

고무 몰드를 이용한 금속 분말의 온간 등가압 성형

양훈철* · 이지완* · 김기태†

(2001년 11월 26일 접수, 2002년 7월 8일 심사완료)

Warm Isostatic Pressing of Metal Powder by a Rubber Mould

HoonChul Yang, JiWan Lee and KiTae Kim

Key Words : Rubber Mould(고무 몰드), Metal Powder(금속 분말), Die Pressing(금형압축), Warm Isostatic Pressing(온간 등가압 성형), Constitutive Equation(구성 방정식), Densification(치밀화), Finite Element Analysis(유한요소해석)

Abstract

The effect of a rubber mould on densification and deformation of aluminum alloy powder was investigated during warm isostatic pressing. The hyperelastic constitutive equations based on various strain energy potentials were employed to analyze deformation of rubber. The parameters in the strain energy potentials were obtained from experimental data for uniaxial and volumetric compression of Viton rubber at two warm temperatures. For elastoplastic response, the yield function of Shima and Oyane was implemented into a finite element program (ABAQUS) to predict compaction responses of metal powder during warm isostatic pressing. Finite element results were compared with experimental data for densification and deformation of aluminum alloy powder with/without a rubber mould under warm die pressing.

1. 서론

분말야금(P/M)을 이용한 금속 분말의 성형은 재료, 가공 시간 및 비용 등을 절약할 수 있어서 매우 유용한 성형공정으로 알려져 있다.⁽¹⁾ 특히, 이러한 공정은 부품의 최종 형상에 가깝게 정밀 성형을 할 수 있기 때문에 이에 대한 연구는 활발히 진행되고 있다.⁽²⁾ 그러나, 분말야금에 의한 부품의 성형시 분말과 금형 벽면 사이의 마찰로 인해 P/M 부품에 불균일한 밀도 분포를 초래할 수 있는데, 이러한 불균일성은 부품 내부의 결함 및 원하지 않는 변형을 야기하는 원인이 된다. 현재까지의 분말야금의 공정 중에서 냉간 정수압 성형 및 열간 등가압 소결은 정수압에 의해 시편 내부의 불균일성을 최소화 시킬 수 있는 공정으로 잘

알려져 있다.⁽³⁾

고무 몰드를 이용한 분말 성형체의 치밀화 공정은 P/M 부품의 밀도 구배를 최소화 할 수 있으며 적절한 고무 몰드의 형상 제어를 통해 최종 부품으로의 정밀정형을 이룰 수 있다. 따라서, P/M 공정에서 고무 몰드를 이용한 분말 성형체의 치밀화 해석은 P/M 부품의 최종 형상 및 밀도 분포의 예측을 위해 매우 유용한 것이다. 최근에는 이러한 고무 몰드를 금형 안에 삽입하여 분말을 압축하는 고무 등가압 성형 (RIP: Rubber Isostatic Pressing) 공정이 소개되고 있다.⁽⁴⁾ 이러한 성형 방법은 냉간 정수압 성형 및 열간 등가압 소결에 비해 쉽게 정수압 조건을 구현할 수 있으며 대량 생산 등에 용이한 점이 많다.

고무와 같은 초탄성체(hyperelastic material)의 거동을 예측하기 위한 구성 방정식은 변형을 에너지 포텐셜로부터 얻을 수 있다. 초탄성 구성모델에는 Ogden 형태, Arruda-Boyce 형태, Mooney-Rivlin 형태, Neo-Hookean 형태, Polynomial 형태 등이 있다.^(5,6)

P/M 공정에서 고무 몰드에 충전된 분말의 치밀화를 위한 수치 해석은 이미 여러 연구자들에 의

* 포항공과대학교 대학원 기계공학과

† 책임저자, 회원, 포항공과대학교 기계공학과

E-mail : korean@postech.edu

TEL : (054) 279-2164 FAX : (054) 279-5899

해 수행되어 왔다. Koga 등⁽⁷⁾은 수정된 Shima-Oyane 의 항복식⁽⁸⁾을 사용하고 고무를 선형 재료로 가정하여 20 MPa 정도의 낮은 정수압 하에서 세라믹 분말의 치밀화를 조사하였고, Henderson 등^(9,10)은 고무 몰드에 채워진 세라믹 분말의 냉간 정수압 성형을 Mooney-Rivlin 변형률 에너지 포텐셜을 사용하여 해석하였다. 그러나, 기존의 연구결과는 고무의 특성상 대부분 상온으로 제한되었으며 더욱이 새로운 공정방법의 하나인 RIP 에 대한 연구는 쉽게 찾을 수 없었다. 온간에서의 RIP 공정은 온간 성형 및 RIP 의 장점을 동시에 얻을 수 있어서 그 효용성이 매우 크다고 할 수 있다.

본 연구에서는 온간 성형시 금속 분말의 치밀화 및 변형 거동에 대한 고무 몰드의 영향을 조사하였다. 온간 금형압축시 고무 몰드의 변형 거동을 예측하기 위하여 Ogden, Polynomial 및 Mooney-Rivlin 등의 모델^(5,6)을 사용하였으며 금속 분말의 치밀화 및 변형 예측을 위해서는 Shima-Oyane 의 구성모델⁽⁸⁾을 사용하였다.

2. 실험

본 논문에서는 평균 입자 크기가 55 μm 인 아르곤가스 분말제조법으로 제조된 구형의 알루미늄 합금 분말을 사용하였으며 이에 대한 자세한 물리적 성질 및 화학적 조성 등은 다른 논문^(11,12)에 잘 설명되어 있다.

2.1 고무의 기계적 성질

실험에 사용된 고무 몰드는 내열성이 우수한 것으로 알려진 불소 고무(Fluoro-elastomer)의 일종인 Fluorel(FE5660Q, 3M/dyneon, USA)을 사용하여 제조하였다.⁽¹³⁾ 고무의 기계적 성질을 조사하기 위해 일축 인장, 일축 압축 및 체적 압축 실험을 수행하였다. 일축 인장 시험을 위한 시편의 크기는 직경 10 mm 와 길이 70 mm 이며, 일축 압축과 체적 압축을 위한 시편은 직경 20 mm 와 길이 20 mm 이다. 일축 인장 시험에는 특별히 제작된 지그를 사용하여 직경 방향으로의 큰 수축에 의해 고무 시편이 미끄러지는 것을 방지하였으며, MTS 시험기에서 하중을 증가시키는 동안 표점 거리의 신장량을 측정함으로써 변형률을 구하였다. 압축 시험시 시편과 압반 사이의 마찰을 최소화하기 위하여 얇은 테프론을 삽입하였으며, 체적 압축 시험은 금형 안에 고무 시편을 넣고 일축 하중을 가하여 수행하였다. 고무의 인장 및 압축 실험은 고온 분위기로에서 5°C/min 의 승온 속도로 각각 200°C와 300°C로 가열 및 유지한 후 다양한 변형

률 속도로 실험하였다.

2.2 알루미늄 합금 분말의 모재 시편

알루미늄 합금 분말의 모재 시편을 제조하기 위하여 520°C에서 100 MPa 의 압력으로 열간 등가압 소결 실험을 수행하였다. 열간 등가압 소결을 위한 자세한 시편의 제조 방법은 Yang 과 Kim⁽¹⁴⁾의 논문에 자세히 수록되어 있다. 열간 등가압 소결 실험이 끝난 시편은 기계 가공을 통하여 원주 형태로 가공 후 230°C의 온도와 아르곤 분위기에서 2 시간 동안 어닐링 하였으며, 시편의 최종 치수는 지름 7 mm, 높이 10 mm 이고 상대밀도는 $D \geq 0.995$ 이다.

2.3 모재의 온간 압축 실험

알루미늄 합금 모재 시편의 온간 일축 압축 실험은 재료 시험기(MTS Servohydraulic Tester)에 아르곤 분위기로와 고온 변위 측정 장치를 부착하여 수행하였으며 고온 변위 측정 장치에 관한 자세한 내용은 Kim 등⁽¹⁵⁾의 논문에서 찾을 수 있다. 압축시 SiC 압반과 시편 사이의 마찰력을 줄이기 위하여 접촉면에 탄탈륨 박판($t=0.01$ mm)을 삽입하였다. 실험에서는 일정한 하중 속도를 가하는 하중 경로를 택하였으며, 이때 압력의 크기와 초기의 압축 속도는 재료 시험기로 제어하였다. 압축 실험은 고온 분위기로에서 10°C/min 의 승온 속도로 각각 200°C와 300°C로 가열 및 유지한 후 200 MPa 이하의 가압력 범위에서 수행하였다.

2.4 온간 금형압축 실험

금형만을 이용한 온간 성형 실험은 가열로가 장착된 MTS 재료 시험기를 이용하였으며, 초경으로 제작된 직경 20 mm 인 금형을 사용하였다. 가열로를 이용하여 금형과 분말을 약 5°C/min 의 승온 속도로 동시에 가열하였으며 실험 온도에 도달하면 시편의 열적 평형상태가 되도록 약 30 분간 온도를 유지한 후 일방향 압축(single action pressing)하였다. 일방향 압축에서는 상부 펀치에서 하부 펀치로의 한쪽 방향으로만 힘이 전달되게 된다.

2.5 고무 몰드를 이용한 온간 성형

온간 성형에 사용된 고무 몰드의 크기는 두께 5 mm, 외경 43 mm 및 높이 60 mm 이며, 내경 43 mm 의 금형 안에 삽입하여 사용하였다. 알루미늄 합금 분말을 고무 몰드에 충전 시킨 직후의 상대밀도는 0.50 이며 200°C 및 300°C의 온도에서 하중 속도 0.1 MPa/s 로 170 MPa 이하의 가압력 범위에서 양방향 압축하였다. 동일한 실험 조건에 대해서 반복 실험을 통해 평균 상대밀도를 구하여

가압력에 따른 시편의 밀도 치밀화를 조사하였다. 압축된 분말 성형체는 금형에서 꺼낸 후 아르키메데스 비중법에 의하여 상대밀도를 측정하였다.

2.6 분말 성형체의 밀도분포

분말 성형체 내의 밀도 분포는 경도와 밀도의 상관 관계로부터 간접적으로 구할 수 있다.⁽¹⁴⁾ 밀도와 경도의 상관 관계를 구하기 위하여 얇은 라텍스 몰드를 사용하여 다양한 압력 조건으로 냉간 정수압 성형하여 균일한 밀도 분포를 갖는 표준 시편들을 준비하였다. 준비된 시편을 480℃에서 20 분 동안 소결한 후 높이 방향으로 절단하고, 190℃에서 2 시간 동안 어닐링 한 후 단면을 연마하였다. 경도는 로크웰 경도 측정기(Rockwell FR-3, Future-Tech Corp., Japan)를 사용하여 1/16 inch 강구 압자로 15 kg의 힘을 가하여 각 시편마다 12개의 경도 값을 측정하였다. 분말 성형체의 상대밀도와 로크웰 경도와의 상관 관계는 표준 시편의 평균 상대밀도와 평균 경도 값으로부터 결정하였다.

고무 몰드를 이용한 온간 성형에 의한 시편의 밀도 분포를 측정하기 위해서, 간섭이 생기지 않도록 가로와 세로 방향으로 각각 3.5 mm와 4 mm의 간격으로 총 60개의 격자를 생성한 후 격자들의 적분점(integral point)에서 경도를 측정하였으며, 온간 금형압축에 의한 시편의 밀도 분포를 측정하기 위해서는 가로와 세로 방향으로 각각 3mm와 2mm의 간격으로 40개의 격자를 생성하여 경도를 측정하였다.

3. 이론

3.1 고무를 위한 구성 방정식

초탄성체의 구성 방정식은 변형률 에너지 포텐셜 $U(\epsilon)$ 로부터 얻을 수 있다. 초탄성체를 위한 변형률 에너지 포텐셜들은 여러 가지가 있지만, 본 논문에서는 Ogden 형태, Polynomial 형태 및 Mooney-Rivlin 형태에 대해서만 간단히 언급하기로 한다.^(5,6)

Ogden 변형률 에너지 포텐셜 U_o 는 다음과 같이 쓸 수 있다.^(5,6)

$$U_o = \sum_{i=1}^N \frac{2\mu_i}{\alpha_i^2} (\bar{\lambda}_1^{\alpha_i} + \bar{\lambda}_2^{\alpha_i} + \bar{\lambda}_3^{\alpha_i} - 3) + \sum_{i=1}^N \frac{1}{D_i} (J^{el} - 1)^{2i} \quad (1)$$

여기서 $\bar{\lambda}_1, \lambda_1, J^{el}$ 과 N 은 각각 편차 주 연신율 ($\bar{\lambda}_1 = J^{-1/3} \lambda_1$), 주 연신율, 탄성 체적비와 재료상수를 나타낸다. 또한, μ_i, α_i 와 D_i 는 온도에 의존하는 재료상수이다.

Polynomial 변형률 에너지 포텐셜 U_p 는 다음과 같이 쓸 수 있다.^(5,6)

$$U_p = \sum_{i+j=1}^N C_{ij} (\bar{I}_1 - 3)^i (\bar{I}_2 - 3)^j + \sum_{i=1}^N \frac{1}{D_i} (J^{el} - 1)^{2i} \quad (2)$$

여기서 C_{ij} 는 온도에 의존하는 재료상수이다. 또한, \bar{I}_1 과 \bar{I}_2 는 각각 편차 변형률의 1차와 2차 불변량이다. 한편, 식 (2)에서 $N=1$ 이면 Mooney-Rivlin 형태, U_m 이 된다.^(5,6) 즉,

$$U_m = C_{10} (\bar{I}_1 - 3) + C_{01} (\bar{I}_2 - 3) + \frac{1}{D_1} (J^{el} - 1)^2 \quad (3)$$

식 (1)과 (2)에서 D_i 는 재료의 압축성을 나타내며, $D_i = 0$ 는 재료가 완전 비압축성임을 의미한다.

3.2 금속 분말을 위한 구성 방정식

금속 분말의 전체 변형률 속도 텐서는 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \dot{\epsilon}_{ij}^e + \dot{\epsilon}_{ij}^p \quad (4)$$

여기서 $\dot{\epsilon}_{ij}^e$ 와 $\dot{\epsilon}_{ij}^p$ 는 각각 탄성 변형률 속도 텐서와 소성 변형률 속도 텐서를 나타낸다. 또한, Hooke의 법칙으로부터 응력 텐서 σ_{ij} 는 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\sigma_{ij} = D_{ijkl}^e \epsilon_{kl}^e \quad (5)$$

여기서 D_{ijkl}^e 는 4차 탄성계수 텐서이다.

소성 변형률 속도 텐서는 다음과 같이 정의된다.

$$\dot{\epsilon}_{ij}^p = \dot{\lambda} \frac{\partial \Phi}{\partial \sigma_{ij}} \quad (6)$$

여기서 Φ 와 $\dot{\lambda}$ 는 각각 분말 재료의 항복 함수와 양의 스칼라 양이다.

모재가 비 압축성임을 가정하면 상대밀도의 변화를 \dot{D} 은 질량 불변의 원리로부터 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\dot{D} = -D \dot{\epsilon}_{kk}^p \quad (7)$$

Shima와 Oyane⁽⁸⁾는 소결한 구리 분말의 일축 압축 실험치로부터 항복 함수에 필요한 계수들을 결정하여 금속 분말을 위한 항복 함수를 다음과 같이 제안하였다.

$$\Phi(\sigma, \bar{\epsilon}_m^p, D) = \left(\frac{q}{\sigma_m} \right)^2 + 2.49^2 (1-D)^{1.028} \left(\frac{p}{\sigma_m} \right)^2 - D^5 = 0 \quad (8)$$

여기서 p, q, σ_m 및 $\bar{\epsilon}_m^p$ 은 각각 분말 재료에 가해지는 정수 응력과 유효 응력, 모재의 유동 응력과 유효 소성 변형률이다.

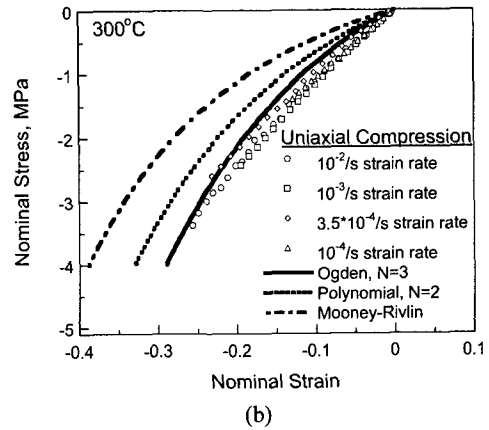
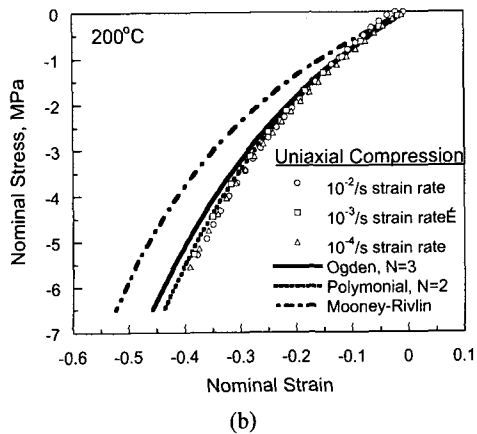
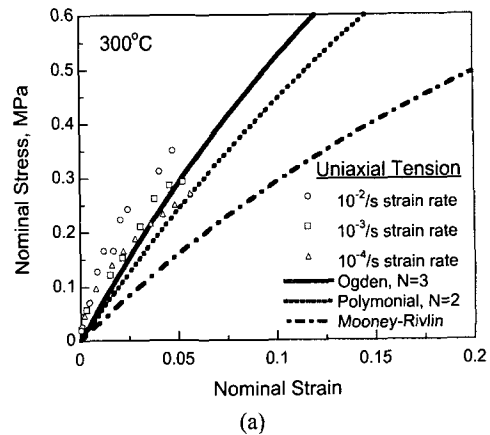
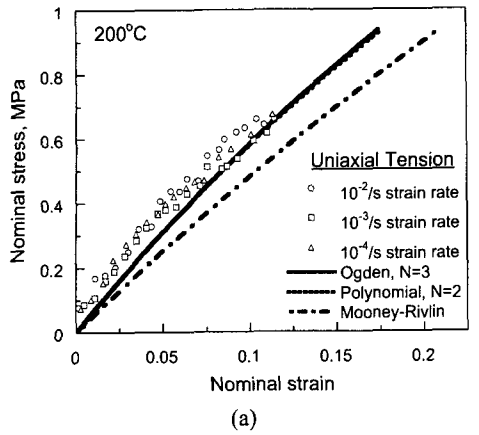


Fig. 1 Variation of nominal stress with nominal strain for Fluorel rubber under uniaxial (a) tension and (b) compression at 200 °C

Fig. 2 Variation of nominal stress with nominal strain for Fluorel rubber under uniaxial (a) tension and (b) compression at 300 °C

금속 분말의 치밀화 거동은 Shima와 Oyane⁽⁸⁾의 구성 방정식을 ABAQUS⁽⁵⁾의 사용자 정의 서브루틴인 UMAT에 적용하여 해석할 수 있다. 보다 자세한 수치 해석 방법은 다른 문헌^(16,17)에서 자세히 찾을 수 있다.

4. 실험 결과 및 해석

본 논문에서는 고무 몰드가 축 대칭 조건 하에서 분말 성형체 및 금형 내의 가압력에 의해 구속되어 있으므로 부피 수축을 고려하여야 하며, 이를 위해 일축 인장 및 압축 실험치와 체적 압축 실험치를 함께 고려하여 변형률 에너지 포텐셜^(5,6)에 필요한 계수 값들을 결정하였다. 불소 고무의 실험 결과에서도 알 수 있듯이 금형 내의 고무 몰드의 기계적 성질은 각각의 하중 경로에 따라 차이가 거의 없기 때문에 고무의 점탄성 효과는 유

한요소해석에서 무시하였다.^(4,18) 금형압축 및 고무 몰드를 이용한 온간 성형시 금형, 고무 몰드 및 분말 성형체는 균일한 온도 분포로 가정하였다

4.1 고무의 기계적 성질

Fig. 1 및 2의 (a)와 (b)는 각각 200°C와 300°C에서 불소 고무의 일축 인장과 압축 하에서의 공칭 변형률에 따른 공칭 응력의 변화에 대한 실험치와 유한요소해석 결과의 비교를 나타낸다. 곡선들은 Ogden, Polynomial 및 Mooney-Rivlin 형태의 변형률 에너지 포텐셜^(5,6)을 사용하여 계산된 유한요소해석 결과이다. Ogden 및 Polynomial 변형률 에너지 포텐셜을 사용한 유한요소해석 결과는 실험치를 비교적 잘 나타내지만, Mooney-Rivlin의 변형률 에너지 포텐셜을 사용한 해석 결과는 다른 형태의 변형률 에너지 포텐셜의 의한 결과에 비해 큰 변형률 구간에서의 실험치를 낮게 예측하였다.

Fig. 3의 (a)와 (b)는 각각 200°C와 300°C에서 불

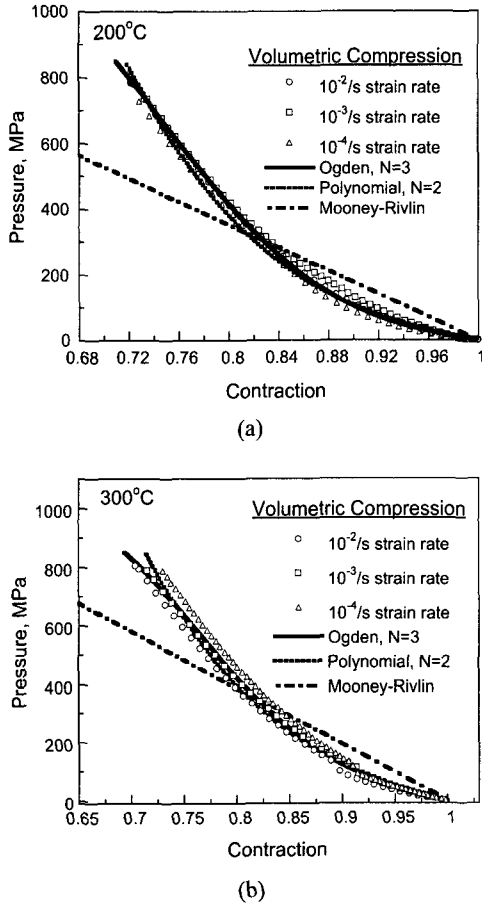


Fig. 3 Variation of pressure with contraction for Fluorel rubber under volumetric compression at (a) 200°C and (b) 300°C

고무의 체적 압축 하에서의 부피 수축량에 따른 정수 응력의 변화에 대한 실험치와 유한요소해석 결과의 비교를 나타낸다. Ogden 과 Polynomial 변형률 에너지 포텐셜을 사용한 유한요소해석 결과는 실험치를 잘 예측하나 Mooney-Rivlin 변형률 에너지 포텐셜을 사용한 유한요소해석 결과는 실험치와 차이를 보였다. 위의 Fig. 1~3 으로부터 고무의 거동은 변형률 속도에는 크게 의존하지 않음을 알 수 있다.

위의 결과로부터 Ogden 과 Polynomial 변형률 에너지 포텐셜^(5,6)을 사용한 유한요소해석 결과는 고무의 기계적 거동을 잘 표현함을 알 수 있다. 따라서, 온간 고무 등가압 성형시 고무 몰드의 정확한 해석을 위하여 위의 두 가지 모델을 구분하여 각각 유한요소해석에 적용하였다. Ogden, Polynomial 및 Mooney-Rivlin 변형률 에너지 포텐셜을 위한 계수 값들은 각각 다음과 같이 얻을 수

있다.^(5,6) 즉, Ogden 변형률 에너지 포텐셜인 경우가. 200°C에서,

$$\alpha_1 = -0.24663, \alpha_2 = 5.66625, \alpha_3 = -0.41460$$

$$\mu_1 = 19.0665 \text{ MPa}, \mu_2 = 2.20108 \times 10^{-2} \text{ MPa}$$

$$\mu_3 = -16.7419 \text{ MPa}$$

$$D_1 = 3.34615 \times 10^{-3} \text{ MPa}^{-1}, D_2 = 8.83737 \times 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}$$

$$D_3 = -2.86151 \times 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}$$

나. 300°C 에서,

$$\alpha_1 = 0.854867, \alpha_2 = 1.02978, \alpha_3 = 0.671147$$

$$\mu_1 = -455.53 \text{ MPa}, \mu_2 = 209.898 \text{ MPa}, \mu_3 = 247.804 \text{ MPa}$$

$$D_1 = 0.23834 \times 10^{-2} \text{ MPa}^{-1}, D_2 = 0.99527 \times 10^{-4} \text{ MPa}^{-1}$$

$$D_3 = -0.28659 \times 10^{-4} \text{ MPa}^{-1}$$

Polynomial 변형률 에너지 포텐셜인 경우가. 200°C 에서

$$C_{10} = -1.11249 \text{ MPa}, C_{01} = 0.833367 \text{ MPa}, C_{20} = 0.137389 \text{ MPa}$$

$$C_{11} = -0.108667 \text{ MPa}, C_{02} = 0.8885 \times 10^{-3} \text{ MPa}$$

$$D_1 = 0.252654 \times 10^{-2} \text{ MPa}^{-1}, D_2 = 0.143579 \times 10^{-3} \text{ MPa}^{-1}$$

나. 300°C 에서

$$C_{10} = 0.50325 \times 10^{-1} \text{ MPa}, C_{01} = 0.83860 \text{ MPa}$$

$$C_{20} = -0.18379 \times 10^{-3} \text{ MPa}, C_{11} = 0.4926 \times 10^{-2} \text{ MPa}$$

$$C_{02} = -0.11625 \times 10^{-1} \text{ MPa}$$

$$D_1 = 0.19584 \times 10^{-2} \text{ MPa}^{-1}, D_2 = 0.16909 \times 10^{-3} \text{ MPa}^{-1}$$

또한, Mooney-Rivlin 변형률 에너지 포텐셜인 경우가. 200°C 에서

$$C_{10} = 1.02766 \text{ MPa}, C_{01} = -9.544351 \times 10^{-2} \text{ MPa}$$

$$D_1 = 1.138417 \times 10^{-3} \text{ MPa}^{-1}$$

나. 300°C 에서

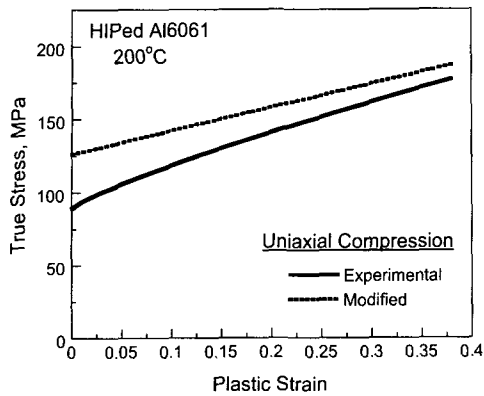
$$C_{10} = -0.14009 \times 10^{-1} \text{ MPa}, C_{01} = 0.60385 \text{ MPa}$$

$$D_1 = 0.10368 \times 10^{-2} \text{ MPa}^{-1}$$

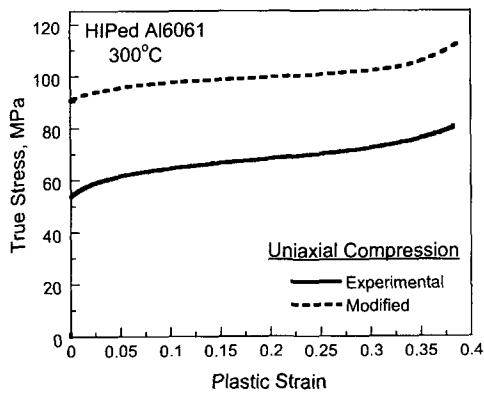
위의 D_i 값으로부터 불소 고무는 약간의 압축성을 보이며, 일축 인장과 압축 결과에서는 포아송비가 초기 0.5 에서 변형률이 증가할수록 약간 감소함을 알 수 있다.

4.2 모재의 온간 일축압축

열간 등가압 소결로 제조한 알루미늄 합금 모재 시편을 300°C에서 일정한 응력 속도 0.1 MPa/s로 가하여 압축 응력과 소성 변형률의 관계를 구하였다. Fig. 4 의 (a)와 (b)는 각각 200°C와 300°C에서 일축 압축 실험으로부터 구한 압축 응력-소성 변형률의 관계와 유한요소해석을 통해 수정된 결과를 나타낸다. 수정된 응력-소성 변형률의 관계는 금형압축시 유한요소해석 결과가 실험치를 잘 예측하도록 유동 응력의 크기를 계산하여 구한 값이다. 이러한 실험치는 다음과 같은 Ludwik 의



(a)



(b)

Fig. 4 True stress-plastic strain response of dense aluminum alloy under uniaxial compression at (a) 200 °C and (b) 300 °C

식으로 잘 나타낼 수 있다.⁽¹⁶⁾ 즉, 200 °C 에서

$$\sigma_m = \begin{cases} 89.1 + 195.0(\bar{\epsilon}_m^p)^{0.821} \text{ MPa} & (9) \\ 135.1 + 159.5(\bar{\epsilon}_m^p)^{0.996} \text{ MPa} & (10) \end{cases}$$

300 °C 에서

$$\sigma_m = \begin{cases} 53.74 + 42.148(\bar{\epsilon}_m^p)^{0.6201} \text{ MPa} & (11) \\ 90.67 + 38.754(\bar{\epsilon}_m^p)^{0.8051} \text{ MPa} & (12) \end{cases}$$

본 논문에서는 알루미늄 합금 분말의 금형압축 및 고무 몰드를 이용한 온간 성형시 가압력 증가에 따른 치밀화를 해석하기 위하여 200 °C 및 300 °C에서의 알루미늄 합금 소재의 유동응력 식 (9)-(12)를 Shima-Oyane 의 구성 모델⁽⁸⁾에 적용하였다. 유한요소해석을 위한 탄성계수 및 항복강도는 압축 응력과 소성 변형을 곡선의 0.2% offset로부터 구하였으며 포와송비는 문헌⁽¹²⁾의 값을 인용하였다. 즉, 200 °C 에서 $E = 5.890 \text{ GPa}$, 300 °C 에서 $E = 2.036 \text{ GPa}$ 및 $\nu = 0.33$.

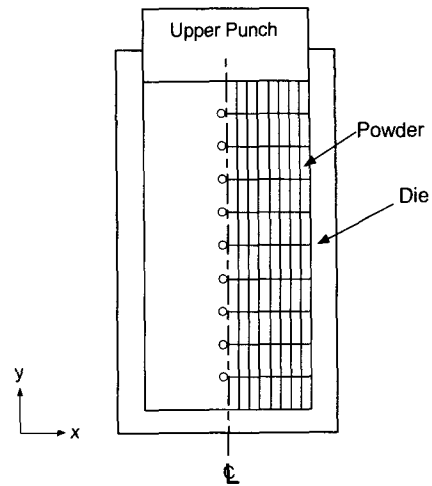


Fig. 5 Finite element meshes and boundary conditions for aluminum alloy powder by single action pressing during warm die pressing

4.3 금형압축에 의한 온간 성형

Fig. 5 는 알루미늄 합금 분말의 금형압축에 사용된 유한요소 격자와 경계 조건을 나타낸다. 시편의 치수는 높이 30.7 mm, 지름 20 mm 이며 Fig. 5 와 같이 y 축에 대한 축 대칭 조건으로부터 전체 단면의 1/2 에 대해서만 해석하였다. 시편의 초기 충전 밀도는 실험치와 같이 $D_0 = 0.50$ 이라고 가정하였으며 해석에는 120 개의 4 절점 1 차 축 대칭 요소인 CAX4(4-node axisymmetric quadrilateral, bilinear displacement)와 23 개의 축 대칭 강 요소인 RAX2(axisymmetric rigid element)를 사용하였다.⁽⁵⁾ 해석시 분말과 금형 벽면 및 펀치의 마찰계수는 $\mu = 0.17$ 로 가정하였다.^(19,20)

Fig. 6 의 (a)와 (b)는 각각 200 °C와 300 °C에서 금형압축시 알루미늄 합금 시편의 가압력에 따른 상대밀도 변화를 나타내는 실험치와 Shima-Oyane 의 구성모델⁽⁸⁾에 의한 유한요소해석 결과의 비교를 나타낸다. 식 (9)와 (11)의 실험치를 사용한 유한요소해석 결과는 실험치보다 조금 높게 예측되었다. 따라서, 유한요소해석을 이용한 알루미늄 합금 분말 성형체의 정확한 치밀화 해석을 위해 소재의 유동응력을 식 (10)과 (12)로 수정하여 사용할 필요가 있으며 이를 금형압축 및 고무 몰드를 이용한 온간 성형에 적용하였다. 즉, 항복함수에 의한 분말 성형체의 정확한 치밀화 해석을 위해서는 적절한 소재의 유동응력의 크기가 결정되어야 하는데, 알루미늄 합금은 열처리 및 가공조건에 따른 유동응력의 범위가 비교적 큰 금속이기 때문

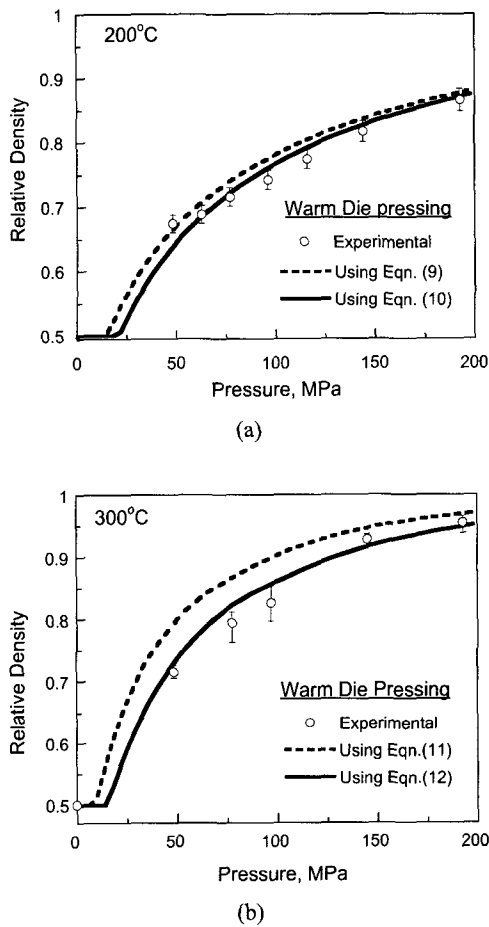


Fig. 6 Comparisons between experimental data and finite element results for the variation of relative density with axial stress for aluminum alloy powder compacts during warm die pressing at (a) 200°C and (b) 300°C

에 열간 등가압 소결에 의한 모재 시편과 분말의 강도 차이가 나타날 수 있다.

4.4 고무 몰드를 이용한 온간 성형

Fig. 7 은 고무 몰드를 이용한 온간 성형의 유한 요소해석을 위해 사용된 유한요소 격자와 그 경계 조건을 나타낸다. x 축과 y 축 방향의 축 대칭 조건으로부터 전체 단면의 1/4 만을 해석에서 고려하였으며, 분말 성형체를 위하여 100 개의 8 절점 2 차 축 대칭 요소인 CAX8(8-node axisymmetric quadrilateral, biquadratic displacement)를, 고무 몰드를 위해서는 96 개의 8 절점 2 차 축 대칭 하이브리드 요소인 CAX8H(8-node axisymmetric quadrilateral, biquadratic displacement, hybrid with linear pressure)를 사용하였다.⁽⁵⁾ 금속 분말의 변형 거동을 위해 Shima-Oyane⁽⁸⁾의 구성 방정식을 사용하였고, 고무

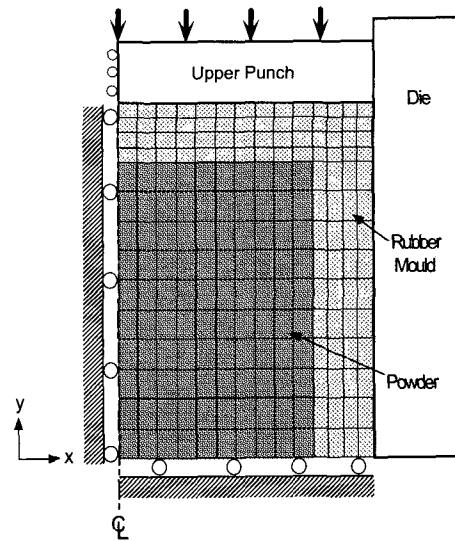


Fig. 7 Finite element meshes and boundary conditions for an aluminum alloy powder compact and a rubber mould with 5 mm in thickness during warm isostatic pressing by a rubber mould

의 변형 거동을 위해서는 Ogden 과 Polynomial 변형률 에너지 포텐셜^(5,6)을 사용하였다. 고무 몰드와 분말 성형체 사이의 경계는 완전 접합으로 가정하였으며 고무 몰드와 금형내의 마찰은 무시하였다.^(9,10)

Fig. 8 은 (a)와 (b)는 각각 200°C와 300°C의 온도에서 고무 몰드를 이용한 온간 성형시 알루미늄 합금 분말의 가압력에 따른 상대밀도 변화를 나타내는 실험치와 Shima-Oyane의 구성모델⁽⁸⁾에 의한 유한요소해석 결과의 비교를 나타낸다. 고무 몰드의 변형 거동을 예측하기 위해 Ogden 과 Polynomial 변형률 에너지 포텐셜^(5,6)이 사용되었으며, 금형압축을 통해 수정된 모재의 유동 응력 식 (10) 및 (12)를 Shima-Oyane의 구성모델⁽⁸⁾에 적용하였다. 수정된 식 (10) 및 (12)를 이용한 유한요소해석 결과는 금형압축의 경우와 마찬가지로 실험치를 비교적 잘 예측하였으며, Ogden 과 Polynomial 변형률 에너지 포텐셜^(5,6)을 사용한 유한요소해석 결과의 차이는 거의 없었다. 또한, 초기의 치밀화 부분에서는 유한요소해석 결과가 실험치를 조금 낮게 예측하는 경향이 있는데 이는 분말 입자의 재배열에 의한 충전 밀도의 증가가 상대적으로 크기 때문에 나타나는 현상이다.

4.4.1 가압력에 의한 응력분포에 대한 고찰

Fig. 9 (a) 및 (b)는 각각 300°C에서 가압력이 100 MPa 에 도달한 직후 Ogden 변형률 에너지 포텐셜을 사용하여 유한요소해석한 시편 내부의 정수 응

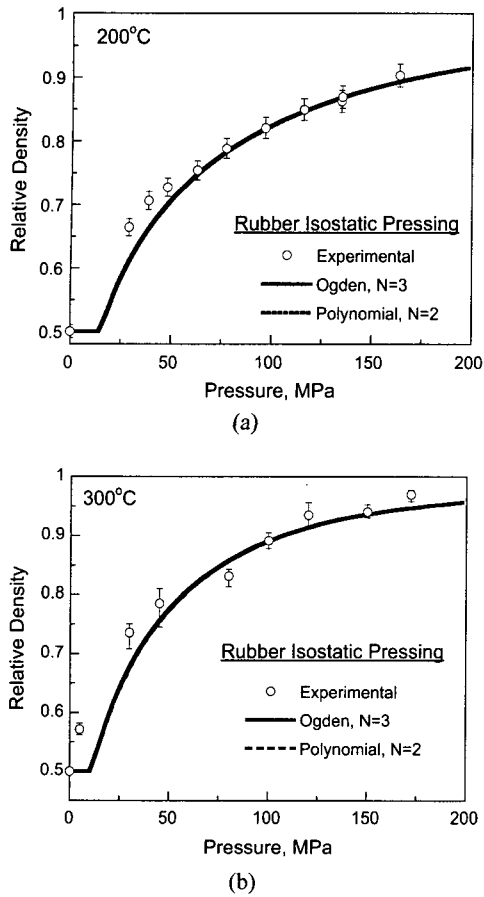


Fig. 8 Comparisons between experimental data and finite element results for the variation of relative density with axial stress for aluminum alloy powder under warm isostatic pressing using the rubber mould at (a) 200°C and (b) 300°C

력 분포 및 Mises 응력 분포를 나타낸다. 유한요소 해석을 위해 식 (12)의 모재 응력을 Shima-Oyane의 구성모델⁽⁸⁾에 적용하였다. Fig. 9에서 고무 몰드의 모서리 부분에서 심한 변동이 관찰되나 전체적으로 균일한 정수 응력 분포를 보임을 알 수 있으며, 편차 응력의 크기를 증가적으로 나타내는 Mises 응력의 크기 또한 비교적 작은 값을 가지는 것을 알 수 있다. 때문에 고무 몰드를 이용한 온간 성형에 의한 기계요소의 제조시에는 시편 내부의 밀도 구배를 크게 감소시켜 정밀정형 공정으로 유용하게 사용할 수 있을 것이다.⁽²¹⁾

4.4.2 분말 성형체의 변형 형상

Fig. 10은 300°C에서 고무 몰드를 이용한 온간 성형시 120 MPa의 가압력으로 성형한 알루미늄 합금 분말 성형체의 형상과 이에 대한 유한요소해

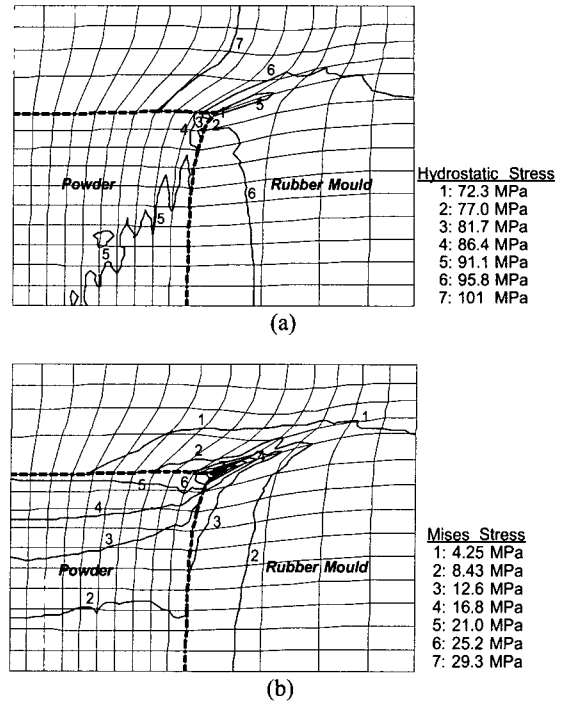


Fig. 9 Finite element results for the distribution of (a) hydrostatic stress (b) and Mises stress in an aluminum alloy powder compact and a rubber mould under 100 MPa during rubber isostatic pressing at 300°C

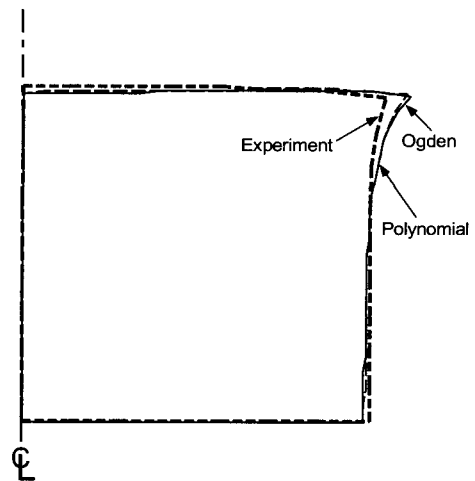


Fig. 10 Comparisons between experimental data and finite element results using two strain energy potentials and Eqn. (12) for deformation of an aluminum powder compact pressed under 120 MPa during rubber isostatic pressing at 300°C

석 결과의 비교를 나타낸다. 다양한 변형을 에너지 포텐셜^(5,6) 및 식 (12)의 모재 응력을 Shima-

Oyane 의 구성 모델⁽⁸⁾에 적용하여 해석하였으며, 축대칭 조건으로부터 1/4 단면만을 비교하였다. 실험 결과와 Ogden 및 Polynomial 변형을 에너지 포텐셜^(5,6)을 사용한 유한요소해석 결과로부터 분말 성형체 전체에 균일한 변형이 발생함을 알 수 있으며, 해석 결과는 고무 몰드를 이용한 온간 성형 시 최종 형상을 비교적 잘 예측함을 알 수 있다. 한편 Fig. 8 과 마찬가지로 Ogden 과 Polynomial 변형을 에너지 포텐셜^(5,6)을 사용한 유한요소 해석 결과는 거의 비슷한 형상을 나타내었다.

4.5 분말 성형체의 밀도 분포

4.5.1 경도와 상대 밀도의 관계

Fig. 11 은 알루미늄 합금 분말 성형체의 상대 밀도와 로크웰 경도의 상관 관계를 나타낸다. 에러 바(error bar)는 균일한 밀도 분포를 갖는 표준 시편의 경도 측정 값들의 표준 편차(standard deviation)를 나타낸다. 실험치는 다음과 같은 식으로 표현된다.

$$D = 0.8602 + 0.00236 \cdot (RH15T) \quad (13)$$

4.5.2 금형압축에 의한 온간 성형

Fig. 12(a)와 (b)는 200°C에서 금형 압축에 의해 150 MPa 의 가압력으로 성형한 시편의 상대 밀도 분포에 대한 실험치와 유한요소해석 결과의 비교를 나타낸다. Fig. 12(a)의 실험치는 식 (13)의 관계식과 경도 분포 측정치로부터 구하였다. Fig. 12(a)에서 상대 밀도는 분말 성형체의 상부 편치 부분에서 가장 높고 금형 하부 접촉면의 모서리 부분에서 가장 낮게 나타났다. 이는 금형벽과 분말 사이의 마찰력이 상대적으로 크게 작용하여 모서리 부분에 가압력의 크기가 작기 때문이다

Fig. 13(a)와 (b)는 300°C에서 일방향 금형 압축

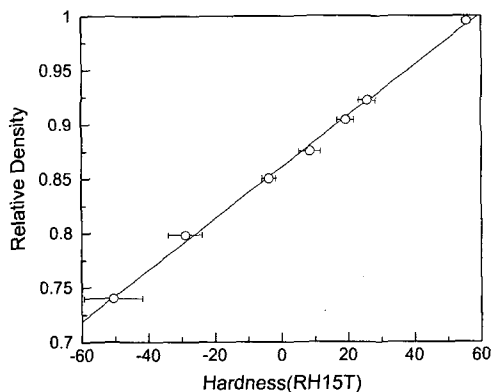


Fig. 11 Variation of relative density with Rockwell hardness for Aluminum alloy powder compacts

으로 성형한 시편의 상대 밀도 분포에 대한 실험치와 유한요소해석 결과의 비교를 나타낸다. 전체적으로 200°C에서의 분말 성형체보다 약간 큰 밀도 값을 가지지만 밀도 구배는 큰 감소를 보이지 않는 것을 알 수 있다. 또한 Fig. 12 의 경우와 마찬가지로 상부와 하부의 밀도차가 크기 때문에 소결 등의 후 처리 공정시 성형체의 큰 변형이 예상된다. Fig. 12 와 Fig. 13 에서 확인할 수 있듯이 수정된 식 (10)과 (12)를 사용한 유한요소해석 결과는 분말 성형체의 밀도 분포에 대한 실험치를 비교적 잘 예측하였다.

4.5.3 고무 몰드를 이용한 온간 성형

Fig. 14(a)와 (b)는 200°C에서 두께 5.0 mm 인 고무 몰드를 사용하여 150 MPa 의 가압력으로 성형한 시편의 상대 밀도 분포에 대한 실험치와 유한요소해석 결과의 비교를 나타낸다. Fig. 14(a)에서 모서리 쪽으로 갈수록 상대 밀도는 약간 낮아짐을 볼 수 있지만, 전체적으로 Fig. 12(a)의 온간 금형 압축 결과보다 균일한 상대 밀도 분포를 보이고 있는 것을 알 수 있다. 유한요소해석 결과 역시 이러한 경향을 잘 보여주고 있다.

Fig. 15(a)와 (b)는 300°C에서 두께 5.0 mm 인 고무 몰드를 사용하여 150 MPa 의 가압력으로 성형한 시편의 상대 밀도 분포에 대한 실험치와 유한요소해석 결과의 비교를 나타낸다. 200°C에서의 경우와 유사한 밀도 분포 경향을 나타내며 유한요소해석 결과는 실험치를 비교적 잘 예측하였다. 하지만, 유한요소해석의 경우와 달리 실험치에서는 분말 성형체의 위 아래에 약간의 비대칭성이 관찰되는데, 이는 해석에서의 가정과는 달리 실제로는 고무와 분말 성형체 및 금형 벽면 사이의 마찰이 미세하게 존재함을 의미한다. 또한, 온도 증가에 의해 알루미늄 합금 분말 및 고무 몰드의 유동성이 증가하여 200°C에서의 온간 성형보다 300°C의 경우가 더욱 균일한 밀도 분포를 보이는 것을 알 수 있다. 온간 금형압축에 의한 Fig. 12 및 13 의 결과와 고무 몰드를 이용하여 온간 성형한 Fig. 14 및 15 의 결과로부터, 고무 몰드는 분말 성형체의 밀도 분포에 큰 영향을 미침을 알 수 있으며 이는 정수압에 가까운 하중 조건을 조성하여 보다 균일한 내부 밀도 분포를 얻을 수 있음을 알 수 있다. 따라서 이러한 고무 몰드를 이용한 온간 성형공정은 균일한 분말 성형체 제조를 위한 새로운 성형 공정으로 용이하게 활용할 수 있을 것이다.

5. 결론

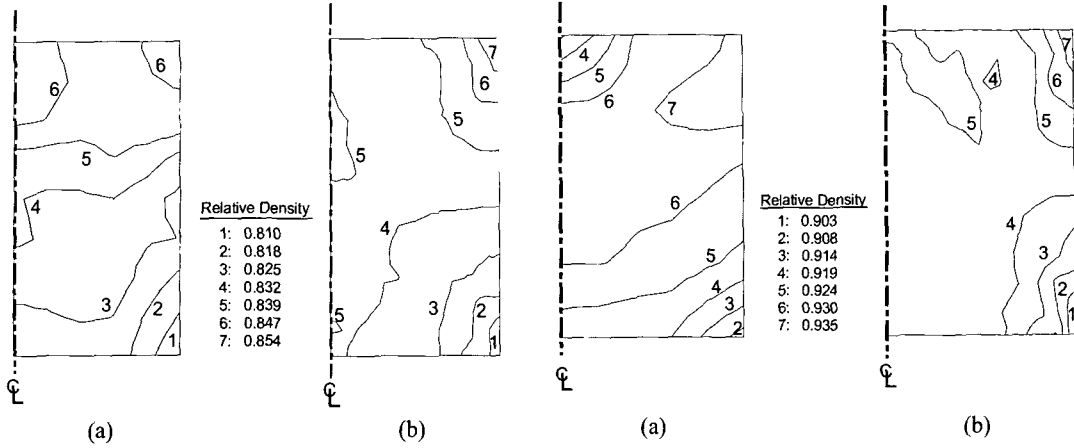


Fig. 12 Comparison between (a) experimental data and (b) a finite element calculation for relative density distribution of an aluminum alloy powder compact under axial stress of 150 MPa during warm die pressing at 200 °C

Fig. 13 Comparison between (a) experimental data and (b) a finite element calculation for relative density distribution of an aluminum alloy powder compact under axial stress of 150 MPa during warm die pressing at 300 °C

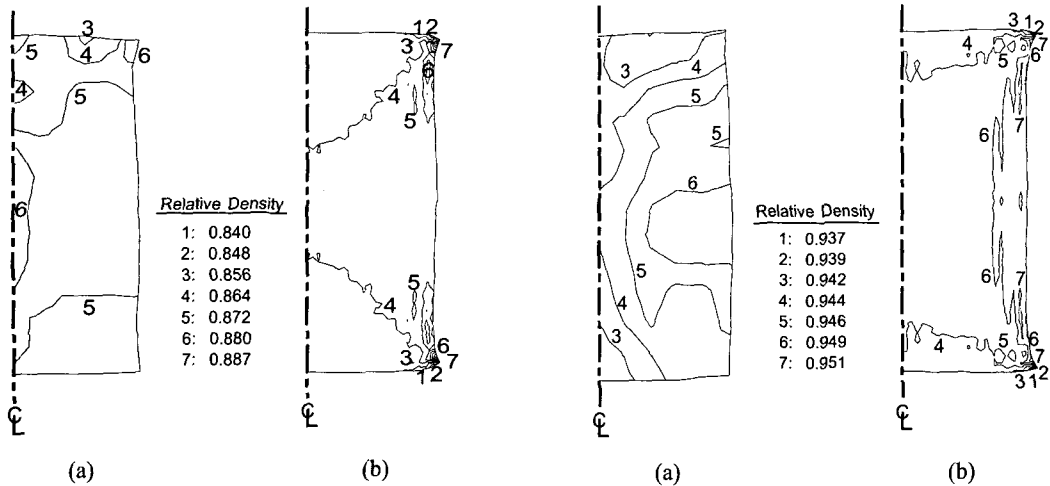


Fig. 14 Comparison between (a) experimental data and (b) a finite element calculation for relative density distribution of an aluminum alloy powder compact under axial stress of 150 MPa during warm die pressing with 5.0 mm thick rubber mould at 200 °C

Fig. 15 Comparison between (a) experimental data and (b) a finite element calculation for relative density distribution of an aluminum alloy powder compact under axial stress of 150 MPa during warm die pressing with 5.0 mm thick rubber mould at 300 °C

본 논문에서는 알루미늄 합금 분말의 금형압축 시 금속 분말의 치밀화와 고무 몰드의 영향에 대한 연구를 수행하였다. 온간 성형에서의 고무 몰드를 이용한 치밀화 실험과 다양한 변형률 에너지 포텐셜^(5,6) 및 Shima-Oyane의 구성모델⁽⁸⁾에 의한 유한요소해석 결과로부터 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) Ogden 과 Polynomial 변형률 에너지 포텐셜

을 사용한 유한요소해석 결과는 Mooney-Rivlin 형태를 사용한 해석 결과보다 다양한 변형률 속도 하에서의 불소 고무의 기계적 거동을 잘 표현하였다.

(2) Ogden 과 Polynomial 변형률 에너지 포텐셜 및 Shima-Oyane의 구성모델에 의한 유한요소해석 결과는 고무 몰드를 이용한 금속 분말의 온간 성형시 분말의 치밀화와 변형 형상을 비교적 잘 예

측하였다.

(3) 금형압축시 고무 몰드의 사용은 금형 내의 분말 성형체의 편차 응력을 크게 감소시켜 성형체 내부의 밀도 구배를 최소화 시키는 정수압 공정으로서 적용이 가능하며 이는 추후의 새로운 정밀정형 공정으로 확대하여 사용할 수 있을 것이다.

후 기

본 논문은 부산대학교 ERC(정밀정형 및 금형가공 연구소)에서 지원된 연구비로 수행 되었으며 이에 감사 드립니다.

참고문헌

- (1) Froes, F. H. and Eylon, D., 1990, "Powder Metallurgy of Titanium Alloys," *Int. Mater. Reviews*, Vol. 35, No. 3, pp. 162~182.
- (2) Wojciechowski, S., 2000, "New Trends in the Development of Mechanical Engineering Materials," *J. Mat. Process. Tech.*, Vol. 106, pp. 230~235.
- (3) James, P. J., 1983, *Isostatic Pressing Technology*, Applied Sci. Publishers, London, pp. 1~250.
- (4) Sagawa, M., Nagata, H., Watanabe, T. and Itatani, O., 2000, "Rubber Isostatic Pressing (RIP) of Powder for Magnets and Other Materials," *Materials and Design*, Vol. 21, pp. 243~249.
- (5) ABAQUS User's I, II and III Manual, 2001, Ver. 6.2, H.D. Hibbitt, I. Karlsson and E.P. Sorenson, USA.
- (6) Gadala, M. S., 1991, "Unified Numerical Treatment of Hyperelastic and Rubber-like Constitutive Laws," *Communications in Applied Numerical Methods*, Vol. 7, pp. 581~587.
- (7) Koga, S., Hamanaka, J., Nakatsuka, M., Sugita, T. and Sugiyama, S., 1992, "Mechanical Behavior of the Ceramic Granule Compact in Cold Isostatic Pressing," *JSME, Int. J. Series I*, Vol. 35, pp. 470~474.
- (8) Shima, S. and Oyane, M., 1976, "Plasticity Theory for Porous Metals," *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 18, pp. 285~291.
- (9) Henderson, R. J., Chandler, H. W., Akisanya, A. R., Barber, H., and Moriarty, B., 2000, "Finite Element Modelling of Cold Isostatic Pressing," *J. Euro. Ceram. Soc.*, Vol. 20, pp. 1121~1128.
- (10) Henderson, R. J., Chandler, H. W., Akisanya, A. R., and Moriarty, B., 2000, "Bag Design in Isostatic Pressing," *Materials and Design*, Vol. 21, pp. 259~262.
- (11) Lee, S. C. and Kim K. T., 2001, "Densification Behavior of Aluminum Alloy Powder under Cold Compaction," *Int. J. Mech. Sci.*, submitted.
- (12) Hatch, J. E., 1995, *Aluminum Properties and Physical Metallurgy*, American Society for Metals, Metals Park, Ohio, pp. 684~687.
- (13) Heller, M., Legare, J., Wang, S. H. and Fukuhara, S., 1999, "Thermal Stability and Sealing Performance of Perfluoroelastomer Seals as a Function of Crosslinking Chemistry," *J. Vacuum Sci. and Tech.*, Vol. 17, No. 4, pp. 2119~2124.
- (14) Yang, H. C., and Kim, K. T., 2000, "Densification Behavior of Ti-6Al-4V Powder Compacts by Hot Isostatic Pressing," *Transactions of the KSME*, A24, No. 2, pp. 394~402.
- (15) Kim, J. H., Han, D. B. and Kim, K. T., 1996, "High Temperature Creep Behavior of Cr₃C₂ Ceramic Composite," *Mat. Sci. Eng. A*, A212, pp. 87~93.
- (16) Kim, K. T., Yang, H. C. and Hong, S. T., 2001, "Densification Behaviour of Titanium Alloy Powder Compacts at High Temperature," *Powder Metallurgy*, Vol. 44, No. 1, pp. 34~40.
- (17) Kim, K. T. and Yang, H. C., 2001, "Densification Behaviour of Titanium Alloy Powder during Hot Pressing," *Mat. Sci. Eng. A*, A313, pp. 46~52.
- (18) Persson, B. N. J., 1998, "On the Theory of Rubber Friction," *Surface Science*, Vol. 401, pp. 445~454.
- (19) Han, H. N., Lee, Y. G., Oh, K. H. and Lee, D. N., 1996, "Analysis of Hot Forging of Porous Metals," *Mat. Sci. Eng. A*, A206, pp. 81~89.
- (20) Altan, T., Oh, S. I. And Gegel, H. L., 1983, *Metal Forming: Fundamentals and Application*, American Society for Metals, Metals Park, Ohio, pp. 1~353.
- (21) Kim, K. T. and Yang, H. C., 2001, "Densification Behaviour of Titanium Alloy Powder under Hot Isostatic Pressing," *Powder Metallurgy*, Vol. 44, No. 1, pp. 41~47.