

〈논 문〉

냉간 정수압 성형시 금속분말과 맨드렐 사이의 마찰이 분말의 치밀화에 미치는 영향

이 희 태* · 김 기 태**

(1996년 10월 29일 접수)

Effect of Friction Between Metal Powder and a Mandrel on Densification During Cold Isostatic Pressing

H. T. Lee and K. T. Kim

Key Words : Cold Isostatic Pressing(냉간 정수압압축), Densification(치밀화), Finite Element Analysis(유한요소해석), Constitutive Equation(구성방정식), Friction(마찰), Metal Powder(금속분말)

Abstract

The effects of friction between powder and a mandrel on densification behavior of metal powder were investigated under cold isostatic pressing. The elastoplastic constitutive equations based on the yield function of Shima and Oyane were implemented into finite element program (ABAQUS) to simulate compaction responses of metal powders during cold isostatic pressing. The friction coefficients between powder and mandrels with different roughness were determined by comparing experimental data and finite element results. Density distributions in the powder compacts were also studied for different friction coefficients. Finite element results were compared with experimental data for pure iron powder under cold isostatic pressing.

1. 서 론

여러가지 금속 가공공정 중에서 분말야금법은 가장 다양한 제조공법을 가지고 있으며, ⁽¹⁾ 우수한 물성을 갖는 기계부품을 정형(near-net-shape)에 가깝게 성형할 수 있다는 장점을 가지고 있다. ⁽¹⁻⁴⁾ 분말야금법에 의한 성형공정은 일반적으로 분말을 임의의 형상을 갖도록 냉간성형후 소결과 최종 가공을 거쳐 부품을 생산하게 된다.

분말을 임의의 형상으로 성형하는 공정중에 가장 많이 사용되는 방법으로는 냉간 금형압축, 냉간 정

수압 압축성형(CIP, cold isostatic pressing) 등이 주로 사용된다. 냉간 금형압축성형은 금형 벽과 분말 사이의 마찰과 금형의 형상에 기인하여 불균일한 밀도 분포를 갖게 된다. 성형체 내부의 밀도 구배는 최종 부품의 기계적 특성에 큰 영향을 주기 때문에, ^(4,5) 최근 산업체에서는 대량 생산이 용이하고 복잡한 형상을 정밀정형할 수 있으며, 높은 상대밀도와 제품 전체에 대해 균일한 밀도를 얻기 위해 냉간 정수압 압축성형법으로 부품을 성형하고 있다. ^(7,8) 그러나 냉간 정수압 압축성형시에도 여러 가지 요인에 의해 불균일한 밀도분포가 생기게 된다. 특히 내부에 모양을 갖는 공간이 요구되는 형상인 링, 점화플러그, 노즐 등은 성형후 성형체 내부의 가공이 어려울 뿐 아니라 재료의 손실을 줄이

*회원, 포항공과대학교 대학원

**회원, 포항공과대학교 기계공학과

기 위해 분말 내부의 맨드렐이 삽입되는데, 맨드렐과 분말 사이의 마찰이 분말의 유동을 방해하여 성형체내에 불균일한 밀도분포를 갖게 한다.

치밀화 성형공정에 의하여 다공질 금속분말로부터 최종 부품의 제조시 성형체 내부의 밀도구배를 최소화하거나 최종 부품의 형상의 적절한 제어를 위해서는 유한요소법을 이용한 생산공정의 수치모사가 유용하다.^(4,6) 적절한 수치모사를 위해서는 금속분말의 거동을 예측할 수 있는 구성모델이 필요한데, 여러 연구자들에 의해 일반하중 하에서 분말 성형체의 압축성형시 변형거동을 예측하기 위한 여러 소성 항복조건식들^(9,13)이 개발되었다.

Kwon 등⁽¹⁴⁾은 이러한 여러가지 항복함수들 중에서 Shima와 Oyane⁽¹³⁾의 소성 항복조건식이 구형의 스테인레스 강 분말의 압축실험치와 잘 일치함을 보였다. 또한 Kim과 Kim⁽¹⁵⁾ 스테인레스 강 분말보다 균일한 크기 분포를 가지면서 단단한 재료인 구형의 공극강 분말의 경우, 균일한 크기의 구형 분말의 상호접촉하의 소성변형을 해석한 Fleck 등⁽⁹⁾의 소성 항복조건식이 압축실험치와 잘 일치함을 보였다.

냉간 정수압 성형과 열간 등가압 성형시 발생하는 일반적인 결점인 외부용기의 영향에 의한 형상 변화는 여러 연구자들에 의해 조사가 되었지만^(8,16,17) 성형체 내부에 맨드렐이 삽입되었을 때 맨드렐과 금속분말 성형체 사이의 마찰에 의한 성형체 내부의 밀도구배, 불규칙한 형상의 변화, 압력분포 및 맨드렐을 제거(eject)한 후 잔류응력분포 등에 대한 실험 및 이론해석에 관한 연구는 거의 없는 실정이다.

본 논문에서는 순철분말을 사용하여 분말내에 맨드렐이 삽입된 경우에 대한 냉간 정수압 압축실험을 수행하여 여러 성형압에 대해 맨드렐과 분말 사이의 마찰상태에 따른 성형체의 밀도변화와 성형체 내부의 밀도구배를 조사하였으며, 여러 금속분말 실험치와 잘 일치하는 Shima와 Oyane⁽¹³⁾의 소성 항복조건식을 유한요소해석에 적용하여 계산하고 실험치와 비교 검토하였다.

2. 실험

2.1 시편 제조

본 연구에서 사용한 재료는 분사법으로 제조된 평균 입자크기가 80 μm 인 순철분말(Höganäs ASC

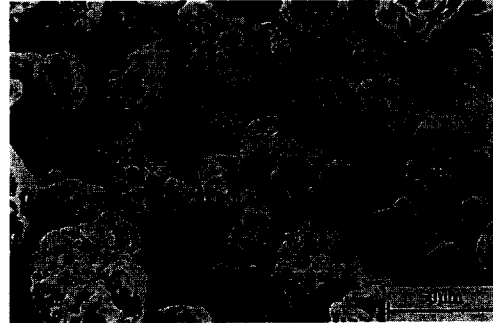


Fig. 1 Scanning electron micrograph of atomized Höganäs ASC100.29 pure iron powder

100.29)로서 열 및 기계적 특성은 다른 문헌에서도 찾을 수 있다. Fig. 1은 순철분말의 형상을 보여주는 주사전자현미경(scanning electron micrograph, SEM) 사진이며, 불규칙한 분말입자 형상을 볼 수 있다.

냉간 정수압 압축성형공정(cold isostatic pressing, CIP)의 이론적 해석을 위해서는 모재(matrix material)의 탄성계수, 푸아송비, 항복강도 및 유동응력 등의 기계적 특성에 대한 조사가 필요하다. 본 논문에서는 보다 정확한 모재의 기계적 특성을 조사하기 위하여 냉간 정수압 압축실험에 사용된 순철분말을 이용하여 열간 등가압소결(hot isostatic pressing, HIP)에 의해 모재를 제조하였다.

모재 제조를 위하여 순철분말을 안지름 22.8 mm, 두께 1 mm인 스테인레스(stainless steel 304) 캔에 넣은 후 분말과 용기내 불순물을 제거하기 위하여 분말이 찬 용기를 진공상태로 유지하면서 500°C에서 5시간 동안 탈가스(degassing) 작업 후 진공밀봉하였다. 진공밀봉된 캔을 열간 정수압 성형기(Kobelco System 30T)에 넣은 후 1200°C의 온도에서 50 MPa의 압력으로 2시간 동안 열간 등가압소결하였다. 모재 시편은 높이 14 mm, 직경 10 mm의 원통형으로 기계가공후 650°C의 온도와 진공분위기에서 1시간 동안 어닐링하였다. 비중법으로 측정된 시편의 최종 상대밀도는 0.997 이상이였다.

2.2 실험방법 및 조건

2.2.1 모재의 상온 일축압축실험

모재(matrix material)의 상온 일축압축실험은 MTS 재료시험기를 사용하여 일정 하중속도(200

N/sec)로 수행하였다. 항복강도와 탄성계수의 측정을 위하여 시편 표면에 스트레인 게이지를 부착하여 변형률을 측정하였으며, 실험중 마찰의 영향을 줄이기 위하여 시편과 압반 사이에 테프론을 삽입하였다. 또한, 유동응력을 측정하기 위하여 시편을 일정한 하중까지 압축한 후 하중을 제거하여 압축된 시편의 높이와 직경을 측정한 후 다시 시편을 압축하는 반복실험을 하였으며, 반복실험중 마찰의 영향을 줄이기 위하여 테프론을 계속 교체하였다.

2.2.2 튜브 시편의 냉간 금형압축실험

냉간 정수압 성형을 위해 습식냉간 정수압 성형기(Wet type, CIP, Kobe Co., Japan)를 사용하였다. 냉간 정수압 성형시 알루미늄 치구(fixture)를 제작하여 고무몰드를 내부에 장착하여 분말이 채워진 고무몰드가 일정한 형상을 유지하도록 하였으며, 치구에는 일정한 간격으로 여러 구멍을 만들어서 가압유체가 고무에 직접 작용하게 하였다. 고무몰드는 천연고무로 특수 주문제작하였으며, 냉간 정수압 압축시 고무몰드의 영향을 줄이기 위해 고무몰드의 두께는 1 mm로 충분히 얇게 만들었다. 고무몰드 내부는 높이가 40 mm, 지름이 40 mm이며, 맨드릴은 합금강으로 기계가공하였으며, 높이가 40 mm, 지름이 20 mm이다. 또한, 마찰의 영향을 조사하기 위해 표면이 매끈한 맨드릴(조도 0.8 s)과 거친 맨드릴(조도 25 S)을 사용하였다.

Fig. 2(a)와 (b)는 실험에 사용된 알루미늄 치구와 고무몰드를 나타낸다. Fig. 2(a)는 고무몰드 내에 합금강으로 만든 원주형 맨드릴을 중심에 세운 후 순철분말을 균일하게 채운 상태를 나타낸다. 그 후, Fig. 2(b)에서와 같이 고무덮개를 씌운 후 알루미늄

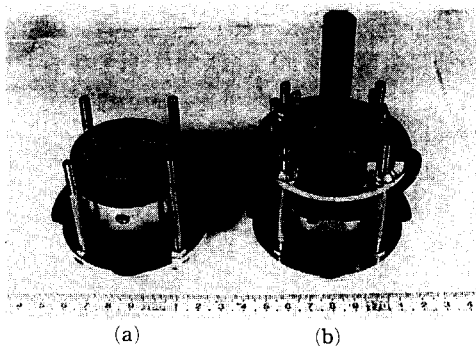


Fig. 2 Photography of an aluminum fixture and a rubber mold for cold isostatic pressing of a tube specimen

미늘 뚜껑을 덮어 외부의 볼트와 너트를 단단히 체결하여 유체가 스며들지 않게 하였으며 고무덮개에 연결된 가는 튜브를 통해 진공펌프로 공기를 뺀 후 클램프로 튜브를 막아서 진공을 유지시켰다. 분말의 압축성형후 맨드릴은 특별히 고안된 장치를 사용하여 분말 성형체로부터 제거하였다. 맨드릴과 성형체 사이의 마찰로 인하여 맨드릴에 가해지는 제거압력은 MTS 재료시험기로부터 측정하였다. 분말 성형체는 1150°C의 온도에서 진공분위기로 1 시간 동안 소결하였으며, 소결후 비중법에 의하여 성형체의 평균 밀도를 측정하였다.

2.2.3 끝이 막힌 튜브 시편의 냉간 정수압 압축 실험

실험을 수행하기 위해 튜브 시편에 대한 실험과 같이 알루미늄 치구와 고무몰드를 이용하였다. 맨드릴은 합금강으로 튜브(tube) 시편의 성형에 사용된 매끈한 맨드릴과 똑같은 표면조도를 가지도록 가공하였다. 성형시 진공유지방법과 성형후 맨드릴의 제거는 튜브 시편에 대한 실험과 같은 방법으로 하였다. 실험에 사용된 고무몰드 내부의 높이는 120 mm, 지름은 32 mm이며, 맨드릴의 높이는 111 mm, 지름은 14 mm이다. 냉간 정수압 압축성형한 분말 성형체는 1150°C의 온도에서 진공분위기로 1 시간 동안 소결한 후 비중법에 의하여 성형체의 평균 밀도를 측정하였다.

3. 이론적 해석

3.1 구성방정식

변형률속도 $\dot{\epsilon}_{ij}$ 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 탄성변형률속도와 소성변형률속도를 나타낸다. 또한, Hooke의 법칙으로부터 응력성분 σ_{ij} 는 다음과 같이 쓸 수 있다.

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

여기서, D_{ijkl}^e 는 4차 탄성계수이다.

다공질 분말 성형체의 소성 항복조건식은 다음과 같은 일반적인 형태로 나타낼 수 있다.⁽¹³⁾

$$\Phi = \left(\frac{q}{\sigma_m} \right)^2 + \left(\frac{p}{\sigma_{mf}} \right)^2 - D^{2n} = 0 \quad (3)$$

여기서, p 와 q 는 각각 정수응력($= -\sigma_{rk}/3$)과

유효응력($=\sqrt{3\sigma_{ij}\sigma_{ij}/2}$)을, σ_m 은 모재의 유동응력을 나타내며, n 은 재료상수, D 는 상대밀도, f 는 상대밀도의 함수이다. Shima와 Oyane⁽¹³⁾은 구리분말 성형체의 일축압축실험으로부터 f 와 n 을 결정하여 다음과 같이 소성 항복조건식을 제안하였다.

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

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

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

여기서, λ 은 양의 스칼라 양이다.

상대밀도의 변화를 \dot{D} 은 질량불변의 관계로부터 다음과 같이 쓸 수 있다.

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

또한, 다공질 분말 성형체의 변형에너지가 모재의 변형에너지와 같다고 하면,

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

과 같이 쓸 수 있다. 여기서, $\dot{\epsilon}_m^p$ 은 모재의 등가 소성변형률속도를 나타낸다.

3.2 구성방정식의 수치적분

3.1절에서의 구성방정식들은 유한요소해석 프로그램인 ABAQUS⁽¹⁸⁾의 사용자 서브루틴 UMAT에 적용하여 냉간 정수압 압축공정을 해석하였다. 유한요소법에 적용하는 구성방정식의 수치적분은 다른 논문^(8,14,20)에서 찾을 수 있으므로 본 논문에서는 언급하지 않았다.

4. 구성방정식의 수치적분

모재의 일축압축실험으로부터 구하여진 탄성계수는 215 GPa이며, 푸아송비는 0.3364이다.

Fig. 3은 모재의 일축압축시 압축응력과 소성변형률의 관계를 나타낸다. 여기서, 실험치(○)는 다음과 같은 Ludwik⁽²¹⁾의 실험식의 형태(실선)로 나타낼 수 있다.

$$\sigma_m = 156 + 404.5(\bar{\epsilon}_m^p)^{0.4885} \text{ Mpa} \quad (8)$$

4.1 순수 정수압 압축

순철분말의 순수 정수압 압축 하에서의 정수압력

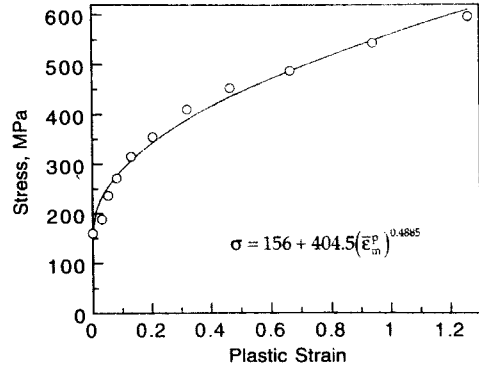


Fig. 3 Uniaxial stress-plastic strain relation for solid iron

과 상대밀도와의 관계에 대한 수치해는 다음과 같이 구할 수 있다.

순수 정수압 하중상태에서 식 (4)의 Shima와 Oyane의 항복조건식은 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$p = \sigma_m(\bar{\epsilon}_m^p) \sqrt{\frac{D^5}{2.49^2(1-D)^{1.028}}} \quad (9)$$

식 (6)을 상대밀도 D 에 대해 정리하면,

$$D = D_0 e^{\epsilon_v} \quad (10)$$

와 같이 쓸 수 있다. 여기서, ϵ_v 는 체적변형률($= -\epsilon_{kk}$)이다. 또한, $\epsilon_{ij}^p = \epsilon_{ij}^p - (1/3)\epsilon_{kk}^p$ 의 관계에서 식 (7)은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$D\sigma_m \dot{\epsilon}_m^p = p\dot{\epsilon}_v \quad (11)$$

식 (11)의 p 와 D 에 식 (9)와 (10)을 각각 대입한 뒤 정리하면, 다음과 같은 적분식을 얻게 된다.

$$\bar{\epsilon}_m^p = \int_{D_0}^D \sqrt{\frac{D}{2.49^2(1-D)^{1.028}}} dD \quad (12)$$

식 (12)를 수치적분하여 $\bar{\epsilon}_m^p$ 를 구하고, 식 (8)에 대입하여 순철 모재의 유동응력 σ_m 을 구한 후, 식 (9)에 대입하여 정수압력 p 와 상대밀도 D 의 관계에 대한 수치해를 구하였다.

구성방정식들이 적용된 유한요소해석 결과가 수치해와 잘 일치하는가를 알아보기 위해 1개의 유한요소 격자에 순수 정수압 응력을 가하였을때의 해석결과와 비교하였다. 분말 성형체의 탄성변형은 해석에서 무시하였다.

Fig. 4는 정수압 p 에 따른 상대밀도의 변화를 나타내는 수치해(실선), 유한요소해석(Δ) 및 실험치(\circ)를 각각 나타낸다. 여기서, 실험치는 분말을

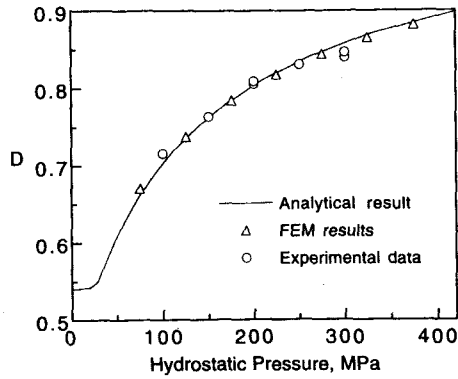


Fig. 4 Variation of relative density with pressure for iron powder under cold isostatic pressing

원통형의 고무몰드에 맨드릴없이 균일하게 채우고 냉간 정수압 성형후 비중법으로 밀도를 측정할 것이다. 요소해석결과와 수치해는 매우 잘 일치하고 있으며, 계산치들은 실험치를 잘 예측하고 있음을 알 수 있다.

4.2 튜브 시편의 냉간 정수압 압축

Fig. 5(a)와 (b)는 각각 냉간 정수압 압축 실험을 위해 사용된 알루미늄 치구 내부의 단면도와 해석에 사용된 100개의 4절점 축대칭요소를 갖는 유한요소 격자 및 경계조건을 나타낸다. Fig. 5(b)에 나타난 바와 같이 y축에 대한 축대칭과 x축에 대한 대칭조건으로부터 전체 단면의 1/4에 대해서만 해석하였다. 고무몰드의 영향은 고무몰드의 두께가 1 mm로 충분히 얇으므로 해석에 고려하지 않았다.

Fig. 6은 정수압으로 압축한 분말 성형체로부터 맨드릴을 제거할 때 작용하는 제거압력과 성형한 정수압의 관계를 나타내는 실험치(○, □)와 계산치들을 나타낸다. 여기서, 계산치들은 Shima와 Oyane의 항복조건식을 사용한 유한요소해석으로부터 구하였으며, 점선과 실선은 맨드릴과 분말 성형체 사이에 마찰계수 μ 의 값이 각각 0.05와 0.17인 경우이다. 실험치들은 각각 표면이 매끈한 맨드릴(○)과 거친 맨드릴(□)로부터 구하였다. Fig. 6에서 마찰계수 μ 의 값이 0.05인 경우의 계산치는 표면이 매끄러운 맨드릴에 대한 실험치와 잘 일치하고, 마찰계수 μ 의 값이 0.17인 경우의 계산치는 표면이 거친 맨드릴에 대한 실험치와 잘 일치하므로 본 논문에서는 합금강 맨드릴과 분말 성형체 사이의 마찰계수의 값을 각각 0.05와 0.17로 추정하

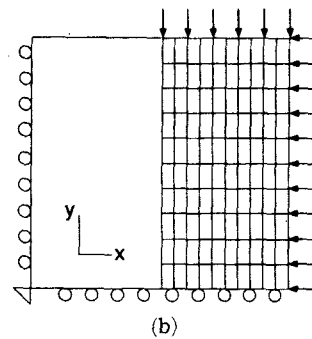
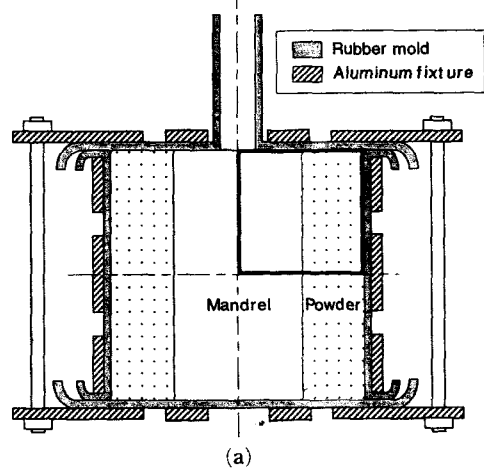


Fig. 5 (a) A schematic drawing of aluminum fixture for cold isostatic pressing of a tube specimen and (b) Finite element meshes and boundary conditions

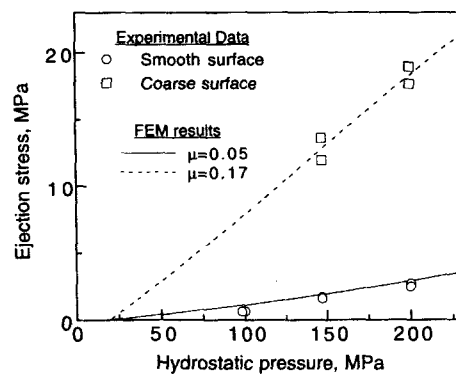


Fig. 6 Variation of ejection stress with hydrostatic compaction pressure for iron powder during cold isostatic pressing

여 사용하였다.

Fig. 7은 냉간 정수압 압축시 가압력에 따른 상대밀도의 변화를 나타내는 실험치(○, □)와 계산

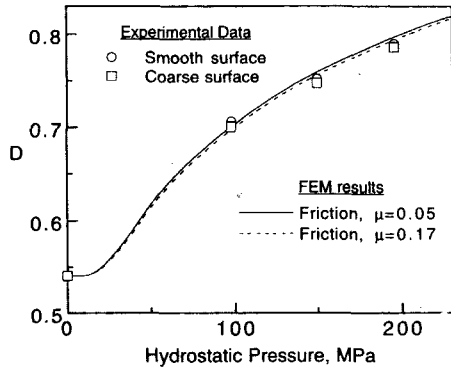


Fig. 7 Comparisons between experimental data and theoretical predictions for the variation of relative density with hydrostatic pressure for iron powder during cold isotstatic pressing

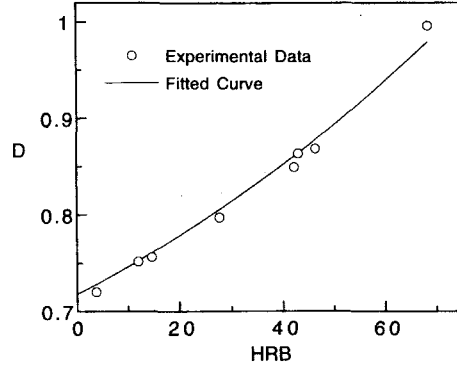


Fig. 8 Variation of relative density with Rockwell hardness for iron powder compacts

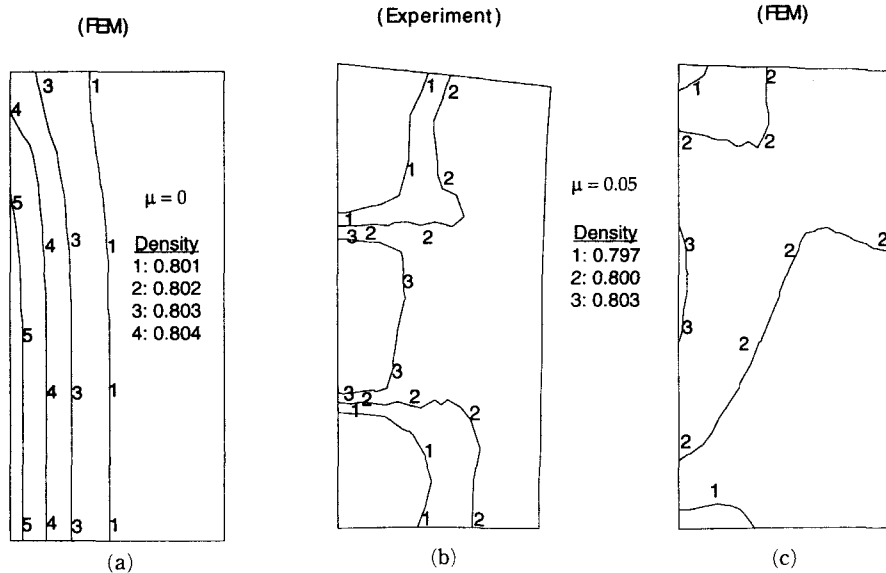
치들을 각각 나타낸다. 여기서, 실험치(○)는 매끈한 표면을 가지는 맨드릴을 삽입하였을 경우이고, 실험치(□)는 거친 표면을 가지는 맨드릴을 삽입하였을 경우이다. 실선과 점선은 각각 맨드릴과 분말 성형체 사이의 마찰계수 μ 가 0.05일 때와 0.17인 경우에 Shima와 Oyane의 항복조건식을 사용한 유한요소해석으로 구한 계산치들이며, 상대밀도는 다

음의 관계식을 사용하여 구한 분말 성형체의 체적에 대한 평균치이다.

$$D_{avg} = \frac{\sum_{j=1}^M D_j V_j}{\sum_{j=1}^M V_j} \quad (13)$$

여기서, D_j , V_j 및 M 은 각각 j 번째 요소의 상대 밀도, 체적 및 전체 요소의 갯수를 나타낸다.

Fig. 7에서 마찰계수 μ 가 0.17일 때의 실험치에



(a) Finite element calculations with $\mu=0$
 (b) Experimental data with a smooth mandrel
 (c) Finite element calculation with $\mu=0.05$

Fig. 9 Comparison between experimental data and finite element calculations for relative density contour plots of a pure iron powder compact with a smooth surface mandrel under hydrostatic pressure of 200 MPa

비하여 마찰계수 μ 가 0.05일 때의 실험치가 동일한 압력에서 약간 큰 상대밀도를 나타내고 있음을 알 수 있다. 마찰을 고려한 실선과 점선의 계산치들은 실험치를 비교적 잘 예측하고 있음을 알 수 있다. 따라서, 표면거칠기가 다른 맨드렐이 삽입된 경우 냉간 정수압 성형된 분말 성형체의 밀도차이는 맨드렐과 성형체 사이의 마찰의 영향에 기인함을 알 수 있다.

분말 성형체의 밀도분포는 경도와 상대밀도의 관계를 이용하여 간접적으로 추정할 수 있다.⁽²²⁾ 금속분말 성형체의 경도측정에는 로크웰(Rockwell) 경도계⁽²³⁾가 주로 사용된다.^(24,25) 본 논문에서는 로크웰 B형 경도계(Rockwell 523T, Wilson, U. S. A.)를 사용하여 1.58 mm(1/16 inch) 강구압자(hardened steel ball indenter)로 15 N의 하중을 가하여 측정하였다. Fig. 8은 균일한 밀도를 갖는 순철분말 성형체의 상대밀도와 로크웰 B형 경도값(HRB)의 관계를 나타내며, Fig. 8의 실험치(○)를 보간하면 다음과 같이 순철분말 성형체의 상대밀도와 로크웰 경도값의 관계를 얻을 수 있다.

$$D = 1.635 \times 10^{-5} HRB^2 + 2.696 \times 10^{-3} HRB + 0.71776 \quad (14)$$

Fig. 9(a)~(c)는 200 MPa의 정수압으로 압축하였을 때 분말 성형체 내부의 상대밀도분포와 변형된 형상을 보여주는 실험치와 유한요소해석의 결과를 각각 나타낸다. Fig. 9(a)는 마찰계수 μ 가 0일 때 Shima와 Oyane의 항복조건식을 사용한 유한요소해석의 결과로서 성형체 내부의 밀도구배가 심하지 않으며, 비교적 높은 상대밀도를 보임을 알 수 있다. Fig. 9(b)는 매끈한 맨드렐을 사용하여 냉간 정수압 압축한 시편에 대해 식 (14)와 로크웰 경도 실험으로부터 구한 밀도분포를 나타내며, Fig. 9(c)는 μ 가 0.05인 경우 Shima와 Oyane의 항복조건식을 사용한 유한요소해석으로부터 구하였다. Fig. 9(b)에서 맨드렐과 성형체 사이의 마찰의 영향으로 상대밀도는 성형체와 맨드렐 접촉면 부근에서 밀도구배가 심하며, 접촉면 윗부분에서 가장 낮은 밀도분포를 보임을 알 수 있다. Fig. 9(c)의 유한요소해석 결과는 이러한 실험치를 잘 예측함을 알 수 있다.

Fig. 10(a)와 (b)는 200 MPa의 정수압으로 압축하였을 때 분말 성형체 내부의 상대밀도분포와 변형된 형상을 보여주는 실험치와 유한요소해석의 결과

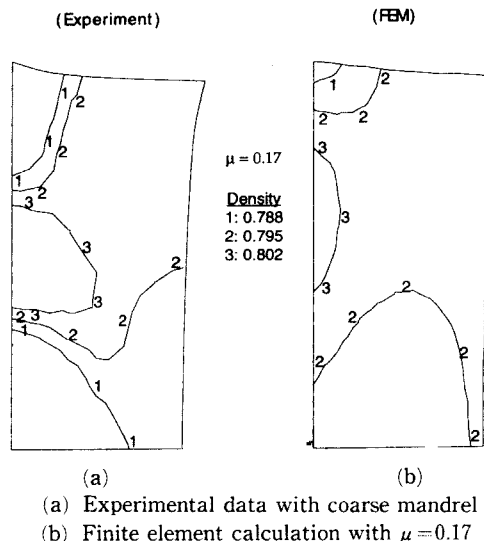


Fig. 10 Comparison between experimental data and finite element calculations for relative density contour plots of a pure iron powder compact with a coarse surface mandrel under hydrostatic pressure of 200 MPa

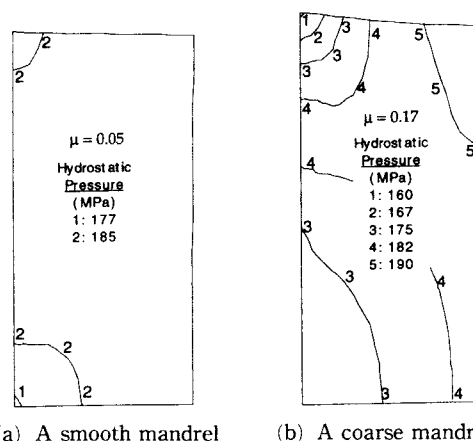


Fig. 11 Finite element calculations for hydrostatic pressure distribution of iron powder compacts

를 각각 나타낸다. Fig. 10(a)는 거친 맨드렐을 사용하여 냉간 정수압 압축한 시편에 대해 식 (14)와 로크웰 경도실험으로부터 구한 밀도분포를 나타내며, Fig. 10(b)는 마찰계수 μ 가 0.17인 경우 Shima와 Oyane의 항복조건식을 사용하여 구한 유한요소해석의 결과이다. Fig. 10(a)에서 상대밀도 분포는 Fig. 9(b)와 비슷한 경향을 보이나 상대밀도는 성형체 전체에 대해 약간 낮은 값을 보임을

알 수 있으며, 성형체 상부는 Fig. 9(b)에 비해 가파르게 경사져 있다. 또한, Fig. 10(b)의 유한요소 해석 결과는 이러한 실험치를 비교적 잘 예측함을 알 수 있다.

Fig. 9(b)와 Fig. 10(a)에서 성형체의 귀퉁이부근에서 코끼리 발(elephant foot) 모양의 형상을 보이는데, 이는 분말을 둘러싸고 있는 고무몰드의 영향에 인한 것⁷⁾임을 알 수 있다.

Fig. 11(a)와 11(b)는 200 MPa의 가압력으로 냉간 정수압 압축하였을 때의 분말과 맨드릴 사이의 마찰계수가 각각 0.05와 0.17에 대한 성형체 내부의 정수응력분포를 나타내는 유한요소해석의 결과이다. 맨드릴과 성형체의 마찰로 인해 정수응력 분포가 불균일한데, 마찰계수가 클수록 보다 더 불균일한 밀도 분포를 일으킨다.

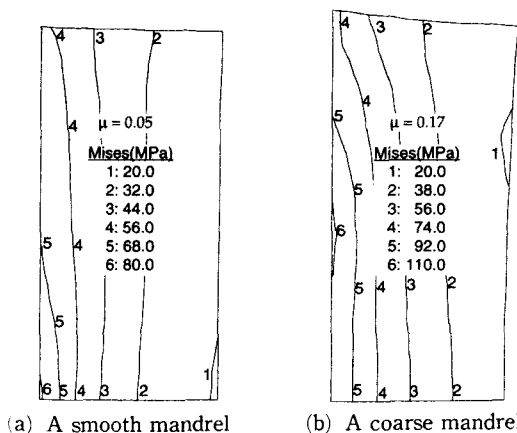
Fig. 12(a)와 (b)는 200 MPa의 가압력으로 냉간 정수압 압축하였을 때의 분말과 맨드릴사이의 마찰계수가 각각 0.05와 0.17에 대한 성형체 내부의 유효응력분포를 보여주는 유한요소해석의 결과이다. 유효응력은 마찰이 클수록 불균일한 정수응력의 분포로 인하여 마찰이 작을 때보다 큰 값이 나타남을 보인다.

Fig. 13(a)와 (b)는 분말과 맨드릴사이의 마찰계수가 각각 0.05와 0.17에 대해 200 MPa의 가압력으로 냉간 정수압 압축한 후 성형체에서 맨드릴을 제거하였을때 성형체 내부의 잔류 정수응력과 잔류 유효응력분포를 나타내는 유한요소해석 결과이다. Fig. 13(a)에서 잔류 정수응력은 1~3 MPa정도로 작은 값을 보인다. 또한, Fig. 13(b)에서 잔류 유효

효율은 성형체와 맨드릴 상부 접촉면에서 가장 크며, 전체적으로 1~6 MPa정도의 값을 보이고 있다. Fig. 13(a)와 (b)의 해석결과로부터 냉간 정수압 압축에 의하여 성형체 내부에 작용하는 잔류응력의 크기는 가압력의 크기에 비하여 매우 작음을 알 수 있다.

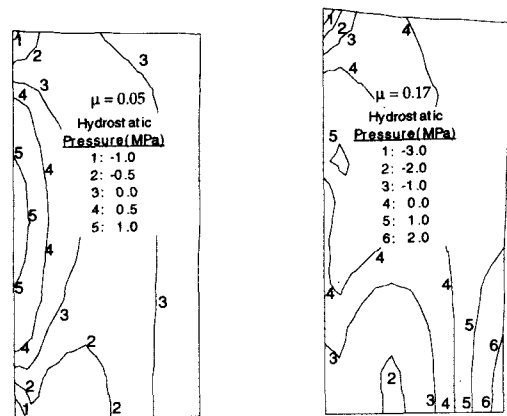
4.3 끝이 막힌 튜브 시편의 냉간 정수압 압축

한 끝이 막힌 튜브형 성형체는 산업체의 열교환기, 보호튜브(protect tube) 등 여러가지 용도로 쓰이고 있으나, 내부의 형상을 가공하기가 힘들고 가공한 만큼의 재료의 손실을 유발하기 때문에 제조상 많은 어려움이 따른다. 하지만 냉간 정수압

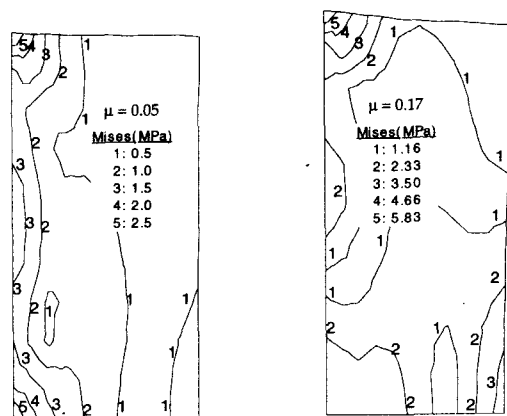


(a) A smooth mandrel (b) A coarse mandrel

Fig. 12 Finite element calculations for Mises stress distribution of iron powder compacts



(a)



(b)

Fig. 13 Finite element calculations for (a) residual hydrostatic stress distribution and (b) residual Mises stress distribution of pure iron powder compacts by using $\mu = 0.05$ (left) and $\mu = 0.17$ (right)

압축법으로 성형할 경우 맨드릴의 사용으로 인해 튜브 내부에 특별한 가공이 필요없기 때문에 그만큼 가공시간과 제조비용을 줄일 수 있다.

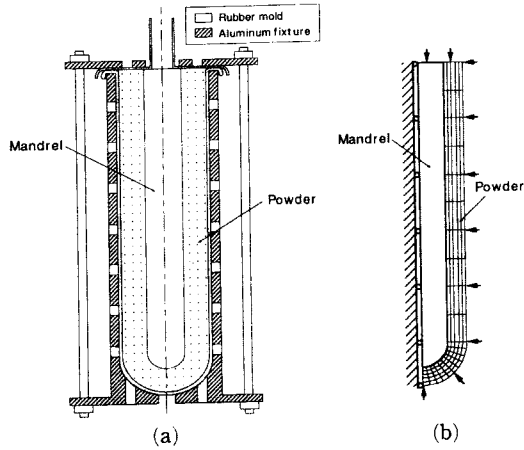


Fig. 14 (a) A schematic drawing of an aluminum fixture for a closed end tube compact (b) finite element meshes and boundary conditions

Fig. 14(a)와 (b)는 알루미늄 치구의 단면도와 해석에 사용된 100개의 4절점 축대칭요소를 갖는 유한요소 격자 및 경계조건을 나타낸다. Fig. 14(a)에서와 같이 성형체의 끝단에서 곡률을 주었으며 맨드릴의 끝단에도 곡률을 주어 전체적으로 반구형상을 가지도록 하였다. 맨드릴은 치구의 중심에 위치하도록 하였으며, 분말을 균일하게 채운 후 200 MPa의 가압력으로 성형하였다.

Fig. 15(a)와 (b)는 성형체 내부의 상대밀도 분포와 변형된 형상을 보여주는 실험치와 유한요소해석의 결과를 각각 나타낸다. Fig. 15(a)는 식 (14)와 로크웰 경도실험으로부터 구하였으며, Fig. 15(b)의 유한요소해석은 분말과 맨드릴 표면 사이의 마찰계수 μ 값을 0.05로 가정하여 Shima와 Oyane의 소성 항복조건식을 이용하여 계산하였다. Fig. 15(a)에서 상대밀도의 구배는 맨드릴의 반구형부근에서 크며, 상대밀도는 맨드릴의 반구형 부근과 성형체와의 접촉부위에서 높은 반면 분말과 고무몰드의 경계부근에 가까워질수록 낮아짐을 볼 수 있다. 성형체의 중간부근에서는 비교적 밀도구배가 작으며, 분말과 맨드릴과의 마찰이 냉간 정수압 성

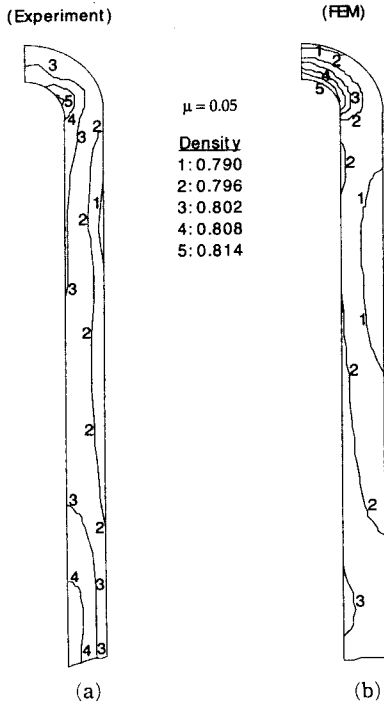


Fig. 15 Comparison between (a) experimental data and (b) finite element calculations for relative density contour plots of a closed end tube compact under hydrostatic pressure of 200 MPa

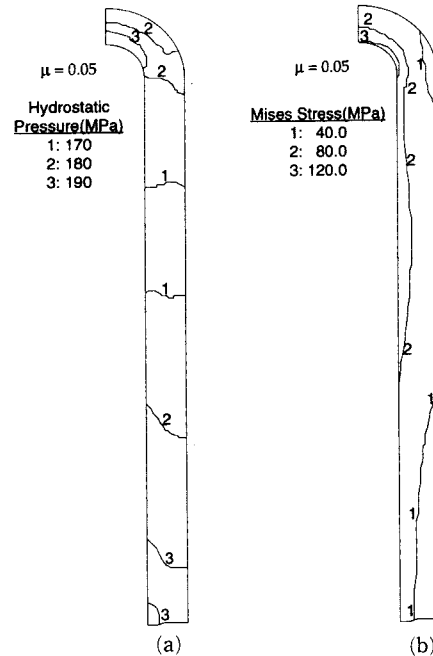


Fig. 16 Finite element calculations for (a) hydrostatic pressure distribution and (b) Mises stress distribution of a closed end tube compact under hydrostatic pressure of 200 MPa

형시 분말이 맨드렐의 축방향으로 움직이는 것을 방해하여 분말 성형체의 밀부분이 약간 경사지게 나타나고 있다. Fig. 15(b)의 유한요소해석 결과는 이러한 실험치를 비교적 잘 예측함을 알 수 있다.

Fig. 16(a)와 (b)는 마찰계수 μ 가 0.05일때 200 MPa의 가압력으로 압축하였을 때의 정수응력분포와 유효응력분포를 보여주는 유한요소해석의 결과이다. 맨드렐과 성형체의 마찰로 인해 정수응력의 분포가 불균일하게 나타남을 알 수 있으며, 유효응력은 응력구배의 차이가 정수응력보다 크게 나타남을 알 수 있다.

5. 결 론

본 논문에서는 금속분말의 소성변형거동을 예측할 수 있는 소성 항복조건식을 사용한 유한요소해석의 결과와 순철분말에 거칠기가 다른 두 종류의 맨드렐을 삽입하여 수행한 냉간 정수압 압축실험을 통해 얻은 결과들을 비교하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) Shima와 Oyane의 항복조건식을 사용한 유한요소해석의 결과는 순철분말의 냉간 정수압 압축 실험치를 잘 예측할 수 있었다.

(2) 맨드렐의 제거압력과 성형압력과의 관계를 나타내는 실험치와 유한요소해석 계산치의 비교를 통하여 합금강 맨드렐과 순철분말 성형체사이의 마찰계수를 맨드렐의 표면 가공조도에 따라 각각 $\mu = 0.05$ 와 $\mu = 0.17$ 로 결정하였다.

(3) 실험치와 유한요소해석의 결과를 비교하여 구한 순철분말 성형체와 맨드렐사이의 마찰계수값을 냉간 정수압 압축성형공정의 유한요소해석에 적용하였으며, 해석결과는 거칠기가 다른 두 종류의 맨드렐이 삽입된 냉간 정수압 압축성형시의 시편 내부의 밀도구배와 시편의 형상에 대한 실험치를 잘 예측하였다.

후 기

본 연구는 1996년 교육부 학술연구 조성비에 의하여 연구되었음.

참고문헌

(1) Randall, M. G., 1994, Powder Metallurgy Sci-

ence, 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, No. 6, pp. 287~293.

(6) 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.

(7) James, P. J., 1983, Isostatic Pressing Technology, Applied Science Publishers.

(8) Govindarajan, R. M. and Aravas, N., 1994, "Deformation Processing of Metal Powders: Part I-Cold Isostatic Pressing," *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 36, No. 4, pp. 343~357.

(9) 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.

(10) Green, R. J., 1972, "A Plasticity Theory for Porous Solids," *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 14, p. 215.

(11) Gurson, A. L., 1997, "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.

(12) Torre, C., 1948, "Theorie und Verhalten Zusammen. Pulver," *Berg-u. Huttenm. Monash.*, Vol. 93, p. 62.

(13) Shima, S. and Oyane, M., 1976, "Plasticity Theory for Porous Metals," *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 18, pp. 285~291.

(14) Kwon, Y. S., Lee, H. T. and Kim, K. T., 1996, "Analysis for Cold Die Compaction of Stainless

- Steel Powder," *J. Eng. Mat. Tech.*, Submitted for Publication.
- (15) Kim, K. T. and Kim, J. S., "The Stage 1 Compaction Behavior of Tool Steel Powder under Die Pressing, Submitted for Publication.
- (16) McMeeking, R. M., 1992, "The Analysis of Shape Change During Isostatic Pressing," *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 34, No. 1, pp. 53~60.
- (17) Xu, J. and McMeeking, R. M., 1992, "An Analysis of the Can Effect in an Isostatic Pressing of Copper Powder," *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 34, No. 2, pp. 167~174.
- (18) ABAQUS, User's I and II Manual Version 5.5, 1996, Hibbitt, Karlsson and Sorensen.
- (19) 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.
- (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) Ludwik, P., 1909, *Elemente der Technologischen Mechanik*, Springer, Berlin.
- (22) 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.
- (23) Boyer, H. E., 1987, *Hardness Testing*, ASM International, pp. 31~55.
- (24) 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.
- (25) 권영삼, 이회태, 김기태, 1996, "금속분말의 냉간 금형압축 해석," *대한기계학회논문집(A)*, 제20권, 제6호, pp. 1893~1902.