

금속 분말 압축성형에서의 마찰 특성

장동환* · 황병복*

(1997년 9월 24일 접수)

Friction Effect on the Powdered Metal Compaction

Dong-Hwan Jang and Beong-Bok Hwang

Abstract

A plasticity theory applicable to the powdered metal compaction is briefly summarized and its variational form for the finite element analysis is described. The compaction processes of axisymmetric solid cylinder are simulated. For the analysis of the friction effect on compaction process, the investigations were performed for different compact geometries. Efforts are focused on the transmitted pressure through the compact and density distributions within the compacts. Numerical results show that : (1) the friction coefficient could be selected simply from the transmitted force data by the single acting compaction test and the simulated results : and (2) density variations within the compacts rely on the compact geometry such as height to diameter ratio and the frictional condition between compact and dies.

Key Words : plasticity theory, density variations, friction coefficient, transmitted force

1. 서 론

금속분말의 압축가공은 기본적으로 다양한 형상으로 부품을 압밀, 가공하는 공정으로서, 부품 생산시 기존의 금속가공보다 금속분말을 사용하는 가장 큰 이유는 경제성이다.^(1,2) 또한, 기존의 금속가공공정에 비해서 가공품의 질을 향상시키기 위해 복합재료를 사용할 수 있는 장점이 있다. 이러한 금속분말가공은 다공성 분말입자 사이의 밀도를 증가시키는 압밀, 강한 금속조직을 만드는 소결, 업세팅등에 의한 예비성형체 가공의 수단계로 이루어져 있다.⁽³⁾ 금속분말 단조기술은 Herman Tormyn이 1941년 절삭강 칩분을 사용하여 열간단조에 의한 방법으로 부품을 만든 것을 효시로 하여 그 후로도 몇몇 사람들에 의해

서 유사한 연구가 이루어졌으나 많은 관심을 끌지 못하다가 1964년 미국 G.M.사의 연결봉의 개발을 필두로 본격적으로 생산되어 활용되고 있다.⁽⁴⁾ 최근의 금속분말 성형 기술은 분말의 다양한 가용성에 의한 광범위한 성형성, 거의 최종 치수에 맞추어 정형가공으로 생산할 수 있다는 점, 전체공정의 경제성으로 인해 점차 많은 분야에서 응용되고 있다.⁽⁵⁾

금속분말성형에 있어서 설계시 고려해야 할 가장 중요한 점은 압축시 변형거동을 잘 이해하여 소결시 형상적 결함이 없도록 압축생형이 고른 밀도분포를 가지도록 하는 것이다. 금속분말에 의한 정형가공에서 밀도분포의 예측은 아주 중요하며, 공정설계의 유용한 자료가 된다. 예를 들어, 분말금속에서 압축생형의 소결시 나타나는 큰 특징

* 인하대학교 자동차공학과

으로 재료의 수축현상을 들 수 있다. 소결후 발생하는 부품의 수축은 성형체의 밀도분포가 가장 결정적인 영향을 끼친다. 그러나, 이러한 압축성형의 밀도분포에 의한 소결시의 형상변화는 소결조건을 다르게 함으로서 해결될 수 없는 문제이다. 압축성형에서 밀도분포는 공구에 의하여 작용된 압력의 불균일한 분포에 의하여 발생하며 이는 입자간 또는 입자와 다이벽과의 마찰과 압축성형의 길이와 직경비(L/D Ratio)에 큰 영향을 받는다.⁽⁶⁾

금속분말 압축성형에서의 밀도분포에 대해서는 많은 연구가 진행되어 왔으며 Shaler⁽⁷⁾은 Kamm, Steinberg, Wulff⁽⁸⁾등의 실험적 결과를 이용하여 원기둥 일축압축실험에서의 변형과 밀도분포에 대한 이론적인 식을 제안하였다.⁽⁹⁾ Heckel은 각기 다른 압력으로 여러 가지 성형체를 압축 실험하여 성형체의 평균밀도를 측정함으로써 압력과 밀도와의 대략적인 관계를 제시하였다. 하지만, 이러한 방법으로는 보다 많은 형상의 프레스성이 이루어져야하는 어려움이 있고, 성형체를 다이로부터 추출하여 밀도를 측정해야 하기 때문에 실제로 다이 내부에 밀착된 성형체에서와는 다른 압력이 계산되어질 수 있으며, 또한 압축과정중 밀도분포의 측정이 불가능하다는 것이 입증되었다.⁽¹⁰⁾

압력전달율은 이동편치에 의하여 압축성형에 가해진 압력과 정지편치에 전달된 압력과의 비율을 나타내는데, 금속분말의 압축과정에서 분말입자와 혼합되거나 다이벽에 뿌려지는 윤활제로 인한 마찰효과와 정량적인 특성을 연구할 때 중요한 자료가 된다. 금속분말의 압축성형에 있어서 마찰은 밀도분포에 영향을 미치는 가장 중요한 요소이다.⁽¹¹⁾ Oyane,⁽¹²⁾ Duwez⁽¹³⁾ 등은 실험적 장치를 이용하여 압축과정중 압력전달율을 측정하고자 했지만, 공정이 진행되는 동안 하부편치의 상대적인 이동으로 초기 게이지의 정확한 위치 선정과 측면압을 측정하기 위한 게이지 부착이 어려움을 알았다.⁽¹³⁾

대부분의 성형가공에서 윤활방식은 다이와 가공물 사이의 마찰조건을 결정하는 가장 중요한 요소이다. 이러한 마찰조건은 가공물의 응력과 성형하중, 그리고 성형에너지에 직접적인 영향을 끼치는 요소이다. 그러나, 가공물의 윤활과 관계되는 마찰은 실험적으로 측정하기가 매우 힘들고 정의하기 또한 어렵기 때문에 인자(factor)나 계수(coefficient)를 이용하여 정량적으로 표현할 필요가 있다. 일반적인 단조공정의 경우 마찰인자나 마찰계수로 표현된 윤활도는 대개 링압축(ring compression)에 의하여 얻어진다.⁽¹⁴⁾ 이와 같은 링압축실험을 이용하여 일반적인 소성가공에서 마찰값을 결정하는 것처럼 금속분말의 압축

공정에서도, 원기둥 일축압축실험을 통하여 상/하부 편치 사이에 전달되는 압력전달율은 측정이 용이한 파라미터이므로 이를 이용하여 마찰값을 예측할 수 있다.

본 논문에서는 금속분말 압축공정에서 마찰이나 물성 그리고 초기 금속분말의 다이내의 충전 상태에 관한 치수 등의 영향을 고려하여 금속분말의 압축성형공정을 유한요소해석을 통해 해석함으로써 금속분말의 변형거동에 대하여 살펴보고자 한다. 본 논문에서 압축실험의 시뮬레이션은 금속분말을 원기둥 형태의 금형내에 충전시킨 후 두개의 평면 압축판(flat punch) 사이에 놓고 수행하였다. 이때, 각각의 마찰환경에 따른 여러 가지 길이/직경비를 선택하여 시뮬레이션을 수행하였으며, 해석결과로서 마찰계수의 변화에 따른 상부편치와 하부편치 사이의 압력전달율과 다이압분포를 계산하고, 압축성형내의 상대밀도분포 및 최대밀도와 최소밀도를 비교하여 그 차이를 알아 보았다. 이를 통하여 소결시 압축성형의 형상변화를 정성적으로 예측할 수 있는 금속분말의 압축공정후 압축성형의 밀도분포 경향과, 마찰값을 쉽게 예측할 수 있는 방법을 제시하였다. 또한, 각각의 형상조건(즉, 길이대 직경비)에 대한 금속분말의 압밀현상도 알아보았다.

2. 항복식과 유동법칙

현실적으로 금속분말의 성형공정을 해석하기 위한 모델로는 균일한 재료의 연속체모델(homogeneous continuum)을 적용하는 것이다. 연속체모델이 확립된 후에는 구성방정식(constitutive relationships)을 세워야 한다. 이러한 모델은 금속분말의 종류, 분말의 입자크기 등에 대하여 상당한 양의 체적변화와 다이와 분말 사이의 마찰 등을 다룰 수 있도록 일반성이 있어야 한다. 즉, 금속분말의 압축성형시 재료의 항복상태를 가장 잘 설명할 수 있는 적절한 항복함수를 구성한 후 각종 실험 값들과의 비교를 통하여 적절히 이를 검증하고 유동법칙에 의하여 구성방정식을 구성한 후 이를 이산화하여 유한요소해석 프로그램을 구현한다.⁽¹⁵⁻¹⁷⁾

금속분말의 압축성형공정에서는 두 가지 변형형태가 나타난다. 하나는 낮은 압축응력 하에서 발생하는 슬립(slip)에 의한 변형이고, 또 다른 하나는 높은 압력에서 분말입자들의 소성변형에 의한 압밀현상이다. 슬립조건은 Mohr 원의 지름의 크기로 설명할 수 있으며 압밀은 평균 압력의 크기에 주로 영향을 받는다고 할 수 있다. 슬립이 일어나는 조건의 항복면(yield surface)은 두개의 직선이

나 쌍곡선에 의하여 표현될 수 있으며 압밀현상에 대해서는 타원이 고려될 수 있다. 또한, 금속분말의 압축생형은 인장에서 압축시보다는 약하므로 타원형 항복곡면의 원점이 압축 축으로 이동되어야 한다. 따라서, 본 논문에서는 이러한 두 가지 변형형태를 포함한 항복조건 및 물성치를 적용하였다.⁽¹⁸⁾

금속분말 압축생형의 유한요소해석에 관한 일반적인 식들의 요약은 다음과 같다.⁽¹⁷⁾ 금속분말의 압축생형에 대한 항복함수 $f(\sigma_{ij})$ 는 응력텐서(stress tensor)에 의하여 식 (1)과 같이 표현된다.

$$f = \frac{\alpha}{2} \sigma'_{ij} \sigma'_{ij} + \left[1 - \frac{\alpha}{3} \right] (\sigma_{ij} \delta_{ij} + p)^2 - \bar{\sigma}_R^2 = 0 \quad (1)$$

여기서 $\sigma'_{ij} = \sigma_{ij} - \frac{1}{3} \sigma_{kk} \delta_{ij}$ 는 편차응력텐서(deviatoric stress tensor), δ_{ij} 는 Kronecker delta이며, $\bar{\sigma}_R$ 는 겉보기 유효응력(금속분말 압축생형의 항복응력)이고 a 그리고 p 는 물질상수이다. 유동법칙(flow rule)은 다음과 같다.

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \dot{\lambda} \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} \quad (2a)$$

여기서, $\dot{\lambda}$ 는 비례상수로서 식 (2b)와 같다.

$$\dot{\lambda} = \frac{\dot{\epsilon}_v p / 3 + \bar{\sigma}_R \dot{\bar{\epsilon}}_R}{2 \bar{\sigma}_R^2} \quad (2b)$$

여기서, $\dot{\epsilon}_v$ 는 체적변형률속도로서 $\dot{\epsilon}_v = \dot{\epsilon}_x + \dot{\epsilon}_y + \dot{\epsilon}_z$ 이며 겉보기 유효변형률속도 $\dot{\bar{\epsilon}}_R$ 는 다음과 같이 변형률속도텐서의 식으로 쓸 수 있다.

$$\dot{\bar{\epsilon}}_R = \left(\frac{2}{\alpha} \dot{\epsilon}'_{ij} \dot{\epsilon}'_{ij} + \frac{1}{3(3-\alpha)} (\dot{\epsilon}_{ij} \delta_{ij})^2 \right)^{1/2} - \frac{p \dot{\epsilon}'_{ij} \delta_{ij}}{3 \bar{\sigma}_R} \quad (3)$$

여기서, $\dot{\epsilon}'_{ij} = \dot{\epsilon}_{ij} - \frac{1}{3} \dot{\epsilon}_v \delta_{ij}$ 는 편차변형률속도텐서이며, 겉보기 유효변형률속도 $\dot{\bar{\epsilon}}_R$ 는 $\sigma_{ij} \dot{\epsilon}_{ij} = \bar{\sigma}_R \dot{\bar{\epsilon}}_R$ 의 관계에 의하여 정의된다.

평형식을 변분원리(variational principle)을 도입하여 표현하면 다음과 같다.

$$\int_V \sigma_{ij} \delta \dot{\epsilon}_{ij} dV - \int_{S_F} F_i \delta u_i dS_F - \int_{S_c} t_i \delta u_i dS_c = 0 \quad (4a)$$

여기서, δu_i 는 가상속도(virtual velocity)에 대한 변분이며, $\delta \dot{\epsilon}_{ij}$ 는 δu_i 로부터 유도되는 변형률속도성분에 대한 변분이다. 경계조건은 힘 경계조건(traction) F_i 는 경계면 S_F 에, 속도 경계조건 u_i 는 S_u 에, 마찰력 t_i 는 공작물-다이 경계면 S_c 에 작용하여, 전체 경계면 $S = S_F + S_u + S_c$ 라고 가정한다. $\sigma_{ij} \delta \dot{\epsilon}_{ij} = \bar{\sigma}_R \delta \dot{\bar{\epsilon}}_R$ 의 관계로부터 식(4a)는 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$\int_V \bar{\sigma}_R \delta \dot{\bar{\epsilon}}_R dV - \int_{S_F} F_i \delta u_i dS_F - \int_{S_c} t_i \delta u_i dS_c = 0 \quad (4b)$$

위의 식(4b)는 성형체에서의 상대밀도분포가 초기값으로 주어졌다고 가정한다. 처음 변분함수의 적분값은 변형 에너지의 소모량을, 나머지 두개의 적분값은 경계면을 따른 에너지소모량을 나타내며 Kobayashi 등에 의하여 제안된 표준화된 식이다.⁽¹⁹⁾ 서론에서 설명한 바와 같이, 마찰응력은 전단강도에 대하여 일정한 비로 나타내거나 쿨롱법칙(Coulomb's law)에 의하여 표현할 수가 있다. 다이백과 분말금속간의 마찰은 쿨롱법칙에 가깝게 표현되므로 본 논문에서는 일정마찰계수(constant frictional coefficient) μ 를 사용하였다.^(20,21)

3. 해석조건과 방법

금속분말의 압축생형시 변형특성을 해석하기 위하여는 항복함수에서의 매개변수인 α , p 그리고 $\bar{\sigma}_R$ 를 정의할 필요가 있다. 이러한 매개변수들은 압축생형(또는 소결후) 항복응력과 상대밀도와의 관계로부터 결정된다.⁽⁶⁾ 겉보기 유효응력 $\bar{\sigma}_R$ 와 기저금속의 항복응력 $\bar{\sigma}_b$ 는 다음 식(5)와 같은 관계가 있으며 δ 는 상대밀도의 함수이다.⁽¹⁸⁾

$$\bar{\sigma}_R = \delta \bar{\sigma}_b \quad (5)$$

소결된 다공성 금속재료에 대하여는 항복면의 대칭성을 적용하여 $p = 0$ 이라 가정하였다. 여러 가지 경험과 실험적 결과로부터 매개변수 α 와 δ 를 결정하기 위하여 Green,⁽²²⁾ Shima,⁽²³⁻²⁵⁾ Kuhn,⁽²⁶⁾ Doraivelu⁽²⁷⁾ 등은 많은 연구를 진행하였다. Doraivelu는 전체 응력텐서에 의한 변형에너지를 고려하여 소결된 압축생형의 자유 업셋팅으로부터 축방향 변형비에 관한 실험결과를 이용하여 매개변수 α 에 관한 식(6)을 얻었다. 식(6)에서 R 는 성형체의 상대밀도이다.

$$\alpha = 2 + R^2 \quad (6)$$

매개변수 α 는 소결된 다공성재료와 분말금속생형에 대하여 거의 같은 거동을 나타내기 때문에, 본 논문에서는 소결된 분말금속에 대하여 얻어진 항복함수에서와 같은 매개변수 α 를 사용한다.⁽¹⁸⁾

금속분말 압축생형의 일축 압축항복응력과 상대밀도는 다음 식(7)과 같은 관계를 나타낸다.⁽²⁷⁾

$$\delta = \frac{\bar{\sigma}_R}{\sigma_b} = \left[\frac{R^2 - R_c^2}{1 - R_c^2} \right] \quad (7)$$

여기서, R_c 는 임계밀도(critical density)로서 압축생형이 기계적 강도를 모두 잃을 때의 밀도를 나타낸다. 분말금속 성형체의 경우 텡밀도와 거의 동일하다고 가정한다.⁽¹⁸⁾ 본 논문은 구리분말의 단동프레싱을 해석대상으로 삼고 있으며 성형체 강도는 임계밀도 R_c 와 상대밀도 R 에 관한 경험적인 관계로부터 다음의 식(8)과 같은 표현이 가능하다. 여기서 임계밀도 R_c 는 구리분말의 텡밀도

와 같은 0.35를 사용하였으며, C 와 n 은 물질상수로서 구리분말의 경우 실험값으로부터 $C = 27 MP_a$, $n = 2$ 의 값을 갖는다.(Fig. 1 참조)⁽¹⁷⁾

$$\sigma_t = CR^n \ln \frac{1}{1 + R_c - R} \quad (8)$$

분말금속의 압축성형에서 중요한 점은 분말금속의 입자크기와 형상, 그리고 각각의 압축방법에 따라 얻을 수 있는 성형체 밀도의 한계가 있다는 점이다. 미국의 분말야금공업협회(Metal Powder Industries Federation : MPIF)는 형상의 복잡도(complexity)에 따라 금속분말에 의한 성형체를 1급(class I)에서 4급(class IV)까지 4가지로 분류하고 있다. MPIF에 의한 분류법은 부품의 두께와 분말금속을 압축하는 방향에 뚜렷하게 수직하는 레벨의 갯수를 기준으로 하고 있다. 1급부품은 단동프레싱(single action pressing)에 의하여 충분히 압축할 수 있는 두께가 얇은 단층레벨(single level) 부품을 의미한다. 2급부품은 복동프레싱(double action pressing)으로만 충분히 압축되는 단층레벨 부품을 일컫는다. 2급부품은 1급부품보다 상대적으로 두께가 크며, 1급부품은 두께가 약 0.3 in.이내로 대체적으로 성형체 밀도의 차이가 그리 크지 않다. 3급부품은 각각의 레벨이 서로 다른 임의의 두께를 가지는 복층레벨(double level) 부품으로 일반적으로 평면 압축판에 의하여 성형이 완료된 후 제품이 이탈된다. 4급부품은 임의의 두께를 가진 다중레벨(multi-level) 부품으로 상하방향으로 여러개의 펀치가 동시에 움직이는 다동프레싱(multi-action pressing)에 의하여 부품이 성형된다.^(3,27-29) 본 논문에서는 2급부품에 대하여 단동프레싱에 의한 압축공정의 해석을 다루고 있다.

Fig. 2는 분말금속의 압축성형에서 다이성형법에 대한 개념도로서, 이동펀치(upper punch)가 압력을 가하여 성형이 완료되고, 하부펀치(정지펀치;bottom punch)에 의하여 부품이 다이로부터 추출되는 단동프레싱을 보여준다. 이때 압력전달율은 상부펀치에 대한 하부펀치의 힘 전달율(또는 평균 압력비)로 나타내었다.⁽¹³⁾ 또한 압축생형 내부의 최대밀도에 대한 최소밀도의 비를 밀도비로 정의하고, 압축생형의 높이감소율을 식(9)와 같이 정의한다. 식(9)에서 H 와 h 는 각각 변형전과 변형후의 생형의 높이를 나타낸다.

$$\text{높이감소율} = (H - h) / H \times 100(\%) \quad (9)$$

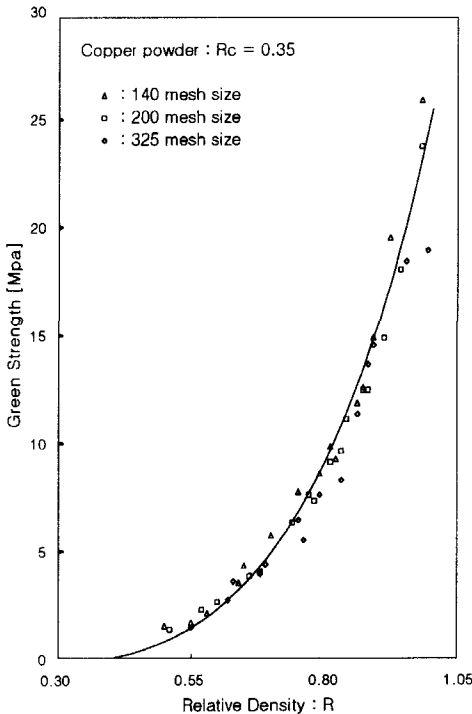


Fig. 1 Relationship between green strength and relative density for copper powder

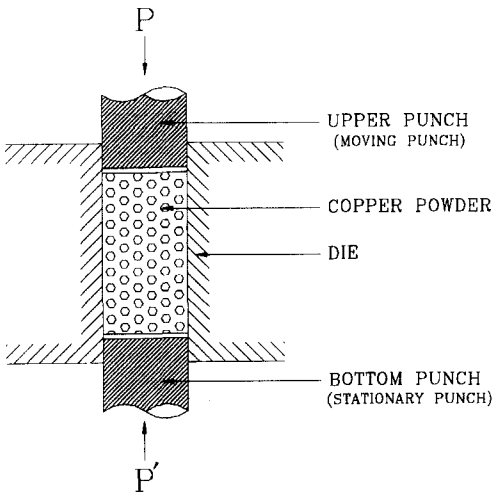


Fig. 2 Schematic diagram of die pressings (single action press)

Fig. 3은 본 논문에서 해석대상으로 삼고 있는 구리분말 성형체의 기하학적 형상으로서 단동프레싱에 의하여 성형이 되고, 부품이 축대칭 형상이므로 우측 절반만을 해석하였다. 압축공정은 생형 내부에 포함되어 있는 공기나 윤활제에 의하여 영향을 받지 않는다고 가정하였으며, 마찰계수는 0.05, 0.10, 0.15, 0.20 및 0.25 등 5 가지 조건에 대하여 해석하였으며, 초기 상대밀도는 0.39로 균일하다고 가정하였고, 대부분의 구리분말에 대한 탭밀도는

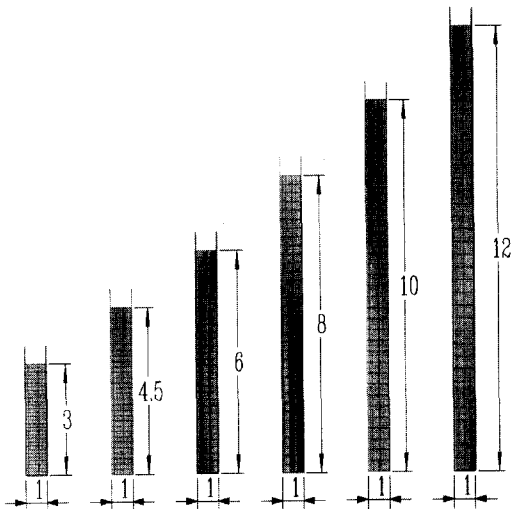


Fig. 3 Initial dimensions of powdered metal specimen & mesh system (inch)

0.35이므로 임계밀도 R_c 는 탭밀도와 같은 0.35를 사용하였다.⁽⁹⁰⁾

4. 다이압 분포 및 압력전달률

일반적으로 소성가공에서 링압축실험(ring compression test)을 이용하여 마찰인자값을 결정하는 것처럼 금속분말의 압축공정에서도 원기둥 일축압축실험을 통하여 상/하 펀치에 작용하는 다이압의 전달률과 밀도분포등을 이용하여 마찰계수값을 예측할 수 있다. 보편적인 금속분말의 일축 압축실험 방식은, 컨테이너에 충전된 금속분말을 이동펀치와 하부펀치(정지펀치) 사이에서 압축하는 것이다. 이러한 단축압축실험은 내부 다이벽을 따라 발생하는 마찰에 의해 어느 정도의 영향을 받기는 하지만, 상부펀치의 성형깊이로서 평균밀도를 결정한다.

본 논문에서는 성형공정의 마지막 평균압력이 각각 40,000 psi(Fig. 4(a))와 80,000 psi(Fig. 4(b))일 때 압축공정 중 측정된 성형체의 길이대 직경비(L/D)에 대한 상/하부펀치의 압력전달률의 실험값과 유한요소법을 이용하여 시뮬레이션을 통해 얻은 계산값을 비교하였다.⁽¹³⁾ 그림에서 실험값은 L/D비가 약 3.4가 될 때까지 측정된 압력전달률의 결과이며 시뮬레이션에 의한 결과는 L/D비가 약 1.5일 때부터의 계산값을 나타낸 것이다. 그

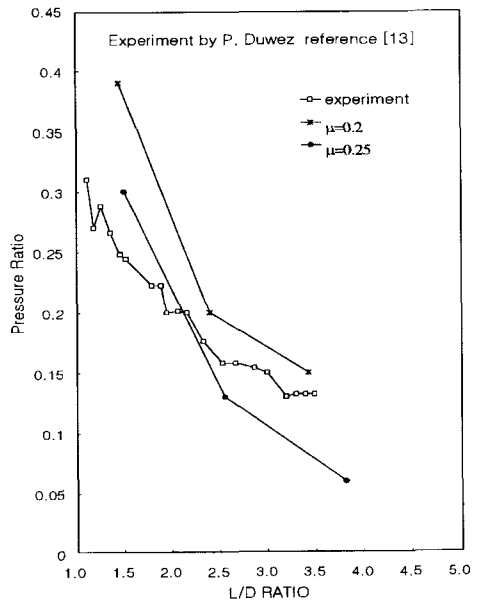


Fig. 4 (a) Pressure ratio in copper compacts pressed at 40,000 psi

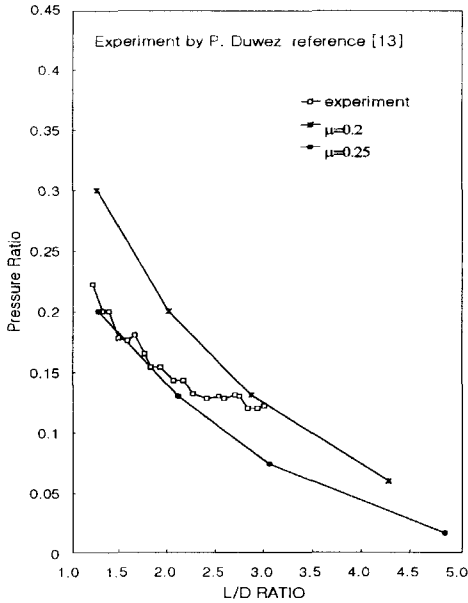


Fig. 4 (b) Pressure ratio in copper compacts pressed at 80,000 psi

림에서 나타난 바와 같이 마찰계수가 0.2 또는 0.25 사이에서 실험값과 시뮬레이션에 의한 압력전달율이 상당히 근사함을 보여준다.

대부분의 성형가공에서 윤활제에 의한 윤활은 다이와

가공물사이의 마찰상태를 결정하기 때문에 중요한 요소이다. 다시 말하면 마찰은 응력분포와 성형하중, 그리고 성형에너지에 직접적인 영향을 끼치는 요소이다. 윤활제는 다이와 압축생형 사이에서 마찰로 손실되는 에너지를 감소시키고, 펀치에 의한 압력이 고르게 잘 전달되도록 하여 고른 밀도분포를 갖게 하는 등의 여러 가지 장점이 있으나, 오히려 윤활제가 분말입자 사이에서 작용하여 압축생형의 성형체 강도를 저하하고 압축생형의 소결시 장애요인으로 작용하는 등 단점도 없지 않으므로 예측된 마찰값을 통하여 적당한 양의 윤활제가 사용되어야 한다.⁽²⁹⁾

Fig. 5는 초기 구리분말의 초기 L/D비가 4.5이고 높이 감소율이 50.13%일때 각각의 마찰값에 따른 다이압 분포를 나타내고 있다. 그림으로부터 단동프레싱인 경우 전체적으로 다이벽에 작용하는 압력은 압축생형의 윗부분에서 가장 크고 아랫부분으로 갈수록 거의 선형적으로 감소한다. 또한 이동펀치에 작용하는 축방향 압력은 중심부에서 가장 작고 펀치의 원주 방향으로 갈수록 증가한다. 정지펀치에 작용하는 압력은 이동펀치의 경향과는 반대이다. 그림에서 알 수 있듯이 마찰값이 작은 경우에는 이동펀치의 압력이 압축생형을 통하여 비교적 균일하게 정지펀치로 전달되지만, 마찰값이 커짐에 따라 같은 재료의 압축생형을 가공하기 위하여 이동펀치에 더욱더 큰 압력이 필요하고, 상/하 펀치사이의 압력전달율은 감소한다.

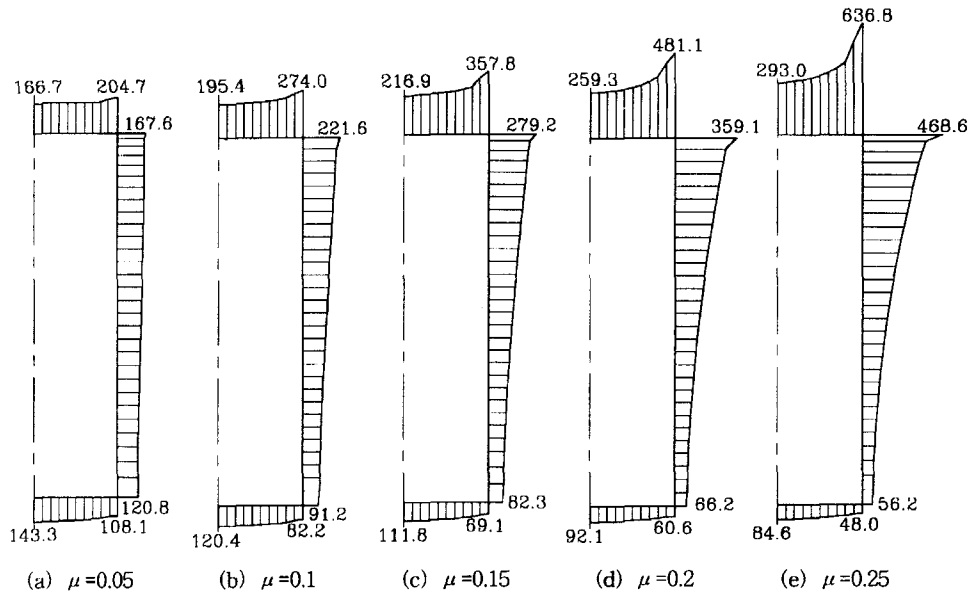


Fig. 5 The predicted pressure [MPa] distributions along die and punches at 50.13% reduction in height with various friction coefficients (Init L/D=4.5)

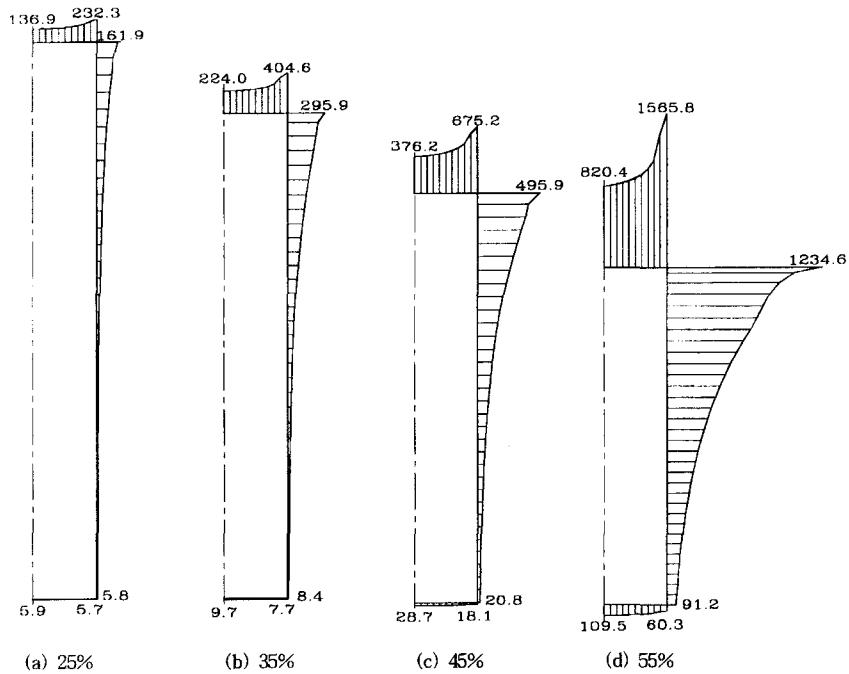


Fig. 6 The predicted pressure [MPa] distributions along die and punches at 25, 35, 45 and 55% reduction in height with friction coefficient 0.2 (Init L/D=8.0)

Fig. 6은 초기 L/D비가 8.0이고 마찰계수가 0.2인 경우에 높이 감소율에 따른 다이압의 분포를 나타내고 있다. 압축공정이 진행될수록 이동편치에 더욱더 많은 다이압이 작용된다. 또한 편치에 작용하는 압력의 분포는 비교적 일정한데 반해서, 다이의 상/하부의 압력차는 상대적으로 크고, 이러한 경향은 압축공정이 진행될수록 심해진다. 금속분말성형에서 유용한 압축생형이 가공되기 위해서는 다이벽면을 따라 고른 측면압이 전달되어야 한다. 금속분말과 다이벽면 사이의 마찰을 감소시키는 것이 고른 다이압 분포를 가져올 수 있다.

앞에서 설명한바와 같이 압력전달은 이동편치에 의한 압력이 압축생형을 통하여 정지편치에 전달된 압력과 비로서, 금속분말의 압축공정에서 다이벽에 뿌려지는 윤활제로 인한 마찰효과의 정량적인 특성을 연구할 때 귀중한 자료로 활용할 수 있다.⁽¹¹⁾ 금속분말압축에서 다이와 분말사이의 마찰은 밀도분포에 영향을 미치는 가장 중요한 요소이다. 이러한 마찰값은 실험을 통하여 직접적으로 측정하는데 어려움이 많다. 하지만, 압력전달율과 압축생형의 길이 대 직경비는 측정이 용이하므로, 실험에서 얻어진 압력전달율을 시뮬레이션에서 계산된 데이터에 적용함으로써 금속분말의 마찰계수 값을 정량적으로 쉽게 알 수

있다.

Fig. 7(a) 부터 Fig. 7(f)까지는 여러 가지 초기 L/D비에 대하여 단동프레스에 의한 시뮬레이션을 수행한 결과이다. 각각의 그림에서 수평좌표는 초기의 상대밀도가 0.39를 나타내는 오픈(open)상태에서 상대밀도가 1.0인 클로즈(close)상태를 나타내며, 수직좌표는 상/하편치의 압력전달율을 나타낸다. 또한, 각각의 그림에는 5 가지의 마찰계수 값에 따른 시뮬레이션 결과가 나와있다. 그림으로부터 전체적으로 마찰값이 크고, 초기 L/D비가 클수록 압력전달율이 낮아지며 압축공정의 후반보다는 초기에 압력전달율이 급격히 감소하는 것을 볼 수 있다. 또한, 초기 L/D비가 큰 경우에는 작은 마찰값에서도 압력전달율이 낮은 것을 알 수 있는데, 이는 이동편치에 의해 가해지는 압력의 대부분이 긴 다이벽을 따라 상쇄되기 때문이다. (Fig. 7(e), 7(f)참조) 초기 L/D비가 8이상인 경우 마찰값이 0.15 이상에서는 실제로 마찰이 크더라도 압력전달율에 큰 차이가 없는 것으로 보아 초기 L/D비가 어느 이상인 경우는 마찰계수가 작은 경우에만 효과적으로 성형할 수 있을 것으로 판단되며, 결합 없는 압축생형을 얻기 위해서는 마찰뿐만 아니라 초기 L/D비를 적절히 감소시켜야함을 알 수 있다.

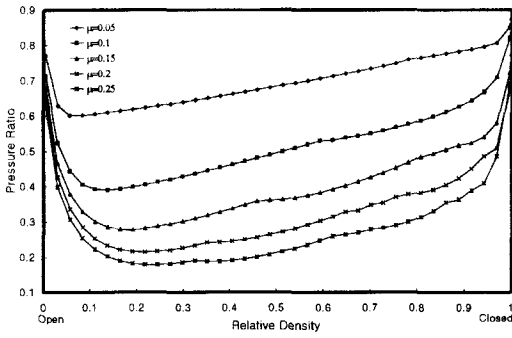


Fig. 7 (a) Pressure ratios in copper compacts for initial L/D=3.0

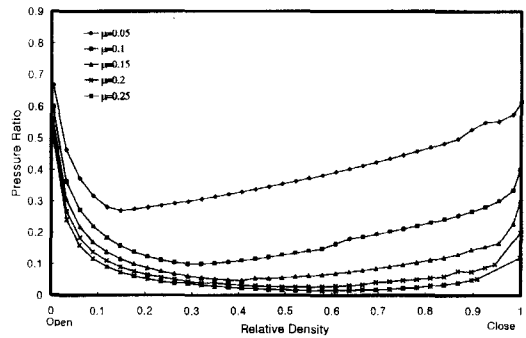


Fig. 7 (d) Pressure ratios in copper compacts for initial L/D=8.0

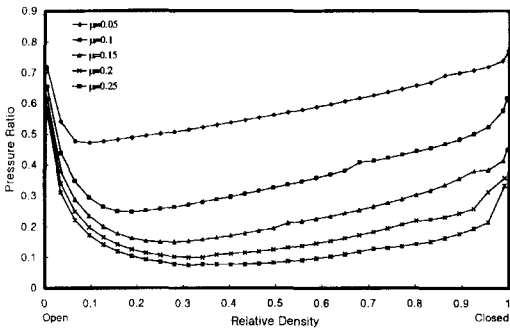


Fig. 7 (b) Pressure ratios in copper compacts for initial L/D=4.5

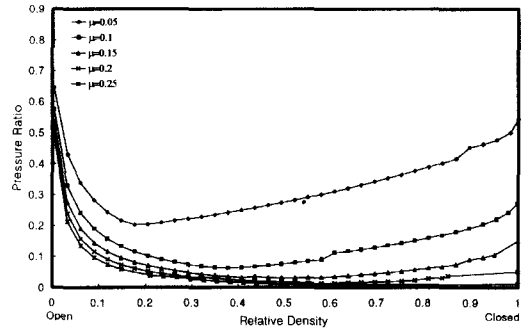


Fig. 7 (e) Pressure ratios in copper compacts for initial L/D=10.0

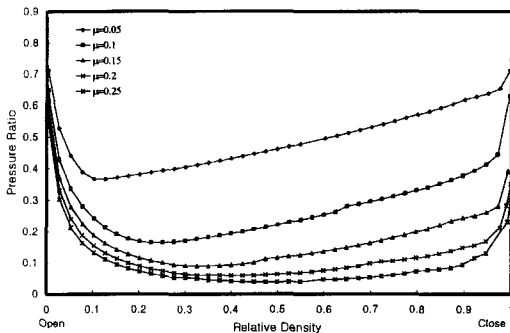


Fig. 7 (c) Pressure ratios in copper compacts for initial L/D=6.0

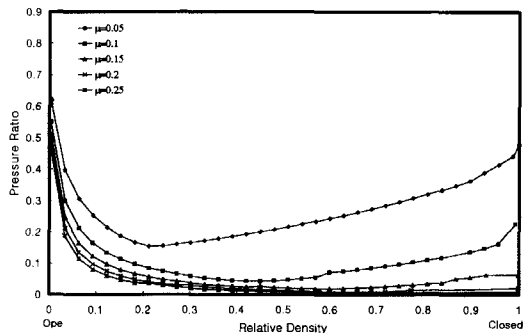


Fig. 7 (f) Pressure ratios in copper compacts for initial L/D=12.0

일반적으로 압축공정에서 마찰값을 정하기 위해서는 고 정된 피스톤에 작용하는 평균압력을 스트레인게이지를 이용, 실험적으로 측정하여 마찰값을 구하지만, 이러한 방법으로 측정된 데이터의 상대적 오차가 크고 높은 하중을 받아서 일정한 형상을 얻는데 어려움이 있다.⁽¹³⁾ 따라서, 실험적으로 마찰값을 측정하기는 매우 어렵기 때문에 시뮬

레이션을 통하여 정량적인 마찰값을 데이터화 하는 것이 필요하다. Fig. 8(a)와 8(b)는 구리분말의 충전상태로서 초기 L/D비가 각각 3.0, 4.5, 6.0, 8.0, 10.0, 12.0일 때 단동프레싱에 의한 유한요소해석의 결과를 나타낸다. 앞에서 밝혔듯이 결과의 해석이나 실험적 기술의 단순화를 위하여 펀치의 압력은 평균압력으로 나타내었다. Fig.

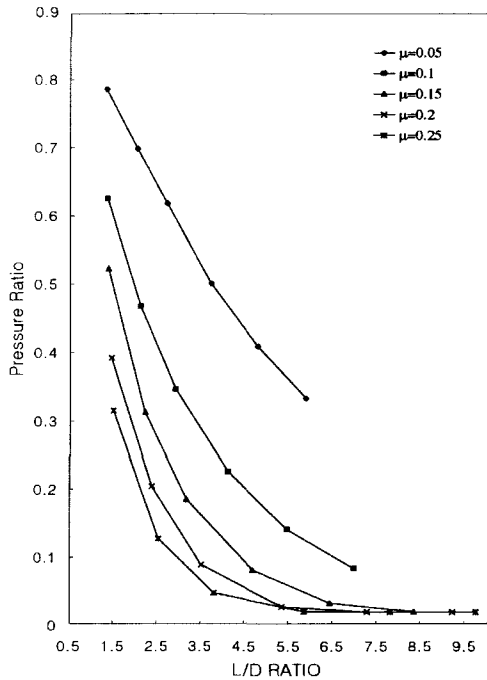


Fig. 8 (a) Ratio of average pressure on compacting piston to fixed piston pressed at 40,000 psi

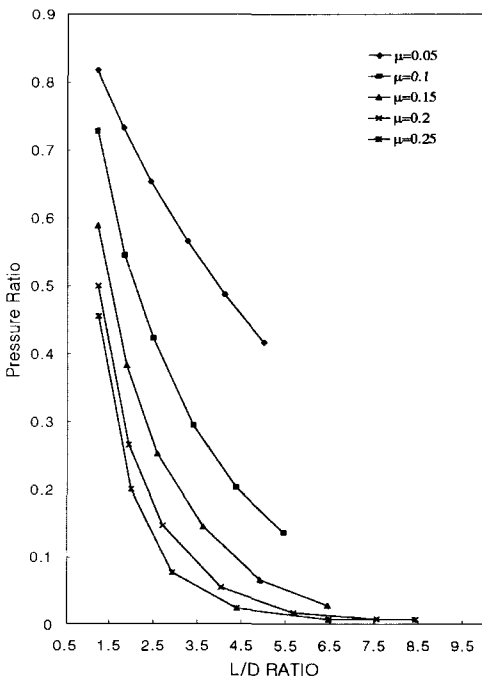


Fig. 8 (b) Ratio of average pressure on compacting piston to fixed piston pressed at 100,000 psi

8(a)와 Fig. 8(b)는 마찰계수가 각각 0.05, 0.1, 0.15, 0.2, 0.25에 대해 각각 40,000 psi(Fig. 8(a)) 및 100,000 psi(Fig. 8(b))를 사용하여 압력전달율을 유한 요소해석을 통하여 얻은 것이다. 그림으로부터 동일한 마찰에 대하여는 작용압력이 클수록, 동일한 작용 압력에 대해서는 마찰이 클수록 압력전달율이 큼을 알 수 있으며, 초기 L/D비가 어느 정도 이상인 경우 초기 L/D비가 증가하더라도 압력전달율이 감소하지 않으며 이러한 경향은 작용압력이 작을수록 작은 L/D비에서 더 뚜렷이 나타난다. 또한 그림에서 각각의 마찰값에 따른 성형한계에 대한 L/D비를 알 수 있다. 40,000 psi의 평균다이압이 가해질 경우(Fig. 8(a) 참조) 마찰값이 0.2이상인 경우는 초기 L/D비가 5이상에서는 압축생형의 일정한 깊이 이하에서는 압축효과가 거의 없음을 알 수 있으며, 100,000 psi와 같이 보다 큰 프레스 능력 하에서도(Fig. 8(b) 참조) 같은 경향의 압력전달율을 보이는 것으로 보아 금속분말의 압축생형에서 프레스 능력보다는 마찰값과 초기 L/D비가 중요한 설계변수임을 알 수 있다.

5. 상대밀도분포 및 최소/최대 밀도비

압축공정중 분말재료의 밀도변화는 정량적으로는 잘 알려진 현상으로서 분말과 분말사이의 마찰과 분말과 다이사이의 마찰에 의하여 발생하는 불균일한 압력분포에 의하여 발생되며 압축공정중 다이벽면과의 마찰효과가 크게 작용하는 L/D비가 큰 경우에 상/하 편치간의 밀도차가 더욱 크게 나타난다.⁽²⁰⁾ 이때 압축생형 내의 불균일한 밀도분포는 소결후 발생하는 성형체의 뒤틀림 현상의 주된 요인으로서, 압축생형 내의 최소/최대 밀도비는 소결한 후의 뒤틀림(distortion)의 정도를 어느정도 예측할 수 있는 척도가 될 수 있다.

Fig. 9(a), 9(b), 그리고 9(c)는 각각의 마찰조건과 초기 L/D비에 대한 높이 감소율이 약 35% 일때 압축생형의 상대밀도분포를 나타내고 있다. 그림으로부터 상대밀도는 정지편치 부근에서 가장작고 이동편치의 바깥 반경 부근에서 큼을 알 수 있으며 초기 L/D비가 클수록 상대밀도의 분포가 커지고, 같은 L/D비 조건하에서는 마찰이 클수록 압축생형내의 밀도차가 크게 나타나는 것을 알 수 있다. 또한, 마찰이 클수록 압축생형의 상대밀도의 분포폭이 크게 나타나고 즉, 압축생형의 윗부분과 바닥부분의 밀도 차이가 큼을 알 수 있다. 초기 L/D비가 증가할수록 이동 편치 부근과 정지편치 부근의 상대밀도의 차이가 커짐을

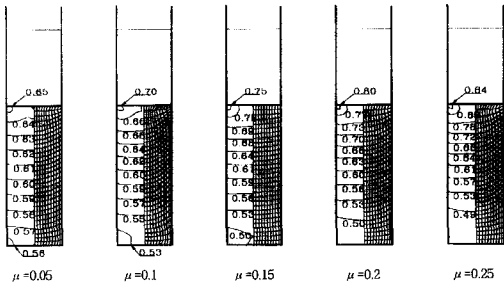


Fig. 9 (a) The predictions of relative density distributions with various friction coefficients at 35.20% reduction in height (Init L/D=4.5)

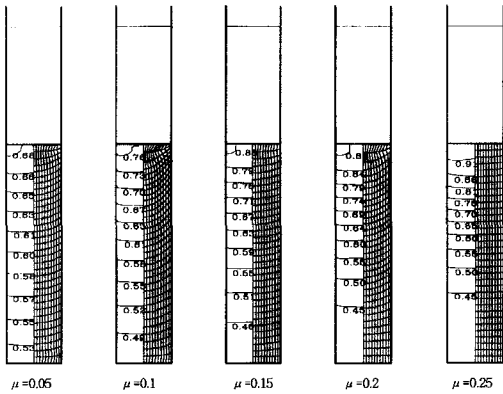


Fig. 9 (b) The predictions of relative density distributions with various friction coefficients at 35.00% reduction in height (Init L/D=8.0)

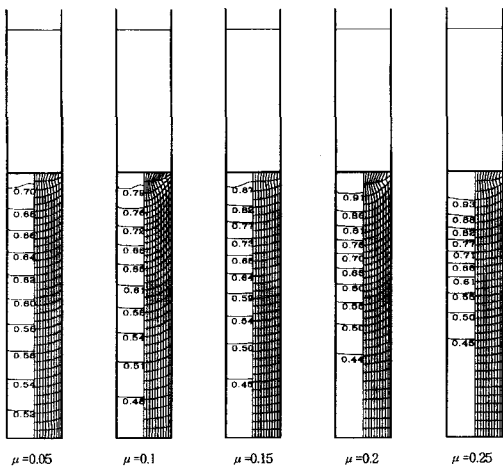


Fig. 9 (c) The predictions of relative density distributions with various friction coefficients at 35.00% reduction in height (Init L/D=10.0)

알 수 있다. 또한, 초기 L/D비가 4.5인 경우는(Fig. 9(a) 참조) 마찰값이 0.2이상에서 이동편치의 압력이 하부편치까지 거의 전달되지 못하기 때문에, 하부편치 부근의 압축생형에서는 밀도의 증가가 아주 작음을 알 수 있다. 또한, 초기 L/D비가 8에서는(Fig. 9(b) 참조) 각각의 마찰값에 대해 하부편치 부근에서는 거의 밀도변화가 없음을 나타낸다. 초기 L/D가 지나치게 큰 10이상에서는(Fig. 9(c) 참조) 모든 마찰값에 대하여 이러한 경향이 더욱 심한 것을 알 수 있으며, 이러한 경우 소결후 성형체의 뒤틀림의 정도가 클 것으로 예상된다.

Fig. 10(a)에서 Fig. 10(f)까지는 각각의 초기 L/D비에 대한 압축생형내의 최소/최대 밀도비를 압축공정이 진행됨에 따라 나타낸 것이다. 그림에서 나타난 바와 같이 모든 초기 L/D비에 대하여 압축공정의 중간에서는 최소/최대 밀도비가 거의 변화가 없이 일정하게 유지된다. 그림에서 초기 L/D비가 작은 경우에 각각의 마찰값에 따라 각각의 압축생형 내의 최소/최대 밀도비가 뚜렷하게 구별되

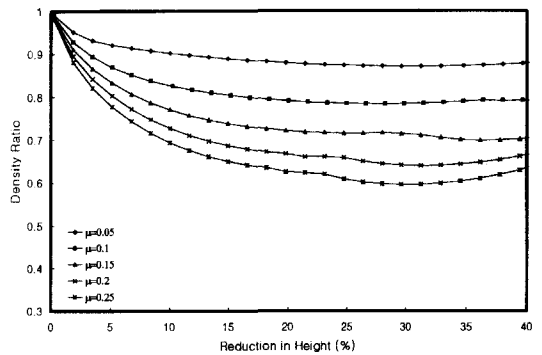


Fig. 10 (a) Min/Max density ratios within copper compacts for initial L/D=3.0

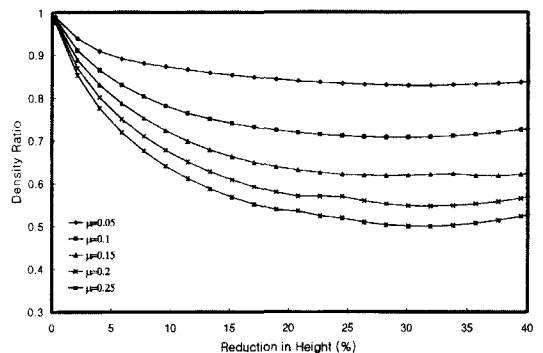


Fig. 10 (b) Min/Max density ratios within copper compacts for initial L/D=4.5

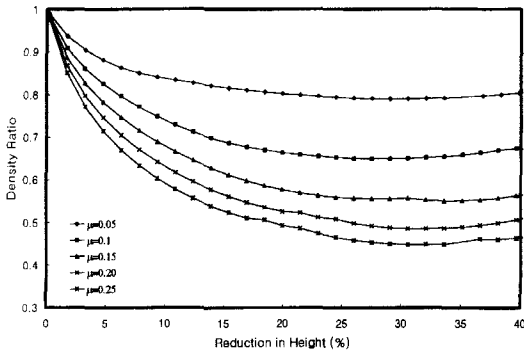


Fig. 10 (c) Min/Max density ratios within copper compacts for initial $L/D=6.0$

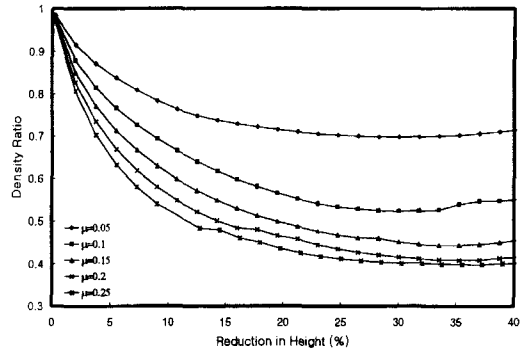


Fig. 10 (e) Min/Max density ratios within copper compacts for initial $L/D=10.0$

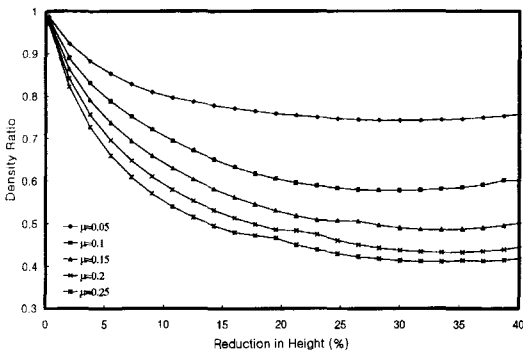


Fig. 10 (d) Min/Max density ratios within copper compacts for initial $L/D=8.0$

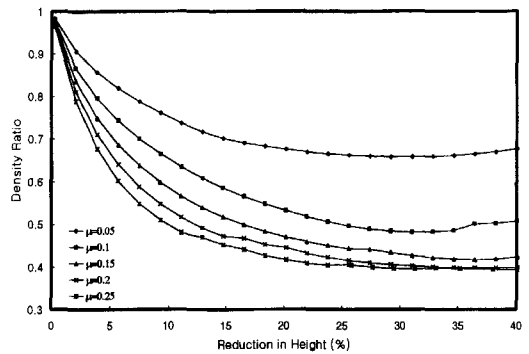


Fig. 10 (f) Min/Max density ratios within copper compacts for initial $L/D=12.0$

는 것이 나타난다.(Fig. 10(a), Fig. 10(b)참조) 이것으로 보아 초기 L/D 비가 작은 성형체의 경우 마찰값이 성형체의 밀도분포에 큰 영향이 있는 것을 알 수 있다. 하지만, 초기 L/D 비가 증가할수록(Fig. 10(e), Fig. 10(f)참조) 마찰계수가 큰 경우에는 압축생형 내부의 최소/최대 밀도차는 각각의 성형체에서 거의 같은 수치를 보여준다. 시뮬레이션의 결과를 보다 구체적으로 정리한다면, 초기 L/D 비가 6이상, 그리고 마찰계수가 0.15이상인 경우에는 압축생형내의 최대/최소 밀도차가 마찰에 거의 영향을 받지 않는다고 할 수 있다. 이는 초기 L/D 비가 클수록 다이벽과의 마찰 효과가 증가되어 이동편치의 압력이 압축생형내에 충분한 깊이로 전달되지 못하기 때문이다.

6. 결론

지금까지 유한요소법에 의한 시뮬레이션 결과를 토대로

금속분말 압축성형공정에서 마찰의 특성에 대한 분석을 하였다. 해석의 결과로 얻어진 데이터를 통하여 초기 금속분말의 L/D 비, 마찰계수, 다이압분포, 압축생형의 최소/최대 밀도비, 상/하 편치간의 압력전달 관계에 대하여 다음과 같이 정리 할 수 있다.

금속분말 압축공정에서 단지 상/하 편치 사이의 압력전달율과 압축생형의 L/D 비를 실험적으로 측정함으로써, 본 논문의 유한요소해석을 통하여 얻은 결과를 이용하여 마찰값을 쉽게 예측할 수 있다. 본 논문에서 제시된 마찰에 따른 압력전달율과 압축생형의 L/D 비에 대한 결과는 금속분말의 압축생형시 적용해야하는 윤활제의 양과 적용 방법에 관한 정량적인 자료가 될 것이다. 또한, 마찰값에 따른 다이압분포와 압력전달율은 금속분말 압축성형에서 초기 L/D 비에 대한 설계의 기준이 되고, 압축생형의 압축한계깊이를 예측할 수 있다. 생형내의 최소/최대 밀도비에 관한 데이터로부터 압축생형이 원하는 밀도분포를 얻

기 위한 초기 충전상태(즉, 초기 L/D비)와 마찰값을 결정할 수 있다.

후 기

본 연구는 인하대학교 및 한국과학재단(KOSEF 951-1005-074-2)의 지원에 의해 수행 되었음을 밝힙니다.

참고문헌

- (1) J.W. Wisker and P.K. Johns, 1974, "The economics of powder forging relative to competing processes-present and future in Modern Developments in Powder Metallurgy", (edited by H. H. Hansner and W.E. Smith), Metal Powder Industries Federation, Princeton, New Jersey, Vol, 7, pp. 33~50.
- (2) P.K. Jones, 1973, New Perspectives in Powder Metallurgy, Vol. 6, Plenum Press, New York.
- (3) J.S. Hirschhorn, 1976, Introduction to Powder Metallurgy, APMI, New Jersey, pp. 1~4, pp. 213~216.
- (4) W.J. Huppmann and M. Hirschvogel, 1978, "Powder Forging", Int. Metal. Reviews; 23, pp. 209~239.
- (5) Serope Kalpakjian, 1991, Manufacturing processes for engineering materials, 2nd Ed., Addison-Wesley publishing company Inc., U. S. A, pp. 687~707.
- (6) B.B. Hwang, H.Y. Lee, and S.H. Park, 1996, "A Study on the Deformation Characterization of Powdered Metal compaction processes", Inha University R. I. S. T., pp. 70~71. (in Korean)
- (7) R.P Seeling, 1947, "Introduction to Seminar - Review of Literature on the Pressing of Metal Powders (with Discussion)", Trans, AIME Metals Tech. Aug., p. 171, p. 506.
- (8) R. Kamm, M. Steinberg and J. Wulff, 1947, "Plastic Deformation in Metal Powder Compacts". Trans, AIME Metals Tech. Feb., p. 171, p. 439.
- (9) M.E. Shank and J. Wulff, 1949, "Determination of Boundary Stresses during the Compression of Cylindrical Powder Compacts", Metals Transactions. Vol. 185, p. 561.
- (10) R.W. Heckel, 1961, "Density-Pressure Relationships in Powder Compaction", Trans. Met. Soc. AIME, Vol. 221, p. 671.
- (11) S.H. Park, 1997, An application of the Finite Element Method to Powdered Metal Compaction Processes, Inha University, Incheon, p. 4, p. 50.(In Korean)
- (12) K. Okimoto, M. Oyane and S. Shima, 1975, "Study on compacting of metal powders(1st report)", Jap. Soc. Powder Powder Metal, Vol. 22, pp. 178~179. (In Japanese)
- (13) P. Duwez and L. Zwell, 1949, "Pressure Distribution in Compacting Metal Powders", Metals Transactions. February, pp. 137~143.
- (14) T. Altan, S.I. Oh, H.L. Gegel, Metal Forming, 1983, : Fundamentals and Applications, Carnes Publications Services Inc., pp. 83~88.
- (15) B.B. Hwang, and S. Kobayashi, 1990, "Deformation Characterization of Powdered Metals in Compaction", Int. J. Mach. Tools Manufact. Vol. 30, No. 2, pp. 309~321.
- (16) B.B. Hwang, and S. Kobayashi, 1991, "Application of the Finite Element Method to Powdered Metal Compaction Processes", Int. J. Mach. Tools Manufact. Vol. 31, No. 1, pp. 123~127.
- (17) B.B. Hwang, and S. Kobayashi, 1994, "Application of the Finite Element Method to Powdered Metal Compaction Processes of Multilevel Flanged Parts", Int. J. Mach. Tools Manufact. Vol. 34, No. 3, pp. 424~426.
- (18) B.B. Hwang, 1991, Deformation Characterization of Powdered Metals in Compaction and Application of the Finite Element Method to Compaction Processes, Berkley University, p. 25, pp. 58~63.
- (19) S. Kobayashi, S. I. Oh and T. Altan, 1989, Metal Forming and the Finite Element Method, Oxford University Press, Oxford.
- (20) J.C. Wang and A.V. Nadkarni, 1981, "Theoretical Analysis of Powder Compaction and Density Distribution in Long Parts", Powder Metallurgy. Vol 37, p 371.

- (21) W.A. Nystrom, 1980, Copper Base Powder Metallurgy in New Perspective in Powder Metallurgy (edited by P. W. Taubenblat), Chap. 7, p. 142.
- (22) R.J. Green, 1972, "A Plasticity Theory for Porous Solids", Int. J. Mech. Sci. 14, pp. 215~224.
- (23) M. Oyane, S. Shima, and Y. Kono, 1973, "Theory of Plasticity for Porous Metals", Bull. JSME 16, pp. 1254~1262.
- (24) S. Shima, and M. Oyane, 1976, "Plasticity theory for Porous Metals", Int. J. Mech. Sci. 18, pp. 285~291.
- (25) S. Shima, K. Mori, and K. Osakada, 1978, "Analysis of Metal Forming by the Rigid Plastic Finite Element Method based on Plasticity for porous Metals", Metal Forming Plasticity IUTAM, Symposium, A. 305. Tutzing, F.R.G.
- (26) H.A. Kuhn, and C.L. Downey, 1971, "Deformation Characteristics and Plasticity Theory of Sintered Powder Materials", Int. J. Powder Met. 7, pp. 15~25.
- (27) S.M. Doraivelu, H.L. Gegel, J.S. Gunasekara, J.C. Malas, J.T. Morgan, and J.F. Thomas, 1984, "A New Yield Function for Compressible P/M Materials", Int. J. Mech. Sci. 26, pp. 527~535.
- (28) S.I. Oh, W.T. Wu, and J.J. Park, 1987, Application of the Finite Element Method to P/M Forming Processes, Proc. 2nd ICPT, Stuttgart, West Germany, p. 961.
- (29) Fritz V. Lenel, 1980, Powder Metallurgy - Principles and Applications Metal Powder Industries Federation, U. S. A, pp. 99~141.
- (30) R. Davies, 1970, High Speed Compaction of Metal Powders Using Petro-Forge Machines, In Powder Metallurgy and Material Strengthening (edited by P.R. Dhar), Chemical Publishing Company, Inc., New York, 1970, pp.25~34.