

냉간정수압 하에서 금속분말의 치밀화에 미치는 고무몰드의 영향

정진원* · 김기태**

(1997년 3월 30일 접수)

Effect of Rubber Mold on Densification Behavior of Metal Powder During Cold Isostatic Pressing

J. W. Jung and K. T. Kim

Key Words: Cold Isostatic Pressing(냉간정수압압축), Densification(치밀화), Constitutive Equation(구성방정식), Strain Energy Potential(변형률에너지함수), Volumetric Compression(체적 압축), Finite Element Analysis(유한요소해석), Thickness Effect(두께 영향)

Abstract

The effect of rubber mold on densification behavior of pure iron powder was investigated under cold isostatic pressing. The thickness effect of rubber mold was also studied. The elastoplastic constitutive equation based on the yield function of Shima and Oyane was implemented into the finite element program(ABAQUS) to predict compaction responses of metal powder under cold isostatic pressing. The hyperelastic constitutive equation based on Mooney-Rivlin and Ogden strain energy potentials was also employed to analyze deformation of rubber mold. The coefficients of the strain energy potentials were obtained from tension and volumetric compression data of rubber. Finite element results were compared with experimental data for densification of pure iron powder under cold isostatic pressing.

1. 서론

분말야금법은 우수한 기계적 물성을 갖는 재료를 균일하고 정형(near-net-shape)에 가깝게 성형할 수 있는 여러 가지 장점으로 인하여 최근 활발한 연구가 진행되고 있다.^(1~3)

분말야금법에 의한 제품의 성형과정 중에 냉간금형압축, 냉간정수압압축(CIP, Cold Isostatic Pressing) 등이 많이 사용되고 있다. 냉간금형압축은

높은 밀도를 갖는 부품을 빠른 공정속도로 손쉽게 성형할 수 있다는 장점이 있으나 비교적 큰 부품을 성형할 때에는 금형과 분말사이의 마찰, 부품의 중횡비 등의 여러 가지 원인으로 인하여 성형된 부품은 불균일한 밀도분포를 가지게 된다. 특히 복잡한 형상을 지닌 부품은 냉간금형압축으로 성형하기가 어렵다. 이에 반하여 냉간정수압압축은 냉간금형압축보다는 공정속도가 느리지만 복잡한 형상의 부품을 보다 균일한 밀도로 성형할 수 있다는 장점으로 인하여 널리 쓰이고 있다.⁽¹⁾

건식과 습식 방식의 냉간정수압압축중 복잡한 형상의 부품 성형에 주로 사용되는 습식방식은 압력

*포항공과대학교 대학원

**회원, 포항공과대학교 기계공학과

전달유체를 사용하여 분말재료에 높은 하중을 가한다. 이때 압력전달유체가 다공질 분말내에 침투하는 것을 방지하고 비교적 정밀정형에 가까운 성형체를 얻기 위하여 사용되는 물드는 일반적으로 고무가 많이 사용되고 있다.^(1, 4) 고무물드가 냉간정수압압축 성형중 분말성형체의 치밀화 및 변형에 미치는 영향은 아직까지 많은 부분이 이론적으로 밝혀지지 않고 현재까지 경험적으로 제작되고 있다.

냉간금형압축과 냉간정수압압축 등의 성형공정중에 발생하는 분말성형체 내부의 밀도구배와 외부의 형상의 변화 등을 제어하기 위하여 유한요소해석을 통한 수치모사는 매우 유용하다.⁽⁵⁻⁷⁾ 금속분말의 냉간 성형공정해석에 관한 연구는 지난 20년간 여러 연구자들에 의하여 개발된 다공질 금속분말의 소성거동을 나타내는 소성 항복조건식들⁽⁸⁻¹¹⁾을 사용하여 수행되어 왔다.

Gurson⁽⁹⁾은 중공구형 모델의 해석을 통하여 0.9 이상의 높은 상대밀도를 갖는 분말성형체의 소성 항복조건식을 개발하였고, Shima와 Oyane⁽¹⁰⁾은 구리분말성형체의 일축압축실험으로부터 일반적인 분말성형체의 소성항복거동을 예측할 수 있는 조건식을 개발하였다. 최근 Fleck 등⁽¹¹⁾은 균일한 구형분말의 상호 접촉하에서 소성변형을 해석하여 상대밀도 0.9이하의 밀도를 갖는 분말성형체의 소성 항복조건식을 개발하였다. Kwon 등⁽¹²⁾은 크기가 불균일한 구형의 스테인레스강 분말은 Shima와 Oyane⁽¹⁰⁾의 소성 항복조건식이 실험치와 잘 일치함을 보였고, Kim과 Kim⁽¹³⁾은 크기가 비교적 균일하여 높은 항복강도를 갖는 공극강 분말은 Fleck 등⁽¹¹⁾의 소성 항복조건식이 실험치와 잘 일치함을 보였다.

초 탄성체(hyperelastic)인 고무의 변형을 나타내는 구성방정식은 일반적인 금속의 탄(소성 구성방정식과는 달리 변형물에너지함수(strain energy potential)를 정의하여 나타낸다. 편차변형률의 불변량으로 표현한 Moony-Rivlin 변형물에너지함수와 주 연신율(stretch)로 표현한 Ogden 변형물에너지함수가 가장 널리 사용된다.^(14, 15) 고무의 구성방정식들을 사용하여 많은 연구와 실험들^(15, 16)이 이루어졌지만, 분말의 냉간정수압압축 성형공정을 해석하기 위해 사용된 예는 문헌에서 찾기 어렵다. Koga 등⁽¹⁷⁾은 Shima와 Oyane⁽¹⁰⁾의 구성모델을 수정하고, 고무물드를 선형 탄성체로 가정하여 20 MPa의 낮은 정수압에서 냉간정수압압축에 의한

세라믹 분말의 성형공정을 해석하였다. 최근, Kim과 Lee⁽¹⁸⁾는 냉간정수압압축에서 맨드렐의 삽입에 따른 철 분말성형체의 치밀화 거동을 연구하였고, 분말을 둘러싼 고무물드의 영향은 해석에서 제외되었다. 또한 그들은 Shima와 Oyane⁽¹⁰⁾의 소성 항복식이 철 분말의 실험치와 잘 일치함을 보였다.

본 논문에서는 냉간정수압압축 성형중 고무물드가 금속분말의 치밀화 및 변형에 미치는 영향을 조사하기 위하여 고무물드로 사용된 천연고무의 인장과 체적 압축실험으로 고무의 변형물에너지함수들을 구하고 철 분말의 소성변형거동에는 Shima와 Oyane⁽¹⁰⁾의 소성 항복조건식을 사용하여 냉간정수압압축하의 철 분말의 치밀화 및 변형거동을 해석하였다.

2. 이론적 해석

2.1 분말성형체의 구성방정식

전체 변형률속도텐서 $\dot{\epsilon}_{ij}$ 는 탄성변형률속도텐서 $\dot{\epsilon}_{ij}^e$ 와 소성변형률속도텐서 $\dot{\epsilon}_{ij}^p$ 의 합으로 쓸 수 있다.

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \dot{\epsilon}_{ij}^e + \dot{\epsilon}_{ij}^p \quad (1)$$

또한, Hooke의 법칙으로부터 응력텐서 σ_{ij} 는 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\sigma_{ij} = D_{ijkl}^e \epsilon_{kl}^e \quad (2)$$

여기서, D_{ijkl}^e 는 4차 탄성계수이다.

소성변형률속도텐서 $\dot{\epsilon}_{ij}^p$ 는 다음과 같이 정의된다.

$$\dot{\epsilon}_{ij}^p = \dot{\lambda} \frac{\partial \Phi}{\partial \sigma_{ij}} \quad (3)$$

여기서, Φ 는 항복함수이며, $\dot{\lambda}$ 은 양의 스칼라 양이다.

상대밀도의 변화율 \dot{D} 은 질량불변의 원리로부터 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\dot{D} = -D \dot{\epsilon}_{kk}^p \quad (4)$$

또한, 분말성형체의 변형물에너지가 모재의 변형물에너지와 같다고 가정하면,

$$D \sigma_m \dot{\epsilon}_m^p = \sigma_{ij} \dot{\epsilon}_{ij}^p \quad (5)$$

와 같이 쓸 수 있고, 여기서 σ_m 은 모재의 유효응력, $\bar{\epsilon}_m^p$ 은 모재의 등가 소성변형률속도를 나타낸다.

한편, 분말성형체의 소성항복거동을 나타내는 소성 항복조건식은 일반적으로 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\Phi(\sigma, D) = \left(\frac{q}{\sigma_m}\right)^2 + \left(\frac{p}{\sigma_m f}\right)^2 - D^{2n} = 0 \quad (6)$$

여기서, p 는 정수응력($= -\frac{\sigma_{kk}}{3}$), q 는 유효응력($= \sqrt{\frac{3\sigma'_{ij}\sigma'_{ij}}{2}}$)이고, f 는 상대밀도의 함수, n 은 재료상수이다.

Shima와 Oyane⁽¹⁰⁾은 구리분말 성형체의 일축 압축실험으로부터 f 와 n 을 결정하여 다음과 같이 소성 항복조건식을 제안하였다.

$$\Phi(\sigma, D) = \left(\frac{q}{\sigma_m}\right)^2 + 2.49^2(1-D)^{1.028} \cdot \left(\frac{p}{\sigma_m}\right)^2 - D^5 = 0 \quad (7)$$

2.2 고무의 구성방정식

일반화된 Mooney-Rivlin 변형률에너지함수는 편차변형률의 불변량으로 초 탄성체의 변형률에너지함수를 정의하고 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$U_m = \sum_{i+j=1}^N C_{ij} (\bar{I}_1 - 3)^i (\bar{I}_2 - 3)^j \quad (8)$$

여기서, C_{ij} 는 재료상수이고, \bar{I}_1 , \bar{I}_2 는 각각 Cauchy-Green 변형텐서의 제 1 및 2 불변량이다.

또한, Ogden 변형률에너지함수는 주 연신율로 초 탄성체의 변형률에너지함수를 정의하고 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$U_0 = \sum_{i=1}^N \frac{2\mu_i}{\alpha_i^2} (\bar{\lambda}_1^{\alpha_i} + \bar{\lambda}_2^{\alpha_i} + \bar{\lambda}_3^{\alpha_i} - 3), \quad \bar{\lambda}_i = J^{-1/3} \lambda_i \quad (9)$$

여기서, α_i 와 μ_i 는 재료상수이며, J 는 자코비안(Jacobian), λ_i 는 제 i 방향의 주 연신율을 나타낸다. (14, 15, 23, 24)

대부분의 고무재료는 전단계수에 비하여 매우 작은 체적계수를 갖는다. 따라서 고무재료가 크게 구속(confinement)을 받지 않는 경우에는 고무 재료가 완전 비압축성이라는 가정을 도입할 수 있다. 그러나 본 실험에서와 같이 고무재료가 크게 구속을 받을 경우에는 정확한 결과를 얻기 위해서 압축

성의 영향을 고려해 주어야 한다.⁽²³⁾

변형률에너지함수에 압축성을 고려하기 위하여 $\sum_{i=1}^N \frac{1}{D_i} (J_{el} - 1)^{2i}$ 항을 덧붙이면 식 (8)과 (9)는 각각 다음과 같이 쓸 수 있다.

Mooney-Rivlin :

$$U_m = \sum_{i+j=1}^N C_{ij} (\bar{I}_1 - 3)^i (\bar{I}_2 - 3)^j + \sum_{i=1}^N \frac{1}{D_i} (J_{el} - 1)^{2i} \quad (10a)$$

Ogden :

$$U_0 = \sum_{i=1}^N \frac{2\mu_i}{\alpha_i^2} (\bar{\lambda}_1^{\alpha_i} + \bar{\lambda}_2^{\alpha_i} + \bar{\lambda}_3^{\alpha_i} - 3) + \sum_{k=1}^n \frac{1}{D_k} (J_{el} - 1)^{2k} \quad (10b)$$

여기서, D_i 는 초 탄성체의 압축성을 나타내는 계수이고, J_{el} 는 탄성체적 변형률(elastic volume strain)이다.⁽²³⁾

2.3 구성방정식의 수치적분

유한요소해석 프로그램 ABAQUS⁽²³⁾의 사용자 정의 서브루틴인 UMAT에 Shima와 Oyane⁽¹⁰⁾의 구성방정식을 적용하여 철 분말의 소성변형거동을 해석하였고, 고무물드는 Mooney-Rivlin 변형률에너지함수와 Ogden 변형률에너지함수를 이용하여 냉간정수압압축에 의한 금속분말의 치밀화 성형공정을 해석하였다.

유한요소법을 이용한 Shima와 Oyane⁽¹⁰⁾의 구성방정식의 수치적분은 Aravas⁽²⁰⁾에 의하여 제안된 후방 오일러법(backward Euler method)과 임플리시트(implicit) 시간적분법을 사용하여 만들어진 비선형 평형방정식을 Newton-Raphson 반복법에 의하여 계산하였다. 금속분말의 치밀화 거동을 해석하기 위한 구성방정식의 수치해석법은 참고문헌^(12, 18, 20)에서 찾을 수 있다.

고무와 같은 준 비압축성 재료의 경우, 채적계수가 전단계수에 비하여 매우 작은 값을 갖기에 수치해석시 강성행렬(stiffness matrix)이 특이현상을 보이기 쉽다. 이러한 문제를 해결하기 위하여 ABAQUS⁽²³⁾에서 제공하는 혼합공식(mixed formulation)법을 사용하였다. 혼합공식법은 라그랑지 연산자(Lagrange multiplier)를 사용하여 변형률에너지함수에 비압축성조건을 수치적으로 부여하는 방법으로 초 탄성체의 해석에 폭 넓게 사용된다.^(21, 22)

3. 실험

본 논문에서는 가스분사법으로 제조된 평균입자 크기가 80 μm 인 철 분말(Höganäs ASC 100.29)을 사용하였고, 철 분말의 열 및 기계적 특성은 다른 문헌⁽²⁵⁾에서 찾을 수 있다. 냉간정수압하에서 금속 분말의 치밀화 거동을 해석하기 위하여 필요한 철 분말의 모재(matrix material)에 대한 탄성계수, 푸아송비, 항복강도 및 유동응력 등의 기계적 특성은 Kim과 Lee⁽¹⁸⁾의 철 분말 모재의 실험결과를 사용하였고, 유동응력과 소성변형률의 관계는 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\sigma_m = 156 + 404.5(\bar{\epsilon}_m^p)^{0.4885} \quad (11)$$

여기서, σ_m 과 $\bar{\epsilon}_m^p$ 는 각각 모재의 유동응력, 등가 소성변형률을 나타내고, 탄성계수와 푸아송비는 각각 215 GPa와 0.3364이다.

3.1 냉간정수압압축실험

습식 냉간정수압압축 성형기(Wet Type, CIP, Kobe Co., Japan)를 사용하여, 철 분말의 냉간정수압 압축 성형을 하였다. 분말과 고무물드의 형상유지를 위한 알루미늄 지그를 제작하여 고무물드의 내부에 채워진 분말이 일정한 형상을 유지하도록 하였다. 일정한 간격으로 알루미늄 지그에 뚫려있는 구멍들을 통하여 압력을 전달하는 유체가 고무물드에 균일하게 정수압을 가하도록 하였다. 고무물드는 천연고무로 주문제작하였다. 냉간정수압압축에서 고무물드의 두께가 분말성형체의 치밀화 및 변형에 미치는 영향을 조사하기 위하여 고무물드의 두께를 1.7 mm와 3.0 mm로 제작하였고 고무물드와 분말사이의 마찰의 영향을 조사하기 위하여 고무물드 벽면에 윤활제를 사용한 경우와 사용하지 않은 경우에 대하여 각각 실험을 하였다. 고무물드의 안지름이 40 mm와 알루미늄 지그의 높이는 40 mm로 제작하여 철 분말의 초기치수가 지름 40 mm와 높이 40 mm가 되도록 하였다. 진동충전기(vibrator)를 이용하여 고무물드안에 195 g의 철 분말을 균일하게 채우고, Kim과 Lee⁽¹⁸⁾에서와 같은 과정으로 고무물드 내의 철 분말이 진공상태가 되도록 한 후 습식 냉간정수압 성형기를 사용하여 여러 압력조건에서 성형하였다. 성형된 시편은 진공 분위기로 1150°C에서 1시간 소결한 후 비중법에

의하여 밀도를 측정하였다.

3.2 고무의 물성실험

본 실험에서 고무물드로 사용한 천연고무의 기계적 성질을 조사하기 위하여 지름 10 mm, 길이 70 mm와 지름 10 mm, 길이 20 mm인 고무 시편을 주문 제작하여 인장실험과 체적 압축실험을 수행하였다.

고무는 큰 연신율로 인한 단면 수축률이 매우 크기 때문에 그림은 시편의 단면이 큰 수축을 할 경우에도 시편이 미끌어지지 않게 고안·제작되었다. 인장실험은 고무 시편에 정하중(dead weight)을 천천히 증가시키면서 연신율을 측정하였다.

변형률에너지함수들로부터 공칭응력(nominal stress)과 연신율 사이의 관계를 구하게 되면, 비압축성을 가정할 경우 일축 인장실험의 조건에서 제1방향 연신율은 $\lambda_1 = \lambda_u$ ($\lambda_u = 1 + \epsilon_u$), 제2와 3방향 연신율은 $\lambda_2 = \lambda_3 = \lambda_u^{-1/2}$ 로 쓸 수 있다.

2차항까지 전개시킨 Mooney-Rivlin 변형률에너지함수로부터 공칭응력 T_u 는

$$T_u = 2(1 - \lambda_u^{-3})[C_{10}\lambda_u + C_{01} + 2C_{20}\lambda_u(\bar{I}_1 - 3) + C_{11}(\bar{I}_1 - 3 + \lambda_u(\bar{I}_2 - 3)) + 2C_{02}(\bar{I}_2 - 3)] \quad (12)$$

와 같이 쓸 수 있다. 또한, 2차항까지 전개시킨 Ogden 변형률에너지함수로부터 공칭응력 T_u 는

$$T_u = \frac{2\mu_1}{\alpha_1} \left(\lambda_u^{\alpha_1 - 1} - \lambda_u^{-\frac{1}{2}\alpha_1 - 1} \right) + \frac{2\mu_2}{\alpha_2} \left(\lambda_u^{\alpha_2 - 1} - \lambda_u^{-\frac{1}{2}\alpha_2 - 1} \right) \quad (13)$$

와 같이 쓸 수 있다.^(23, 24)

Fig. 1은 일축 인장하에서 천연고무의 공칭응력

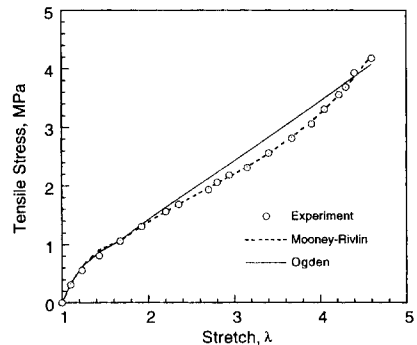


Fig. 1 Variation of nominal stress with stretch for natural rubber under uniaxial tension.

과 연신율 사이의 관계를 보여주는 실험치와 식 (12)와 (13)을 이용하여 구한 계산치를 나타낸다. Fig. 1의 계산치에 사용한 Moony-Rivlin과 Ogden 변형물에너지함수의 계수들은 상용 통계 프로그램 SAS⁽²⁶⁾를 이용하여 구하였고, 그 값은 각각 다음과 같다.

$$\begin{aligned} C_{10} &= -0.8072, & C_{01} &= 1.4947, & C_{20} &= 0.0300, \\ C_{11} &= -0.1661, & C_{02} &= 0.56673 \end{aligned} \quad (14)$$

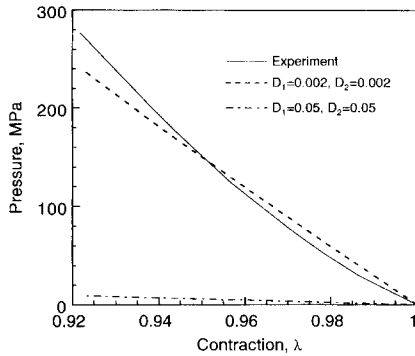


Fig. 2 Variation of pressure with contraction for natural rubber.

$$\alpha_1 = 2.27, \mu_1 = 0.63, \alpha_2 = -2.0, \mu_2 = 0.246 \quad (15)$$

식 (14)와 (15)를 이용하여 2차항까지 전개시킨 Moony-Rivlin과 Ogden 변형물에너지함수는 각각 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\begin{aligned} U_m &= -0.8072(\bar{I}_1 - 3) + 1.4947(\bar{I}_2 - 3) \\ &\quad + 0.0300(\bar{I}_1 - 3)^2 - 0.1661(\bar{I}_1 - 3)(\bar{I}_2 - 3) \\ &\quad + 0.56673(\bar{I}_2 - 3)^2 \end{aligned} \quad (16)$$

$$\begin{aligned} U_0 &= 0.245(\bar{\lambda}_1^{2.27} + \bar{\lambda}_2^{2.27} + \bar{\lambda}_3^{2.27} - 3) + 0.123 \\ &\quad (\bar{\lambda}_1^{-2} + \bar{\lambda}_2^{-2} + \bar{\lambda}_3^{-2} - 3) \end{aligned} \quad (17)$$

Fig. 2는 고무시편을 금형내에서 일축방향으로 압축하여 구한 체적 압축실험치를 나타낸다. 하중이 증가함에 따라 고무 시편의 수축량이 미소하게 증가하였다. 한편 고무의 압축성은 하중속도와는 무관하였다. 변형물에너지함수에 압축성을 고려하기 위하여 식 (10)의 압축성을 나타내는 항 $\left(= \sum_{i=1}^N \frac{1}{D_i} (J_{el} - 1)^{2i} \right)$ 을 이용하여 압력과 수축률사이의 관계를 다음 식으로 쓸 수 있다.⁽²³⁾

$$p = - \sum_{i=1}^N 2i \frac{1}{D_i} (J_{el} - 1)^{2i-1}, \quad J_{el} = \lambda_3^3 \quad (18)$$

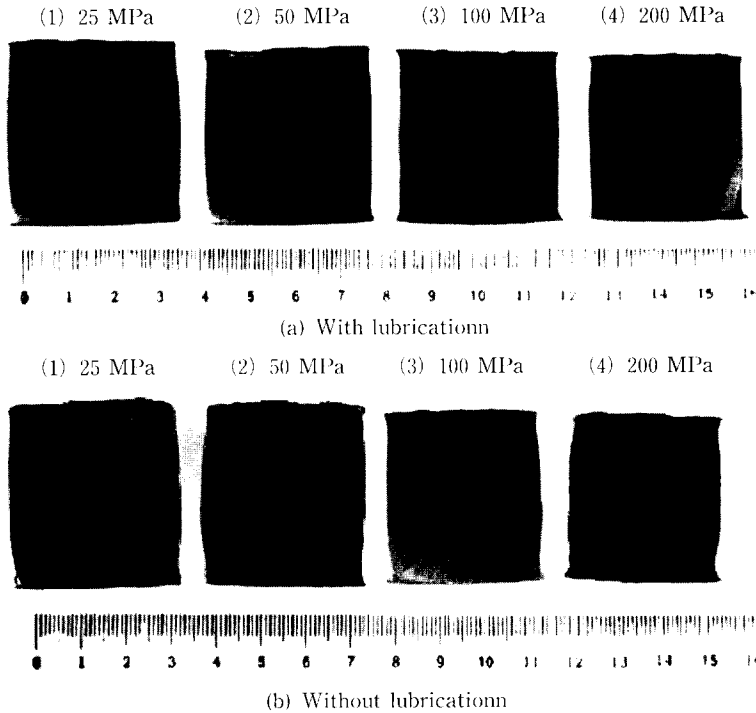


Fig. 3 Specimens compacted under hydrostatic pressure of (1) 25 MPa, (2) 50 MPa, (3) 100 MPa, (4) 200 MPa during cold isostatic pressing with $t=1.7$ mm using (a) lubrication, (b) no lubrication.

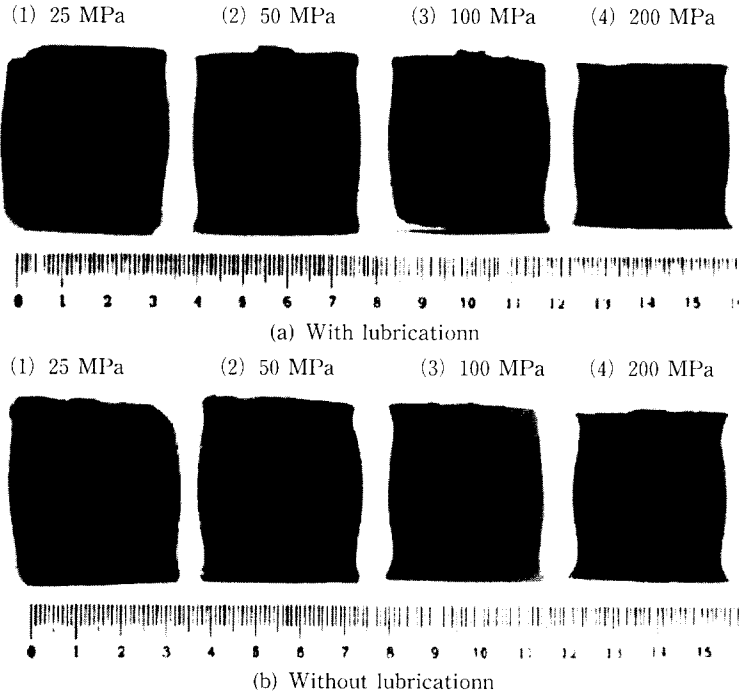


Fig. 4 Specimens compacted under hydrostatic pressure of (1) 25 MPa, (2) 50 MPa, (3) 100 MPa, (4) 200 MPa during cold isostatic pressing with $t=3.0$ mm using (a) lubrication, (b) no lubrication.

여기서, p 는 정수압을 나타낸다.

Fig. 2에서 식 (18)의 $D_i=0.002$ ($i=1, 2$)를 사용하면 체적 압축실험치와 비교적 잘 일치하는 것을 알 수 있다. 실제 금속분말의 냉간정수압압축에서 사용되는 100 MPa 이상의 높은 하중조건으로 유한요소해석을 수행한 경우 $D_i=0.002$ ($i=1, 2$)의 계수값은 고무의 변형을 강하게 구속(strong constraint)하기 때문에 강성행렬(stiffness matrix)의 특이(singularity)현상이 발생하여 유한요소해석에 의한 수치해가 발산하였다. 식 (18)로부터 초 탄성체의 체적계수(bulk modulus)는 D_i 의 역수에 비례함을 알 수 있다. 따라서 초 탄성체의 유한요소해석에서 D_i 의 값은 초 탄성체의 체적변형률에는 영향을 주지만 초 탄성체내의 응력구배에는 거의 영향을 끼치지 않게 된다. 고무몰드가 금속분말의 성형체에 하중을 전달시키는 매개체임을 고려하여, D_i 의 값을 냉간정수압압축 성형의 유한요소해석에 의한 수치해가 수렴하도록 보다 크게 설정하였다. 본 논문에서는 수치해를 수렴시킬 수 있는 D_i 의 최소값인 0.05를 사용하였다.

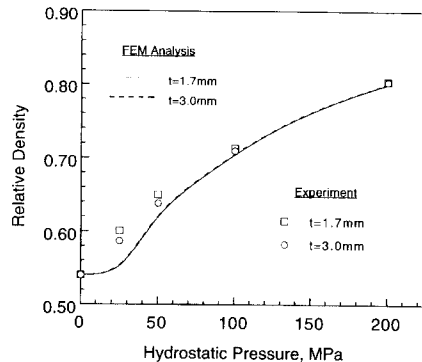


Fig. 5 Thickness effect of rubber molds on the variation of relative density with hydrostatic pressure for iron powder during cold isostatic pressing.

4. 실험결과와 유한요소해석의 비교

Fig. 3은 고무몰드의 두께가 1.7 mm인 경우에 정수압에 따른 철 분말성형체의 형상변화를 나타내는 실험치이다. Fig. 3(a)는 고무몰드 벽면에 윤활제를 사용한 경우이고, Fig. 3(b)는 윤활제를 사용하지 않은 경우이다. 윤활제를 사용하여 고무몰드

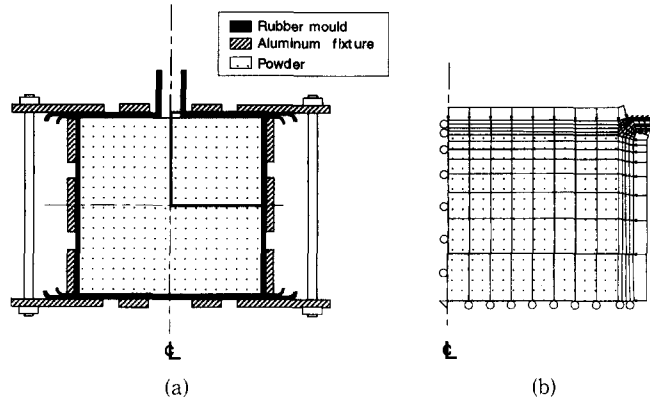


Fig. 6 (a) A schematic drawing of an aluminum fixture for iron powder under cold isostatic pressing and (b) finite element meshes and boundary condition.

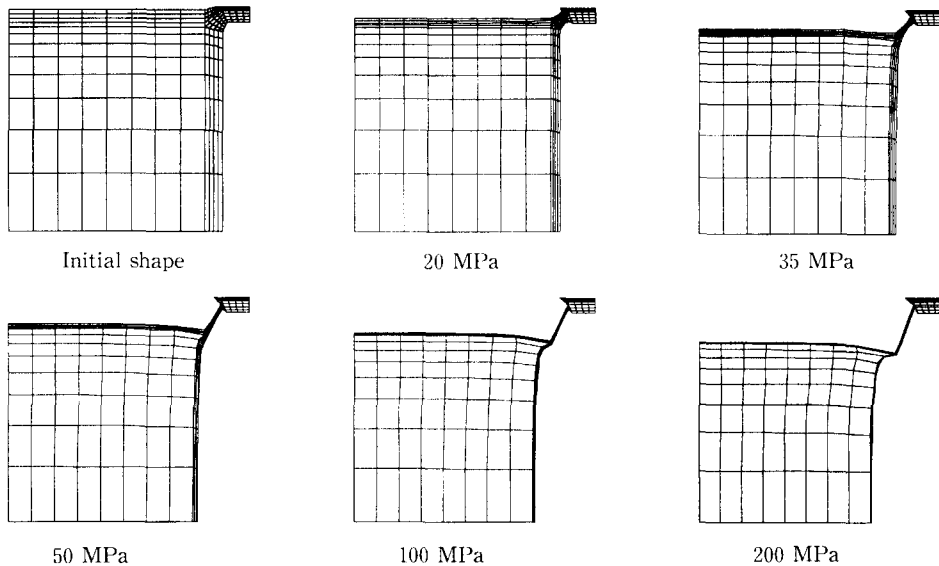


Fig. 7 Finite element calculations for deformation of an iron powder compact in the rubber mold with $t=1.7$, mm at various hydrostatic pressure during cold isostatic pressing.

와 철 분말 사이의 마찰을 줄인 경우 분말성형체의 옆면이 덜 굴곡지게 성형되었다. 분말성형체의 모서리부분은 고무몰드의 영향으로 인하여 날카롭게 성형되었고, 낮은 정수압에서 성형된 분말성형체의 형상은 정수압이 증가하더라도 형상의 큰 변화없이 치밀화에 의하여 성형체의 크기가 거의 균일하게 줄어들음을 볼 수 있다.

Fig. 4는 고무몰드의 두께가 3.0 mm인 경우에 정수압에 따른 철 분말성형체의 형상변화를 나타내는 실험치이다. Fig. 4(a)는 고무몰드 벽면에 윤활제를 사용한 경우이고, Fig. 4(b)는 윤활제를 사용

하지 않은 경우이다. 고무몰드의 두께가 두꺼워짐에 따라 분말성형체의 모서리 주위에서 훨씬 굴곡지게 성형되었고, 시편 중앙의 옆면은 볼록하게 성형되었다.

Fig. 5는 냉간정수압압축시 가압력에 따른 분말성형체의 상대밀도를 나타내는 실험치와 유한요소해석 결과의 비교를 나타낸다. 유한요소해석에서 상대밀도는 다음 식을 사용하여 구한 시편의 체적에 대한 평균치이다.

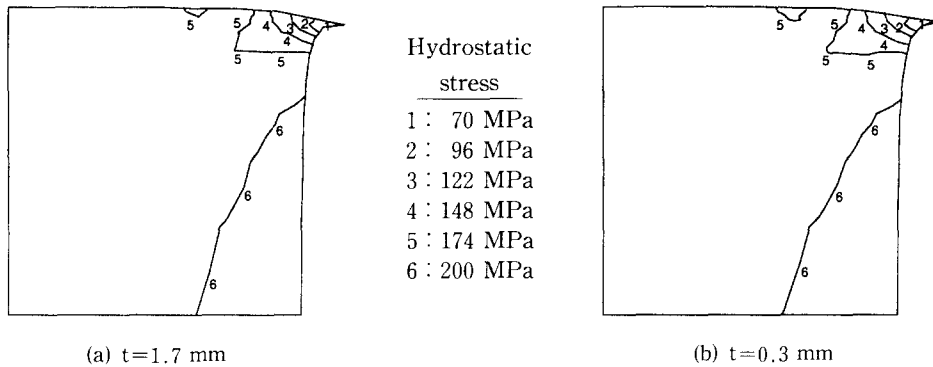


Fig. 8 Finite element calculations for hydrostatic stress distribution of iron powder compacts at hydrostatic pressure of 200 MPa during cold isostatic pressing with (a) 1.7 mm and (b) 3.0 mm thick rubber mold.

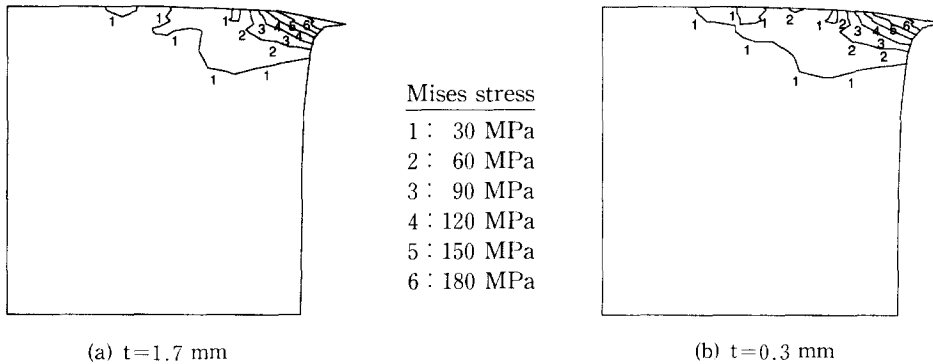


Fig. 9 Finite element calculations for the Mises stress distribution of iron powder compacts at hydrostatic pressure of 200 MPa during cold isostatic pressing with (a) 1.7 mm and (b) 3.0 mm thick rubber mold.

$$D_{avg} = \frac{\sum_{j=1}^M D_j V_j}{\sum_{j=1}^M V_j} \quad (19)$$

여기서, D_j , V_j 및 M 은 각각 j 번째 요소의 상대밀도, 체적 및 전체 요소의 갯수를 의미한다. 실험치에서 낮은 정수압에서는 고무몰드의 두께에 따라 분말성형체의 상대밀도가 차이를 보이나 정수압이 커질수록 상대밀도의 차이가 줄어들음을 알 수 있다. 한편, Shima와 Oyane⁽¹⁰⁾의 항복조건식을 사용하여 구한 계산치는 낮은 정수압에서는 실험치를 잘 예측하지 못하나, 정수압이 커질수록 실험치와 잘 일치함을 알 수 있다. Shima와 Oyane⁽¹⁰⁾의 항복조건식이 상대밀도 0.7~1.0의 구간의 실험 결과에서 얻어진 식이기 때문에 낮은 정수압에서의 실험치는 잘 예측하지 못하여 위와 같은 결과가 나타난다.

Fig. 6(a)와 (b)는 각각 냉간정수압압축실험을 위해 사용된 알루미늄 지그의 단면도와 해석에 사

용된 유한요소 격자와 경계조건을 나타낸다. y 축에 대한 축대칭과 x 축에 대한 대칭조건으로부터 전체 단면의 1/4에 대해서만 해석하였다. 철분말과 고무몰드사이의 경계면은 상대적인 운동이 가능한 계면요소(interface element)를 사용하였다. 유한요소 격자는 128개의 4절점 축대칭요소(CAX4) 및 16개의 4절점 축대칭 계면요소(INTER4A)를 사용하였다. Shima와 Oyane⁽¹⁰⁾의 항복조건식을 이용하여 철 분말의 치밀화 거동을 해석하였고, Moony-Rivlin 변형률에너지함수와 Ogden 변형률에너지함수를 이용하여 고무몰드의 변형거동을 해석하였다. 철 분말을 둘러싼 고무몰드의 모서리 영역은 외부의 너트와 볼트로 인하여 구속되어 있기때문에 고정하였다.

Fig. 7은 냉간정수압압축 성형에서 고무몰드의 두께가 1.7 mm인 경우 정수압의 증가에 따라 분말성형체와 고무몰드의 형상이 변형되는 과정을 보여주는 유한요소해석의 결과이다. Fig. 4와 같이

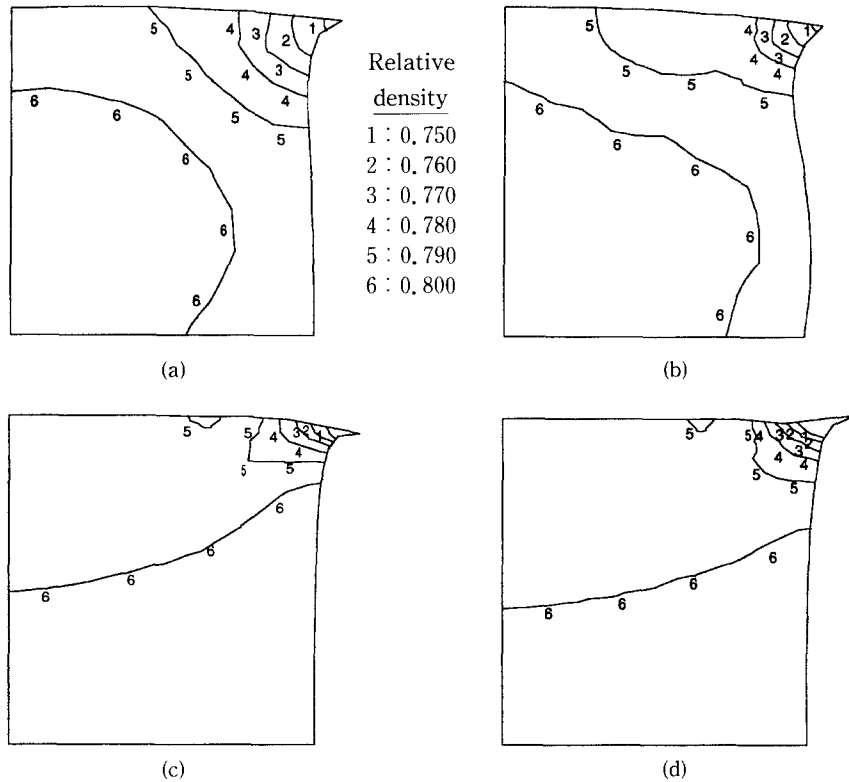


Fig. 10 Comparison between experimental data (a) with lubrication, (b) without lubrication and a finite element calculation using (c) Ogden strain energy potential, (d) Mooney-Rivlin strain energy potential for relative density distribution in an iron powder compact at hydrostatic pressure of 200 MPa with $t = 1.7$ mm thick rubber mold.

유한요소해석에서도 낮은 정수압에서 성형된 분말 성형체의 형상이 최종 형상을 결정하고 있음을 알 수 있다.

Fig. 8은 200 MPa의 냉간정수압압축하에서 성형된 고무몰드의 두께에 따른 철 분말성형체내의 정수응력의 구배를 나타낸 유한요소해석 결과이다. 고무몰드의 해석에서 Mooney-Rivlin과 Ogden 변형률에너지함수를 이용하여 각각 구한 철 분말성형체의 정수응력 구배의 유한요소해석 결과는 거의 차이가 없었다. 고무몰드의 영향으로 인해 분말성형체 내부의 불균일한 정수응력의 구배가 생기는 것을 알 수 있다. 이러한 정수응력의 불균일한 분포는 성형체 내부에 불균일한 밀도분포를 일으킨다. 유한요소해석에서 고무몰드의 두께의 영향을 잘 예측하지는 못하였는데, 이는 고무몰드의 유한요소해석에서 고무몰드의 두께에 따른 기하학적인 구속 조건, 볼트에 의한 고무의 조임 및 정수압의 증가

에 따른 고무의 미끄럼 등을 완전하게 고려하지 못하였기 때문이다.

Fig. 9는 200 MPa의 냉간정수압압축하에서 성형된 고무몰드의 두께에 따른 철 분말성형체내의 Mises응력의 구배를 나타낸 유한요소해석 결과이다. 고무몰드로 둘러싸인 모서리 영역에서는 큰 편차응력의 구배로 인하여 Mises응력이 큼을 알 수 있다.

분말성형체의 밀도분포는 경도와 상대밀도의 관계를 이용하여 간접적으로 측정할 수 있다.⁽²⁷⁾ 금속분말 성형체의 경도측정에는 로크웰 경도계가 주로 사용된다.⁽²⁸⁾ 본 논문에서는 로크웰 B형 경도계(Rockwell 523T, Wilson, U. S. A.)를 사용하여 1.58 mm(1/16 inch) 강구압자(harden steel ball indenter)로 15 N의 하중을 가하여 측정하였다. Kim과 Lee⁽¹⁸⁾는 철 분말성형체의 실험치를 보간하여 상대밀도와 로크웰 B형 경도치(HRB)의 관계

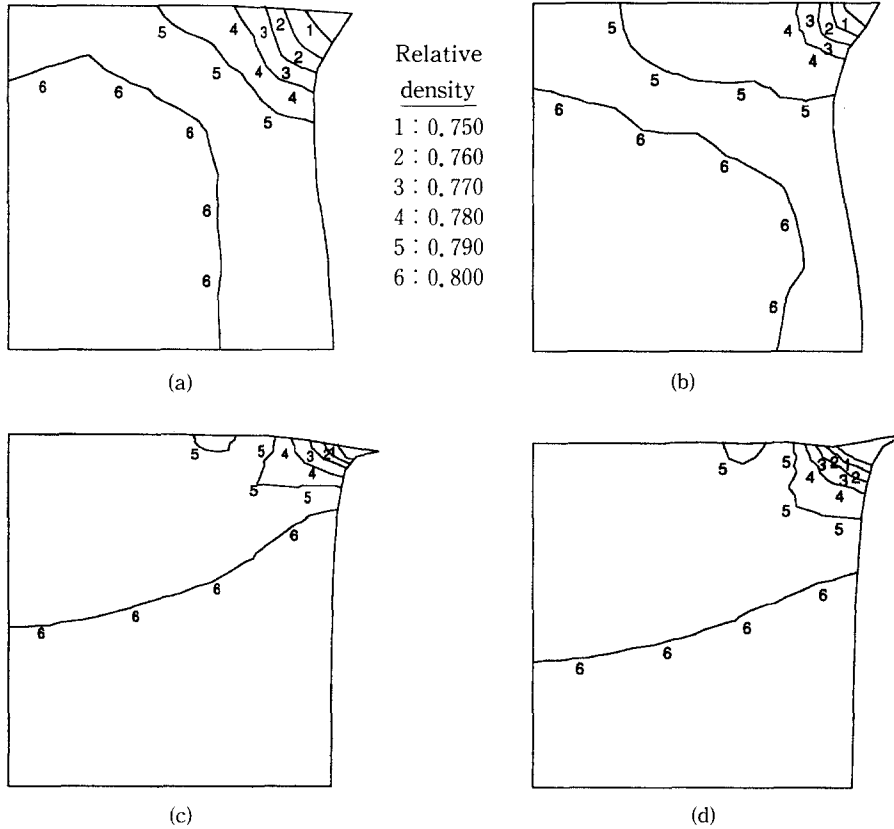


Fig. 11 Comparison between experimental data (a) with lubrication, (b) without lubrication and a finite element calculation using (c) Ogden strain energy potential, (d) Moony-Rivlin strain energy potential for relative density distribution in an iron powder compact at hydrostatic pressure of 200 MPa with $t=3.0$ mm thick rubber mold.

를 식 (20)으로 나타냈다.

$$D = 1.635 \times 10^{-5} HRB^2 + 2.696 \times 10^{-3} HRB + 0.71776 \quad (20)$$

Fig. 10은 고무몰드의 두께가 1.7 mm인 경우, 냉간정수압압축에 의하여 200 MPa의 정수압을 가하였을 때 철 분말성형체 내부의 상대밀도분포를 보여주는 실험치와 유한요소해석 결과이다. Fig. 10(a)는 윤활제를 사용한 경우이고, Fig. 10(b)는 윤활제를 사용하지 않은 경우이다. 시편 내부의 상대밀도는 중심에서 가장 높았고 모서리 영역에 가까울수록 낮은 상대밀도를 보였다. 시편 내부의 상대밀도 구배는 크지 않았으며, 고무몰드와 분말사이의 마찰에 큰 영향을 받지 않았다. 성형된 시편은 중앙부가 블록한 배불림현상이 생겼는데 Fig. 10(a)와 10(b)로부터 고무몰드와 분말사이의 마찰

력이 클수록 이러한 배불림현상이 증가됨을 알 수 있다. Fig. 10(c)와 Fig. 10(d)는 고무몰드를 해석하기 위하여 Ogden 변형률에너지함수와 Moony-Rivlin 변형률에너지함수를 사용한 경우의 유한요소해석 결과이다. Fig. 8(a)의 결과와 거의 일치한 Fig. 10(c)의 결과에서 정수압력이 분말성형체의 치밀화에 큰 영향을 끼침을 알 수 있다. Fig. 10(c)와 Fig. 10(d)에서 분말성형체의 모서리부분의 변형된 형상은 약간 달랐지만 전체 형상과 내부의 밀도구배에는 큰 차이가 없음을 알 수 있다. 한편, 고무몰드와 분말 사이의 마찰 계수는 실험에서 구하기가 어려워 여러 가지로 추정하여 계산해 보았으나 거의 차이가 없었는데 이는 고무몰드에 정수압력이 가해지기 때문이며, 또한 응력의 증가에 따른 고무몰드의 모서리 끝단영역의 미끄러짐을 고려해 줄 수가 없었기 때문이다.

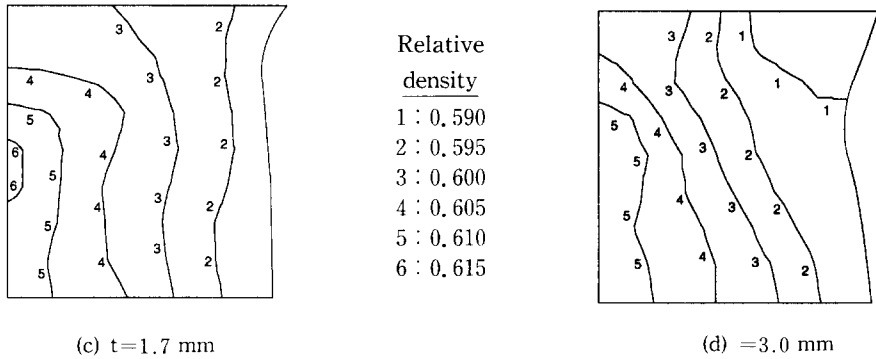


Fig. 12 Experimental data for relative density distributions in deformed iron powder compacts at hydrostatic pressure of 25 MPa with (a) 1.7 mm and (b) 3.0 mm thick rubber mold.

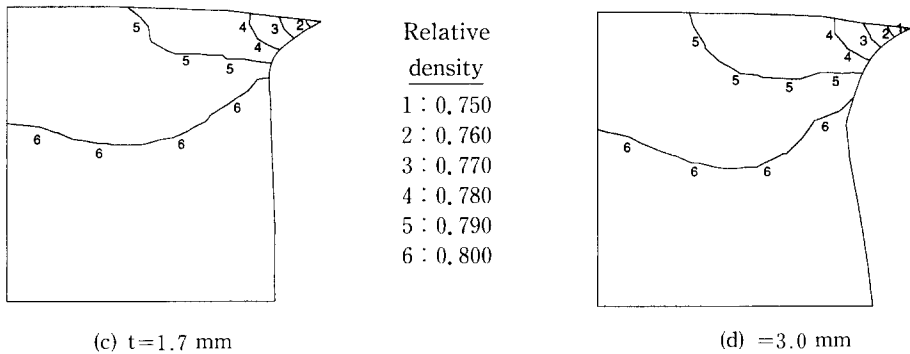


Fig. 13 Finite element calculations for relative density distributions in deformed iron powder compacts at hydrostatic pressure of 200 MPa with (a) 1.7 mm and (b) 3.0 mm thick rubber mold by using the initial conditions from Fig. 12.

Fig. 11은 고무몰드의 두께가 3.0 mm인 경우, 냉간정수압압축에 의하여 200 MPa의 정수압을 가하였을때 철 분말성형체 내부의 상대밀도분포를 보여주는 실험치와 유한요소해석 결과이다. Fig. 11(a)는 윤활제를 사용한 경우이고, Fig. 11(b)는 윤활제를 사용하지 않은 경우이다. Fig. 11(c)와 Fig. 11(d)는 고무몰드를 해석하기 위하여 Ogden 변형률에너지함수와 Moony-Rivlin 변형률에너지함수를 사용한 경우의 유한요소해석 결과이다. 고무몰드의 두께에 따른 철 분말성형체의 변형과 내부의 상대밀도 구배를 잘 예측하지 못함을 알 수 있다.

Fig. 10과 Fig. 11의 유한요소해석에서는 철 분말성형체에 미치는 고무몰드의 영향이 거의 나타나지 않았다. 이는 앞서 설명한 바와 같이 고무몰드의 유한요소해석에서 고무몰드의 두께에 따른 기하학적인 구속조건, 볼트에 의한 고무의 조임 및 정수압의 증가에 따른 고무의 미끌림 등을 정확히 고려

하지 못하였고, Fig. 5에서와 같이 낮은 정수압에서 Shima와 Oyane⁽¹⁰⁾의 항복조건식이 철 분말성형체의 치밀화를 잘 예측하지 못하였기 때문이다. 분말성형체의 치밀화를 낮은 정수압에서 정확하게 예측하기 어려우므로, 낮은 정수압의 실험에서 구한 분말성형체의 형상과 상대밀도의 분포를 초기조건으로 사용하여 유한요소해석을 수행하였다.

Fig. 12는 고무몰드의 두께가 1.7 mm와 3.0 mm인 경우, 고무몰드의 벽면에 윤활제를 사용하지 않고 25 MPa의 냉간정수압압축을 가하였을때 철 분말성형체 내부의 상대밀도분포를 보여주는 실험치이다. 25 MPa의 정수압에서 치밀화된 철 분말성형체는 고무몰드의 두께에 따라 전체 상대밀도는 큰 차이를 보였지만 철 분말성형체 내부의 상대밀도의 구배 차이는 비교적 크지 않았다.

Fig. 13은 Fig. 12에 나타난 시편의 형상 및 상대밀도구배를 초기조건으로 사용하여 200 MPa의 정

수압을 가하였을때 분말성형체의 형상 및 성형체 내부의 상대밀도분포를 보여주는 유한요소해석 결과이다. 고무몰드의 해석은 Ogden 변형률에너지함수를 사용하였다. 유한요소해석의 초기 조건으로 사용된 성형체의 상대밀도분포는 25 MPa의 정수압 하에서 성형되었으므로 실험에서 사용한 초기의 상대밀도 0.54보다 높다. 따라서, 200 MPa의 정수압을 가하였을때 분말성형체의 전체 상대밀도가 Fig. 5의 유한요소해석 결과와 같게 보정하였다. Fig. 13에서 고무몰드의 두께가 1.7 mm인 경우는 시편의 모서리 형상이 날카로워졌지만 옆면 형상은 매끄럽게 유지되었고, 고무몰드의 두께가 3.0 mm인 경우는 초기의 굴곡진 옆면 형상으로 인하여 200 MPa에서의 옆면 형상이 훨씬 굴곡지게 성형됨을 보여준다. Fig. 13(a)와 (b)의 상대밀도 구배 및 형상은 Fig. 10과 Fig. 11의 유한요소해석에 의한 결과에 비하여 실험치에 좀 더 가까운 결과를 보였다. 따라서, 유한요소해석에 의한 계산은 낮은 성형압에서의 시편의 밀도구배 및 형상을 정확히 예측하여야 높은 성형압에서의 시편의 치밀화 거동 및 변형을 잘 예측할 수 있음을 알 수 있다.

5. 결 론

본 논문에서는 금속분말의 치밀화 거동을 해석하기 위한 구성방정식과 초 탄성거동을 하는 고무몰드의 구성방정식을 유한요소해석(ABAQUS)에 적용하여 철 분말의 냉간정수압압축 성형공정을 해석한 결과와 실험치의 비교를 통하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 냉간정수압압축시 고무몰드의 두께가 두꺼울수록 분말성형체의 밀도구배가 증가하고, 시편의 형상이 굴곡지게 변형됨을 알 수 있었다.

(2) 냉간정수압압축시 낮은 정수압에서 치밀화된 분말성형체의 형상은 성형압의 증가에 따른 시편 형상에 큰 영향을 미침을 실험과 유한요소해석에서 알 수 있었다.

(3) 냉간정수압압축시 Ogden 변형률에너지함수와 Moony-Rivlin 변형률에너지함수를 사용하여 고무몰드의 변형거동을 나타낼 수 있음을 알 수 있었다.

(4) Shima와 Oyane의 항복함수는 낮은 성형압에서는 실험치를 잘 예측하지 못하였다.

후 기

본 연구는 1996년 교육부에서 지원한 연구비로 수행되었으며, 이에 감사드립니다. 본 논문의 수정에 수고한 최승완 군에게 감사드립니다.

참고문헌

- (1) Randall, M. G., 1994, Powder Metallurgy Science, Metal Powder Industries Federation, Princeton, New Jersey
- (2) Lenel, F. V., 1980, Powder Metallurgy-Principle and Applications, Metal Powder Industries Federation, Princeton, New Jersey.
- (3) German, R. M., 1984, Powder Metallurgy Science, Metal Powder Industries Federation, Princeton, New Jersey.
- (4) James, P. J., 1983, Isostatic Pressing Technology, Applied Science Publishers.
- (5) Kuhn, H. A. and Ferguson, B. L., 1990, Powder Forging, Metal Powder Industries Federation, Princeton, New Jersey
- (6) Lewis, R. W., Jinka, A. G. K. and Gethin, D. T., 1993, "Computer-Aided Simulation of Metal Powder Die Compaction Processes," *Powder Metall. Int.*, Vol. 25, No. 6, pp. 287~293.
- (7) Gethin, D. T., Tran, V. D., Lewis, R. W. and Ariffin, A. K., 1994, "An Investigation of Powder Compaction Processes," *Int. J. Powder Metall.*, Vol. 30, No. 4, pp. 385~398.
- (8) Kuhn, H. A. and Downey, C. L., 1971, "Deformation Characteristics and Plasticity Theory of Sintered Powder Metal Materials," *Int. J. Powder Metall.*, Vol. 7, pp. 15~25.
- (9) Gurson, A. L., 1977, "Continuum Theory of Ductile Rupture by Void Nucleation and Growth: Part 1-Yield Criteria and Flow Rules for Porous Ductile Media," *ASME, J. Eng. Mat. Tech.*, Vol. 99, pp. 2~15.
- (10) Shima, S. and Oyane, M., 1976, "Plasticity Theory for Porous Metals," *Int. J. Mech Sci.*, Vol. 18, pp. 285~291.
- (11) Fleck, N. A., Kuhn, L. T. and McMeeking, R.

- M., 1992, "Yielding of Metal Powder Bonded by Isolated Contacts," *J. Mech. Phys. Solids*, Vol. 40, No. 5, pp. 1139~1162.
- (12) Kwon, Y. S., Lee, H. T. and Kim, K. T., 1997, "Analysis for Cold Die Compaction of Stainless Steel Powder" *J. Eng. Mat. Tech.*, in Print.
- (13) Kim, K. T. and Kim, J. S., 1997, "Stage 1 Compaction Behavior of Tool Steel Powder Under Die Pressing," Submitted for Publication.
- (14) Yeoh, O. H., 1993, "Some Forms of the Strain Energy Function for Rubber," *Rubber Chem. and Tech.*, Vol. 66, pp. 754~771.
- (15) Charlton, D. J. and Yang, J., 1993, "A Review of Methods to Characterize Rubber Elastic Behavior for Use in Finite Element Analysis," *Rubber Chem. and Tech.*, Vol. 67, pp. 481~503.
- (16) Treloar, L. R. G., 1944, "Stress strain Data for Vulcanized Rubber under Various Types of Deformation," *Trans. Faraday Soc.*, Vol. 40, pp. 59~70.
- (17) Koga, S., Hamanaka, J., Nakatsuka, M., Sugita, T. and Sugiyama, S., 1992, "Mechanical Behaviour of the Ceramic Granule Compact in Cold Isostatic Pressing," *JSME, Int. J. Series I*, Vol. 35, No. 4, pp. 470~474.
- (18) Kim, K.T. and Lee, H.T., 1997, "Effect of Friction Between Metal Powder and A Mandrel During Cold Isostatic Pressing," *Int. J. Mech. Sci.*, in Print.
- (19) Govindarajan, R. M. and Aravas, N., 1994, "Deformation Processing of Metal Powders: Part 1-Cold Isostatic Pressing," *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 36, No. 4, pp. 343~357.
- (20) Aravas, N., 1987, "On the Numerical Integration of A Class of Pressure-Dependent Plasticity Models," *Int. J. Num. Meth. Engrg.*, Vol. 24, pp. 1395~1416.
- (21) Haggblad, B. and Sundberg, J. A., 1983, "Large Strain Solutions of Rubber Components," *Comput. Struct.*, Vol. 17, pp. 835~843.
- (22) Jankovich, E., Leblanc, F., Durand, M. and Bercovier, M., 1981, "A Finite Element Method for the Analysis of Rubber Parts, Experimental and Analytical Assessment," *Comput. Struct.*, Vol. 14, pp. 385~391.
- (23) *ABAQUS Theory Manual*, Hibbit, Karlsson and Sorensen, 1995.
- (24) Finney, R. H. and Kumar, A., 1987, "Development of Material Constants for Nonlinear Finite Element Analysis," *Rubber Chem. and Tech.*, Vol. 61, pp. 879~891.
- (25) Haynes, R. and Egediege, J. T., 1989, "Effect of Porosity and Sintering Conditions on Elastic Constants of Sintered Irons," *Powder Metallurgy*, Vol. 32, pp. 47~52.
- (26) *SAS User Guide: Basic*, 1985, Cary, N. C., SAS Institute Inc.
- (27) Cho, H. K., Suh, J. and Kim, K. T., 1994, "Densification of Porous Alloy Steel Preforms at High Temperature," *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 36, No. 4, pp. 317~328.
- (28) Boyer, H. E., 1987, "Hardness Testing," ASM International.