

〈논 문〉

금속분말의 냉간금형압축 해석

권영삼* · 이희태** · 김기태***

(1996년 1월 16일 접수)

Analysis for Cold Die Compaction of Metal Powder

Y. S. Kwon, H. T. Lee and K. T. Kim

Key Words : Die Compaction(금형압축), Densification(치밀화), Single Action Pressing(일방향 압축), Double Action Pressing(양단압축), Finite Element Analysis(유한요소해석), Constitutive Equation(구성방정식)

Abstract

Densification behavior of 316L stainless steel powder under die pressing was studied. The effects of friction between the powder and die wall under different die pressing modes were also investigated. The elastoplastic constitutive equations based on the yield functions of Fleck-Gurson and of Shima and Oyane were implemented into finite element program(ABAQUS) to simulate die compaction processes. The finite element results were compared with experimental data for 316L stainless steel powder under die pressing.

1. 서 론

분말야금법의 주된 장점은 우수한 물성을 갖는 기계부품을 추가적인 가공이 거의 필요없이 정형(near-net-shape)에 가깝게 성형할 수 있다는 것이다.^(1~3) 분말야금법에 의한 성형공정은 일반적으로 분말을 임의의 형상을 갖도록 냉간성형 후 소결과 최종 가공을 거쳐 부품을 생산하게 된다. 특히 분말단조(powder forging) 공정은 소결공정을 생략할 수 있으므로 기존의 분말야금 공정에 비하여 우수한 기계적 특성을 갖는 부품을 대량 생산할 수 있으며 많은 연구가 진행되어 최근 자동차 엔진 부품의 일부가 분말단조 공정으로 생산되고 있다.^(3,4)

분말단조등의 분말야금 공정을 위해서는 우선적으로 분말을 임의의 형상으로 성형하는 것이 중요

하다. 분말의 냉간성형은 보통 밀폐된 금형을 사용하며 이러한 금형압축에 의하여 성형된 분말 성형체는 금형벽과 분말사이의 마찰과 금형의 형상에 기인하여 불균일한 밀도분포를 갖게 된다. 이와같은 성형체 내부의 밀도 구배와 분말성형체의 형상은 이후 소결공정이나 단조공정중 형상의 제어 및 최종 부품의 기계적 특성에 큰 영향을 준다.^(5,6)

분말단조등의 치밀화 성형공정에 의하여 금속 분말 성형체로부터 최종부품의 제조시 성형체 내부의 밀도구배를 최소화하거나 최종부품의 형상의 적절한 제어를 위해서는 유한요소법을 이용한 생산공정의 수치모사가 유용하다.^(3~6) 적절한 수치모사를 위해서는 금속분말의 거동을 예측할 수 있는 구성모델의 개발이 필수적이다. 지난 20여년간 일반하중하에서 분말 성형체의 압축성형시 변형거동을 예측하기 위한 여러 소성 항복조건식들이 개발되어 왔으나^(7~11) 대부분의 구성 모델들은 주로 상대밀도 0.75 이상의 비교적 높은 상대밀도를 갖는 분말 성형체의 치밀화 거동을 해석하기 위하여 사용되었

*포항공과대학교 기계공학과

**포항공과대학교 대학원

***회원, 포항공과대학교 기계공학과

다. 따라서, 분말상태에서 일정한 형상을 갖는 성형체로의 치밀화 거동을 포함한 상대밀도 0.75이하의 낮은 상대밀도 구간에서 분말 성형체의 변형거동을 기존의 여러 소성 항복조건식을 사용하여 유용히 해석할 수 있는지의 여부는 지금까지 잘 알려져 있지 않다. 또한, 금속분말의 금형압축성형시 성형체 내부의 밀도구배, 압력분포 및 금형에서 제거한 후 잔류응력분포 등에 대한 실험적 연구도 거의 없는 실정이다.

본 논문에서는 스테인레스 스틸분말을 사용한 상온 금형 압축실험을 수행하여 성형압력과 성형 방법에 따른 밀도의 변화와 마찰의 영향에 따른 성형체 내부의 밀도 구배를 조사하였다. 또한, 기존의 여러 소성 항복조건식들중 낮은 상대밀도의 범위에서 사용이 가능한 Fleck 등⁽¹¹⁾의 소성 항복조건식과 상대밀도 0.9이상의 높은 상대밀도 범위에서 사용이 적합한 Gurson⁽⁹⁾의 소성 항복조건식을 조합하여 구한 소성 항복조건식과 Shima와 Oyane⁽⁸⁾의 항복조건식을 각각 사용하여 금형압축공정을 해석하였다. 금형압축후 분말 성형체를 금형에서 이젝트(eject)할때 성형체에 작용하는 이젝트 압력과 성형 압력과의 관계의 실험치와 계산치를 비교하여 금형과 분말 성형체 사이의 적절한 마찰계수를 결정하였으며 결정된 마찰계수를 사용한 해석결과와 실험치를 비교검토했다.

2. 실 험

2.1 시편 제조

본 논문에서는 가스분사법으로 제조된 평균 입자크기가 110 μm 인 구형의 스테인레스 금속분말(SUS 316L, Anval Co)을 사용하여 상온 금형압축실험을 수행하였다. Fig. 1은 SUS 316L 분말의 형상을 보여주며 거의 모든 분말입자가 구형임을 알 수 있다. Table 1은 실험에 사용된 스테인레스 금속분말의 화학적 조성을 나타낸다.

상온 금형압축 성형공정의 이론적 해석을 위해서는 모재(matrix material)의 탄성계수, 항복강도 및 유동응력 등의 기계적 특성에 대한 조사가 필요하다. 일반적으로 실험에 사용된 금속분말 모재의 기계적 특성은 핸드북에 나와있는 값을 이용하게 되나 보다 정확한 모재의 기계적 특성을 조사하기 위하여 본 논문에서는 상온 금형압축실험에 사용된 스테인레스 스틸분말을 이용하여 모재를 제조하

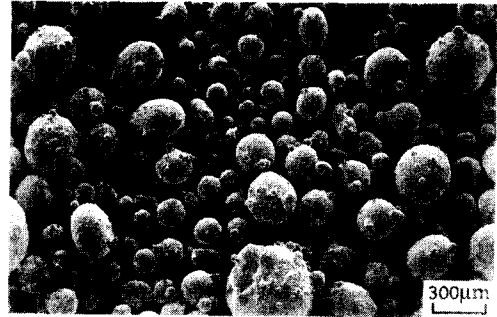


Fig. 1 Scanning electron micrograph of gas atomized 316L stainless steel powder

Table 1 Chemical composition of SUS316L powder

C	Si	Mn	P	S	Cr
0.028	0.24	1.70	0.018	0.008	17.2
Ni	Mo	Cu	Co	N	B
12.2	2.50	0.12	0.07	0.078	0.001

였다.

모재는 열간 등가압 소결(hot isostatic pressing)에 의하여 제조되었으며 제조공정은 다음과 같다. 스테인레스 스틸분말을 내경 35.5 mm, 두께 1.3 mm인 스테인레스 스틸 캔에 넣은 후 500 $^{\circ}\text{C}$ 에서 5시간 동안 탈가스(degassing) 작업 후 진공밀봉하였다. 진공밀봉된 캔을 열간 정수압 성형기(Kobeco System 30T)에 넣은 후 1200 $^{\circ}\text{C}$ 의 온도에서 50 MPa의 압력으로 2시간 동안 열간 등가압 소결하였다. 원통형의 모재 시편은 높이 13 mm, 직경 10 mm가 되도록 기계가공한 후 850 $^{\circ}\text{C}$ 의 온도와 수소 분위기에서 1시간 동안 어닐링하였다. 시편의 최종 상대밀도는 0.995이상이다.

2.2 실험방법 및 조건

스테인레스 스틸분말의 상온 금형압축실험은 일방향압축(single action pressing)과 양단압축(double action pressing)의 두가지 방법을 사용하였다. 일방향 압축법은 하부 펀치를 고정시키고 상부펀치에 의하여 분말을 상부에서 하부로 한쪽방향으로만 압축하며 양단압축법은 상부와 하부펀치에 의하여 양단으로 분말을 압축하게 된다.

초경으로 제작된 직경 20 mm인 금형에 40 g의 스테인레스 스틸분말을 넣은 후 일방향압축과 양단

압축의 두가지 방법을 사용하여 300 MPa과 600 MPa의 성형압으로 압축하였다. 금형에서 분말 성형체를 꺼낸 후 1250 °C의 온도에서 진공 분위기로 2시간동안 소결하였으며 소결후 비중법에 의하여 성형체의 밀도를 측정하였다.

모재의 상온 일축압축실험은 MTS 재료 시험기를 사용하여 일정 하중속도 200 N/sec로 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 시편을 제거하여 압축된 시편의 높이와 직경을 측정한 후 다시 시편을 압축하는 반복실험을 하였으며 반복실험중 마찰의 영향을 줄이기 위하여 테프론을 계속 교체하였다.

3. 이론적 해석

3.1 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. 또한, Hooke의 법칙으로부터 응력성분 σ_{ij} 는 다음과 같이 구할 수 있다.

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

여기서, D_{ijkl} 는 4차 탄성계수이다.

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

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

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

질량불변의 관계로부터 상대밀도의 변화율 \dot{D} 은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

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

또한, 전체 분말 성형체의 변형에너지가 모재의 변형에너지와 같다고 하면,

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

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

3.2 소성 항복조건식

3.2.1 Fleck-Gurson의 항복조건식

Fleck 등⁽¹¹⁾은 균일한 구형분말의 상호 접촉하의 소성변형을 해석하여 상대밀도 0.9이하의 낮은 상대밀도를 갖는 분말 성형체의 소성 항복거동을 예측할 수 있는 소성 항복조건식을 다음과 같이 제안하였다.

$$\begin{aligned} \Phi(\sigma, \dot{\epsilon}_m^p, D) &= \left(\frac{\sqrt{5}p}{3P_y}\right)^2 + \left(\frac{5q}{18P_y} + \frac{2}{3}\right)^2 - 1 \\ &= 0 \\ P_y &= 2.97D^2 \frac{(D-D_0)}{(1-D_0)} \sigma_m \end{aligned} \quad (6)$$

여기서, p 와 q 는 각각 정수응력($=-\sigma_{kk}/3$)과 유효응력($=\sqrt{3\sigma'_{ij}\sigma'_{ij}/2}$)을 나타내며, P_y 는 정수압 상태에서의 항복응력을 나타낸다. Fleck 등⁽¹¹⁾의 항복함수인 식 (5)는 Fig. 2에서와 같이 p 축에서 정점(vertex)을 갖게 되므로 순수 정수압 하중하에서의 소성변형률은 체적변형률 성분뿐만 아니라 편차변형률 성분을 포함하게 된다. 이러한 문제점을 해결하기 위하여 Govindarajan과 Aravas⁽¹²⁾에 의하여 사용된 방법과 같이 항복함수의 정점 부근을 작은 구형 항복함수로 대체하였으며 Fig. 2의 점선은 이와같이 수정된 항복함수를 나타낸다.

또한, Gurson⁽⁹⁾은 중공구형 모델의 해석을 통하여 상대밀도 0.9이상인 분말 성형체의 소성변형 거동의 해석에 적용 가능한 소성 항복조건식을 다음

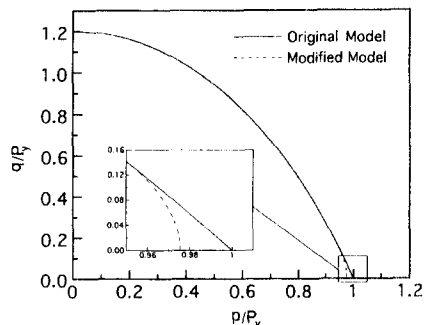


Fig. 2 Yield surface of Fleck et al.(solid line) and the modified yield surface (dashed line)

과 같이 제안하였다.

$$\begin{aligned} \Phi(\sigma, \bar{\varepsilon}_m^p, D) &= \left(\frac{q}{\sigma_m}\right)^2 + 2q_1(1-D)\cosh\left(-\frac{3q_2p}{2\sigma_m}\right) \\ &\quad \times -1 - \{q_1(1-D)\}^2 \\ &= 0 \end{aligned} \quad (7)$$

여기서, q_1 과 q_2 는 각각 Tvergaard^(13,14)에 의하여 도입된 임의의 상수로서 q_1 과 q_2 의 값이 1인 경우 Gurson⁽⁷⁾에 의하여 제안된 원래의 식이다.

본 논문에서는 분말상태에서 접촉변형에 의하여 치밀화가 일어나는 초기 상태에서 대략 상대밀도 0.9까지의 구간에 대하여 식 (6)을 사용하고 상대밀도 0.9이상의 구간에 대하여 식 (7)을 사용함으로써 상대밀도의 전체 구간의 영역에서 분말 성형체의 소성변형거동을 해석할 수 있는 항복함수를 구성하였다. 또한, 식 (6)의 항복조건식은 분말간의 상호 접촉변형을 고려하므로 기공이 상호 연결되어 있고 식 (7)의 항복조건식은 변형이 진행됨에 따라 기공이 고립되어 증공구형을 이룬 경우를 고려하므로 초기의 기공형상에서 고립된 구형의 기공으로의 변화거동이 연속적으로 변하는 천이구간을 고려하였으며 천이구간에서 소성 항복함수 Φ 는 다음과 같이 나타낼 수 있다.⁽¹¹⁾

$$\Phi = \left(\frac{D_2 - D}{D_2 - D_1}\right)\Phi_1 + \left(\frac{D - D_1}{D_2 - D_1}\right)\Phi_2 = 0 \quad (8)$$

여기서, Φ_1 과 Φ_2 는 각각 Fleck 등의 항복조건식과 Gurson의 항복조건식을 각각 나타내며 D_1 과 D_2 는 각각 천이구간이 시작되는 상대밀도와 천이구간이 끝나는 상대밀도를 나타낸다. 본 논문에서는 $D_1=0.75$ 와 $D_2=0.9$ 를 사용하였다.⁽¹¹⁾

3.2.2 Shima와 Oyane의 항복조건식

분말 성형체의 소성 항복 거동을 예측할 수 있는 소성 항복조건식은 다음과 같은 일반적인 형태로 나타낼 수 있다.⁽⁸⁾

$$\Phi(\sigma, \bar{\varepsilon}_m^p, D) = \left(\frac{q}{\sigma_m}\right)^2 + \left(\frac{p}{\sigma_m f}\right)^2 - D^{2n} = 0 \quad (9)$$

여기서, f 는 상대밀도의 함수이며 n 은 재료상수이다. Shima와 Oyane⁽⁸⁾은 구리분말 성형체의 일축압축실험으로부터 f 와 n 을 결정하여 다음과 같이 소성 항복조건식을 제안하였다.

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

3.3 구성방정식의 수치적분

3.1의 구성방정식들은 유한요소해석 프로그램인 ABAQUS⁽¹⁵⁾의 사용자 서브루틴 UMAT에 적용하여 금속분말의 금형압축 성형공정을 해석하였다. 유한요소법을 이용한 구성방정식의 수치 적분은 Aravas⁽¹⁶⁾에 의하여 제안된 후방오일러법(backward Euler method)에 의하여 수행되었다. 후방오일러법은 다른 여러 수치적분기법에 비하여 안정적인 알고리즘을 갖고 있으므로 대변형의 소성 유한요소해석에 적합하다고 알려져 있다.^(16~18)

임플리시트(implicit) 시간적분법을 사용하는 유한요소해석 프로그램에서는 평형방정식이 비선형이 되므로 비선형방정식을 풀기 위하여 Newton-Raphson 반복법이 사용되며 이를 위하여 다음과 같은 선형모듈(linearization modulus) J 가 필요하다.^(18~20)

$$J = \left(\frac{\partial \sigma}{\partial \varepsilon}\right)_{t+\Delta t} \quad (11)$$

따라서 구성 방정식을 사용자 서브루틴 UMAT에 적용할때 선형 모듈 J 의 값을 계산하여야 하며, 본 논문에서는 Govindarajan⁽²¹⁾에 의하여 유도된 선형 모듈의 값을 사용하였다.

4. 실험결과와 해석

Fig. 3은 모재의 일축압축시 압축응력과 소성 변형률의 관계를 나타낸다. 여기서, 실험치(○)는 다음과 같은 식(실선)으로 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} \sigma_m &= 215 + 1322(\bar{\varepsilon}_m^p)^{0.678} \text{ for } \bar{\varepsilon}_m^p \leq 0.4 \\ \sigma_m &= 1306.5(\bar{\varepsilon}_m^p)^{0.353} \text{ for } \bar{\varepsilon}_m^p \geq 0.4 \end{aligned} \quad (12)$$

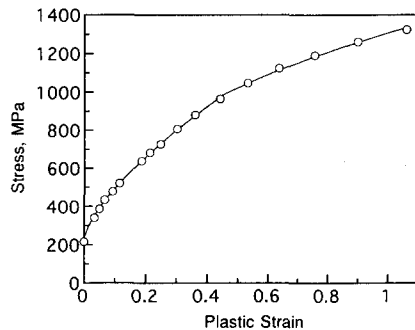


Fig. 3 Uniaxial stress-plastic strain relation for dense stainless steel

또한, 실험치로부터 구하여진 모재의 항복강도는 215 MPa이며 탄성계수는 220 GPa이다.

스테인레스 스틸분말의 상온 금형압축거동을 해석하기 위한 소성 항복조건식들중 식 (7)에서 임의의 계수들인 q_1 과 q_2 는 Becker 등⁽²²⁾이 구한 값인 1.25와 0.95를 각각 사용하였다. 또한 스테인레스 스틸 모재의 유동응력으로는 식 (12)를 사용하였다.

4.1 상온 금형압축

Fig. 4의 (a)와 (b)는 각각 상온 금형압축중 양단압축과 일방향압축에 사용된 100개의 4절점 축대칭 요소를 갖는 유한요소격자 및 경계조건을 나타낸다. 양단압축의 경우 Fig. 4(a)에 나타낸 바와 같이 y 축에 대한 축대칭과 x 축에 대한 대칭조건으로부터 전체 단면의 1/4에 대해서만 해석하였으며

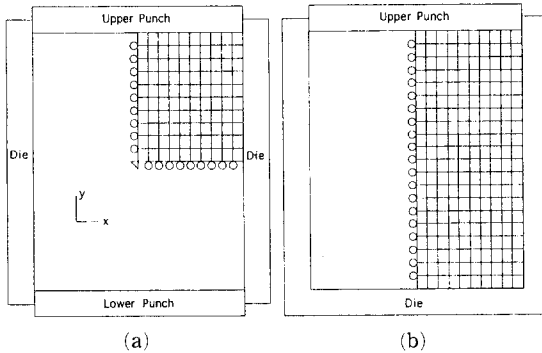


Fig. 4 Finite element meshes and boundary conditions for (a) double action pressing and (b) single action pressing of stainless steel powder

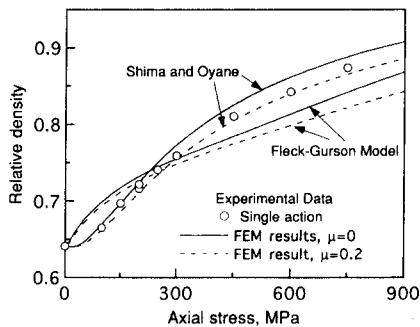


Fig. 5 Comparison between experimental data and calculated results for the variation of relative density with axial stress of stainless steel powder during die compaction

일방향압축 경우 Fig. 4(b)와 같이 y 축에 대한 축대칭 이므로 전체 단면의 1/2에 대해서 해석하였다.

Fig. 5는 금형압축시 가압력에 따른 상대밀도의 변화를 나타내는 실험치(○)와 계산치들을 각각 나타낸다. 여기서, 실험치(○)는 일방향 압축조건인 경우이다. 실선의 계산치는 금형 및 펀치와 분말 성형체 사이에 마찰이 없는 경우($\mu=0$)이며 점선의 계산치는 마찰이 있는 경우($\mu=0.2$)를 가정하여 구하였다. 또한, 실선과 점선의 계산치에서 상대밀도는 다음의 관계식을 사용하여 구한 평균치이다.

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

여기서, D_j , V_j 및 M 은 각각 j 번째 요소의 상대밀도, 체적 및 전체 요소의 갯수를 나타낸다. Fig. 5에 Fleck-Gurson의 항복조건식으로부터 구한 계산치는 실험치에 비하여 가압력의 증가에 따른 밀도의 증가를 다소 낮게 예측하고 있으며 Shima와 Oyane의 항복조건식으로부터 구한 계산치는 실험치를 비교적 잘 예측하고 있음을 알 수 있다. 특히, Shima와 Oyane의 항복조건식으로부터 구한 계산치들중 마찰이 없는 경우의 계산치(실선)는 실험치에 비하여 가압력의 증가에 따른 밀도의 증가를 다소 높게 예측하며 마찰이 있는 경우의 계산치($\mu=0.2$)는 실험치를 다소 낮게 예측하고 있다. 실험중 금형과 분말 성형체 사이에 마찰이 있음을 감안할 때 Shima와 Oyane의 항복조건식은 실험치

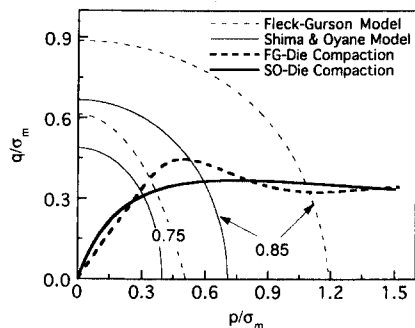


Fig. 6 Yield surface of Fleck et al. (dashed curves) and of Shima and Oyane (solid curves) and stress paths during single action pressing of stainless steel powder

를 비교적 잘 예측하고 있음을 알 수 있다.

Fig. 6은 식 (6)과 (7)의 Fleck-Gurson의 항복 조건식과 식 (10)의 Shima와 Oyane의 항복조건식 으로부터 구한 상대밀도가 0.75와 0.85인 경우의 항복곡선들과 일방향 금형압축시 분말 성형체 내부의 응력 제적을 각각 나타낸다. 여기서, Fleck-Gurson의 항복곡선(점선)과 Shima와 Oyane의 항복곡선(실선)에 의하여 예측되는 분말 성형체의 항복강도의 차이는 상대밀도가 0.75인 경우 크지 않으나 상대밀도가 0.85로 커짐에 따라 Fleck-Gurson의 항복곡선은 Shima와 Oyane의 항복 곡선에 비하여 분말 성형체의 항복강도를 매우 크게 예측하고 있음을 알 수 있다. 또한, 일방향 금형압축시의 Fleck-Gurson의 항복조건식으로부터 구한 응력제적(굵은 점선)과 Shima와 Oyane의 항복조건식으로부터 구한 응력제적(굵은 실선)은 다소 차이를 보이며 금형압축시 정수압 응력과 유효 응력의 비율이 일정하지 않고 상대밀도에 따라 달라짐을 알 수 있다.

Fig. 7은 일방향 압축범으로 금형압축후 분말 성형체를 금형에서 이젝트할때 가압력에 따라 성형체에 작용하는 이젝트 압력의 변화를 나타내는 실험치(○)와 계산치들을 각각 나타낸다. 여기서, 계산치들은 Shima와 Oyane의 항복조건식으로부터 구하였으며 실선, 점선 및 일점쇄선은 금형과 분말 성형체 사이에 마찰계수 μ 의 값이 0.17, 0.1 및 0.3인 경우이다. Fig. 7에서 마찰계수 μ 의 값이 0.17인 경우의 계산치가 실험치와 가장 잘 일치하므로, 본 논문에서 사용된 초경금형과 분말 성형체 사이의 마찰계수 μ 의 값이 0.17임을 추정할 수 있다.

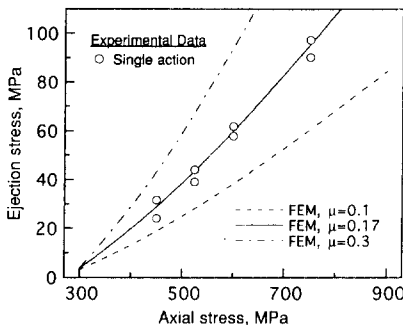


Fig. 7 Experimental data and calculated results for the variation of ejection stress with axial stress of stainless steel powder during die compaction

Fig. 8은 금형압축시 가압력에 따른 상대밀도의 변화를 나타내는 실험치(○, □)와 계산치들을 각각 나타낸다. 여기서, 실험치(○)는 양단압축의 경우이며 실험치(□)는 일방향압축의 경우이다. 또한, 계산치들을 Shima와 Oyane의 항복조건식으로부터 구하였으며 실선은 금형 및 펀치와 분말 성형체 사이에 마찰이 없는 경우($\mu=0$)이며 점선과 일점쇄선은 마찰이 있는 경우($\mu=0.17$)를 가정하여 양단 압축과 일방향 압축조건에서 구한 계산치이다. Fig. 8에서 일방향 압축의 실험치에 비하여 양단 압축의 실험치들이 동일한 압력에서 다소 큰 상대 밀도를 나타내고 있으며 마찰을 고려한 점선과 일점쇄선의 계산치들은 실험치를 매우 잘 예측하고 있음을 알 수 있다. 따라서, 일방향압축과 양단 압축에 의하여 성형된 분말 성형체의 밀도차는 금형 벽면과 성형체 사이의 마찰에 기인함을 알 수 있다. 분말 성형체의 밀도분포는 경도와 상대밀도의 관

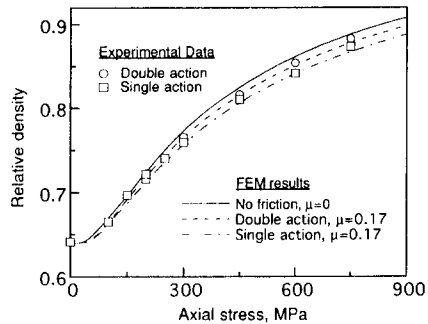


Fig. 8 Comparison between experimental data and theoretical predictions for the variation of relative density with axial stress of stainless steel powder during die compaction

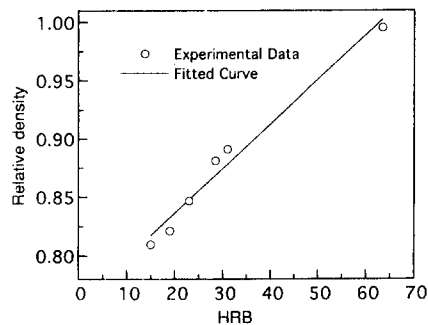


Fig. 9 Variation of relative density with Rockwell hardness(HRB) for stainless steel powder compacts

계를 이용하여 간접적으로 측정할 수 있다.⁽²³⁾ 스테인레스 스틸분말 성형체의 경도측정에는 로크웰 (Rockwell) 경도계가 주로 사용된다.⁽²⁴⁾ 본 논문에서는 로크웰 B형 경도계를 사용하여 1.58 mm (1/16 inch) 강구압자 (harden steel ball indenter)로 하중 60 kg을 30초간 가하여 측정하였다. Fig. 9는 스테인레스 스틸분말 성형체의 상대밀도와 로크웰 B형 경도치(HRB)의 관계를 나타내며, Fig. 9의 실험치(○)를 보간하면 다음 식과 같이 스테인레스 스틸분말 성형체의 상대밀도와 로크웰 경도치의 관계를 얻을 수 있다.

$$D = 3.812 \times 10^{-3} HRB + 0.760 \quad (14)$$

Fig. 10(a)와 (b)는 일방향 금형압축시 가압력이 600 MPa인 경우 성형체 내부의 상대 밀도분포와 변형된 형상을 보여주는 실험치와 유한요소해석의 결과를 각각 나타낸다. Fig. 10(a)는 식 (14)를 사용하여 로크웰 경도실험으로부터 구하였으며 Fig. 10(b)는 성형체와 금형사이의 마찰($\mu=0.17$)을 고려하여 Shima와 Oyane의 항복조건식을 사용하여 구하였다. Fig. 10(a)에서 금형과 성형체 사이의 마찰의 영향으로 상대밀도는 성형체와 상부펀치 접촉면의 모서리 부근에서 가장 높고 금형 하부 접촉면의 모서리 부근에서 가장 낮음을 알 수 있으며 Fig. 10(b)의 유한요소해석 결과는 이러한 실험치를 매우 잘 예측함을 알 수 있다.

Fig. 11(a)와 (b)는 양단 금형압축시 가압력이 600 MPa인 경우 성형체 내부의 상대 밀도분포와 변형된 형상을 보여주는 실험치와 유한요소해석의 결과를 각각 나타낸다. Fig. 11(a)는 식 (14)를 사용하여 구한 실험치이며 Fig. 11(b)는 마찰($\mu=0.17$)을 고려하여 Shima와 Oyane의 항복조건식을 사용하여 구하였다. Fig. 11(a)에서 상대밀도는 성형체와 상부 및 하부펀치 접촉면의 모서리 부근에서 가장 높고 성형체 중간 부근의 바깥면에서 가장 낮게 예측하고 있으며 성형체의 중간부를 기준으로 대칭으로 밀도분포를 보임을 알 수 있다. 또한, Fig. 11(b)의 유한요소해석 결과는 이러한 실험치를 비교적 잘 예측함을 알 수 있다. Fig. 10과 Fig. 11을 비교할때 밀도구배는 양단압축의 경우가 일방향압축의 경우에 비하여 작음을 알 수 있다.

Fig. 12(a)와 (b)는 600 MPa의 가압력으로 일방향 금형압축후 성형체를 하단부에서 상단부방향으로 금형에서 이젝트하였을때 성형체 내부에 작용하

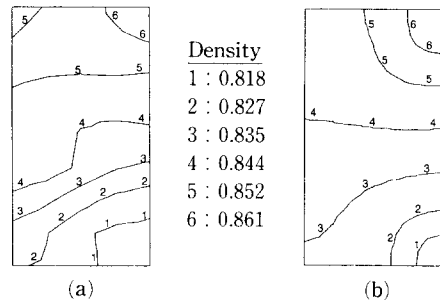


Fig. 10 Comparison between experimental data and finite element calculations for relative density contour plots of a stainless steel powder compact by single action pressing under axial stress of 600 MPa

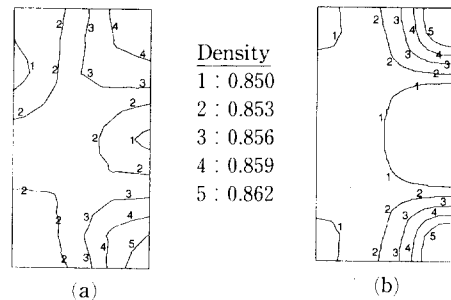


Fig. 11 Comparison between experimental data and finite element calculations for relative density contour plots of a stainless steel powder compact by double action pressing under axial stress of 600 MPa

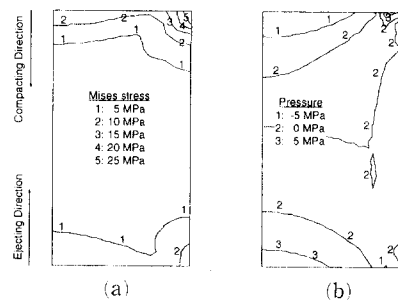


Fig. 12 Finite element calculations for distributions of (a) residual effective stress (b) residual hydrostatic stress of a stainless steel powder compact ejected from a die after pressed under 600 MPa by single action pressing

는 잔류유효응력과 잔류정수응력 분포를 나타내는 유한요소해석 결과이다. Fig. 12(a)에서 잔류 유효응력은 성형체의 상단부에서 가장 크며 Fig. 12(b)

에서 잔류 정수응력은 성형체의 중심부에서는 거의 없으며 성형체의 상단부와 하단부에서 5 MPa 정도의 작은값을 보인다. Fig. 12의 해석결과로부터 금형압축에 의하여 성형체 내부에 작용하는 잔류응력의 크기는 가압력의 크기에 비하여 매우 작음을 알 수 있다.

4.2 상온 일축압축

금형압축에 의하여 성형된 스테인레스 스틸분말 성형체는 4.1절에서와 같이 성형방법에 따라 내부 밀도 분포가 달라진다. 따라서, 이러한 밀도 구배를 다공질 성형체를 소결하여 상온 일축압축한 경우에 대한 밀도구배의 영향을 유한요소법으로 조사하였다.

Fig. 13은 600 MPa의 가압력으로 일방향 금형압축에 의하여 성형된 스테인레스 스틸분말 성형체를 상온 일축압축하여 압하량이 24%인 경우 성형체 내부의 상대밀도 분포와 변형된 형상을 보여주는 실험치와 유한요소해석 결과이다. Fig. 13(a)는 식 (14)를 사용하여 구한 실험치이며 Fig. 13(b)는 금형과 성형체 사이의 마찰을 고려하여 ($\mu=0.17$) Shima와 Oyane의 항복조건식을 사용하여 구하였다. Fig. 13(a)에서 변형중 마찰의 영향에 의한 배불림 현상이 관찰되며 초기 성형체의 밀도 분포가 불균일하므로 성형체의 중심부를 기준으로 대칭으로 변형이 일어나지 않음을 알 수 있으며 Fig. 13(b)의 유한요소해석 결과는 이러한 실험치를 비교적 잘 예측함을 알 수 있다.

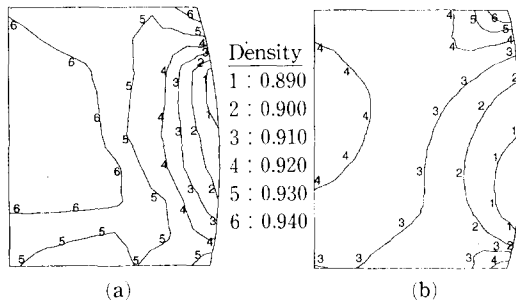


Fig. 13 Comparison between experimental data and finite element calculations for relative density contour plots of a stainless steel powder compact under uniaxial compression at 24% reduction where the specimen was produced in single action pressing under axial stress of 600 MPa

Fig. 14는 Fig. 13과 동일한 조건으로 성형된 스테인레스 스틸분말 성형체를 상온 일축압축하여 압하량이 46%인 경우 성형체 내부의 상대 밀도분포와 변형된 형상을 보여주는 실험치와 유한요소해석 결과이다. Fig. 14(a)는 식 (14)를 사용하여 구한 실험치이며 Fig. 14(b)는 금형과 성형체 사이의 마찰을 고려하여 ($\mu=0.17$) Shima와 Oyane의 항복 조건식을 사용하여 구하였다. Fig. 14(a)는 Fig. 13(a)에 비하여 변형량이 커짐에 따라 배불림현상이 더 크게 관찰되며 Fig. 13(b)의 유한요소해석 결과는 이러한 실험치를 비교적 잘 예측함을 알 수 있다.

Fig. 15는 600 MPa의 가압력으로 양방향 금형압축에 의하여 성형된 스테인레스 스틸 분말성형체를 상온 일축 압축하여 압하량이 45%인 경우 성형체 내부의 상대밀도 분포와 변형된 형상을 보여주는 실험치와 유한요소해석 결과이다. Fig. 15(a)는 식 (14)를 사용하여 구한 실험치이며 Fig. 15(b)는 금형과 성형체 사이의 마찰을 고려하여 ($\mu=0.17$) Shima와 Oyane의 항복조건식을 사용하여 구하였다. Fig. 15(a)에서 변형중 마찰의 영향에 의한 배불림현상이 관찰되며 초기 성형체의 밀도분포가 성형체의 중심부를 기준으로 대칭성을 보이므로(Fig. 11 참조) 압축변형중에도 밀도분포가 성형체의 중심부를 기준으로 대칭성을 보임을 알 수 있으며 Fig. 15(b)의 유한요소해석 결과는 실험치를 비교

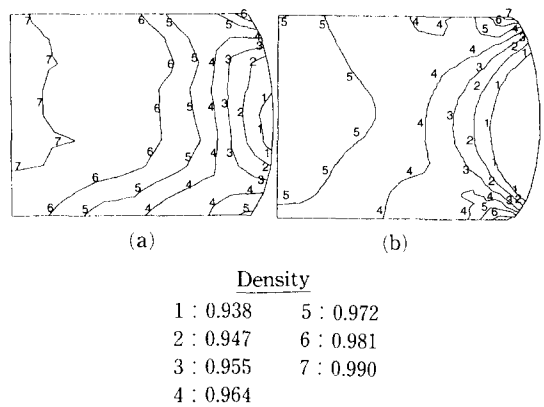
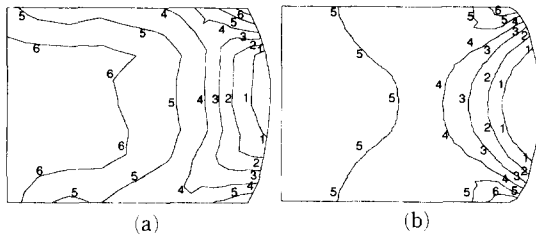


Fig. 14 Comparison between experimental data and finite element calculations for relative density contour plots of a stainless steel powder compact under uniaxial compression at 46% reduction where the specimen was initially the same as in Fig. 13



Density	
1 : 0.930	4 : 0.960
2 : 0.940	5 : 0.970
3 : 0.950	6 : 0.980

Fig. 15 Comparison between experimental data and finite element calculations for relative density contour plots of a stainless steel powder compact under uniaxial compression at 45% reduction where the specimen was produced in double action pressing under axial stress of 600 MPa

적 잘 예측함을 알 수 있다.

5. 결 론

금속분말의 소성변형거동을 예측할 수 있는 구성 방정식을 사용하여 스테인레스 스틸분말의 상온 금형압축공정을 해석하여 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

(1) 상온 금형압축공정을 해석하기 위하여 사용된 항복조건식들중 Shima와 Oyane의 항복조건식이 Fleck-Gurson의 항복조건식보다 스테인레스 분말의 상온 금형압축의 실험치를 더 잘 예측할 수 있었다.

(2) 이젝트압력과 성형압력과의 관계로부터 초경금형과 스테인레스 스틸분말 성형체 사이의 마찰계수 $\mu=0.17$ 를 구하였다. 이 마찰계수 값을 사용한 유한요소해석 결과는 금형압축과 일축압축 중 성형체 내부의 밀도구배를 잘 예측할 수 있었다.

(3) 금속분말의 금형성형시 양단압축이 일방향압축에 비하여 밀도 구배가 작을뿐만 아니라 동일한 크기의 압력에서 더 높은 밀도를 갖는 분말 성형체를 성형할 수 있음을 알 수 있었다.

후 기

본 연구는 1995년 포항제철에서 지원된 연구비

(95F025)로 수행되었으며, 이에 감사드립니다.

참고문헌

- (1) Lenel, F. V., 1980, *Powder Metallurgy-Principles and Applications*, Metal Powder Industries Federation, Princeton, New Jersey, U. S. A.
- (2) German, R. M., 1984, *Powder Metallurgy Science*, Metal Powder Industries Federation, Princeton, New Jersey, U. S. A.
- (3) Kuhn, H. A. and Ferguson, B. L., 1990, *Powder Forging*, Metal Powder Industries Federation, Princeton, New Jersey, U. S. A.
- (4) Ashely, S., 1991, "Powder-Metal Forging : Connecting Rods That Crack by Desing," *Mechanical Engineering*, Vol. 113, No. 2, p. 54.
- (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 Arffin, A. K., 1994, "An Investigation of Powder Compaction Processes," *Int J. Powder Metall.*, Vol. 30, No. 4, pp. 385~398.
- (7) 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.
- (8) Shima, S. and Oyane, M., 1976, "Plasticity Theory for Porous Metals," *Int. J. Mech Sci.*, Vol. 18, pp. 285~291.
- (9) Gurson, A. L., 1977, "Continuum Theory of Ductile Rupture by Void Nucleation and Growth-Part I-Yield Criteria and Flow Rules for Porous Ductile Media," *ASME, J. Eng. Mat. Tech.*, Vol. 99, pp. 2~15.
- (10) Doraivelu, S. M. Gegel, H. L. Gunasekera, J. S., Malas, J. C., and Morgan, J. T., 1984, "A New Yield Function for Compressible P/M Materials," *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 26, pp. 527~535.
- (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) 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.
- (13) Tvergaard, V., 1981, "Influence of Voids on Shear Band Instabilities under Plane Strain Conditions," *Int. J. Fracture*, Vol. 17, No. 4, pp. 389~407.
- (14) Tvergaard, V., 1982, "On Localization in Ductile Materials Containing Spherical Voids," *Int. J. Fracture*, Vol. 18, pp. 237~252.
- (15) *ABAQUS User's I and II Manual*, Hibbit, Karlsson and Sorensen, 1995.
- (16) 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.
- (17) Ortiz, M. and Popov, E. P., 1985, "Accuracy and Stability of Integration Algorithms for elastoplastic Constitutive Equation," *Int. J. Num. Meth. Engrg.*, Vol. 21, pp. 1561~1576.
- (18) 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.
- (19) Nagtegaal, J. C., 1982, "On the Implementation of Inelastic Constitutive Equations with Special Reference to Large Deformation Problems," *Comput. Methods Appl. Mech. Engrg.*, Vol. 33, pp. 469~484.
- (20) Zhang, Z. L., 1995, "Explicit Consistent Tangent Moduli with a Return Mapping Algorithm for Pressure-Dependent Elastoplasticity Models," *Comput. Methods Appl. Mech. Engrg.*, Vol. 121, pp. 29~44.
- (21) Govindarajan, R. M., 1992, *Deformation Processing of Porous Metals*, Doctorial thesis, University of Pennsylvania, U. S. A.
- (22) Becker, R., Needleman, A., Richmond, O. and Tvergaard, V., 1988, "Void Growth and Failure in Notched Bars," *J. Mech. Phys. Solids*, Vol. 36, No. 3, pp. 317~351.
- (23) 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.
- (24) Boyer, H. E., 1987, "Hardness Testing," *ASM International*