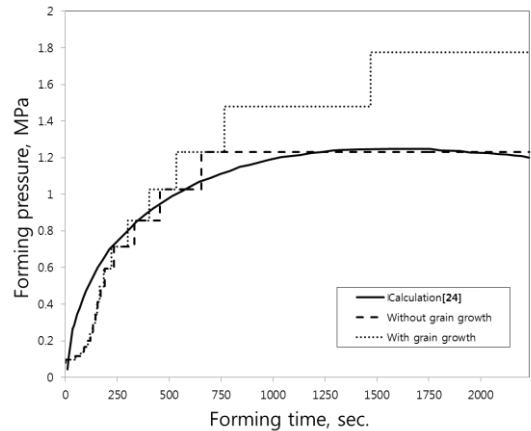


Fig.10 Comparison of forming pressure-time curve with experiment and analysis with/without grain growth

4-node bilinear)로 해석 모델을 구성하였다.

판재는 지름 200mm, 두께 5mm이고, 확산 접합 부위는 5mm이며, 최종 형상이 구형이 될 수 있도록 접합 후에 R5mm로 기계가공된 형상을 가진다. 또한 가스주입을 위한 보스는 상부 판재와 접합되어 있고, 해석모델에서 가스주입 홀(hole)은 고려하지 않았다. 사용된 재료는 Ti-6Al-4V, 성형온도는 927°C이며, 구성방정식은 $\sigma = 450\epsilon^{0.4}$ [24]와 식 (2)를 각각 사용하였고, 식 (2)에 사용된 재료상수를 Table 1에 나타내었다. 그리고 초기 결정립 크기는 4 μm 로 하였다[13].

Kruglov[24]의 연구에 따라 구형의 정점(apex)에 해당하는 하부 판재의 중심부를 일정 변형률 속

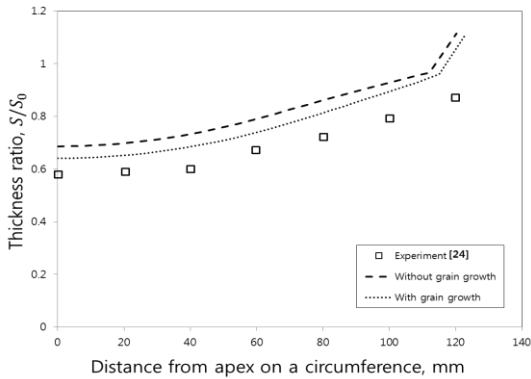


Fig.11 Comparison of thickness ratio with experiment and analysis with/without grain growth

도로 제어하는 조건이 부여되었으며, 해석에 사용된 티타늄합금의 최적 변형률 속도는 $2 \times 10^{-4} / s$ 이고, 압력제어는 ABAQUS에 내재된 알고리즘을 사용하였다. 성형 해석은 금형 없이 가스 주입부인 보스만을 구속한 상태에서 벌지(bulge)되도록 하였고, 최종 성형 시간은 약 2,234초이다.

성형시간 변화에 따른, 압력용기의 변형 형상과 중심선으로부터의 거리에 따른 유효 크립 변형률을 각각 Fig. 8과 Fig. 9에 나타내었다. 정점에서 두 경우는 약 750초까지 거리에 따라 거의 같은 변형률을 나타내고 있으나, 이후부터는 결정립 성장을 고려한 경우에서 더 높은 변형률을 나타내었다. 확산접합 부근에서는 약 250초까지 정점에 비해 낮은 변형률을 보이다가, 750초부터 1,500초까지 급격한 증가를 보였다. 하지만 최종 성형 후 확산접합 부근에서 두 경우의 변형률 차이는 적은 것으로 나타났다.

결정립 성장을 고려하지 않은 경우와 결정립 성장을 고려한 경우, 그리고 Kruglov의 연구에서 예측한 성형 압력-시간 선도를 Fig. 10에 나타내었다. 결정립 성장을 고려하지 않은 경우에서 예측한 압력 선도는 성형초기를 제외하고 전체적으로 Kruglov의 결과와 유사함을 나타내고 있다. 반면에 결정립 성장을 고려한 경우에서 예측한 압력 선도는 250초 이후부터 결정립 성장을 고려하지 않은 경우와 Kruglov의 결과보다 높은 값을 나타내었으며 1500초 이후에는 약 30%의 압력상승을 보이고 있다. 이러한 변화는 평면 변형률 모델과 유사한 것으로 시간이 지남에 따라 혹은 변형량이 증가함에 따라 결정립 성장이 성형압력에 큰 영향을 미침을 알 수 있다.

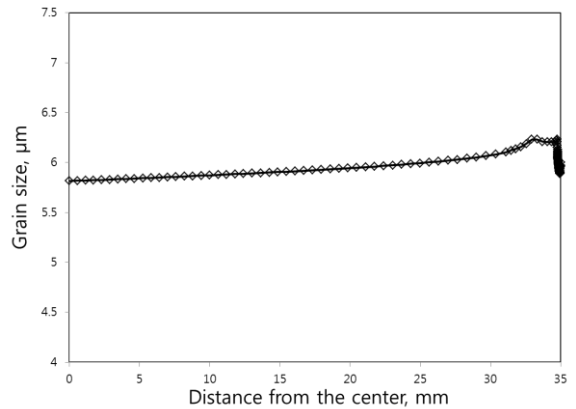


Fig.12 Grain size distribution along the distance from the center for plane strain model

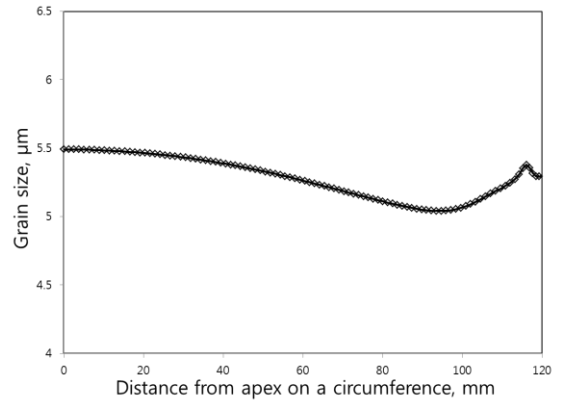


Fig.13 Grain size distribution along the distance from apex on a circumference for axisymmetric model

정점으로부터 원주 상 거리에 따른 두께비를 Fig. 11에 나타내었다. 결정립 성장을 고려하지 않은 경우와 고려한 경우의 두께비는 정점에서 약 7%의 차이가 나는 것을 확인할 수 있으며, 결정립 성장을 고려한 경우가 Kruglov의 실험결과와 더 유사한 결과를 보이고 있다.

3.3 성형 후 결정립 성장 양

평면 변형률 모델과 축대칭 모델의 최종 성형 후 결정립 크기 분포를 Fig. 12와 Fig. 13에 나타내었다. 평면 변형률 모델의 경우는 결정립 크기가 약 $6.23 \mu m$ 로 코너부에서 최대값을 나타냈으며, 축대칭 모델의 경우는 약 $5.50 \mu m$ 로 정점에서 최대값을 나타냈다.

이러한 결과는 두 모델의 유효 크립 변형률 분포가 각각 코너부와 정점에서 최대값을 갖은 점으로부터 결정립 성장이 변형과 밀접한 관련이 있음을 알 수 있다[17].

4. 결 론

2차원 평면 변형률과 축대칭 모델에 대한 초소성 성형에서 결정립 성장의 영향을 고려한 유한요소해석을 수행하였으며, 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 해석 모델에서 결정립 성장을 고려한 경우, 결정립 성장에 의한 변형 경화의 영향으로 최적 변형률 속도 조건을 만족시키기 위해 필요한 성형압력을 증가 시키는 것으로 나타났다.

(2) 결정립 성장을 고려하지 않은 경우와 고려한 경우의 두께분포 예측은 차이를 보였으며, 결정립 성장을 고려한 경우에 실험 결과와 더 유사한 결과를 나타냈다.

(3) 최종 성형후의 유효 크립 변형률과 결정립 크기 분포를 통해 변형과 결정립 성장의 밀접한 관계를 확인 하였다.

지금까지의 결과들로부터 초소성 성형에 있어서 결정립 성장은 변형률, 성형압력 선도, 두께분포 예측에 있어 중요한 인자로 고려해야 됨을 알 수 있었다. 향후 다른 성형조건 및 재료에 대한 적용성을 넓히기 위해서는 인장 시험 및 초소성 성형 시험을 통하여, 결정립 성장을 고려한 구성식의 재료 상수를 결정하고 수치해석으로 예측된 결과와 비교하는 것이 필수적이다.

참 고 문 헌

[1] S. S. Hong, M. H. Kim, Y. H. Kim, 1995, Analysis of Superplastic Forming Processes using Finite Element Method, Trans. Kor. Soc. Mech. Eng., Vol. 19, No. 6, pp. 1411~1421.

[2] A. J. Barnes, 2007, Superplastic Forming 40 Years and Still Growing, J. Mater. Eng. Perform., Vol. 14, No. 4, pp. 440~454.

[3] J. M. Lee, S. S. Hong, Y. H. Kim, 1999, Blank Design for Optimized Thickness Distribution for Axi-Symmetric Superplastic Blow Forming, Trans. Mater. Process., Vol. 8, No. 1, pp. 92~100.

[4] J. S. Song, Y. K. Kang, S. S. Hong, Y. N. Kwon, J.

H. Lee, Y. H. Kim, 2007, Process Design of Superplastic Forming/Diffusion Bonding by using Design of Experiment, Trans. Mater. Process., Vol. 16, No. 2, pp. 144~149.

[5] A. K. Ghosh, C. H. Hamilton, 1979, Mechanical Behavior and Hardening Characteristics of a Superplastic Ti-6Al-4V Alloy, Metall. Trans. A, Vol. 10, No. 6, pp. 699~706.

[6] D. H. Shin, U. Y. Choi, Y. J. Joo, S. C. Maeng, 1997, Cavity Formation in a Superplastic 7075 Al Alloy, J. Kor. Inst. Met. Mater., Vol. 35, No. 9, pp. 1102~1108.

[7] C. H. Hamilton, H. M. Zbib, C. H. Johnson, S. K. Richter, 1991, Superplasticity in Advanced Materials(eds. S. Hori, M. Tokizame, and N. Furushiro), The Japan Society for Research on Superplasticity, Osaka, Japan, pp. 127~133.

[8] J. H. Lee, C. S. Lee, 1997, A Study on the Bulge Forming Process of Superplastic Ti-6Al-4V Alloy, J. Kor. Inst. Met. Mater., Vol. 35, No. 10, pp. 1325~1331.

[9] T. W. Kim, 2001, Micromechanical Superplastic Model for the Analysis of Inhomogeneous Deformation in Heterogeneous Microstructure, Trans. Kor. Soc. Mech. Eng. A, Vol. 25, No.12, pp. 1933~1943.

[10] H. Tan, P. Gao, J. Lian, 2001, Microstructural Modeling and Numerical Analysis for the Superplastic Forming Process, Mater. Manuf. Processes, Vol. 16, No.3, pp. 331~340.

[11] J. Lin, F. P. E. Dunne, 2001, Modeling Grain Growth Evolution and Necking in Superplastic Blow-Forming, Int. J. Mech. Sci., Vol. 43, No. 3, pp. 595~609.

[12] B. H. Cheong, J. Lin, A. A. Ball, 2003, Modeling the Effects of Grain-Size Gradients on Necking in Superplastic Forming, J. Mater. Process. Technol., Vol. 134, No. 1, pp. 10~18.

[13] M. A. Nazzale, M. K. Khraisheh, B. M. Darras, 2004, Finite Element Modeling and Optimization of Superplastic Forming using Variable Strain Rate Approach, J. Mater. Eng. Perform., Vol. 13, No. 6, pp. 691~699.

[14] A. K. Ghosh, C. H. Hamilton, 1982, Influences of Material Parameters and Microstructure on

Superplastic Forming, Metall. Mater. Trans. A, Vol. 13, No. 5, pp. 733~743.

[15] M. A. Clark, T. H. Alden, 1973, Deformation Enhanced Grain Growth in a Superplastic Sn-1% Bi Alloy, Acta Metall., Vol. 21, No. 9, pp. 1195~1206.

[16] C. H. Caceres, D. S. Wilkinson, 1984, Large Strain Behavior of a Superplastic Copper Alloy-I. Deformation, Acta Metall., Vol. 32, No. 3, pp. 415~422.

[17] S. Richter, C. H. Hamilton, 1993, Deformation Enhanced Grain Growth in a Two Phase Titanium Alloy, Mater. Sci. Forum, Vol. 113-115, pp. 195~200.

[18] T. K. Ha, J. R. Son, Y. W. Chang, 1998, Superplastic Deformation Behavior of a Zn-0.3wt.%Al Alloy, J. Kor. Inst. Met. Mater., Vol. 36, No. 8, pp. 1242~1248.

[19] J. S. Kim, J. H. Kim, C. G. Park, C. S. Lee, 1998, Microstructural Analysis on the Creep and Superplastic Deformation of Two-Phase Ti-6Al-4V Alloy, J. Kor. Inst. Met. Mater., Vol. 36, No. 7, pp. 1046~1054.

[20] O. N. Senkov, M. M. Myshlyaev, 1986, Grain Growth in a Superplastic Zn-22% Al Alloy, Acta Metall., Vol. 34, No. 1, pp. 97~106.

[21] Y. H. Kim, S. S. Hong, J. S. Lee, R. H. Wagoner, 1996, Analysis of Superplastic Forming Processes using a Finite-Element Method, J. Mater. Process. Technol., Vol. 62, No. 1-3, pp. 90~99.

[22] M. Bellet, E. Massoni, J. L. Chenot, 1990, Numerical Simulation of Thin Sheet Forming Processes by the Finite Element Method, Eng. Comput., Vol. 7, No. 1, pp. 21~31.

[23] J. H. Yoon, H. S. Lee, Y. S. Jang, Y. M. Yi, 2003, Theoretical Analysis for Prediction of Thickness Variation in Superplastic Forming Process of Spherical Pressure Vessel, Aersp. Technol., Vol. 2, No. 2, pp. 133~141.

[24] A. A. Kruglov, F. U. Enikeev, R. Ya. Lutfullin, 2002, Superplastic Forming of a Spherical Shell out a Welded Envelope, Mater. Sci. Eng. A, Vol. 323, No. 1-2, pp. 416~426.

[25] D. H. Bae, A. K. Ghosh, 2000, Grain Size and Temperature Dependence of Superplastic Deformation

in an Al-Mg Alloy under Isostructural Condition, Acta Metall., Vol. 48, No. 6, pp. 1207~1224.

부 록 A

A.1 구성 방정식의 재료 상수 결정

본 연구에 사용된 결정립 성장을 고려한 구성 방정식을 2차원 평면 변형률 모델과 축대칭 모델에 적용하기 위한 재료 상수 결정 방법을 제시하고자 한다. 결정립 성장을 고려하지 않은 2차원 평면 변형률 모델과 축대칭 모델에서 사용한 구성 방정식의 변형률 속도 민감지수(m) 값은 각각 0.5와 0.4를 사용하고 있으며, 반면 인용된 구성 방정식의 경우는 0.7로 상당히 높은 값을 갖는다. 따라서 결정립 성장을 고려한 구성식을 사용하기 위해서는 새로운 재료 상수가 결정되어야 한다.

일반적으로 m 값은 영역Ⅱ 범위에서 응력과 변형률 속도의 변화량으로 구해 진다. 그러므로 기존 구성 방정식은 영역Ⅱ만을 나타낸다고 할 수 있고, 반면 인용된 구성 방정식은 영역Ⅱ와 영역Ⅲ를 모두 포함하며 이 두 영역의 연결을 위해 임계응력 σ_0 를 도입하고 있다. 한편 초소성 성형은 주로 영역Ⅱ에서 이루어지며 변형시 최적 변형률 속도를 유지하도록 하고 있다. 이러한 관점에서 보면 최적 변형률 속도 상태에서 같은 m 값을 갖는 기존 구성 방정식과 인용된 구성 방정식이 같은 응력값을 가져야 함을 유추할 수 있다. 다만 인용된 구성 방정식은 결정립 성장을 고려하고 있기 때문에 결정립 크기가 일정하다는 전제하에 성립된다. 따라서 2차원 평면 변형률 모델과 축대칭 모델에 제시된 변형률 속도 민감지수(m), 최적 변형률 속도($\dot{\epsilon}_{opt}$)와 최적 응력(σ_{opt}), 그리고 초기 결정립 크기(d_0)를 두 식에 대입하여 같다고 놓으면 다음과 같다.

$$\left(\frac{1}{K}\right)^{1/m} \sigma_{opt}^{1/m} = \frac{C_i}{d_0^p} [\sigma_{opt} - \sigma_0]^{1/m} + C_{ii} (\sigma_{opt})^n$$

$$\Rightarrow C_i = \frac{\left(\frac{1}{K}\right)^{1/m} \sigma_{opt}^{1/m} - C_{ii} (\sigma_{opt})^n}{\frac{[\sigma_{opt} - \sigma_0]^{1/m}}{d_0^p}}$$

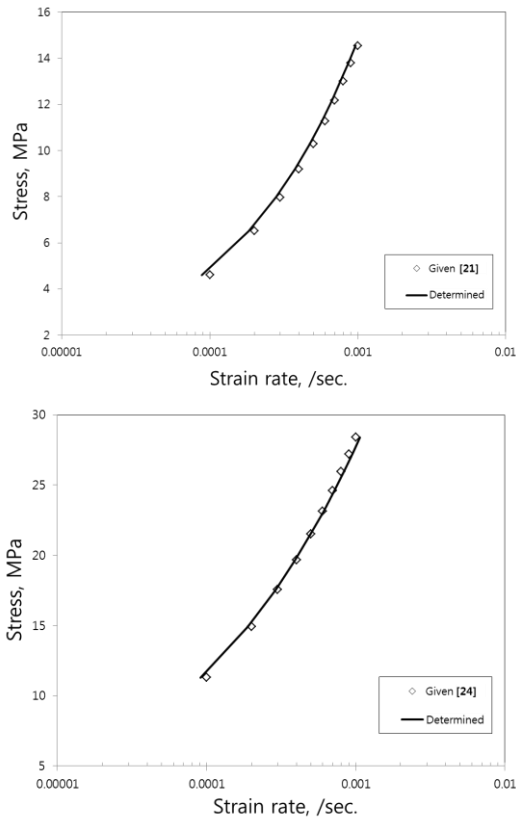


Fig. A1 Stress vs. strain rate curve showing given and determined constitutive equation

여기서, 영역Ⅲ항은 식 전체에서 영향력이 작기 때문에 참고문헌에 제시된 값을 사용하고, 결정립 성장지수(P)와 임계응력은 같은 티타늄 합금을 대상으로 함으로 제시된 값을 대입한다. 그러면 미지수로 남아 있는 변수 C_i 가 결정된다.

결국 변형률 속도 민감지수 m 과 직접적인 관계가 있는 상수 C_i 를 구하는 것이 목적이 된다. 실제로 인용된 구성 방정식은 온도, 변형률 속도, 결정립 크기를 변화시켜 수행한 인장시험 데이터로부터 다수의 피팅(fitting) 과정으로 구해지는데 [25] 기존 구성 방정식의 $(1/K)^{1/m}$ 항은 결정립 크기 d 의 함수로써, $(1/K)^{1/m} = C_i d^{-p}$ 로 가정된다.

이렇게 결정된 재료 상수들을 Table 1에 나타내었으며, Fig. A1에 기존 구성 방정식과 인용된 구성 방정식의 응력-변형률 속도 선도를 나타내었다.