

<論 文>

소결 금속의 성형 특성 및 마찰상수 결정에 관한 연구

오 흥 국* · 문 재 호*

(1983년 9월 22일 접수)

Determination of Constant Friction Factor and Forming Characteristics of Sintered Porous Metal

Hung Kuk Oh and Jae Ho Mun

Abstract

On the basis of plasticity theory for porous metal, an analysis of ring compression is carried out, employing the upper bound approach.

The plastic flowability and the neutral radius of porous metal ring are calculated and deformation characteristics of powder forging are obtained from this result.

The experiments on ring compression are carried out for sintered iron porous metal with various relative densities under various friction conditions. A good agreement is observed between the shapes of the calculated curves and the experimental results from the ring compression test. The friction factor for powder metal forming can be determined not only from the relationship between reduction in height and reduction in internal diameter but independently from the relationship between reduction in height and relative density, if the initial relative density is known.

1. 서 론

근년에 들어서 에너지 절약, 재료 절감, 복잡한 형상의 성형제품, 정확한 제품치수, 대량생산 등의 장점으로 여러가지 주물 및 절삭제품들이 분말성형 방법으로 대체되고 있고 그 실용범위가 다양하게 넓어지고 있으나(Fig. 1 참조) 이론적인 해석이 뒤떨어져 있는 실정이다. 1970년대 초부터 활발히 진행되어 오고 있는 소결금속에 대한 소성 이론을 바탕으로 하여 금속 성형 공정 중에서 성형하중, 금형마모, 성형한도와 제품 표면처리 등에 상당히 중요한 요인인 윤활상태의 결정에 대한 기준치 설정이 본 논문의 목적이다. 가장

널리 사용되고 있는 윤활 상태의 결정 방법은 비교적 실험방법이 쉬운 링 압축 시험으로, 일반금속에 대해서는 여러 학자들에 의해서 이론적, 실험적으로 많이 해석되어 왔으나, 소결 금속에 대해서는 Tabata¹⁾만이 응력해석으로부터 마찰계수 μ 를 연구하였다. 이에 반해서 본 연구에서는 상계해 이론으로부터 마찰 상수 m 에 대한 해석을 시도하여 조직의 치밀화, 링의 내경 감소율 등의 소결금속에 대한 성형특성을 여러가지 상대밀도, 마찰상수에 대해서 계산했다. 실험은 철 분말 소결금속인 시편을 상대밀도가 0.75, 0.85, 0.9이고 링의 외경 : 내경 : 높이의 비가 6 : 3 : 1과 6 : 3.1 : 1.5로 제작했고, 평 금형(parallel platens) 사이에서 여러 가지 윤활상태로 시행하여 그 실험치와 이론치들을 비교 하였다.

* 정회원, 아주대학교 기계공학과

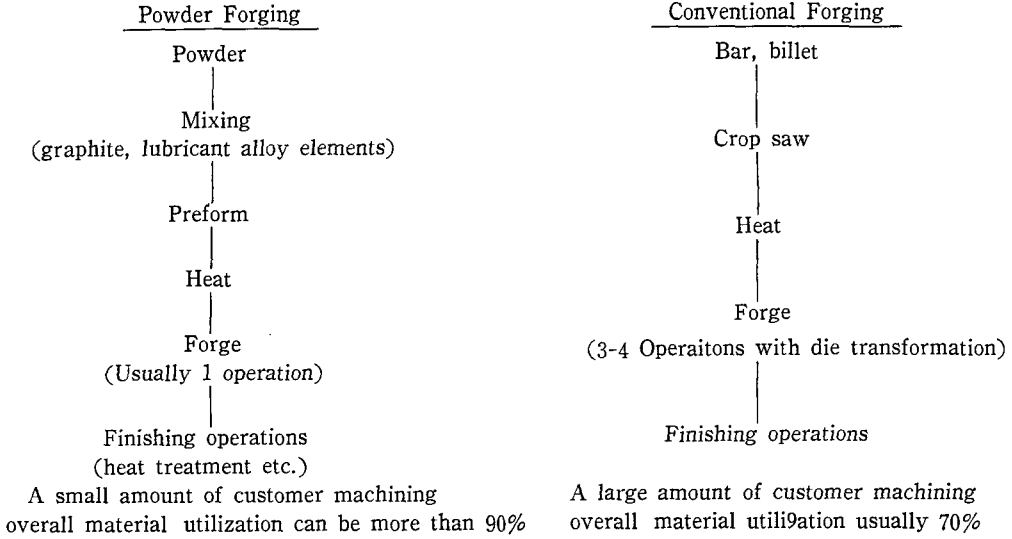


Fig. 1 Manufacturing processes for conventional metal forging and powder forging

2. 이론해석

소결금속에 대한 소성 이론의 기본 법칙으로는 평형 조건 만족, J_1, J_2' 의 함수인 항복 조건식 만족, 그로부터 유도된 응력-변형도 관계식 만족, 압축성의 조건을 만족해야 한다.

2.1. 소결금속에 대한 항복 조건

소결금속에 대한 $\bar{\sigma}$ 는 형태 변화에 작용되는 변형에너지와 체적 변화에 작용되는 팽창 에너지가 함께 관계한다. (항복 곡면의 비교→Fig. 2) 이러한 소결 금속 항복 조건에 대해서 Mohr-Coulomb, Drucker-Prager⁽²⁾, Suh⁽³⁾, Kuhn⁽⁴⁾, Green⁽⁵⁾, Oyane⁽⁶⁾, Tabata⁽⁷⁾ 등이 연구했는데 그중 비교적 실험과 이론이 잘 맞는 Oyane의 항복 조건식⁽⁶⁾을 이용하기로 한다. 즉,

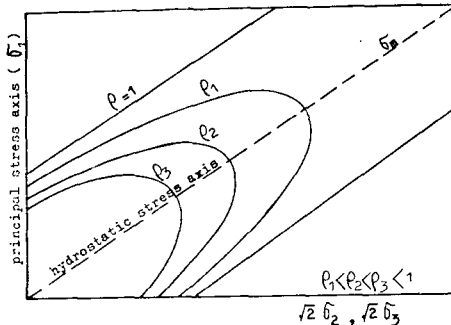


Fig. 2 Yield surfaces of porous metal with different relative densities ($\rho=1$; conventional metal)

$$\Phi^2 = \frac{1}{2} \{ (\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + (\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 \} + \left(\frac{\sigma_m}{f} \right)^2 \tag{1}$$

2.2. 유효응력—유효변형도 관계식

소성포텐셜(plastic potential) Φ 가 존재한다고 가정하고 흐름법칙(flow rule)에 의하면, 항복은 언제나 항복조건 Φ 에 수직인 방향으로 일어나므로, 미소 소성 변형도 $d\epsilon_{ij}$ 는 다음과 같다.

$$d\epsilon_{ij} = d\lambda \frac{\partial \Phi}{\partial \sigma_{ij}} \tag{2}$$

그러므로 식 (1)과 (2)로부터 $d\epsilon_{ij}$ 를 구하면 다음과 같다.

$$d\epsilon_{ij} = d\lambda \frac{\partial \Phi}{\partial \sigma_{ij}} = d\lambda' \left\{ \sigma_{ij} - \left(1 - \frac{2}{9f^2} \right) \sigma_m \right\} \tag{3}$$

일반 금속성형인 경우는 체적 변화가 없지만, 소결 금속 성형의 경우는 상대밀도의 변화에 의해서 체적변화가 있는데 그 미소체적 변형도는,

$$d\epsilon_v = d\epsilon_{ii} = - \frac{d\rho}{\rho} = d\lambda' \frac{2}{3f^2} \sigma_m \tag{4}$$

이고, $d\lambda' = \frac{3d\lambda}{2\Phi}$ 이다.

2.3. 유효응력 $\bar{\sigma}$ 과 미소유효 변형도 $d\bar{\epsilon}$ 의 결정식 (1)로부터 유효응력 $\bar{\sigma}$ 는

$$\bar{\sigma}^2 = \frac{1}{2} \{ (\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta})^2 + (\sigma_{\theta\theta} - \sigma_{zz})^2 + (\sigma_{zz} - \sigma_{rr})^2 \} + 3(\tau_{r\theta}^2 + \tau_{\theta z}^2 + \tau_{zr}^2) + \left(\frac{\sigma_m}{f} \right)^2 \tag{5}$$

으로 정의되고

에너지 개념과 식 (5)로 부터 유효 변형도 $d\bar{\epsilon}$ 는 다음과 같이 유도된다.

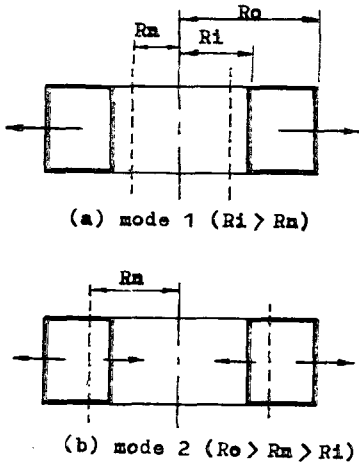
$$dW = \bar{\sigma} \cdot d\bar{\epsilon} = \sigma_{ii} \cdot d\epsilon_{ii}$$

$$\therefore d\bar{\epsilon}^2 = \frac{2}{9} \{ (d\epsilon_{rr} - d\epsilon_{\theta\theta})^2 + (d\epsilon_{\theta\theta} - d\epsilon_{zz})^2 + (d\epsilon_{zz} - d\epsilon_{rr})^2 \} + \frac{1}{3} (d\epsilon_{r\theta}^2 + d\epsilon_{\theta z}^2 + d\epsilon_{zr}^2) + (f \cdot d\epsilon_r)^2 \quad (6)$$

2.4. 링 압축에 대한 해석

금속 성형 공정에 있어서 금속 유동도에 주요 영향을 미치는 것이 금형과 재료 사이의 윤활상태 재료의 항복 강도, 금형과 재료의 형태 등인데 이 중에서 특히 중요한 요인이 윤활 상태이기 때문에 요구되는 제품을 양호한 품질로 생산해 내려면 윤활제의 선택이 중요하다.

그 윤활제의 결정을 위해서 비교적 간단하고 재료의 기계적 강도를 모르고도 외형치수 변화율만을 측정해서 마찰 상수를 구하는 방법이 링 압축 시험이다. 이는 시편을 여러가지 변형을, 온도, 윤활제에 대하여 평 금형 사이에서 압축함으로써 높이 감소율에 따른 내경 변화율의 측정으로 마찰상수 m 을 구하는 것인데 윤활상태에 따라서 마찰이 작은 경우는 Fig. 3(a)와 같이 내경이 증가하고, 마찰이 큰 경우는 Fig. 3(b)와 같이 내경이 감소한다.



(a) low interfacial friction
(b) high interfacial friction

Fig. 3 Schematic diagram of two deformation modes after upsetting in ring compression

2.5. 상계 해 이론의 적용

속도장을 결정하기 위해서 다음과 같은 가정을 한다.

- (1) 벌징(bulging) 현상이 없다.
- (2) 성형 중의 마찰상수가 일정하다.
- (3) 체적의 변화에 의한 치밀한 현상(densification)이 일어난다.
- (4) 항복은 Oyane의 항복조건식을 따른다.
- (5) 정수압 성분 응력 σ_m 이 재료의 항복이나 소성유동에 영향을 미친다.
- (6) 재료는 비가공 경화성, 등방성이고, 완전 강소성체이다.
- (7) 변형은 미소증분 변형(incremental deformation)이다.
- (8) 소성 변형체 내에서의 밀도 분포가 균일하다. 평 금형(parallel platens)에서 축 대칭 링 압축 시험시의 정상 상태하에서의 모형이 Fig. 4에 표시되어 있다. 이 모형과 위의 가정으로부터 다음과 같은 동적 가용 속도장을 결정한다. 즉,

$$v_r = \frac{1}{2} \cdot \frac{\dot{U}}{T} R \left(1 - \frac{R_n^2}{R^2} \right) \cdot A,$$

$$v_\theta = 0,$$

$$v_z = -\dot{U} \frac{z}{T} \quad (7)$$

여기서 A 는 상대밀도에 따른 금속 소성 유동도를 나타내는 것으로, 일반 금속이 경우는 1, 소결 금속의 경우는 0~1의 값을 갖는다.

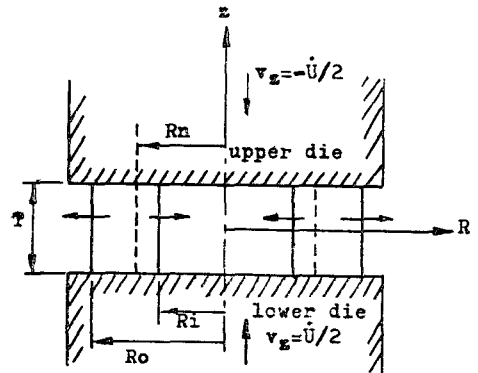


Fig. 4 Analytic modeling

이 가정된 속도장 (7)로 부터 변형도율을 구하면 다음과 같다.

$$\dot{\epsilon}_{rr} = \frac{\partial v_r}{\partial R} = \frac{1}{2} \frac{\dot{U}}{T} \left(1 + \frac{R_n^2}{R^2} \right) A,$$

$$\dot{\epsilon}_{\theta\theta} = \frac{v_r}{R} + \frac{1}{R} \frac{\partial v_\theta}{\partial \theta} = \frac{1}{2} \frac{\dot{U}}{T} \left(1 - \frac{R_n^2}{R^2} \right) A,$$

$$\dot{\epsilon}_{zz} = \frac{\partial v_z}{\partial z} = -\frac{\dot{U}}{T}$$

$$\dot{\epsilon}_{zr} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_r}{\partial z} + \frac{\partial v_z}{\partial R} \right) = 0,$$

$$\dot{\epsilon}_{r\theta} = \frac{1}{2} \left(\frac{1}{R} \frac{\partial v_r}{\partial \theta} + \frac{\partial v_\theta}{\partial R} - \frac{v_\theta}{R} \right) = 0,$$

$$i_{\theta z} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_{\theta}}{\partial z} + \frac{1}{R} \frac{\partial v_z}{\partial \theta} \right) = 0. \quad (8)$$

이 변형도율과 (5)(6)의 유효응력 및 유효변형도 등을 상계 해 이론인 다음 식에 적용시키면

$$J^* = W_i + W_f = \int_V \bar{\sigma} \cdot \bar{\epsilon} dV + \int \tau |d\theta| dS,$$

은 (i) $R_n \leq R_i$ 인 경우에는 다음과 같고,

$$J^* = \frac{1}{\sqrt{3}} \pi A \bar{\sigma} \dot{U} R_0^2 \left[\sqrt{\frac{C^2}{3} + \left(\frac{R_n}{R_0}\right)^4} - \sqrt{\frac{C^2}{3} \left(\frac{R_i}{R_0}\right)^4 + \left(\frac{R_n}{R_0}\right)^4} + \left(\frac{R_n}{R_0}\right)^2 \log(AAA) + \frac{2}{3} m \frac{R_0}{T} \left\{ 1 - \left(\frac{R_i}{R_0}\right)^3 - 3 \left(\frac{R_n}{R_0}\right)^2 \left(1 - \frac{R_i}{R_0}\right) \right\} \right] \quad (9)$$

(ii) $R_i < R_n \leq R_0$ 인 경우에는 다음과 같다.

$$J^* = \frac{1}{\sqrt{3}} \pi A \bar{\sigma} \dot{U} R_0^2 \left[\sqrt{\frac{C^2}{3} + \left(\frac{R_n}{R_0}\right)^4} - \sqrt{\left(\frac{R_i}{R_0}\right)^4 \frac{C^2}{3} + \left(\frac{R_n}{R_0}\right)^4} + \left(\frac{R_n}{R_0}\right)^2 \log(AAA) + \frac{2}{3} m \frac{R_0}{T} \left\{ 1 + \left(\frac{R_i}{R_0}\right)^3 + 4 \left(\frac{R_n}{R_0}\right)^3 - 3 \left(\frac{R_n}{R_0}\right)^2 \left(1 + \frac{R_i}{R_0}\right) \right\} \right] \quad (10)$$

여기서 $AAA = \left\{ \left(\frac{R_n}{R_0}\right)^2 + \sqrt{\frac{C^2}{3} \left(\frac{R_i}{R_0}\right)^4 + \left(\frac{R_n}{R_0}\right)^4} \right\} / \left\{ \left[\left(\frac{R_n}{R_0}\right)^2 + \sqrt{\frac{C^2}{3} + \left(\frac{R_n}{R_0}\right)^4} \right] \cdot \left(\frac{R_i}{R_0}\right)^2 \right\}$
 $C^2 = \left(\frac{A+2}{A}\right)^2 + 9f^2 \left(\frac{A-1}{A}\right)^2$ 을 각각 표시한다.

위의 (9), (10)식들을 R_n 에 대해서 최소화하여 형태 I, 형태 II의 천이점인 $m \frac{R_0}{T}$ 의 경계기준치(criterion)를 구한다. 즉,

$$m \frac{R_0}{T} \text{ criterion} = \frac{1}{2 \left(1 - \frac{R_i}{R_0}\right)} \log \left\{ \frac{\left[1 + \sqrt{1 + \frac{C^2}{3}} \right]}{\left[\left(\frac{R_i}{R_0}\right)^2 + \sqrt{\left(\frac{R_i}{R_0}\right)^4 + \frac{C^2}{3}} \right]} \right\} \quad (11)$$

또, 상대압력 $\frac{Pave}{\bar{\sigma}}$ 와 밀도변화량은 다음 식들로부터 구한다.

$$\frac{Pave}{\bar{\sigma}} = \frac{J^*}{\pi(R_0^2 - R_i^2) \dot{U} \bar{\sigma}} \quad (12)$$

$$\rho_2 = \rho_1 \left(\frac{T_2}{T_1}\right)^{4-1} \quad (13)$$

위의 식 (13)은 식 (4)의 관계로부터 구한다. 그리고, 링의 외부반경 변화량과 내부반경 변화량은 다음

과 같이 구한다.

$$dR_0 = v_r|_{R=R_0} \cdot dt = -\frac{1}{2} \frac{dT}{T} \cdot A \cdot \left\{ 1 - \left(\frac{R_n}{R_0}\right)^2 \right\} R_0 \quad (14)$$

$$dR_i = v_r|_{R=R_i} \cdot dt = -\frac{1}{2} \frac{dT}{T} \cdot A \cdot \left\{ 1 - \left(\frac{R_n}{R_i}\right)^2 \right\} R_i \quad (15)$$

3. 실험

시험재료는 철계소결 금속으로, 화학성분비가 중량비로 Fe100+Cu1.5, Fe100+C0.6, Fe100+Cu1.5+C0.6의 3종류이고 성형용 첨가 윤활제 Zn 스테아린산염(stearate)을 각각 1 Wt%씩 사용하여 각각을 회전속도 30rpm으로 원통형 혼합기에서 40분간 혼합하였다. 그리고 콤팩트(compact)전용 프레스에서 상대밀도가 0.75, 0.85, 0.9인 시편을 제작하였고 소결은 1, 150°C에서 40분간 시행되었고, 이론의 가정에 (별정현상없음) 부합되도록 시편의 외경에 비해서 높이를 가능한 한 작게 가공하여 $R_0 : R_i : T = 6 : 3.1 : 1.5$ 와 $6 : 3 : 1$ 인 링을 제작하였고, 열처리하는 가열온도 980°C에서 1시간 지속한 후 질소가스 분위기에서 냉각속도 400°C/hour로 400°C까지 풀림처리(annealing)하였다.

실험장치로는 HRC-62까지 열처리된 압축전용 평금형(SKH9)으로 MTS 유압식 만능시험기에서 링 압축시험을 시행하였다. 높이 감소율이 최대 50%까지 10%씩 5단계 압하하고 압하하는 동안의 윤활상태가 균일하도록 단계마다 새로이 윤활제를 처음과 똑같은 상태로 공급하였다. 이때의 압축시험시의 램(ram)의 압하속도는 1 mm/min이었다.

4. 결과 및 고찰

Fig. 5의 하중 변위 곡선으로부터 하중 사이클이 증가할수록(즉, $\bar{\epsilon}$ 가 커질수록)소결 금속의 치밀화, 혹은 모금속(matrix metal)의 가공 경화에 의해서 탄성계수(young's modulus) E 가 커지는 것을 확인할 수 있었다.

Fig. 6은 높이 감소율에 대한 내경 감소율의 곡선들로부터 얻어낸 실험결과치의 마찰상수 $m=0.12, 0.06 \sim 0.08, 0.01 \sim 0.015$ 에 대해서 높이 감소율에 대한 치밀화 경향을 (a) 초기 외형비가(외경 : 내경 : 높이) 6 : 3 : 1인 경우는 초기 상대밀도 0.84와 0.76에 대해서, (b) 초기 외형비가 6 : 3.1 : 1.5인 경우는 초기 상대밀도 0.90과 0.83에 대한 이론치와 각각의 시편에 의한

실험치들을 비교해 보았다. 이로부터 초기 상대밀도가 작을수록 마찰상수 m 이 클수록, 소결 금속의 치밀화 경향의 정도가 커진다는 것을 확인할 수 있었다.

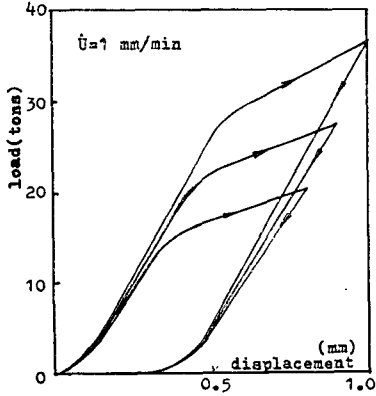


Fig. 5 Loading cycle in ring compression. \dot{U} represents ram speed

Fig. 7과 Fig. 8은 링 압축 실험에서 가장 중요한 지표로서, 높이 감소율에 대한 내경 감소율의 관계를 나타낸 것으로 여러가지 초기 상대밀도에 대해서 실험치와 이론치를 비교하였는데, 윤택상태가 양호한 형태 I ($R_n \leq R_i$)의 경우는 PTFE 박지에 고체 윤택제인 스테아린 산 납분말을 섞은 그리이스를 바른 윤택상태, PTFE 박지에 그리이스를 바른 윤택상태, 피마자유를 바른 PTFE 박지, PTFE 박지만 사용한 윤택상태의 순으로 벌정현상이 나타나지 않았고 하중도 완만하게 증가했는데 이때의 마찰상수 m 은 0.01~0.02를 나타내었다. 윤택상태가 좋지 않은 형태 II의 ($R_i < R_n < R_0$) 경우는 그리이스+스테아린 산 납분말, 그리이스, 그리이스+흑연, 피마자유, 건마찰의 순으로 시편의 벌정현상 정도와 마찰상수 m 이 증가하였는데, 이때의 마찰상수 값은 0.06~0.08을 나타내었다. 매끄러운 금형 사이에서의 건마찰 실험은 마찰상수가 0.12를 보였다.

형태 II인 경우에 중립 반경이 시편의 재료 자체 내에 존재하기 때문에 외경 부근이나 내경 부근의 치밀화

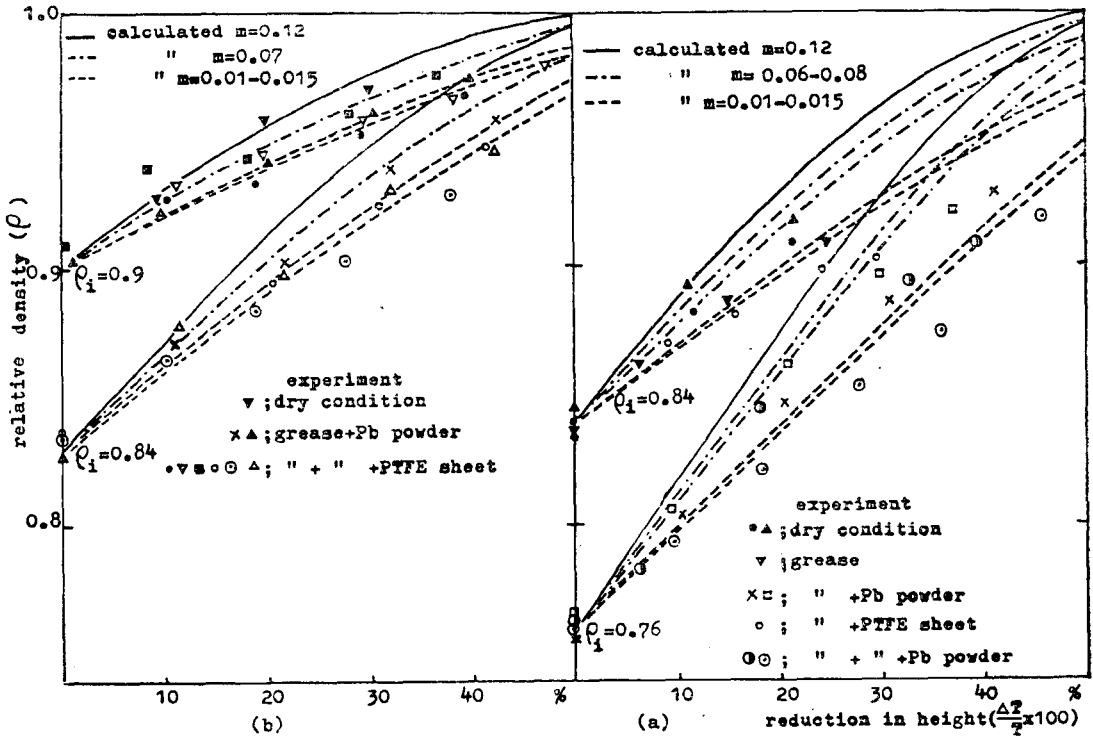


Fig. 6 Relative densities from theory and experiment as a function of reduction of height in ring compression for the case of (b) initial geometry of 6:3.1:1.5 with two initial relative densities, $\rho_i=0.84$ and 0.90 (a) initial relative densities, $\rho_i=0.76$ and 0.84 respectively. Theoretical results with different m are shown in lines

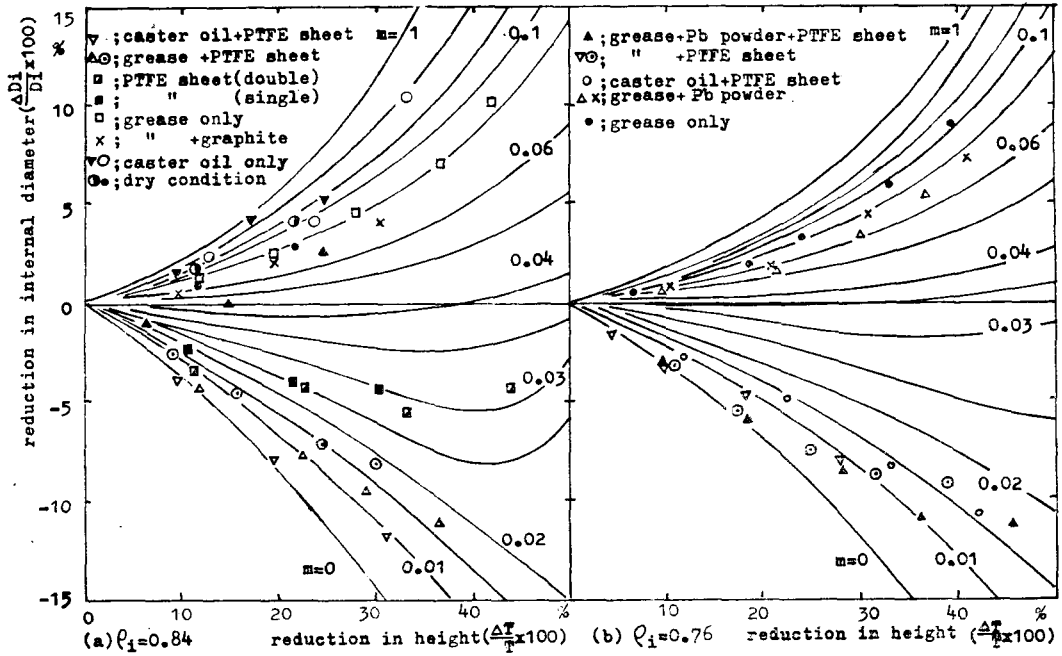


Fig. 7 Theoretical and experimental percentage change of initial geometry $D_0 : D_i : T = 6 : 3 : 1$ (a) with initial relative density $\rho_i = 0.84$, (b) with initial relative density $\rho_i = 0.76$. Different symbols indicate different specimens

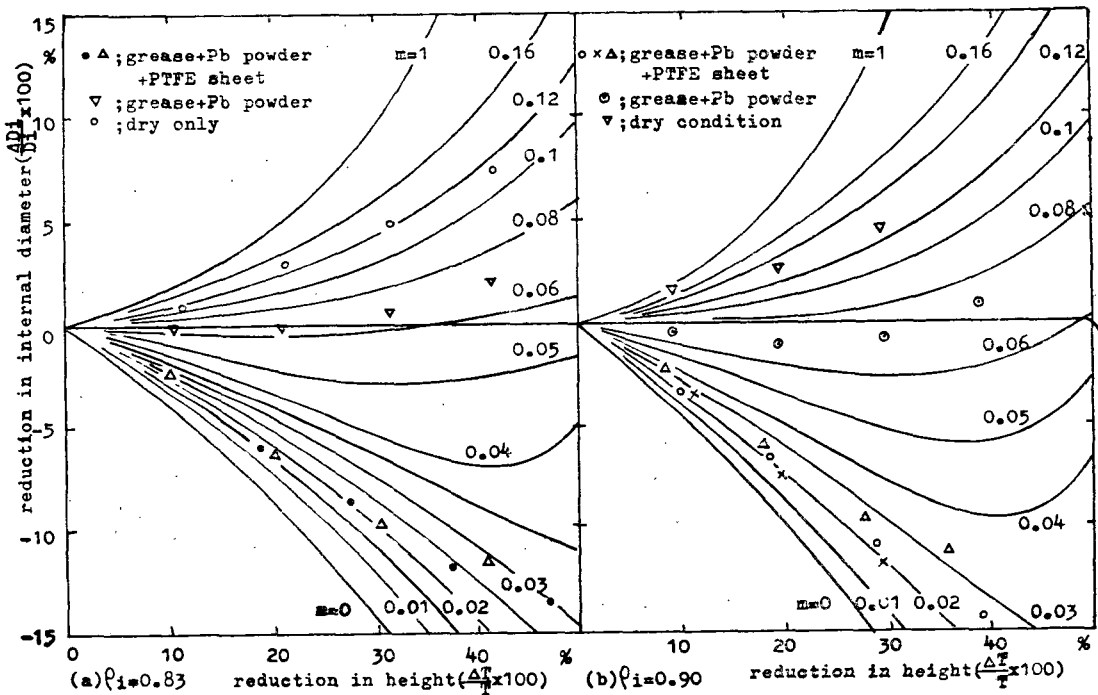


Fig. 8 Theoretical and experimental percentage of initial geometry $D_0 : D_i : T = 6 : 3.1 : 1.5$ (a) with initial relative density $\rho_i = 0.83$, (b) with initial relative density $\rho_i = 0.90$. Different symbols indicate different specimens

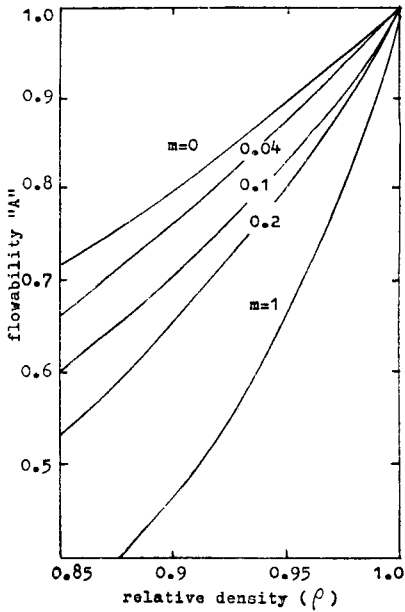


Fig. 9 Theoretical relationship between relative density and flowability 'A' in porous metal

현상이 중립 반경부근의 치밀화 현상보다 큰데, 이는 시험 중의 시편을 보면 직접 확인할 수 있었다. 이 현상으로 밀도의 분포가 항상 균일하다는 이론의 가정에 어긋나고 있었다.

Fig. 9는 소결 금속의 유동도를 나타내는 매개변수인 "A"와 상대밀도 ρ 의 이론적인 상관관계를 각 마찰상수에 대해서 나타내었다.

Fig. 10은 (a) 상대밀도인 ρ 와 상대압력 $\frac{P_{ave}}{\rho}$, (b) 높이 감소율과 상대 압력의 이론적인 관계를 마찰상수 $m=0, 0.04, 0.2, 1$ 에 대해서 나타내었는데, 이것으로부터 마찰상수 값이 클수록 성형하중이 증가하고 있음을 확인할 수 있었다.

Fig. 11은 높이 감소율과 내경 감소율의 관계를 일반금속(Avitzur의 해)⁽⁸⁾과 초기상대 밀도가 0.7, 0.8, 0.9인 소결 금속에 대해서 마찰 상수 값, $m=0, 0.06, 0.1, 1$ 의 각각을 이론적으로 비교해 보았는데, 초기 상대밀도가 작을수록 그 폭선의 폭이 좁아지고 있으므로 이는 유동도의 정도가 작아진다는 것을 간접적으로 의미한다.

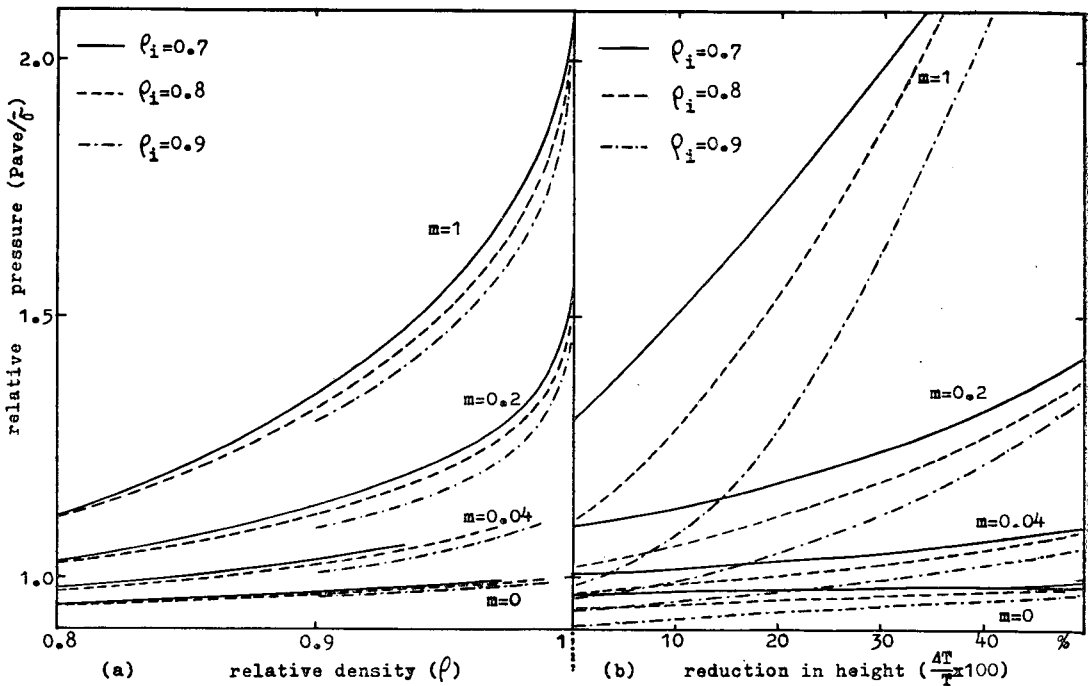


Fig. 10 Theoretical relationship between relative pressure and (a) relative density, (b) reduction in height, for the case of initial geometry of $D_0 : D_i : T = 6 : 3 : 2$ with three initial densities, $\rho_i = 0.7, 0.8$ and 0.9 respectively. Calculated results with different 'm' are shown in lines

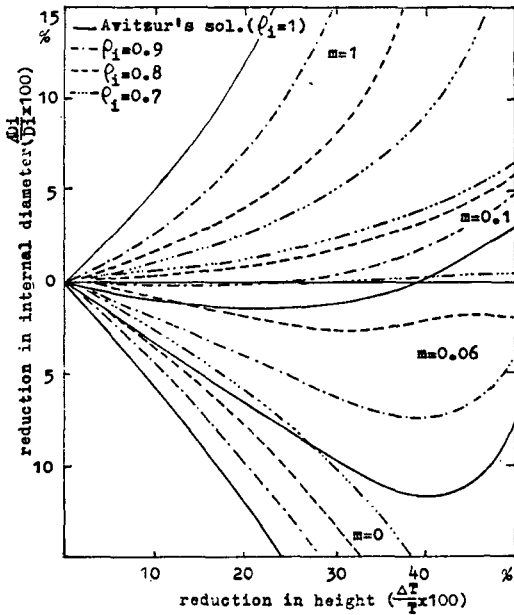


Fig. 11 Theoretical calibration curves for standard initial ring shape $D_0 : D_1 : T = 6 : 3 : 2$ with various relative densities

5. 결 론

소결 금속에 대한 소성이론을 바탕으로한 상계해 이론으로부터 소결 금속의 링 압축에 대해서 해석하였다. 일반 금속인 경우는 링의 내경 감소율과 높이 감소율의 관계에서 마찰상수 m 을 구하는데, 소결 금속의 경우는 이 방법 이외에도 초기 상대밀도를 알고 있으면 상대밀도와 높이 감소율의 관계에서도 마찰상수 m 을 구할 수 있었다. 링 압축 시험은 여러가지 초기 상대밀도를 가진 소결 금속으로 평 금형에서 실험하였다. 실험결과 이론치와 실험치가 비교적 잘 일치했는데, 이

는 소결금속에 대해서도 상계 해 이론의 적용이 가능하다는 것을 확인해 주었고, 소결 금속의 성형에 대한 마찰상수를 구함으로써 분말 금속 성형의 광범위한 이론적인 해석이 가능하게 되었다.

Reference

- (1) Tabata and S. Masaki, "Determination of the Coefficient of Friction in Forging of Porous Metals from Ring Compression", *Int. J. of Mech. Sci.*, 20, 505, 1977
- (2) D.C. Drucker and W. Prager, "Soil Mechanics and Plastic Analysis or Limit Design", *Q. of Applied Math.* 10, 157, 1952
- (3) N.P. Suh, "A Yield Criterion for Plastic, Frictional, Workhardening Granular Materials", *J. of Powder Metallurgy*, 5, 69, 1969
- (4) H.A. Kuhn and C.L. Downey, "Determination Characteristics and Plasticity Theory of Sintered Powder Materials", *Int. J. of Powder Metallurgy*, 7, 15 1971
- (5) R.J. Green, "A Plasticity Theory for Porous Solids", *Int. J. of Mech. Sci.*, 14, 214-224 1972
- (6) M. Oyane, S. Shima and Y. Kono, "Theory of Plasticity for Porous Metals", *Bull. of JSME*, Vol. 16, p. 1254, 1973
- (7) T. Tabata, S. Masaki and Y. Abe, "A Yield Criterion for Porous Materials and Analysis of Axi-symmetric Compression of Porous Disks", *J. of Japan Society for Tech. of Plasticity*, Vol. 18, p. 373, 1977
- (8) B. Avitzur, *Metal Forming Process and Analysis*, Chap. 7, McGrawHill, London, 1968