

< 논문 >

냉간 다단 소성변형하에서의 철분말의 치밀화 거동

강춘성* · 이성철* · 김기태† · Oleg Rozenberg**
(2005년 4월 4일 접수, 2005년 9월 14일 심사완료)

Densification Behavior of Iron Powder During Cold Stepped Plastic Deformation

ChunSung Kang, SungChul Lee, KiTae Kim and Oleg Rozenberg

Key Words : Cold Stepped Plastic Deformation(냉간 다단 소성변형), Densification Behavior(치밀화 거동), Finite Element Analysis(유한요소해석)

Abstract

Densification behavior of iron powder under cold stepped plastic deformation was studied. Experimental data were also obtained for iron powder under cold stepped plastic deformation. The elastoplastic constitutive equation based on yield function of Shima and Oyane was implemented into a finite element program (ABAQUS) to simulate compaction responses of iron powder during cold stepped plastic deformation. Finite element calculations were compared with experimental data for densification, deformed geometry and density distribution. The agreement between finite element results and experimental data was good for iron powder.

1. 서 론

분말야금공정은 우수한 물성을 갖는 기계부품을 정형에 가깝게 성형할 수 있다는 장점을 가지고 있다.⁽¹⁻⁴⁾ 분말야금법에 의한 성형 공정은 일반적으로 분말을 임의의 형상을 갖도록 냉간 성형한 후 소결과 최종 가공을 거쳐 부품을 생산하게 된다. 분말을 임의의 형상으로 성형하는 공정 중에 가장 많이 사용되는 방법으로는 냉간 금형압축, 냉간 정수압압축 성형 등이 있다. 냉간 금형압축 성형은 금형벽과 분말 사이의 마찰과 금형의 형상에 기인하여 성형체 내부에 불균일한 밀도분포를 초래한다. 성형체 내부의 밀도구배는 최종 부품의 기계적 특성에 큰 영향을 주기 때문에^(4,5) 금형압축은 중형비가 크고 복잡한 형상의 부품의 제조에

는 적합하지 않다. 냉간 정수압압축 성형의 경우 재료 절삭에 의한 재료비 손실을 줄일 수 있고, 복잡한 형상을 정밀 정형할 수 있으며 높은 상대 밀도와 제품 전체에 대해 균일한 밀도를 얻을 수 있다는 장점이 있다. 그러나 중공원통(hollow cylinder) 형상을 지닌 링, 점화플러그, 노즐, 포탄 외피, 각종 자동차, 항공우주, 군수산업에 쓰이는 부품을 냉간 정수압압축 공정으로 제조할 경우 적절한 분말 충전이 어렵고 중공원통 끝부분에 변형이 발생하여 후처리 공정이 요구되는 단점이 존재한다. 또한, 중형비가 매우 큰 부품 제조시 정수압이 작용하면 고무물드에 작용하는 모멘트의 영향으로 성형체가 파손되거나 과도하게 변형되기 쉽다.

중공원통 형상의 부품을 제조할 경우 일반적으로 많이 사용되는 냉간 금형압축이나 냉간 정수압압축 이외에도 새로운 공정들이 시도되어 왔다.

Sivakumar 등⁽⁶⁾은 원심성형기법(centrifugal molding technique)을 바탕으로 원심력을 이용하여 분말과 알코올이 섞인 슬러리로 중공원통을 제조하였다. 이 기법은 세라믹과 금속분말의 경사기능재료(functionally graded material)와 비교적 중형비가 크

* 포항공과대학교 대학원

** Bakul Institute for Superhard Materials of the National Academy of Sciences of Ukraine

† 책임저자, 회원, 포항공과대학교 기계공학과

E-mail : korean@postech.ac.kr

TEL : (054)279-2164 FAX : (054)279-5569

고 두께가 두꺼운 중공원통을 제조할 수 있으나, 초기 성형체의 밀도가 낮아 건조시 시편의 축방향으로 크랙이 발생할 수 있는 단점이 있다.

Devasenapathi 등⁽⁷⁾은 플라즈마 스프레이(plasma spray) 공정을 이용한 방법으로 원추나 중공원통 형상의 항공우주산업 제품과 터보엔진 제품 성형체를 제조하였다. 그러나 이 공정은 높은 온도에서 금속분말 표면에 산화가 발생하며, 스프레이 방법으로 제조하므로 비교적 얇은 두께의 부품에만 적용 가능한 한계를 지닌다.

또한 Nagae 등⁽⁸⁾은 펄스 방전압 소결(pulse discharge pressure sintering)을 이용하여 알루미늄 합금과 니켈-크롬의 중공원통 형상의 부품을 제조하여 일반 다른 부품과 비교하기도 하였다.

이 밖에도 폭발분말압축성형(explosive powder compaction)⁽⁹⁾과 레이저 소결⁽¹⁰⁾ 및 스파크 플라즈마 소결⁽¹¹⁾ 등의 공정이 있으나, 생산성이 낮아 산업용으로 적용하기에는 아직 연구단계에 머물러 있는 실정이다.

최근 Rozenberg 등⁽¹²⁾은 중공원통 형상 부품의 생산을 위해 냉간 다단 소성변형(cold stepped plastic deformation)이라는 새로운 공정을 제시했다. 이 공정은 중공원통 형상의 부품 제조시 종횡비와 형상의 크기에 제한 받지 않으며, 정밀 정형으로 부품을 제조할 수 있어 후가공을 통한 재료의 손실이 거의 없으므로 생산비를 감소시키고 생산속도를 향상시킬 수 있다. 또한, 성형체 내부의 불균일한 밀도구배가 없이 중공원통이나 원추 형상의 복잡한 부품을 제조할 수 있는 기대효과를 지니고 있다.

본 논문에서는 철분말을 사용하여 냉간 다단 소성변형 공정을 통해 제조된 중공원통 성형체의 변형된 형상과 성형체 내부의 밀도분포 및 응력분포를 연구하였으며, Shima 와 Oyane 의 소성 항복조건식을 유한요소해석에 적용하여 해석치와 실험치를 비교, 검토하였다.

2. 이론적 배경

2.1 구성방정식

전체 변형률 속도성분 $\dot{\epsilon}_{ij}$ 는 다음과 같이 쓸 수 있다.

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

여기서, $\dot{\epsilon}_{ij}^e$ 와 $\dot{\epsilon}_{ij}^p$ 는 각각 탄성변형률 속도성분과 소성변형률 속도성분을 나타낸다. 탄성변형에 대해서 후크의 법칙을 적용하면 응력성분 σ_{ij} 는 다

음과 같이 쓸 수 있다.

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

여기서, C_{ijkl}^e 는 4차 탄성계수이다.

분말 성형체의 소성 항복거동을 예측할 수 있는 소성 항복조건식은 다음과 같은 일반적인 형태로 나타낼 수 있다.⁽¹³⁾

$$\Phi(\sigma, \bar{\epsilon}_m^p, D) = \left(\frac{q}{\sigma_m}\right)^2 + \left(\frac{p}{\sigma_m f}\right)^2 - D^{2n} = 0 \quad (3)$$

여기서, p 와 q 는 각각 정수응력($=\sigma_{kk}/3$)과 유효응력($=\sqrt{3\sigma'_{ij}\sigma'_{ij}/2}$)을, σ_m 은 모재의 유효응력을 나타내며, n 은 재료상수, D 는 상대밀도, f 는 상대밀도의 함수를 나타낸다. Shima 와 Oyane⁽¹³⁾은 구리 분말 성형체의 일축압축실험으로부터 f 와 n 을 결정하여 다음과 같이 소성 항복조건식을 제안하였다.

$$\Phi(\sigma, \bar{\epsilon}_m^p, D) = \left(\frac{q}{\sigma_m}\right)^2 + 2.49^2(1-D)^{1.028} \left(\frac{p}{\sigma_m}\right)^2 - D^5 = 0 \quad (4)$$

한편, 소성변형률 속도 $\dot{\epsilon}_{ij}^p$ 는 다음과 같이 정의될 수 있다.

$$\dot{\epsilon}_{ij}^p = \lambda \frac{\partial \Phi}{\partial \sigma_{ij}} \quad (5)$$

여기서, λ 은 양의 스칼라양이다.

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

$$\dot{D} = -D\dot{\epsilon}_{kk}^p \quad (6)$$

또한, 전체 분말 성형체의 변형에너지가 모재의 변형에너지와 같다고 하면 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$D\sigma_m \dot{\bar{\epsilon}}_m^p = \sigma_{ij} \dot{\epsilon}_{ij}^p \quad (7)$$

여기서, σ_m 은 모재의 유효응력, $\dot{\bar{\epsilon}}_m^p$ 은 모재의 등가 소성변형률 속도를 나타낸다.

2.2 구성방정식의 수치적분

유한요소해석 프로그램 ABAQUS⁽¹⁴⁾의 사용자 정의 서브루틴인 UMAT 에 Shima 와 Oyane 의 구성방정식을 적용하여 철분말의 소성 변형거동을 해석하였다.

유한요소법을 이용한 Shima 와 Oyane 의 구성방정식의 수치적분은 Aravas⁽¹⁵⁾에 의하여 제안된 후방 오일러법(backward Euler method)과 내연적(implicit) 시간적분법을 사용하여 만들어진 비선형 평형방정식을 Newton-Raphson 반복법에 의해 계산하

였다. 후방 오일러법은 다른 수치적분 기법에 비해 안정적인 알고리즘을 가지고 있으며 대변형의 소성 유한요소해석에 적합하다고 알려져 있다.⁽¹⁵⁾ Newton-Raphson 반복법이 사용되기 위해서는 다음과 같은 선형 모듈(linearization moduli) J 가 필요하다.⁽¹⁶⁾

$$J = \left(\frac{\partial \sigma}{\partial \varepsilon} \right)_{t+\Delta t} \quad (8)$$

따라서 구성 방정식을 사용자 정의의 서브루틴 UMAT 에 적용할 때 선형 모듈 J 값을 계산하여야 하며, 본 논문에서는 Govindarajan⁽¹⁷⁾에 의하여 유도된 J 값을 사용하였다.

3. 실험

3.1 시편제조와 상온일축압축 실험

본 연구의 재료로는 철분말이 사용되었다. Fig. 1은 철분말의 형상을 보여주는 주사전자현미경(scanning electron micrograph, SEM) 사진이다. 불규칙한 분말입자 형상을 볼 수 있으며, 평균 입자 크기는 80 μm 이다.

냉간 다단 소성변형 공정의 해석을 위해서는 본 연구의 재료인 철분말의 모재와 냉간 다단 소성변형 공정시 철분말에 반경방향으로의 하중을 주기 위해 초기 분말 성형체의 내부에 사용되는 슬리브 재료의 탄성계수, 푸아송비, 항복강도 및 유동응력 등의 기계적 특성에 대한 조사가 필요하다. 본 논문에서는 보다 정확한 모재의 기계적 특성을 조사하기 위하여 냉간 다단 소성변형에 사용된 철분말을 이용하여 열간 등가압 소결(hot isostatic pressing, HIP)에 의해 철분말의 모재를 제조하였다.

철분말의 모재 제조를 위하여 분말을 내경 23 mm, 두께 1 mm 인 스테인레스 스틸(stainless steel 304) 캔에 넣은 후 용기내 불순물을 제거하기 위

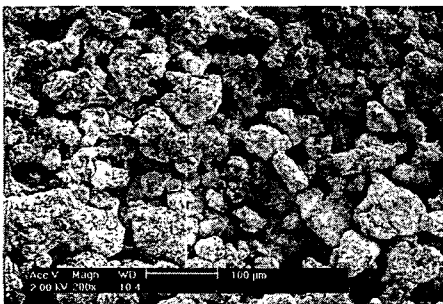


Fig. 1 Scanning electron micrograph of iron powder

해 분말이 찬 용기를 진공상태로 유지하면서 500 $^{\circ}\text{C}$ 에서 5 시간 탈가스(degassing) 작업 후 진공 밀봉하였다. 진공 밀봉된 캔을 열간 등가압 성형기(Kobelco System 30T, Japan)에 넣은 후 1200 $^{\circ}\text{C}$ 의 온도에서 50 MPa의 압력으로 2시간 동안 열간 등가압 소결하였다. 철분말의 모재 시편은 높이 14 mm, 직경 10 mm의 원주형으로, 슬리브 재료로 쓰이는 강철에 대한 시편은 높이 7 mm, 직경 5 mm의 원주형으로 기계 가공하였다. 가공한 시편은 잔류응력을 제거하기 위하여 650 $^{\circ}\text{C}$ 의 진공분위기에서 1시간 동안 어닐링하였다. 비중법으로 측정된 철분말 모재 시편의 최종 상대밀도는 0.993 이상이었다. 이때 철분말의 이론밀도는 7.6543 g/cm^3 이다.

철분말의 모재와 슬리브의 재료인 강철의 상온 일축압축 실험은 MTS 재료 시험기를 사용하여 일정 하중속도(200 N/sec)로 수행하였다. 항복강도와 탄성계수의 측정을 위하여 시편 표면에 스트레인 게이지를 부착하여 변형률을 측정하였으며, 실험 중 마찰의 영향을 줄이기 위하여 시편과 압반 사이에 테프론을 삽입하였다. 또한, 유동응력을 측정하기 위하여 시편을 일정한 하중까지 압축한 후 하중을 제거하여 압축된 시편의 높이와 직경을 측정 후 다시 시편을 압축하는 실험을 반복 수행하였으며, 반복실험 중 마찰의 영향을 줄이기 위하여 테프론을 계속 교체하였다.

3.2 냉간 금형압축 실험

냉간 금형압축 실험을 위해 철분말 10 g을 직경 11.28 mm의 금형에 넣고 탭핑을 통해 초기 충전밀도를 얻은 후 100~800 MPa의 다양한 압력으로 실험을 수행하였다. 일방향 압축으로 성형된 분말 성형체를 금형에서 이젝트한 후 성형체의 직경과 높이를 측정하여 시편의 상대밀도를 측정하였다.

3.3 냉간 정수압압축 실험

냉간 정수압압축 실험을 위해 실리콘 몰드에 철분말을 충전시킨 후 냉간 정수압 성형기(ABB Autoclave Engineers, USA)에서 50~300 MPa의 압력으로 실험을 수행하였다. 시편은 비중법을 이용하여 상대밀도를 측정하였다.

3.4 냉간 다단 소성변형 실험

냉간 다단 소성변형 실험에 앞서 초기 분말 성형체를 제작하기 위한 양단 금형압축(double action pressing) 실험이 수행되었다. Fig. 2는 양단 금형압축 실험과 냉간 다단 소성변형 실험의 개략도를 나타낸다. 양단 금형압축 실험으로 초기 분말 성형체를 제조하기 위해 금형에 철분말을 넣고 탭핑

을 통해 초기 충전 상대밀도 0.42 를 얻은 후 450 MPa 의 축방향 하중을 가했다. 축방향 하중을 가하기 전 분말의 높이는 130 mm 이며, 하중을 가한 후 성형체의 높이는 62 mm 이고 평균 상대밀도는 0.68 이었다. 양단 금형압축을 통해 제작된 초기 분말 성형체의 높이만큼 슬리브를 절단한 후 Fig. 2(b)에서 보는 것처럼 내부에 슬리브가 끼워진 초기 분말 성형체를 다이에 고정시켜 브로치(broach)에 축방향의 하중을 가하여 슬리브 안으로 삽입시켰다. 이때 슬리브가 철분말에 하중을 가하게 되어 반경방향으로 분말의 치밀화가 일어나게 된다.

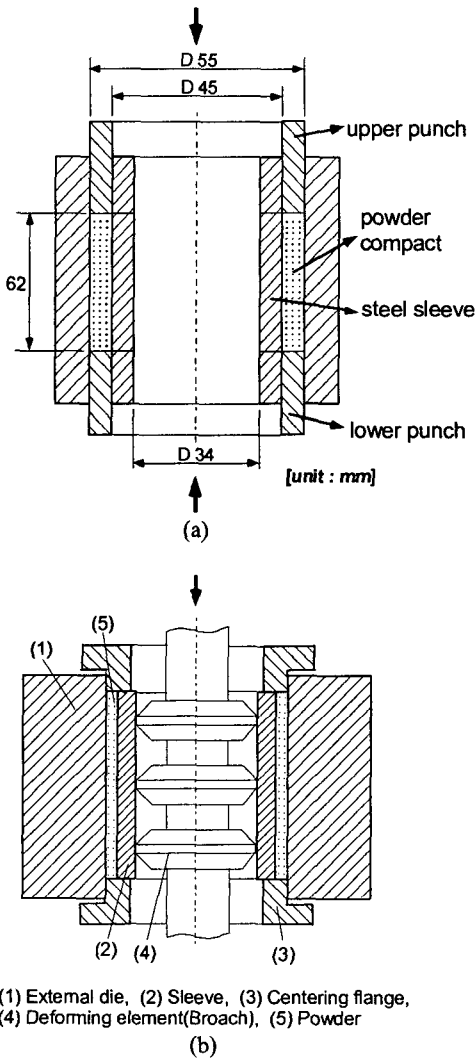


Fig. 2 A schematic drawing of fixture for (a) double action pressing and (b) cold stepped plastic deformation

브로치의 지름의 크기에 따라 분말의 치밀화 정도가 결정되며, 브로치는 하부에서 상부로 갈수록 지름이 점점 증가하는 세라믹 원형체로 되어 있다.

3.5 밀도분포측정 실험

분말 성형체의 밀도 분포는 경도와 상대밀도의 관계를 이용해서 간접적으로 측정할 수 있다. 금속분말 성형체의 경도측정에는 로크웰(Rockwell) 경도계가 주로 사용된다.⁽¹⁸⁻²⁰⁾

본 논문에서는 중공원통의 상대밀도 분포를 구하기 위해 우선 냉간 금형압축으로 성형된 철분말 성형체를 소결 전과 상대밀도의 차이가 나지 않도록 1150°C에서 1 시간 동안 소결 후 중앙단면을 절단하였다. 그리고 로크웰 B 형 경도계(Rockwell 523T, Wilson, U.S.A.)를 사용하여 1.58 mm (1/16 inch) 강구압자(hardened steel ball indenter)로 15 N 의 하중을 30 초간 가하여 각 시편마다 9 개 정도의 경도값을 측정하였다. 측정된 각 시편의 경도값들을 평균하여 상대밀도와 로크웰 경도와의 상관 관계를 구하였다. 이 상관 관계를 이용하여 중공원통의 1/2 단면에 대해서는 2.5 mm 간격으로 전체 24 개의 경도값을 측정하였다.

Fig. 3 은 철분말 성형체의 로크웰 경도값(HR-15T)과 상대밀도의 관계를 나타내며, Fig. 3 의 실험치(O)를 보간하면 다음 식과 같이 철분말 성형체의 로크웰 경도치와 상대밀도의 관계를 얻을 수 있다.

$$D = 0.66536 + 5.1597 \times 10^{-4} (HR15T) + 5.767 \times 10^{-5} (HR15T)^2 \quad (9)$$

4. 실험 및 유한요소해석 결과의 비교

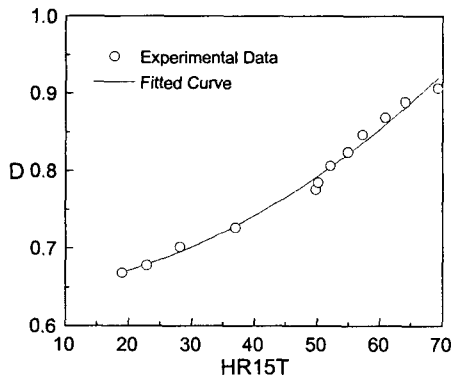


Fig. 3 Variation of relative density with Rockwell hardness for iron powder

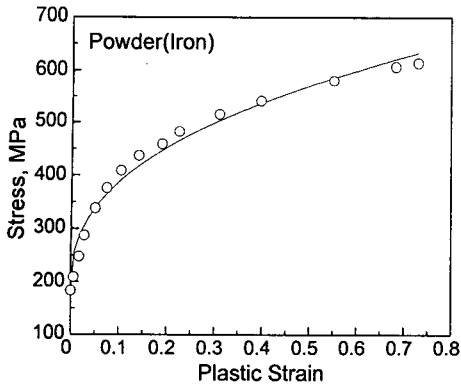


Fig. 4 Uniaxial stress-plastic strain curve for iron powder matrix

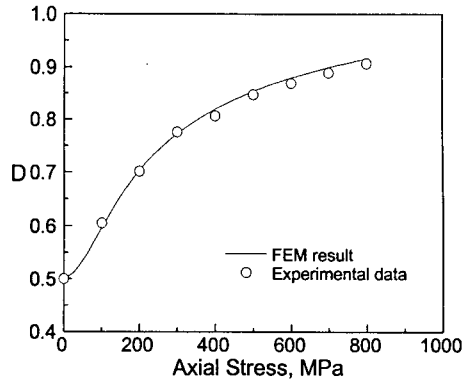


Fig. 6 Variation of relative density with axial stress for iron powder under die compaction

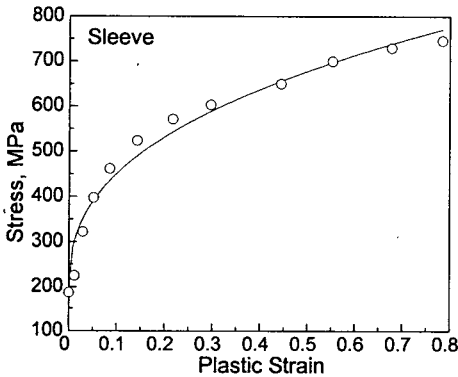


Fig. 5 Uniaxial stress-plastic strain curve for steel sleeve

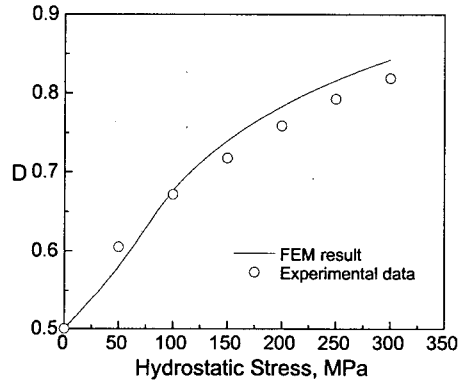


Fig. 7 Variation of relative density with hydrostatic stress for iron powder under cold isostatic pressing

4.1 상온 일축압축 실험

Fig. 4 와 Fig. 5 는 철분말의 모재와 슬리브의 재료인 강철 시편에 대해 일축압축시 압축응력과 소성변형률 사이의 관계를 나타낸다. 여기서, 실험치 (O)는 최소자승법 (least square method)을 사용하여 Ludwik⁽²¹⁾의 실험식(실선) 형태로 나타낼 수 있다. 식 (10)은 슬리브의 재료인 강철과 철분말의 모재에 대한 유동응력과 소성변형률 사이의 관계를 나타낸다.

강철(슬리브의 재료): $\sigma_m = 187 + 640.9(\bar{\epsilon}_m^p)^{0.38551}$

철 모재: $\sigma_m = 183 + 508.8(\bar{\epsilon}_m^p)^{0.39641}$ (10)

또한, 실험치로부터 구하여진 철분말 모재의 항복강도는 215 MPa 이고 탄성계수는 183 GPa 이며, 슬리브의 재료인 강철의 항복강도는 215 MPa 이고 탄성계수는 187 GPa 이다.

4.2 냉간 금형압축과 냉간 정수압압축 실험

냉간 금형압축과 냉간 정수압압축 실험은 Shima 와 Oyane 의 소성 항복조건식이 다양한 하중하에서 철분말의 치밀화 거동을 잘 예측하는지 살펴보기 위해 수행되었다. Fig. 6 은 냉간 금형압축시 축방향 하중에 대한 상대밀도의 실험치(O)와 해석치를 나타내고, Fig. 7 은 냉간 정수압압축시 정수압에 대한 상대밀도의 실험치(O)와 해석치를 나타낸다. Fig. 6 과 Fig. 7 에서 Shima 와 Oyane 의 소성 항복조건식을 적용하여 구한 철분말의 상대밀도 계산치가 실험치와 잘 일치함을 알 수 있다. 따라서 Shima 와 Oyane 의 소성 항복조건식이 다양한 하중하에서 철분말의 치밀화 거동을 잘 예측하므로 냉간 단단 소성변형 공정의 유효 해석에 적용이 가능함을 확인할 수 있었다.



Fig. 8 Photograph of a hollow cylinder specimen fabricated by cold stepped plastic deformation

Table 1 Inner diameters of deformed hollow cylinder specimens and radial displacements of steel sleeve under cold stepped plastic deformation

Specimen (Hollow Cylinder)	Radial Displacement
Inner diameter 36.2 mm	1.10 mm
Inner diameter 37.0 mm	1.50 mm
Inner diameter 38.5 mm	2.25 mm

4.3 냉간 다단 소성변형 실험

Fig. 8 은 냉간 다단 소성변형 실험으로 제조된 분말 성형체의 형상을 나타낸다. Table 1 은 냉간 다단 소성변형 실험을 통해 제조된 중공원통 성형체들의 내경과 슬리브의 반경방향 변위를 나타낸다. 이때 냉간 다단 소성변형 공정 전 초기 분말 성형체의 내경은 34 mm 이었다. Fig. 9 는 양단 금형압축 실험과 냉간 다단 소성변형 실험에 사용된 유한요소격자 및 경계조건을 나타낸다. 양단 금형압축 실험에는 80 개의 4 절점 축대칭 요소(CAX4)를 갖는 유한요소격자를 사용하였고, 냉간 다단 소성변형 실험에는 분말과 슬리브에 각각 80 개와 40 개의 4 절점 축대칭 요소를 갖는 유한요소격자를 사용하였다. Fig. 9 와 같이 X 축에 대한 대칭이므로 전체 단면의 1/2 에 대해서만 해석하였다.

분말 성형체와 금형, 분말 성형체와 슬리브 사이의 마찰력은 0.17 로 가정했으며, 슬리브의 반경방향의 변위를 경계조건으로 하였다. Fig. 10 은 냉간 다단 소성변형 실험시 슬리브 내부면에 반경방향으로 변위를 가할 때 중공원통의 상대밀도에 대한 실험치(O)와 해석치들을 각각 나타낸다. 실선은 Shima 와 Oyane 의 소성 항복조건식을 적용하여 유한요소해석으로 구한 해석치들이며, 유한요소해

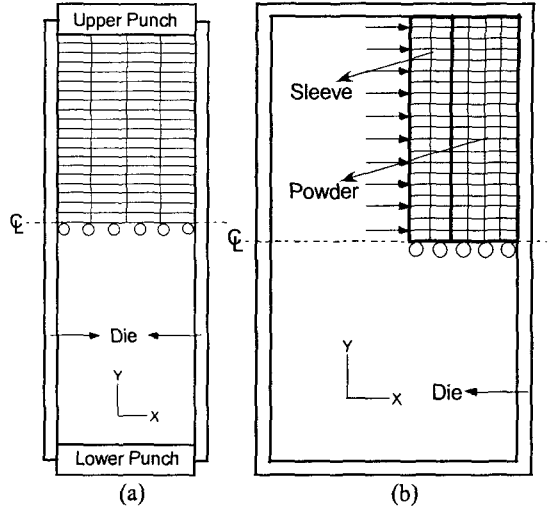


Fig. 9 Finite element meshes and boundary conditions of double action pressing and (b) cold stepped plastic deformation

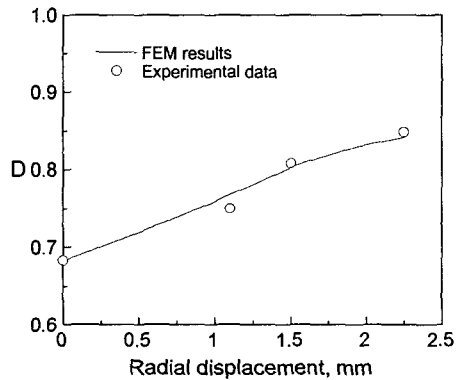


Fig. 10 Variation of relative density with radial displacement of sleeve for an iron powder compact under cold stepped plastic deformation

석에서의 분말 성형체의 상대밀도는 다음의 관계식을 사용하여 구한 분말 성형체의 체적에 대한 평균치이다.

$$D_{avg} = \frac{\sum_{j=1}^M D_j V_j}{\sum_{j=1}^M V_j} \tag{11}$$

여기서, D_j, V_j 및 M 은 각각 j 번째 요소의 상대 밀도, 체적 및 전체 요소의 개수를 나타낸다. Fig. 10 에서 슬리브의 반경방향의 변위가 1.10 mm 일 때 유한요소해석을 통해 얻은 평균 상대밀도에 대한 해석치가 실험치보다 약간 높게 예측되지만,

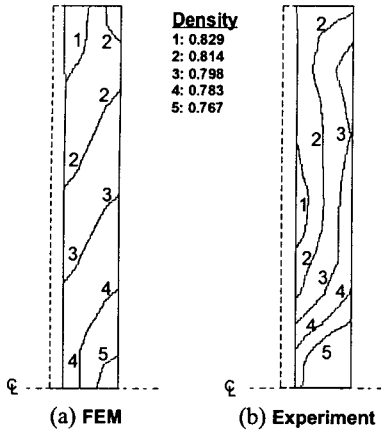


Fig. 11 Comparison between experimental data and finite element calculations for relative density contour plots of an iron powder compact under cold stepped plastic deformation when the radial displacement of sleeve is 1.50 mm

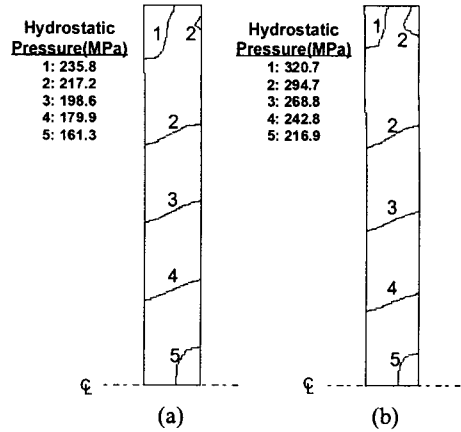


Fig. 13 Finite element calculations for hydrostatic pressure distribution of iron powder compacts when the radial displacement of sleeve is (a) 1.50 mm and (b) 2.25 mm

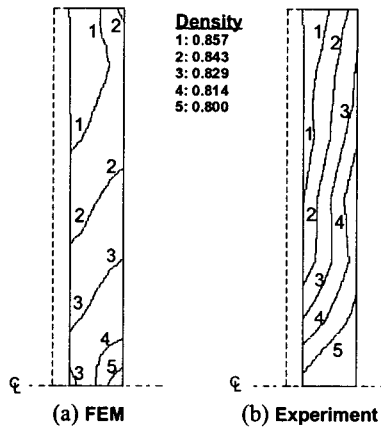


Fig. 12 Comparison between experimental data and finite element calculations for relative density contour plots of an iron powder compact under cold stepped plastic deformation when the radial displacement of sleeve is 2.25 mm

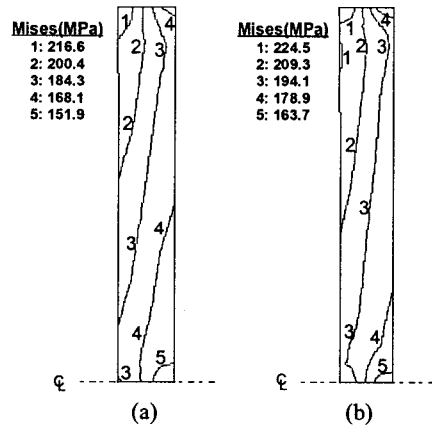


Fig. 14 Finite element calculations for the Mises stress distribution of iron powder compacts when the radial displacement of sleeve is (a) 1.50 mm and (b) 2.25 mm

전체적으로 해석치가 실험치를 비교적 잘 예측하고 있음을 알 수 있다.

Fig. 11 과 Fig. 12 는 냉간 다단 소성변형시 슬리브의 반경방향 변위가 1.50 mm 와 2.25 mm 일때 분말 성형체의 변형된 형상과 상대밀도 분포를 보여주는 실험치와 유한요소해석의 결과를 각각 나타낸다. 여기서, 점선으로 표시된 부분은 양단 금형압축을 가한 후의 초기 분말 성형체 단면의 형상을 나타내며, 실선으로 표시된 부분은 냉간 다단 소성변형 후의 단면의 형상을 나타낸다.

Fig. 11 과 Fig. 12 에서 냉간 다단 소성변형 실험으로 성형된 분말 성형체의 변형된 형상과 상대밀도 분포에 대한 유한요소해석 결과는 실험치를 비교적 잘 예측함을 알 수 있다. 분말 성형체 전체의 밀도 분포는 슬리브의 반경방향의 변위가 증가하여도 거의 동일한 형태를 보이고 있음을 알 수 있다. 상대밀도는 분말 성형체와 센터링 플랜지 접촉면의 안쪽 모서리 부근에서 가장 높고, 전체 성형체 중간 부근의 바깥쪽에서 가장 낮게 예측되고 있다. 또한, 반경방향에 대하여 슬리브의 변위가 증가할수록 분말 성형체 단면에서 반경방향에 대해 안쪽면과 바깥쪽면의 밀도 차이는 감소함을

알 수 있다.

분말 성형체의 변형된 형상에서 반경방향으로의 두께가 분말 성형체와 센터링 플랜지의 접촉면 부근에서 중간 부근으로 갈수록 얇아짐을 알 수 있다. 이것은 초기 분말 성형체 제조시 분말 성형체의 상대밀도가 분말 성형체와 금형의 마찰로 인해 편치와 접촉했던 부분에서 중간 부근으로 갈수록 감소하고, 냉간 다단 소성변형시 분말 성형체와 센터링 플랜지 사이의 마찰의 영향이 분말 성형체와 센터링 플랜지 접촉면에서 중간 부근으로 갈수록 감소하기 때문이다.

Fig. 13 과 Fig. 14 의 (a)와 (b)는 냉간 다단 소성변형시 슬리브의 반경방향의 변위가 1.5 mm 와 2.25 mm 인 경우에 대해 성형체 내부의 정수응력과 유효응력 분포를 보여주는 유한요소해석의 결과이다. 여기서, 슬리브의 반경방향 변위가 증가할수록 정수응력과 유효응력은 증가함을 알 수 있다. 분말 성형체와 금형, 분말 성형체와 슬리브의 마찰로 인해 분말 성형체 단면의 모서리 부근에서는 정수응력과 유효응력의 분포가 다소 불균일하게 나타나나, 모서리 이외의 부분에서는 비교적 균일한 응력 분포를 보임을 알 수 있다.

5. 결 론

본 논문에서는 철분말의 소성변형 거동을 예측할 수 있는 구성방정식을 사용하여 냉간 다단 소성변형 공정을 해석한 후 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

(1) Shima 와 Oyane 의 소성 항복조건식을 사용한 유한요소해석의 결과는 철분말의 냉간 다단 소성변형 실험치를 비교적 잘 예측하였다.

(2) 철분말의 냉간 다단 소성변형시 분말 성형체의 상대밀도는 분말 성형체와 센터링 플랜지 접촉면의 안쪽 모서리 부근에서 가장 높고, 전체 분말 성형체 중간 부근의 바깥쪽에서 가장 낮음을 알 수 있었다. 또한, 슬리브의 반경방향의 변위가 증가할수록 분말 성형체의 안쪽면과 바깥쪽면의 밀도 차이는 점점 감소함을 알 수 있었다.

(3) 초기 분말 성형체 제조시 분말 성형체 중간 부근과 상단 부근의 상대밀도 차이와 냉간 다단 소성변형시 분말 성형체와 센터링 플랜지와의 마찰의 영향으로 인해 분말 성형체 중간 부근에서 상단 부근으로 갈수록 반경방향의 두께가 두꺼워짐을 알 수 있었다.

(4) 철분말의 냉간 다단 소성변형시 마찰로 인해 분말 성형체 단면의 모서리 부근에서는 정수응력과 유효응력 분포가 다소 불균일하게 나타나나,

모서리 이외의 부분에서는 비교적 균일한 응력 분포를 보임을 알 수 있었다.

후 기

본 논문은 한국과학재단 국제협력(공동)연구(F01-2004-000-10224-0)에서 지원된 연구비로 수행되었으며, 이에 감사 드립니다.

참고문헌

- (1) Randal, M. G., 1994, Powder Metallurgy Science, Metal Powder Industries Federation, Princeton, New Jersey, U. S. A.
- (2) Lenel, F. V., 1980, Powder Metallurgy-Principles and Applications, Metal Powder Industries Federation, Princeton, New Jersey, U. S. A.
- (3) German, R. M., 1984, Powder Metallurgy Science, Metal Powder Industries Federation, Princeton, New Jersey, U. S. A.
- (4) Kuhn, H. A. and Ferguson, B. L., 1990, Powder Forging, Metal Powder Industries Federation, Princeton, New Jersey, U. S. A.
- (5) 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, pp. 287~293.
- (6) Sivakumar, R., Nishikawa, T., Honda, S., Awaji, H. and Gnanam, F. D., 2003, "Processing of Mullite-molybdenum Graded Hollow Cylinders by Centrifugal Molding Technique," *J. Eur. Ceram. Soc.*, Vol. 35, No. 23, pp. 765~772.
- (7) Devasenapathi, A., Ng, H. W., Yu, S. C. M. and Indra, A. B., 2002, "Forming Near Net Shape Free-standing Components by Plasma Spraying," *Mater. Lett.*, Vol. 57, pp. 882~886.
- (8) Nagae, T., 1998, "Consolidation of a Hollow Compact by Pulse Discharge Pressure Sintering," *J. Jpn Soc. Powder Metall.*, Vol. 45, pp. 169~171.
- (9) Mamalis, A. G., Szalay, A., Pantelis, D. I., Pantazopoulos, G., Kotsis, I. and Enisz, M., 1996, "Fabrication of Multi-Layered Steel/Superconductive Ceramic(Y-Ba-K-Cu-O)/Silver Rods by Explosive Powder Compaction and Extrusion," *J. Mater. Process. Technol.*, Vol. 57, pp. 155~163.
- (10) Morgan, R. H., Papworth, A. J., Sutcliffe, C., Fox, P. and O'neil, W., 2002, "High Density Net Shape Component by Direct Laser Re-melting of Single-Phase Powders," *J. Mater. Sci.*, Vol. 37, pp. 3093~3100.
- (11) Omori, M., 2000, "Sintering, Consolidation, Reaction and Crystal Growth by the Spark Plasma System(SPS)," *Mater. Sci. Eng.*, Vol. A287, pp. 183~188.
- (12) Rozenberg, O., Techanov, J. A. and Seikin, S. E., 2004, On Some Regularities of the Surface Plastic Deforming at Deforming Broaching, Universum, Tula State University, Kiev, Ukraine.

- (13) Shima, S. and Oyane, M., 1976, "Plasticity Theory for Porous Metals," *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 18, pp. 285~291.
- (14) *ABAQUS User's I and II Manual*, Hibbitt, Karlsson, and Sorensen, 1998.
- (15) Aravas, N., 1987, "On The Numerical Integration of A Class of Pressure-Dependent Plasticity Models," *Int. J. Num. Meth. Engng.*, Vol. 24, pp. 1395~1416.
- (16) Lush, A. M., Weber, G. and Anand, L., 1989, "An Implicit Time-integration Procedure for A Set of Internal Variable Constitutive Equations for Isotropic Elasto-Viscoplasticity," *Int. J. Plasticity.*, Vol. 5, pp. 521~549.
- (17) Govindarajan, R. M., 1992, *Deformation Processing of Porous Metals*, Doctoral thesis, University of Pennsylvania, U. S. A.
- (18) Boyer, H. E., 1987, *Hardness Testing*, ASM International, pp. 31~55.
- (19) Song, M. C., Kim, H. G. and Kim, K. T., 1996, "Creep Densification of Copper Powder Compact," *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 38, No. 11, pp. 1197~1208.
- (20) Kwon, Y. S., Lee, H. T. and Kim, K. T., 1997, "Analysis for Cold Die Compaction of Stainless Steel Powder," *ASME J. Eng. Mat. Tech.*, Vol. 119, pp. 366~373.
- (21) Ludwik, P., 1909, *Elemente der Technologischen Mechanik*, Springer, Berlin.