

금속 분말의 고무 등가압 성형과 냉간 정수압 성형

김종광* · 양훈철* · 김기태†

(2002년 8월 5일 접수, 2003년 5월 19일 심사완료)

Rubber Isostatic Pressing and Cold Isostatic Pressing of Metal Powder

Jong Kwang Kim, Hoon Chul Yang and Ki Tae Kim

Key Words : Rubber Mould(고무 몰드), Densification(치밀화), Cold Isostatic Pressing(냉간 정수압 성형), Rubber Isostatic Pressing(고무 등가압 성형), Finite Element Analysis(유한요소해석), Metal Powder(금속 분말), Strain Energy Potential(변형률 에너지 포텐셜)

Abstract

The effect of a rubber mould on densification behavior of aluminum alloy powder was investigated under cold isostatic compaction. A thickness of rubber mould and friction effect between die wall and rubber mould were also studied. The hyperelastic constitutive equation based on the Ogden strain energy potential was employed to analyze deformation of rubber. The elastoplastic constitutive equation of Shima and Oyane and that of Lee on densification were implemented into a finite element program (ABAQUS) to simulate densification of metal powder for cold isostatic pressing and rubber isostatic pressing. Finite element results were compared with experimental data for densification and deformation of aluminum alloy powder under isostatic compaction.

1. 서 론

PM(Powder Metallurgy)은 최종부품의 우수한 기계적, 재료적 성질과 함께 정밀정형(Near-net-shape)을 이룰 수 있다는 장점으로 인해 많은 연구가 활발히 진행되어져 왔다.⁽¹⁻³⁾

오늘날 PM산업은 많은 성장과 함께 자동차나 항공기부품에 큰 기여를 했으며, 그런 환경에 적합한 소재를 개발하기 위해서 많은 공정들이 개발되어 왔다. 예를 들어, 분말 단조, 분말 사출 성형, 온간 압축 성형, 열간 등가압 성형 등 아직도 많은 연구들이 진행되고 있다.⁽⁴⁻⁶⁾

일반적으로 PM에 의한 성형공정은 분말을 냉간에서 성형한 후 소결과 최종가공을 거쳐 제품으로 생산하게 된다. 따라서, 분말의 냉간 성형 공정 중에 발생하는 성형체 내부의 밀도 구배 및 치밀

화는 최종부품의 기계적 성질에 큰 영향을 미치기 때문에 이에 대한 적절한 제어가 필요하다.

일반적으로 가장 널리 사용되는 공정으로는 냉간 금형압축, 냉간 정수압 성형(Cold Isostatic Pressing), 열간 등가압 소결(Hot Isostatic pressing) 등이 사용되는데 냉간 금형압축은 분말과 금형의 마찰로 인해 불균일한 밀도 구배가 발생하여 소결시 예측하지 못한 비틀림이나 균열이 발생할 수가 있다. 그에 반해 냉간 정수압 성형은 균일한 밀도 구배를 얻을 수 있으나 성형공정이 복잡하며, 열간 등가압 성형은 우수한 물성치를 얻을 수 있으나 고가의 비용이 요구되는 단점이 있다.

90년대 말에는 이러한 단점을 보완한 RIP(Rubber Isostatic Pressing) 공정이 Sagawa 등⁽⁷⁾에 의해 개발되었다. 즉, 고무의 등방성 성질과 비압축성, 대변형 및 탄성의 성질을 이용함으로써 비교적 균일한 밀도를 갖는 정밀정형 제품을 가능하게 만들었다.

Shima 등⁽⁸⁾은 RIP 공정시 고무와 분말의 수치모사를 통해 최적화된 고무 몰드의 형상을 예측하여 정밀정형에 대한 연구를 수행했으며, Peng 등⁽⁹⁾은

* 포항공과대학교 대학원 기계공학과

† 책임저자, 회원, 포항공과대학교 기계공학과

E-mail : korean@postech.edu

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

고무와 같은 초 탄성체에 Ogden, Mooney 및 Rivlin의 이론을 적용하여 압축시 일어나는 재료거동 및 현상을 FEM으로 해석한 바 있다. Kim 등⁽¹⁰⁾은 냉간 정수압 성형시에 고무 몰드의 두께가 치밀화에 미치는 영향을 예측하였으며, Yang 등⁽¹¹⁾은 온간 등가압 하에서의 금속 분말의 치밀화에 미치는 고무의 영향을 조사한 바가 있다.

본 연구에서는 냉간 정수압 성형한 경우와 금형에 의한 고무 등가압 성형시 고무두께 및 마찰을 고려하여 분말 성형체의 성형성 및 밀도 구배 등을 비교 분석하였다. Yang 등⁽¹¹⁾에 의하면 다양한 고무의 초탄성 구성모델 중에서 Ogden 모델로 사용했을 때 가장 실험치를 잘 예측하였기 때문에 본 연구에서는 Ogden 모델⁽¹²⁻¹⁴⁾을 사용하였으며, 분말의 치밀화 거동 및 변형을 예측하기 위해서는 Lee 등⁽¹⁵⁾에 의해 삼축압축 실험결과로부터 구한 Cap 모델과 Shima-Oyane의 구성모델⁽¹⁶⁾을 사용하였다.

2. 실험

본 논문에서는 가스 분사법으로 제조된 55 μm 의 Al6061분말을 사용하여 실험을 수행하였다. 분말의 물리적 성질과 화학적 조성은 다른 논문에서 쉽게 찾아볼 수 있다.⁽¹⁷⁾

2.1 고무의 기계적 성질

실험에 사용된 고무 몰드는 우수한 내열성과 물리적 성질을 갖고 있는 실리콘 고무와 불소 고무의 일종인 Fluorel(FE5660Q, 3M/dyneon, U.S.A)을 사용하여 제조하였다.⁽¹⁸⁾ 고무의 기계적 거동을 예측하기 위해서는 바이톤과 실리콘 각각의 일축인장, 일축압축 및 체적압축 실험이 필요하다.

일축인장에서는 직경 10 mm, 길이 70 mm 인 원통형 시편을 제작하였고, MTS 재료 시험기에서 하중을 증가시키는 동안 표점거리의 신장량을 측정하였다. 또한 하중이 증가함에 따라 고무의 큰 수축으로 인한 지그의 미끄러짐을 방지하기 위해 특별히 제작된 지그를 사용하였다.

일축압축과 체적압축 실험에서는 직경과 길이가 20 mm인 원통형 시편을 제작하였고, 금형과 고무의 마찰을 최소화하기 위해 얇은 테프론막을 사용하였다. 체적압축 실험은 금형안에 고무를 넣고 일축으로 하중을 가하여 수행하였다.

인장과 압축실험 하에서는 고무 시편을 바꾸며 3-4번의 반복실험을 수행하였고 이들 평균값을 실험치로 사용하였다. 또한, 동일 시편의 실험시

에는 5번 이상의 반복하중을 가하여 하중-변위관계를 측정하였다.^(20,21)

2.2 고무와 금형의 마찰실험

FEM 해석시 고무와 금형 벽면의 마찰을 조사하기 위해 접촉면에서의 마찰을 고려하였다.

실험에 사용된 고무시편은 길이 15 mm, 직경 13 mm 인 실리콘과 길이 15 mm, 직경 12 mm 인 바이톤을 사용하여 내경이 11.28 mm 인 금형에 삽입하여 0.05 mm/s, 0.2 mm/s, 1 mm/s 의 Slip Rate에 따른 축방향 힘을 측정하였다. 또한 각각의 Slip Rate에 따라 흑연윤활제를 사용한 경우와 사용하지 않은 경우에 대해서도 실험을 수행하였다.

2.3 알루미늄 합금 분말의 모재시편

FEM을 수행하기 위해서는 모재의 항복강도와 탄성계수 등 기계적 특성에 대한 자료가 필요하다 알루미늄 합금 분말의 모재시편 제조에 대한 자세한 설명은 다른 논문에 자세히 수록이 되어 있다.⁽¹⁵⁾ 본 논문에서는 Lee 등⁽¹⁵⁾에 의해 얻어진 Al6061모재시편에 대한 실험치를 사용하였다.

2.4 냉간 정수압 성형

냉간 정수압 성형에 사용된 고무 몰드는 5 mm 와 10 mm 의 두께를 가진 바이톤 고무와 5 mm 두께의 실리콘 고무를 사용하였다.

고무 몰드안에 분말을 충전한 후 진공펌프로 공기를 빼고 진공 밀봉 하였다. 밀봉된 고무 몰드는 냉간 정수압 성형기(ABB Autoclave Systems Inc.)로 50-300 MPa 까지 정수압을 가했으며, 압축된 시편은 아르키메데스 비중법에 의해 상대밀도를 측정하였다.

2.5 고무 몰드를 이용한 등가압 성형

실험에 사용된 바이톤과 실리콘의 고무 몰드는 외경 43 mm, 높이 60 mm 이며, 고무두께와 재질의 영향을 고려하기 위해 두께 5 mm 와 10 mm의 바이톤을 사용했으며, 실리콘은 5 mm의 두께를 사용하였다.

고무 몰드안에 분말을 충전한 후 내경이 43 mm 인 금형에 삽입하여 일방향 압축으로 50-300 MPa 까지 가압하였다. 또한 분말의 치밀화에 대한 마찰의 영향을 조사하기 위해 금형과 고무 사이에 흑연윤활제를 사용한 경우와 사용하지 않은 경우로 나누어 실험하였다. 압축된 성형체는 상부방향으로 이젝트 하였으며, 시편은 아르키메데스 비중법으로 상대밀도를 측정하였다.

2.6 분말 성형체의 밀도 분포

분말 성형체의 상대밀도 분포는 경도와 상대밀도의 관계를 이용하여 간접적으로 구할 수 있으며, 경도측정에는 로크웰 경도계(Rockwell FR-3, Future-Tech Corp., Japan)를 주로 이용한다.^(17,18)

상대밀도를 얻는 방법은 Yang등⁽¹¹⁾의 논문에 잘 설명이 되었으며, 로크웰 경도와 표준시편의 평균 상대밀도의 관계는 Yang등⁽¹¹⁾에 의해 측정된 값을 사용하였다

3. 이론

3.1 고무의 구성 방정식

고무는 변형이 일어나는 동안 항상 등방성의 성질을 갖고 있다고 가정함으로써 초탄성체의 변형을 에너지 포텐셜을 다음과 같은 형태로 나타낼 수 있다. 본 논문에서는 Ogden 형태에 대해서만 언급하기로 한다.

Ogden 변형을 에너지 포텐셜 U_0 는 다음과 같이 쓸 수 있다.^(5,6)

$$U_0 = \sum_{i=1}^N \frac{2\mu_i}{\alpha_i} (\bar{\lambda}_i^{\alpha_i} + \bar{\lambda}_2^{\alpha_i} + \bar{\lambda}_3^{\alpha_i} - 3) + \sum_{i=1}^N \frac{1}{d_i} (J^e - 1)^{2i} \quad (1)$$

여기서 $\bar{\lambda}_i$, λ_i , J^e 과 N 은 각각 편차 주 연신율 ($\bar{\lambda}_i = J^{-1/3} \lambda_i$), 주 연신율, 탄성 체적비와 재료상수를 나타낸다. 또한, μ_i , α_i 와 d_i 는 온도에 의존하는 재료상수이다. 식 (1)에서 d_i 는 재료의 압축성을 나타내며, $d_i=0$ 은 재료가 완전 비압축성임을 의미한다.

3.2 금속 분말의 구성 방정식

금속 분말의 전체 변형을 속도 성분 $\dot{\epsilon}_{ij}$ 는 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \dot{\epsilon}_{ij}^e + \dot{\epsilon}_{ij}^p \quad (2)$$

여기서 $\dot{\epsilon}_{ij}^e$ 와 $\dot{\epsilon}_{ij}^p$ 는 각각 탄성 변형을 속도 성분과 소성 변형을 속도 성분을 나타낸다. 또한, Hooke의 법칙으로부터 응력성분 σ_{ij} 는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\sigma_{ij} = K_{ijkl}^e \epsilon_{kl}^e \quad (3)$$

여기서 K_{ijkl}^e 는 4차 탄성계수 텐서이다.

소성 변형을 속도 텐서는 다음과 같이 정의된다.

$$\dot{\epsilon}_{ij}^p = \dot{\lambda} \frac{\partial \Phi}{\partial \sigma_{ij}} \quad (4)$$

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

질량 불변의 관계로부터 상대밀도 변화율 \dot{D} 은 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\dot{D} = -D \dot{\epsilon}_{kk}^p \quad (5)$$

상대밀도를 경화변수(Hardening parameter)로 사용할 경우 금속 분말의 치밀화 거동을 나타내는 항복함수는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$f(\sigma_{ij}, D) = 0 \quad (6)$$

또한 금속 분말이 등방성을 가질 경우 항복함수 f 는 3개의 응력 불변량으로 나타낼 수 있으나, 제 3응력 불변량을 무시할 경우 항복함수는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$f(p, q, D) = 0 \quad (7)$$

여기서 정수응력 p 와 편차응력 q 는 다음과 같이 나타낸다.

$$p = -\frac{\sigma_{kk}}{3}, \quad q = \sqrt{\frac{3\sigma'_{ij}\sigma'_{ij}}{2}} \quad (8)$$

최근에 Lee 등⁽¹⁵⁾은 Al6061 금속 분말을 이용하여 삼축압축 실험으로부터 캡(Cap)형태의 항복식을 다음과 같이 제안하였다.

$$q + \cosh(A(D) \cdot p) = B(D) \quad (9)$$

여기서 $A(D)$ 와 $B(D)$ 의 값은 다음과 같다.

$$A(D) = 0.0079144 \cdot D^{-8.3183}$$

$$B(D) = 1322.4 \cdot D^{8.8093}$$

Shima 와 Oyane은 금속 분말을 위한 항복함수를 다음과 같이 제안하였다.⁽¹⁶⁾

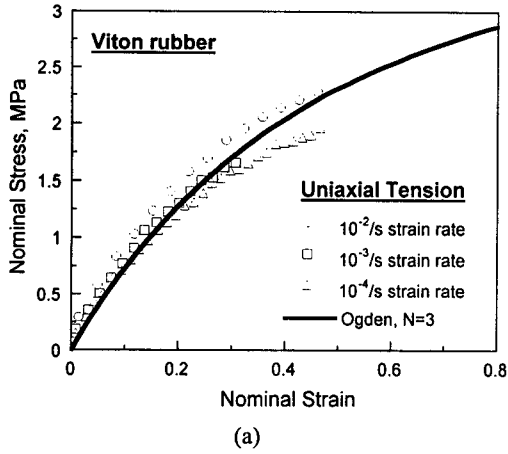
$$\Phi(\sigma, \bar{\epsilon}_m^p, D) = \left(\frac{q}{\sigma_m}\right)^2 + 2.49^2(1-D)^{1.028} \left(\frac{p}{\sigma_m}\right)^2 - D^5 = 0 \quad (10)$$

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

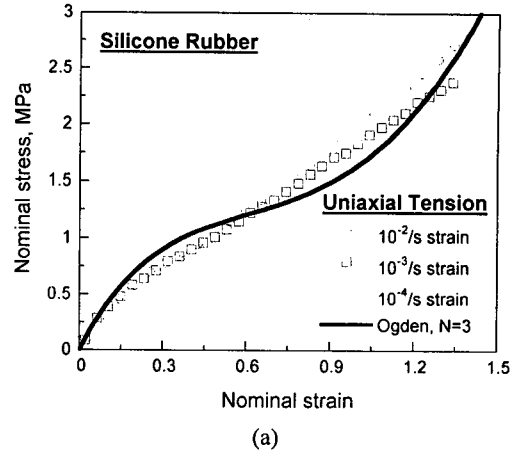
금속 분말의 치밀화 거동은 Lee 등⁽¹⁵⁾과 Shima-Oyane⁽¹⁶⁾의 구성 방정식을 ABAQUS⁽¹³⁾의 사용자 정의 서브루틴인 UMAT에 적용하여 해석하였다.

4. 실험 결과 및 해석

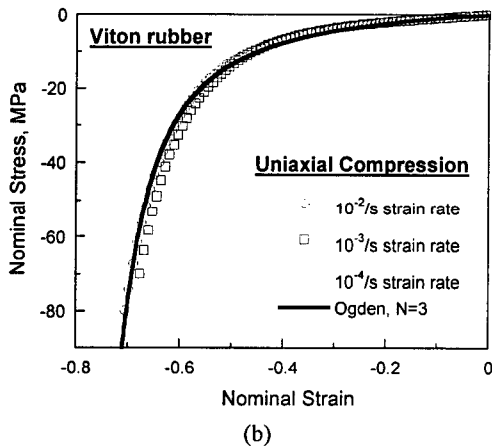
본 논문에서는 분말로 충전된 고무 몰드가 금형 내에서 구속된 상태로 가압되기 때문에 고무의 압축시 기계적 특성을 고려해야 한다. 따라서 압축시 일어나는 변형특성을 파악하고 변형을 에너지 포텐셜에 필요한 계수들을 결정하기 위해 일축 인



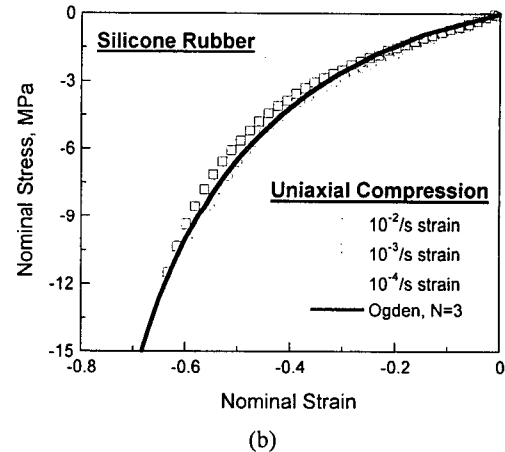
(a)



(a)



(b)



(b)

Fig. 1 Variation of nominal stress with nominal strain for viton rubber under uniaxial (a) tension and (b) compression

Fig. 2 Variation of nominal stress with nominal strain for viton rubber under uniaxial (a) tension and (b) compression

장과 일축 압축 및 체적 압축 실험을 수행하였다. 고무의 실험치는 FEM에 적용되었으며, 해석시 고무는 거의 비압축성이며 등방성이라고 가정하였다.

4.1 고무의 기계적 성질

Fig. 1 및 2의 (a)와 (b)는 바이톤과 실리콘에 대한 일축인장과 압축 하에서의 공칭변형률에 따른 공칭응력의 변화에 대한 실험치와 유한요소해석 결과의 비교를 나타낸다. Fig. 1 및 2의 실선은 Ogden의 변형률 에너지 포텐셜을 사용하여 계산된 유한요소해석 결과를 나타낸다. 유한요소해석 결과는 실험치를 비교적 잘 예측함을 알 수 있으며, 실리콘은 바이톤에 비해서 강도가 떨어지기에 압축변형 및 연신율이 크게 나타났다.

Fig. 3의 (a)와 (b)는 바이톤과 실리콘에 대한 체적압축 하에서의 부피 수축량에 따른 정수응력의

변화에 대한 실험치와 유한요소해석 결과의 비교를 나타낸다. 체적압축 하에서도 유한요소해석 결과는 실험치를 비교적 잘 예측하였다. 또한 Fig. 1~3으로부터 고무의 거동은 변형률 속도에는 크게 의존하지 않음을 알 수 있다.

따라서, 유한요소 해석시 Ogden 변형률 에너지 포텐셜을 위한 계수값들은 $10^{-3}/s$ 변형률 속도의 실험치를 이용하여 각각 다음과 같이 얻을 수 있다.

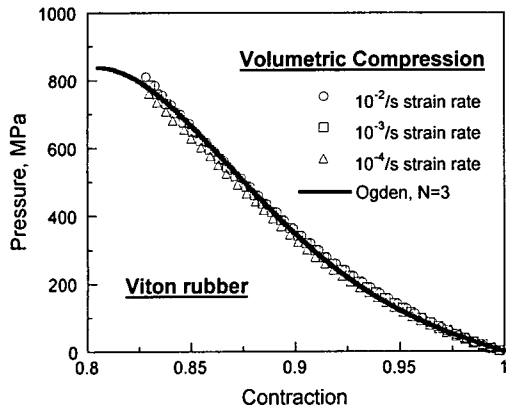
가. 실리콘의 경우

$$\alpha_1 = -2.679, \alpha_2 = 2.894, \alpha_3 = 2.456$$

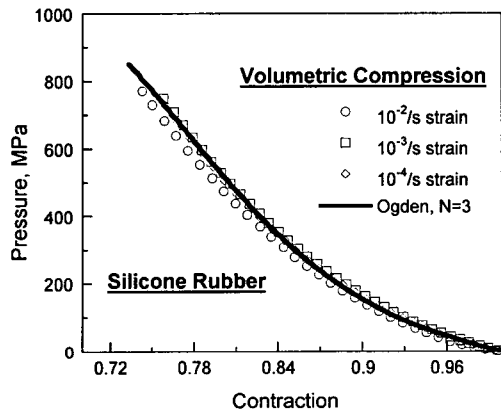
$$\mu_1 = -279.8 \text{ MPa}, \mu_2 = 129.1 \text{ MPa}, \mu_3 = 152.3 \text{ MPa}$$

$$d_1 = 1.92 \times 10^{-3} \text{ MPa}^{-1}, d_2 = 7.806 \times 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}$$

$$d_3 = -2.015 \times 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}$$



(a)



(b)

Fig. 3 Variation of pressure with contraction for (a) viton and (b) silicone rubber under volumetric compression

나. 바이톤의 경우

$$\alpha_1 = 0.013, \alpha_2 = 4.238, \alpha_3 = -4.854$$

$$\mu_1 = 2.646 \text{ MPa}, \mu_2 = 6.012 \times 10^{-2} \text{ MPa},$$

$$\mu_3 = 9.523 \times 10^{-2} \text{ MPa}$$

$$d_1 = 9.969 \times 10^{-4} \text{ MPa}^{-1}, d_2 = 2.271 \times 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}$$

$$d_3 = -1.969 \times 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}$$

위의 d_i 의 값으로부터 바이톤과 실리콘은 거의 비압축성임을 확인할 수 있다.

4.2 고무와 금형벽면의 마찰

Fig. 4는 고무와 금형의 마찰 특성을 해석하기 위한 고무를 유한요소 격자와 경계조건을 나타낸다. y 축에 대한 축 대칭 조건으로부터 전체 단면의 1/2에 대해서만 해석하였으며, 해석에는 50개의 4절점 1차 축 대칭 하이브리드 요소인

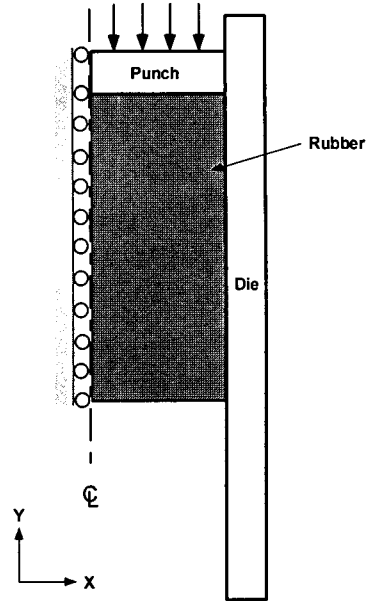


Fig. 4 Finite element meshes and boundary conditions for rubber friction test

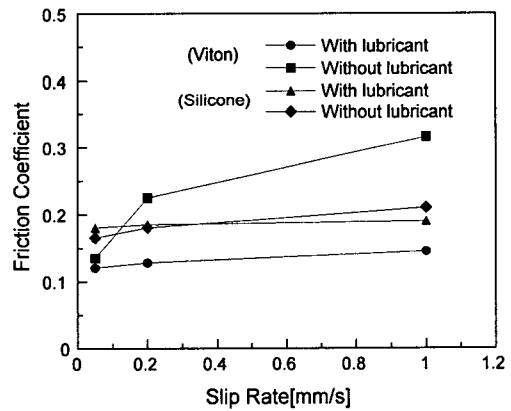


Fig. 5 Variations of friction coefficient with slip rate for viton and silicone rubber under two friction conditions

CAX4H(4-node axisymmetric quadrilateral, biquadratic displacement, hybrid with linear pressure)를 사용하였다. 실리콘 고무와 바이톤 고무를 가지고 윤활제를 사용한 경우와 사용하지 않은 경우에 대해서 각각 마찰 실험을 수행하였고 이를 FEM모사하여 FEM 결과가 측정된 축하중의 실험치와 가장 잘 일치할 때의 마찰계수를 선택하였다. 마찰계수의 결정을 위해 3~5번 정도의 시행착오(trial error)를 겪었으며 실험치의 축하중과 유한요소해석에 의한 결과가 95% 이상의 정확성을 나타내었을 때 이를

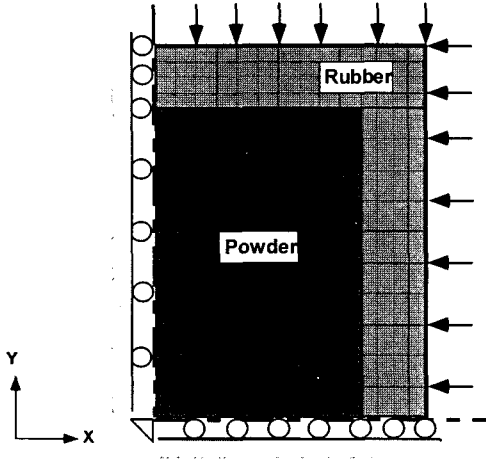


Fig. 6 Finite element meshes and boundary conditions for powder compact in the rubber with 5 mm in thickness under cold isostatic pressing

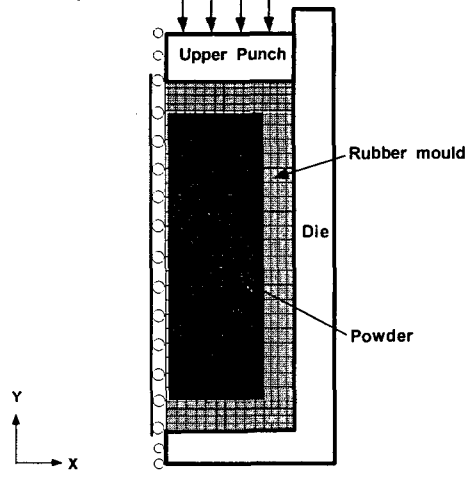


Fig. 8 Finite element meshes and boundary conditions for an aluminum alloy powder compact and a rubber mould with 5 mm in thickness during cold isostatic pressing by a rubber mould

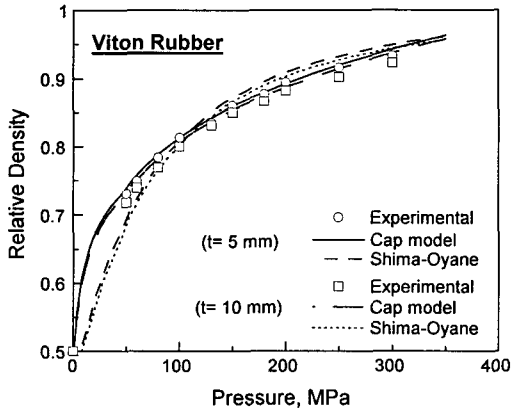


Fig. 7 Comparison between experimental data and finite element calculations for the variation of relative density with pressure during cold isostatic pressing for viton rubber mould with 5 mm in thickness

각 조건에서의 마찰계수로 결정하였다.

Fig. 5는 바이톤과 실리콘 각각의 Slip Rate에 따른 마찰계수의 변화를 나타낸다. 실리콘의 경우 윤활제의 사용여부는 Slip Rate에 따른 마찰계수의 변화에 거의 영향을 주지 않지만 바이톤의 경우는 Slip Rate가 증가할수록 마찰계수가 크게 증가함을 알 수 있다. 또한 0.05 mm/s의 낮은 Slip Rate에서는 윤활제의 사용에 따른 바이톤과 실리콘의 마찰계수의 변화는 거의 없었다. 실제 RIP실험에서는 가압속도가 0.05~0.5 mm/s 정도에서 행해지므로 RIP해석시 마찰계수는 흑연윤활제를 사용한 경우와 사용하지 않은 경우에 대해서 각각의 평균치를 사용하였다.

4.3 냉간 정수압 성형

Fig. 6은 알루미늄 합금 분말의 냉간 정수압 성형의 해석에 사용되는 유한요소격자와 경계조건을 나타낸다. x축과 y축 대칭 조건으로부터 전체 단면의 1/4 만을 해석하였으며, 분말 성형체는 100개의 8 절점 2차 축 대칭 요소인 CAX8(8-node axisymmetric quadrilateral, biquadratic displacement)를, 고무 몰드는 CAX8H(8-node axisymmetric quadrilateral, biquadratic displacement, hybrid with linear pressure)를 사용하였다. 금속 분말의 변형거동을 위해서는 Shima-Oyane⁽¹⁶⁾ 및 Lee등⁽¹⁵⁾의 Cap 형태의 구성 모델을 사용하였으며, 고무는 Ogden 변형을 에너지 포텐셜 모델을 사용하였다. 고무와 분말 성형체의 경계는 완전 접합으로 가정하였다.

Fig. 7은 냉간 정수압 하에서 바이톤 고무 몰드 두께가 각각 5 mm 와 10 mm인 경우에 대한 실험치와 Cap 모델 및 Shima-Oyane 모델⁽¹⁶⁾을 적용한 구한 해석치의 비교를 나타낸다. Lee 등⁽¹⁵⁾에 의한 Cap 모델은 Shima-Oyane 모델⁽¹⁶⁾ 보다 실험치를 더욱 잘 예측하였다. 이는 Lee 등⁽¹⁵⁾의 Cap 모델이 냉간 정수압 성형 하에서 알루미늄 합금 분말의 삼축압축 실험으로부터 구한 실험식이기 치밀화 경향을 잘 예측하는 것이다. 또한 Shima-Oyane 모델⁽¹⁶⁾은 상대밀도 0.7~1.0의 구간의 실험 결과에서 얻어진 항복식이기 때문에 낮은 상대밀도에서는 실험치와 약간의 차이가 보임을 알 수 있다. 한편 Fig. 7의 결과로부터 분말 성형체의 크기에 비해 고무 몰드의 두께가 클수록 치밀화

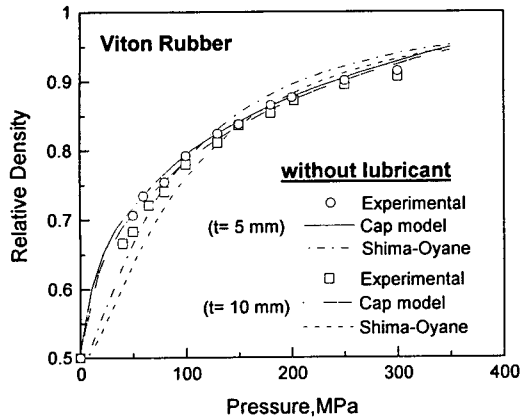


Fig. 9 Comparison between experimental data and finite element calculations for the variation of relative density with pressure during cold isostatic pressing for viton rubber mould with 5 mm in thickness

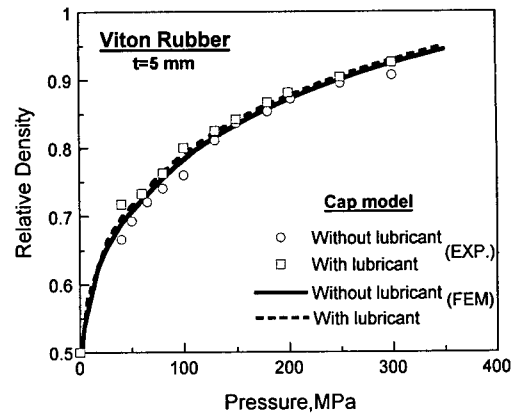


Fig. 11 Comparison between experimental data and finite element calculations for the variation of relative density with pressure under lubricant condition during rubber isostatic pressing for (a) silicone and (b) viton rubber mould with 5 mm in thickness

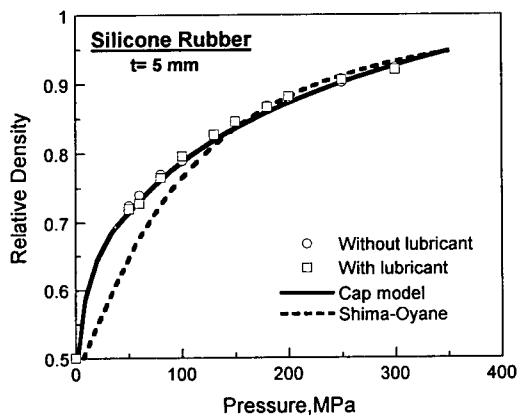


Fig. 10 Comparison between experimental data and finite element calculations for the variation of relative density with pressure under lubricant condition during rubber isostatic pressing for (a) silicone and (b) viton rubber mould with 5 mm in thickness

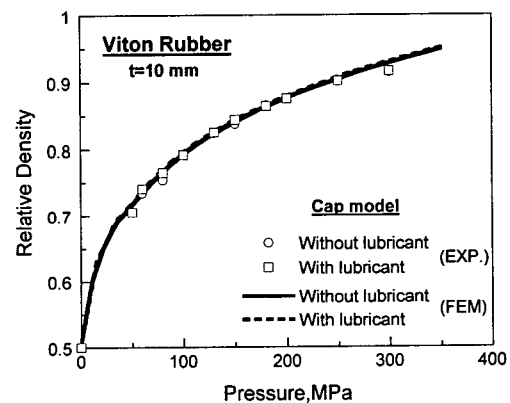


Fig. 12 Comparison between experimental data and finite element calculations for the variation of relative density with pressure under lubricant condition during rubber isostatic pressing for viton rubber mould with 10 mm in thickness

정도가 낮게 나타남을 알 수 있다.

4.4 고무 몰드를 이용한 등가압 성형

Fig. 8은 고무 몰드를 이용한 등가압 성형시 유한요소해석을 위해 사용된 유한요소 격자와 경계 조건을 나타낸다. y축 방향의 축대칭 조건으로부터 전체 단면의 1/2 단면만을 해석하여 고려하였으며, 나머지는 냉간 정수압 성형의 경우와 동일하다. 하중은 상부에서 하부로 일방향 압축 방식으로 가압하였으며, 실리콘과 두께를 달리한 바이톤 몰드를 사용하여 마찰 및 고무재료에 따른

치밀화를 비교 분석 하였다.

Fig. 9는 윤활제를 사용하지 않은 바이톤 고무에 대하여 두께에 따른 가압력과 상대밀도의 관계를 나타낸다. 냉간 정수압 성형시의 Fig. 7과 같이 고무 몰드를 이용한 등가압 성형시 Cap 모델은 Shima-Oyane 모델⁽¹⁶⁾ 보다 실험치를 잘 예측하였으며, 고무 몰드의 두께가 클수록 치밀화가 낮게 나타났다.

Fig. 10, 11 및 12는 각각 윤활제의 사용에 대한 5 mm 두께의 실리콘 및 바이톤 몰드와 10 mm 두께의 바이톤 몰드에 대하여 가압력에 따른 치밀화 실험치 및 해석치의 비교를 나타낸다. 실리콘은

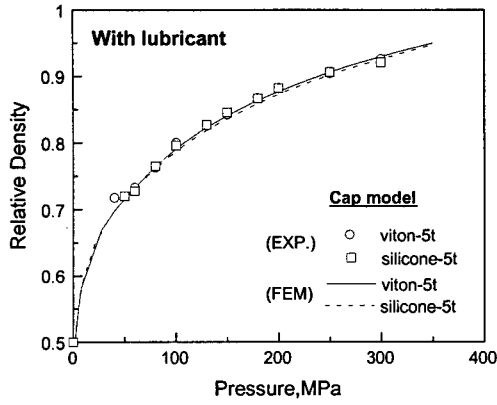


Fig. 13 Comparison between experimental data and finite element calculations for the variation of relative density with pressure under lubricant condition during rubber isostatic pressing for (a) silicone and (b) viton rubber mould with 5 mm in thickness

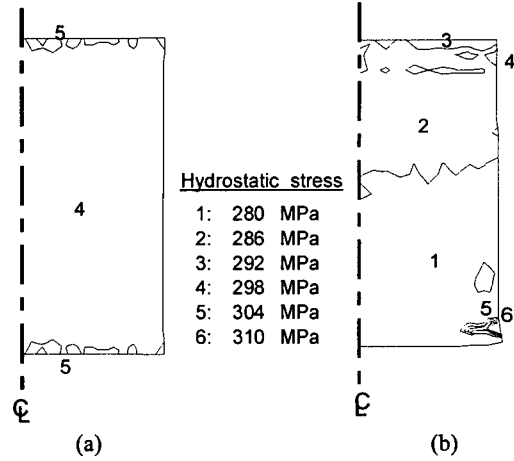


Fig. 15 Finite element calculations for hydrostatic stress distribution of aluminum alloy powder compacts at pressure of 300 MPa during (a) cold isostatic pressing (b) rubber isostatic pressing for viton rubber mould with 10 mm in thickness under lubricant condition

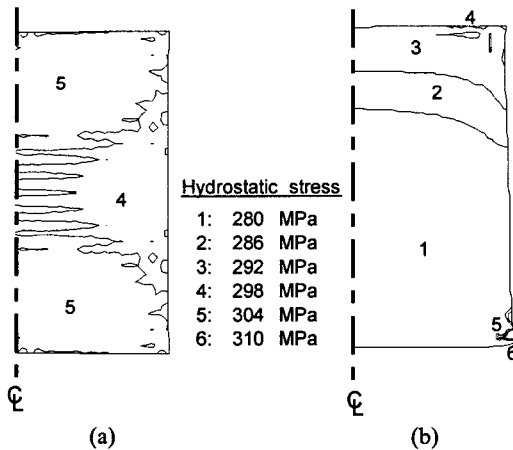


Fig. 14 Finite element calculations for hydrostatic stress distribution of aluminum alloy powder compacts at pressure of 300 MPa during (a) cold isostatic pressing (b) rubber isostatic pressing for viton rubber mould with 5 mm in thickness under lubricant condition

윤활제를 사용한 경우와 사용하지 않은 경우의 마찰계수가 거의 동일하기 때문에 유한요소해석시 일정한 마찰계수인 0.18을 고려하였다. 이는 Fig. 9의 윤활한 경우와 하지 않은 경우의 치밀화 실험치로부터도 잘 알 수 있으며, 일정한 마찰계수를 사용한 해석치는 두 경우의 실험치를 모두 잘 예측하였다. 그러나 바이톤의 경우에는 윤활제를 사용한 경우의 마찰계수는 0.131, 사용하지 않은 경우는 0.225로 실리콘에 비해 상대적으로 큰 차

이가 발생하였다. 따라서 Fig. 11에서와 같이 윤활제를 사용한 경우와 사용하지 않은 경우의 치밀화 경향이 다소 차이를 나타내며, 마찰계수를 달리한 유한요소해석 결과는 이러한 실험치의 경향을 비교적 잘 예측하고있다. 하지만, Fig. 12의 10 mm 두께 바이톤 몰드를 사용한 경우는 거의 비슷한 치밀화의 경향을 보여 두꺼운 고무 몰드를 사용한 경우에는 마찰의 영향이 적게 나타남을 알 수 있다. 이는 분말의 양에 비해 고무 몰드의 두께가 얇을수록 고무벽면의 변형량이 커지게 되어 금형벽과 고무 몰드의 마찰 영향을 크게 받기 때문이다. 따라서 금형벽과 몰드의 마찰의 영향을 적게하기 위해서는 고무 몰드의 두께를 분말 성형체에 비해서 비교적 두껍게 제작하는 것이 바람직할 것이다.

Fig. 13은 RIP시 고무 몰드의 종류에 대하여 가압력에 따른 상대밀도의 변화를 나타내는 실험치와 유한요소해석 결과의 비교를 나타낸다. 강도가 크게 다른 고무 몰드를 사용하더라도 분말의 치밀화에 대한 변화에는 거의 영향을 주지 않음을 알 수 있으며 해석치에서도 이러한 경향이 잘 나타났다.

Fig. 14 및 15는 각각 정수압 성형과 고무 등가압 성형시 300 MPa의 가압력이 도달한 직후 Ogden 변형률 에너지 포텐셜을 사용하여 유한요소해석한 시편 내부의 정수 응력 분포를 나타낸다 두가지 경우 모두 시편 내부는 전체적으로 균일한

정수응력이 작용함을 알 수 있으며, RIP와 냉간 정수압 성형의 응력 분포로부터 고무 몰드를 사용한 RIP공정은 정수압에 가까운 성형조건을 형성하며 이는 앞으로 유용하게 적용이 가능할 것이다. 또한, 고무 몰드의 두께의 변화에 따라 내부의 응력분포가 크게 변하기 때문에 고무 몰드에 의한 적절한 성형체 제작을 위해서는 이러한 유한요소

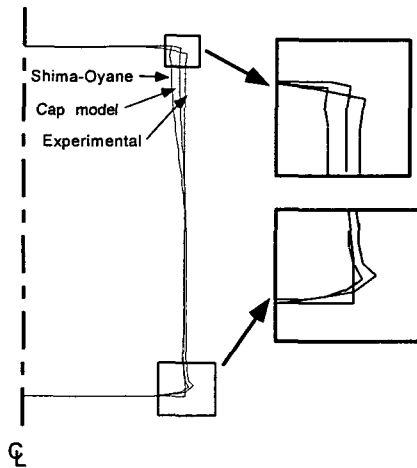


Fig. 16 Finite element calculations for deformation of aluminum alloy powder compacts at pressure of 300 MPa during cold isostatic pressing for viton rubber mould with (a) 5 mm and (b) 10 mm in thickness under lubricant condition

해석에 의한 수치모사가 중요할 것이다.

Fig. 16은 윤활제를 사용한 5 mm 두께의 바이톤 고무 몰드에 대하여 300 MPa의 가압력으로 성형한 알루미늄 합금 분말 성형체의 형상과 이에 대한 유한요소해석 결과의 비교를 나타낸다. 실험에서는 분말 성형체의 양끝단 모서리부근에서 고무 몰드에 약간 부착되어 떨어지는 현상이 발생하기 때문에 해석치와 약간의 차이를 발견할 수 있으며, Shima-Oyane 모델에 의한 해석치는 성형체 중심 표면에 배불림 현상을 발견할 수 있다. Cap 모델에 의한 유한요소해석 결과는 분말 성형체의 최종 형상을 가장 잘 예측하였다.

4.5 분말 성형체의 밀도 분포

로크웰 경도와 상대밀도의 관계는 Yang등⁽¹¹⁾의 실험에서 얻어진 다음의 식을 사용하였다.

$$D = 0.8602 + 0.00236 \cdot (HR15T) \quad (11)$$

Fig. 17 (a), (b) 및 (c)는 두께가 5 mm 인 바이톤 고무 몰드에 대해서 300 MPa 의 정수압을 가한 경우와 금형을 이용한 고무 등가압 성형시 윤활제를 사용한 경우와 사용하지 않은 경우에 대한 알루미늄 분말 성형체 내부의 상대밀도 분포를 나타낸다. 금형을 이용한 고무 등가압 성형은 냉간 정수압 성형에 대해 비교적 균일한 밀도 분포를 나타내고 있으며, 윤활제를 사용함으로써 더 균일하며 상·하 대칭 분포인 상대밀도를 얻을 수 있었다.

Fig. 18은 두께가 5 mm 인 바이톤 고무 몰드에

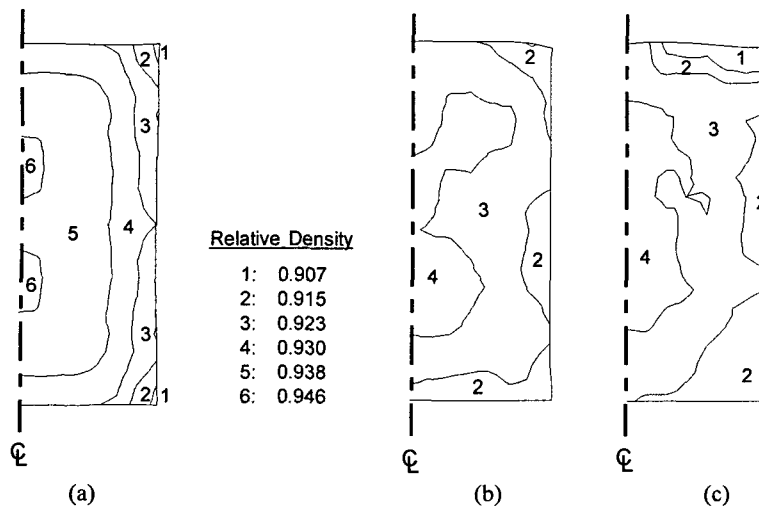


Fig. 17 Experimental data for relative density distributions in deformed aluminum alloy powder compacts under axial stress of 300 MPa during (a) cold isostatic pressing and rubber isostatic pressing (b) with lubricant and (c) without lubricant condition for viton rubber mould with 5 mm in thickness

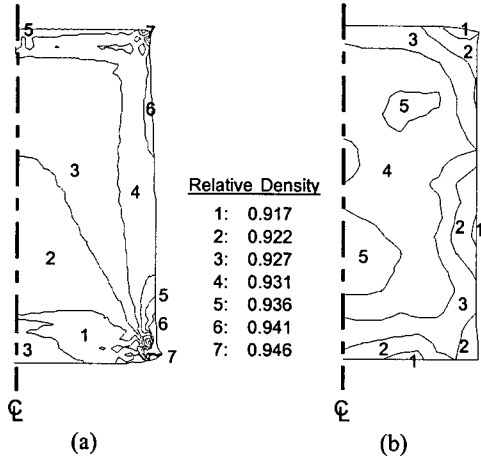


Fig. 18 Comparison between (a) a finite element calculation and (b) experimental data for relative density distribution of an aluminum powder compact under axial stress of 300 MPa during rubber isostatic pressing for viton rubber mould with 5 mm in thickness under lubricant condition

대하여 00 MPa 의 가압력이 작용한 직후 상대밀도 분포의 유한요소해석 결과와 실험치의 비교를 나타낸다. 유한요소해석 결과는 정확하게 밀도 구배를 예측하지는 못하였지만 모서리 부분의 낮은 밀도 및 성형체 중앙 부위의 균일한 구배 등 전체적인 분포 경향에 있어서는 비교적 잘 예측하였다. 실제로 정수압 성형에 의한 성형체는 밀도 구배가 크지 못해 경도값으로부터 유도하는 밀도분포에 대한 실험치는 상대 밀도 ± 0.01 정도의 에러를 포함하여 정확하게 해석치와 비교하는 데는 한계가 있다. 하지만, 이러한 방법은 전체적인 밀도분포의 경향을 예측하는게 유용하게 사용될 수 있어서 현재까지도 성형체의 밀도분포를 구하는데 많이 사용되고 있다.

5. 결 론

본 논문에서는 알루미늄합금 분말의 냉간 정수압 성형 및 금형을 이용한 RIP시 분말 성형체의 치밀화 및 변형에 대한 고무-몰드의 영향을 조사하였다. 알루미늄 합금분말의 치밀화 거동을 위해 유한요소해석한 결과와 실험치의 비교를 통해 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 고무 몰드를 이용한 금형 압축시 Cap 모델을 사용한 유한요소해석 결과는 Shima-Oyane 모델을 사용한 경우보다 실험치를 더욱 잘 예측하였다.

(2) 고무 몰드의 강도 및 두께는 치밀화의 경향에는 거의 영향이 없었으며, 분말 성형체에 비해 고무 몰드의 두께가 클수록 분말 성형체의 밀도분포가 더 균일하였다.

(3) 금형벽과 고무 몰드의 마찰의 영향을 줄이기 위해서는 고무 몰드의 두께를 증가시키는 것이 바람직하며 마찰을 줄이기 위해 윤활제를 사용할수록 균일한 정수압 성형조건을 이룰 수 있었다.

후 기

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

참고문헌

- (1) German, R. M., 1984, *Powder Metallurgy Science*, Metal Powder Industries Federation, Princeton, New Jersey, USA.
- (2) Kuhn, H. A. and Ferguson, B. L., 1990, *Powder Forging*, Metal Powder Industries Federation, Princeton, New Jersey, USA.
- (3) Froes, F. H. et al., 1993, *Light Material for Transportation system*, Kim, N. J. Ed., Postech, Pohang, Korea, p. 27.
- (4) Ashely, S., 1991, "Powder-Metal Forging : Connecting Rods That Crack by Desing," Vol. 113, No. 2, p. 54.
- (5) German, R. M., 1990, *Powder Injection Moulding*, Metal Powder Industries Federation.
- (6) Bocchini, G. F., 1999, "Warm Compaction of Metal Powder : Why It Works, Why It Requires a Sophisticated Engineering Approach," *Powder Metal.*, Vol. 42, No. 2, pp. 171~180.
- (7) 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.
- (8) Shima, S., Sakamoto Y. and Kotera, H. 2001, "Simulation of Rubber Isostatic Pressing (RIP)," *Recent Developments in Computer Modeling of Powder Metallurgy Process*. IOS press, pp. 217~227.
- (9) Peng, S. H. and Chang, W. V., "A Compressible Approach in Finite Element Analysis of Rubber - Elastic Materials," *Comp. & stru.*, Vol. 62, pp. 573~593.
- (10) Kim, H. G., Lee, J. W. and Kim, K. T., 2001, "The Effect of a Rubber Mould on Densification and Deformation of Metal Powder Compact during Cold Isostatic Pressing," *Mat. Sci. Eng.* A318, pp. 174~182.
- (11) Yang, H. C., Lee, J. W. and Kim, K. T., 2001, "The Effect of a Rubber Mould on Densification and Deformation of Metal Powder during Warm Isostatic Pressing," *EURO PM2001*, Vol. 3, pp. 172~177.

- (12) Ogden, R. W., 1984, Non-linear Elastic Deformation, Wiley, New York.
- (13) ABAQUS User's I, II and III Manual, 2001, Ver. 6.2, H.D. Hibbitt, I. Karlsson and E.P. Sorenson, USA.
- (14) Yeoh, O. H., 1994, "Some Forms of the Strain Energy Function for Rubber," *Rubber Chem. Tech.* Vol. 67, pp. 481~503.
- (15) Lee, S. C. and Kim, K. T., 2002, "Densification Behavior of Aluminum Alloy Powder under Cold Compaction," *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 44, pp. 1295~1308.
- (16) Shima, S. and Oyane, M., 1976, "Plasticity Theory for Porous Metals," *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 18, pp. 285~291.
- (17) Boyer, H. E., 1987, "Hardness Testing," ASM International.
- (18) Abe, O., Kanzaki, S. Ohashi, M., Tabata, H., 1987, *Sintering 87 Proceedings of the International Institute for the Science of Sintering Symposium*, Tokyo, Japan.
- (19) Anil, K. Bhowmick and Howard L. Stephen, 1988, *Handbook of elastomers : new developments and technology*, New York, M. Dekker, pp. 475~481.
- (20) Shin, S. J., Lee, T. S. and Oh, S. I., 1998, "Three-dimensional Finite Element Analysis of Rubber Pad Deformation—Part I: Development of Implicit and Explicit Methods," *Transactions of the KSME, A*, Vol. 22, No. 1, pp. 111~120.
- (21) Shin, S. J., Lee, T. S. and Oh, S. I., 1998, "Three-dimensional Finite Element Analysis of Rubber Pad Deformation— Part II: Applications," *Transactions of the KSME, A*, Vol. 22, No. 1, pp. 121~131.