

<論 文>

소결 금속의 압출에 관한 연구

오 흥 국\* · 이 정 근\*\*

(1983년 9월 22일 접수)

Extrusion of Sintered Porous Metal

Hung Kuk Oh and Jeung Kun Lee

Abstract

Forward extrusion of sintered porous metal through conical converging die is analyzed using slab method on the basis of plasticity theory for porous metal. It is taken into consideration in the analysis that the material in the container is continuously recompressed on densified until the process reaches steady state. Extrusion pressure and distribution of relative density from the die inlet to the outlet are calculated under various process variables. The results are useful in finding initial relative density of the billet, reduction of area and cone angle of the die in order to get required final products. Experiments are done for porous copper and then compared with the computed results.

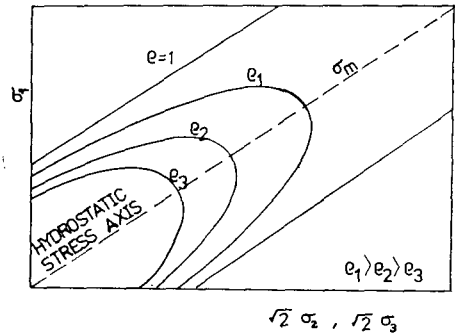
1. 서 론

복잡한 형상을 가진 제품의 대량생산과 원가절감이라는 관점에서 불태 분말금속, 성형법은 절삭가공, 주물등의 방법보다도 여러가지 유리한 면들을 가지고 있으므로, 최근들어 이에 대한 관심과 사용 범위가 점차 확대되어 가고 있다.

소결금속은 재료 내부에 기공(pore)이 존재하여 성형중에 체적의 변화가 생기므로 일반금속 재료에서 사용되어 오고 있는 항복조건을 적용할 수 없기 때문에 1970년대 초부터 소결금속에 대한 소성이론을 정립해 오고 있다.

일반금속의 압출에 대하여는 이론적으로나 실험적으로 대단히 많은 연구를 해왔지만, 소결금속에 대해서는 기공의 영향으로 인하여 이에 대한 기존 이론을 직접 적용하는 것은 적당하지 못하다.

소결금속의 압출은 가공중에 컨테이너(container)내부에서도 재료의 치밀화(densification)가 일어나서 원래의 재료가 가지고 있던 상대밀도(소결금속의 밀도의 비)가 변화하게 된다. 소결금속의 압출에 대하여는 Oyane과 Tabata<sup>1)</sup>가 평면변형(plane strain)에 대하여



sigma\_1, sigma\_2, sigma\_3 : PRINCIPAL STRESSES

Fig. 1 Schematic illustration of yield surfaces for porous materials (rho=1: conventional material)

\*정회원, 아주대학교 기계공학과

\*\*대우중공업(주) 창원공장

상계해법과 slip-line method로 이론적 해석을 하였으나 초기상태의 변화를 압출공정과 연결시켜 해석치 않고, 정상상태에 대해서만 해석하였기 때문에, 초기 상태의 자료들을 실험적으로 구하여 이를 정상상태에 대입하였으며, 상대밀도를 변수로 보지않고 실험에서 구한 평균 상대밀도를 이론에 사용하였다.

Mcshane, Tutchter, Sheppard<sup>2)</sup>는 소결금속에 대하여 정수압 응력성분의 영향도와 상대밀도의 변화를 고려치 않고 상계 해법으로 축대칭 열간 압출을 실험적으로 연구하였다.

소결금속의 압출에 있어서 컨테이너 내부에서 발생하는 치밀화에 의한 재료의 상대밀도 변화는 정상상태에서의 초기상태를 결정하는 가장 주된 요인이므로, 이에 대한 해석이 대단히 중요하다<sup>3)</sup>.

이러한 상대밀도의 변화를 알기 위해서는 응력상태를 알 필요가 있으므로, 본 연구에서는 상대밀도를 변수로 놓고 slab method를 사용하여 초기상태의 변화를 해석하고 이것을 정상상태를 해석하는데 사용하여 소결금속의 압출을 전체적으로 해석하려고 시도하였다.

## 2. 이론 해석

### 2.1. 소결 금속에 대한 항복 조건

Shima, Oyane<sup>4)</sup>의 소결금속에 대한 항복조건은 다음과 같다.

$$\bar{\sigma} = f' \bar{\sigma}_{e_2} = \left[ \{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2\} / 2 + \left(\frac{\sigma_n}{f}\right)^2 \right]^{1/2}$$

$$f' = \rho^{2.5}, \quad f = \frac{1}{2\sqrt{1-\rho}}, \quad \sigma_n = \frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)$$

$\rho$ : 상대밀도

주 변형도 증분은

$$d\epsilon_i = d\lambda \left\{ \sigma_i - \left(1 - \frac{2}{9f^2}\right) \sigma_n \right\} \quad (1)$$

이고, 체적 변형도 증분  $d\epsilon_v$ 를 구하면

$$d\epsilon_v = d\epsilon_1 + d\epsilon_2 + d\epsilon_3 = -\frac{d\rho}{\rho} = d\lambda \left( \frac{2}{3f^2} \right) \sigma_n \quad (2)$$

이다.

위의 식들로부터 겹보기 유효응력  $\bar{\sigma}$ , 겹보기 유효 변형도 증분  $d\bar{\epsilon}$ , 매트릭스의 유효응력  $\bar{\sigma}_{e_2}$ , 매트릭스의 유효변형도 증분  $d\bar{\epsilon}_{e_2}$ 를 구하면 다음과 같다.

$$\bar{\sigma} = \left[ \{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2\} / 2 + \left(\frac{\sigma_n}{f}\right)^2 \right]^{1/2} \quad (3)$$

$$\bar{\sigma}_{e_2} = \frac{1}{f'} \left[ \{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2\} / 2 + \left(\frac{\sigma_n}{f}\right)^2 \right]^{1/2} \quad (4)$$

$$d\bar{\epsilon} = \left[ \frac{2}{9} (d\epsilon_1 - d\epsilon_2)^2 + (d\epsilon_2 - d\epsilon_3)^2 + (d\epsilon_3 - d\epsilon_1)^2 \right]$$

$$+ (fd\epsilon_v)^2 \quad (5)$$

$$d\bar{\epsilon}_{e_2} = \frac{f'}{\rho} \left[ \frac{2}{9} \{ (d\epsilon_1 - d\epsilon_2)^2 + (d\epsilon_2 - d\epsilon_3)^2 + (d\epsilon_3 - d\epsilon_1)^2 \} + (fd\epsilon_v)^2 \right]^{1/2} \quad (6)$$

### 2.2. 압출에 대한 해석

다음과 같은 가정하에서 slab method를 사용하여 소결금속의 압출에 대한 해석을 하였다.

- 1) 소결금속에서 기공을 제외한 매트릭스의 금속은 강소성체이다.
  - 2) 금속 원추각에 무관하게  $\sigma_r = \sigma_\theta$ 이다.
  - 3) 소성변형 영역 내에서 상대밀도의 변화에 따라 마찰계수가 변화하지 않는다.
  - 4) 마찰력은 Coulomb의 마찰 법칙에 따른다.
  - 5) 소결금속이 Shima, Oyane의 항복 조건에 따른 거동을 한다.
  - 6) 기공이 균일하게 분포되어 있다.
  - 7) 각 슬랩 내에서의 상대밀도와 축방향 응력이 일정하다.
  - 8) 전단응력과 전단 변형도의 크기가 작다고 가정하여 이를 무시한다.
  - 9) 금형 렌드부의 마찰을 무시하여 금형 출구에서는 축방향 응력이 작용하지 않는다.
- (1) 소성 변형 영역에 대한 이론적 해석  
위와 같은 가정하에서 슬랩내에서의 가용 속도장을 다음과 같이 결정한다.

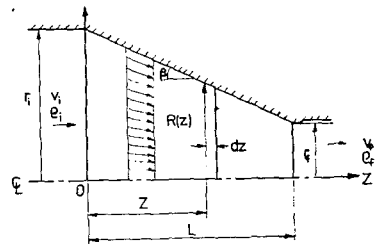


Fig. 2 Schematic diagram of velocity field

질량은 항상 일정하므로

$$\rho_i v_i r_i^2 = \rho_z v_z r_z^2 = \rho v_z R^2 = \alpha = \text{constant}$$

여기서  $f = \rho(z) \left\{ \rho(z) \right\}_{z=0} = \rho_i$   
 $\left\{ \rho(z) \right\}_{z=L} = \rho_f$ 이다.

$$v_r = \frac{\alpha r}{\rho R^3} \cdot \frac{dR}{dz} \quad (7)$$

$$v_\theta = 0$$

$$v_z = \frac{\alpha}{\rho R^2}$$

이 속도장으로 부터 변형도율을 구하면

$$\begin{aligned} \epsilon_r &= \frac{\alpha}{\rho R^2} \cdot \frac{dR}{dz} \\ \epsilon_\theta &= \frac{\alpha}{\rho R^3} \cdot \frac{dR}{dz} \\ \epsilon_z &= -\frac{2\alpha}{\rho R^3} \cdot \frac{dR}{dz} - \frac{\alpha}{\rho^2 R^2} \cdot \frac{d\rho}{dz} \\ \gamma_{zr} &= \alpha r \left\{ -\frac{1}{\rho^2 r^2} \cdot \frac{dR}{dz} \cdot \frac{d\rho}{dz} - \frac{2}{\rho R^3} \left( \frac{dR}{dz} \right)^2 \right. \\ &\quad \left. + \frac{1}{\sigma R^2} \frac{d^2 R}{dz^2} \right\} \\ \gamma_{r\theta} &= 0 \\ \gamma_{\theta z} &= 0 \end{aligned} \quad (8)$$

이 된다. 식 (8)을 식 (5)에 대입하면

$$\dot{\epsilon} = \left\{ \frac{4}{9} \frac{\alpha^2}{\rho^4 R^6} \left( 3\rho \cdot \frac{dR}{dz} + R \frac{d\rho}{dz} \right)^2 + f^2 \frac{\alpha^2}{\rho^4 R^4} \left( \frac{d\rho}{dz} \right)^2 \right\}^{1/2} \quad (9)$$

을 얻을 수 있고, 또

$$\dot{\epsilon}_v = \dot{\epsilon}_r + \dot{\epsilon}_\theta + \dot{\epsilon}_z = \frac{\dot{\epsilon}}{\bar{\sigma}} \cdot \frac{\sigma_n}{f^2} = -\frac{\alpha}{\rho^2 R^2} \cdot \frac{d\rho}{dz} \quad (10)$$

식 (9), (10)으로부터  $\frac{d\rho}{dz}$  에 대한 방정식을 풀면 다음과 같은 식을 얻는다.

$$\left( \frac{\bar{\sigma}}{\sigma_n} f \right)^2 - 1 \geq 0 \quad (11)$$

$$\frac{d\rho}{dz} = \frac{\rho}{R} \cdot \frac{dR}{dz} \frac{-\frac{4}{3} + 2 \left\{ \left( \frac{\bar{\sigma}}{\sigma_n} f^2 \right)^2 - f^2 \right\}^{1/2}}{\frac{4}{9} + f^2 - \left( \frac{\bar{\sigma}}{\sigma_n} f^2 \right)^2} \quad (12)$$

가정 (2)와 (8)에 의하여 항복조건 식 (3)을 변형하면 다음과 같다.

$$\bar{\sigma} = \left[ (\sigma_z - \sigma_r)^2 + \left( \frac{2\sigma_r + \sigma_z}{3f} \right)^2 \right]^{1/2}$$

위의 식으로부터  $\sigma_r$  에 대한 방정식을 풀면 다음과 같은 식을 얻는다.

$$\left( 1 + \frac{2}{9f^2} \right) \bar{\sigma}^2 - \left( \frac{\sigma_z}{f} \right)^2 \geq 0 \quad (13)$$

$$\sigma_r = \frac{\left( 1 - \frac{2}{9f^2} \right) \sigma_z - \left\{ \left( 1 + \frac{4}{9f^2} \right) \bar{\sigma}^2 - \left( \frac{\sigma_z}{f} \right)^2 \right\}^{1/2}}{1 + \frac{4}{9f^2}} \quad (14)$$

$\rho=1$ , 즉 기공이 없는 경우에는  $f=\infty$  이므로, 식 (12), (14)에서  $\frac{d\rho}{dz}=0$ ,  $\sigma_z - \sigma_r = \bar{\sigma}$  가 되어 일반 금속의 경우와 일치함을 알 수 있다.

Fig. 3에서  $z$  축 방향의 평형 조건을 적용하면

$$\begin{aligned} -\pi R^2 \sigma_z - F_r \cdot 2\pi R ds \cdot \cos \beta - p \cdot 2\pi R ds \cdot \sin \beta \\ + \pi (\sigma_z + d\sigma_z) \cdot (R - dR)^2 = 0 \end{aligned}$$

와 같은 관계식을 얻고,  $ds = dz / \cos \beta$ ,  $dR = dz \cdot \tan \beta$  이므로 이 식을 간단한 형태로 고치면

$$\frac{d\sigma_z}{dz} = \frac{2}{R} (F_r + p \tan \beta + \sigma_z \tan \beta) \quad (15)$$

와 같이 된다. Fig. 4에서  $r$  방향의 평형 조건을 적용하면

$$-F_r ds \sin \beta + p \cdot ds \cos \beta + \sigma_z \cdot dz = 0$$

와 같은 관계식을 얻고, 여기에서  $F_r = \mu p$  이므로

$$p = -\frac{\sigma_r}{1 - \mu \tan \beta} \quad (16)$$

식 (16)을 식 (15)에 대입하면

$$\frac{d\sigma_z}{dz} = \frac{2}{R} \left( -\frac{\mu + \tan \beta}{1 - \mu \tan \beta} \cdot \sigma_r + \sigma_z \tan \beta \right) \quad (17)$$

이 된다.

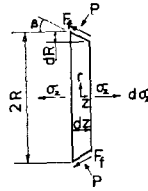


Fig. 3 Stress state in a slab

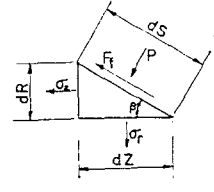


Fig. 4 Traction force at the surface of conical zone

(2) 컨테이너 내에서의 pre-densification 에 대한 해석

컨테이너에 들어있는 시편의 처음 상대밀도를  $\rho_0$  라 할때, 이에 작용하는 응력이 일정한 값을 넘어서면 컨테이너 내부에서도 항복이 일어나서 시편의 상대밀도가 증가하게 되고, 소성 영역에서의 초기상태가 변화하므로, 정상상태에 도달할때 컨테이너 내부에서의 상대밀도는  $\rho_0$  보다 큰 값을 가지게 되는데 이렇게 상대밀도가 증가할때 만족시켜야 하는 조건을 폐금형 압출에서의 pre-densification 조건이라 한다.

컨테이너 내부에서의 pre-densification 이 일어날 때 압축방향을  $z$  축이라 하면 변형상태는

$$d\epsilon_r = d\epsilon_\theta = 0 \text{ 이므로 여기서 부터}$$

$$\sigma_r = \sigma_\theta = \left\{ \left( f^2 - \frac{2}{9} \right) / \left( f^2 + \frac{4}{9} \right) \right\} \sigma_z \text{ 가 되고 이것을 식}$$

(3)에 대입하면  $|\sigma_z| / \bar{\sigma} = \left( f^2 + \frac{4}{9} \right)^{1/2}$  이 된다.

$$\bar{\sigma} = \bar{\sigma}_{e_0} \cdot f' \text{ 이므로}$$

$$|\sigma_z| = \bar{\sigma}_{e_0} \cdot f' \left( f^2 + \frac{4}{9} \right)^{1/2} \quad (18)$$

$|\sigma_z|$  가 0 으로부터 점차적으로 증가하여 컨테이너 내에서 항복이 일어날때의 응력상태는

$$|\sigma_z|_{Pr} = \bar{\sigma}_{e_0} \cdot f' \left( f^2 + \frac{4}{9} \right)^{1/2} \Big|_{\rho=\rho_0} \quad (19)$$

이다.

따라서 컨테이너 내에서의  $|\sigma_z|$  값이  $|\sigma_z|_{Pr}$  보다 커지게되면, 상대밀도가 변화하여 이  $|\sigma_z|$  에 대하여 식을 만족하는 상대밀도가 존재하게 된다.

여기서 식 (18)을 폐금형 압출에서의 predensification 조건이라 한다.

(3) 변형경화에 대한 해석

소결금속의 압출에서 변형경화는 다음의 두가지 경우로 나눌 수 있다.

1) 컨테이너 내부에서 pre-densification이 일어나지 않을때의 변형경화는 금형의 소성 변형역 내에서의 변형경화 만이 존재한다.

매트릭스의 유효 변형도  $\bar{\epsilon}_{eq}$ 는

$$\bar{\epsilon}_{eq} = \int_0^t \dot{\epsilon}_{eq} dt = \int_0^t \frac{f'}{\rho} \dot{\epsilon} dt$$

이다.

$$\dot{\epsilon} = \left\{ \frac{4}{9} \frac{\alpha^2}{\rho^4 R^6} \left( 3\rho \frac{dR}{dz} + R \frac{d\rho}{dz} \right)^2 + f^2 \frac{\alpha^2}{\rho^4 R^4} \left( \frac{d\rho}{dz} \right)^2 \right\}^{\frac{1}{2}}$$

$$dt_1 = \frac{dz}{v_z} = \frac{\rho R^2}{\alpha} \cdot dz \text{ 이므로,}$$

$$\bar{\epsilon}_{eq} = \int_0^z \frac{f'}{\rho} \left\{ \frac{4}{9} \left( \frac{3}{R} \cdot \frac{dR}{dz} + \frac{1}{\rho} \frac{d\rho}{dz} \right)^2 + f^2 \left( \frac{1}{\rho} \cdot \frac{d\rho}{dz} \right)^2 \right\}^{\frac{1}{2}} \cdot dz \quad (20)$$

이다. 식 (20)에 의하여 기공을 제외한 매트릭스의 유효 변형도를 알 수 있으므로 이 값을 이용하여 변형경화된 매트릭스의 유효응력을 알 수 있다.

2) 컨테이너 내부에서 pre-densification이 일어날때는 pre-densification에 의한 컨테이너 내에서의 변형경화와 금형의 소성변형 영역에서의 변형경화가 복합적으로 일어난다. Pre-densification에 의한 매트릭스의 유효 변형도는 다음과 같이 구할 수 있다.

컨테이너에서의 압축방향을  $z$  축이라 하면  $d\epsilon_z = d\epsilon_0 = 0$  이므로,

$$d\epsilon_0 = d\epsilon_z = -\frac{d\rho}{\rho}$$

이고 위의 관계식으로부터 매트릭스의 유효 변형도 증분은

$$d\bar{\epsilon}_{eq} = -\frac{f'}{\rho^2} \left( \frac{4}{9} + f^2 \right)^{1/2} \cdot d\rho \text{ 로 주어진다.}$$

처음에 상대밀도  $\rho_0$  인 시편이 pre-densification에 의하여 상대밀도가  $\rho_i$  로 되었을 때

$$\bar{\epsilon}_{eq} = \int_{\rho_0}^{\rho_i} d\bar{\epsilon}_{eq} = \int_{\rho_0}^{\rho_i} \frac{f'}{\rho^2} \left( \frac{4}{9} + f^2 \right)^{\frac{1}{2}} \cdot d\rho \quad (21)$$

이 된다. 따라서 실제의 소성 변형역에서 매트릭스의 유효변형도는 식 (20)과 식 (21)에 의하여 다음과 같이 주어진다.

$$\bar{\epsilon}_{eq} = \int d\bar{\epsilon}_{eq} = \int_{\rho_0}^{\rho_i} \frac{f'}{\rho^2} \left( \frac{4}{9} + f^2 \right)^{\frac{1}{2}} d\rho + \int_0^z \frac{f'}{\rho} \left\{ \frac{4}{9} \left( \frac{3}{R} \frac{dR}{dz} + \frac{1}{\rho} \frac{d\rho}{dz} \right)^2 + f^2 \left( \frac{1}{\rho} \frac{d\rho}{dz} \right)^2 \right\}^{\frac{1}{2}} \cdot dz \quad (22)$$

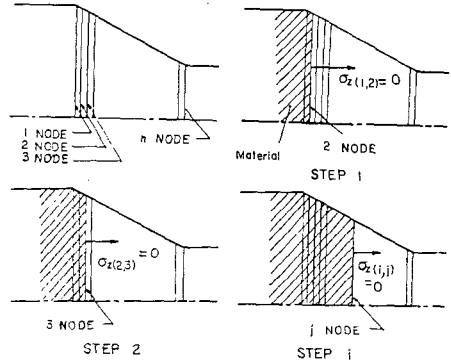


Fig. 5 Procedure to compute the extrusion pressure and relative density distribution

### 2.3. 압출압력과 밀도의 계산

(1) Pre-densification이 일어나지 않는 경우

Fig. 5와 같이 첫번째 스텝에서 압출이 시작되기 시작하여 재료가 2번째 node에 도달하게 되면 2번째 node는 자유표면이므로,  $\sigma_z(1,2)=0$ 이다.

Node 1에서의  $\sigma_z(1,1)$ 을 일정한 값으로 가정하여 식 (14)에서  $\sigma_z(1,1)$ 을 구하고 이  $\sigma_z(1,1)$ 과  $\rho_1$ 를 이용하여 식 (12), (17)에서  $\Delta\rho$ 와  $\Delta\sigma_z$ 를 구한다. 그리고 여기서 구한 결과가  $\sigma_z(1,2)=\sigma_z(1,1)=\Delta\sigma_z=0$ 이 되도록 위의 과정을 반복 계산하여  $\rho_z(1,1)$ 을 구한다.

스텝을 진행하여 스텝  $i$ 에서 재료가 node  $j$ 에 도달하면

$$\sigma_z(i,j)=0 \text{ 이므로,}$$

$\rho_z(i,1)=\sigma_z(i-1,1)+\delta$  ( $\delta$ : 각 스텝 진행시의 압출 압력 증분)로 가정하여  $\sigma_z(i,1)$ 을 구하고 이  $\sigma_z(i,1)$ ,  $\sigma_z(i,1)$ 를 이용하여 식 (12), (17)에서  $\Delta\sigma_z$ ,  $\Delta\rho$ 를 구하고 같은 방법으로  $j$ 번째 까지 node에서의  $\sigma_z$ ,  $\sigma_r$ ,  $\Delta\sigma_z$ ,  $\rho$ 를 모두 구할 수 있다.

그런데,  $\sigma_z(i,j)=0$ 이므로  $\delta$ 를 미소하게 변화시켜 가면서 그때마다 위의 과정을 반복하고  $\sigma_z(i,j)=0$ 가 되는  $\delta$ 를 구하면  $\sigma_z(i,1)$ 을 알 수 있게 된다.

이 방법을 계속하여 재료가 금형 출구의  $n$ 번째 node에 도달할 때의  $\sigma_z(n-1,1)$ 을 구하여, 압출 압력과 금형출구에서의 상대밀도  $\rho_r$ 를 구한다.

(2) Pre-densification이 일어나는 경우

(1)의 과정을 반복하는 도중에  $\sigma_z(i,1)$ 과  $\rho_i$ 를 식 (18)에 대입하여 pre-densification 조건을 만족하게 되면 다음의 과정으로 압출 압력과 상대밀도 분포를 구한다.

$i-1$ 과  $i$ 번째 스텝 사이에서 식을 만족하게 되면  $\sigma_z(i,1)=\sigma_z(i-1,1)+\delta$ 로 가정하고  $|\sigma_z(i,1)| > |\sigma_z(i,r)|$

이므로 컨테이너에서의 상대밀도가  $\rho_s$  보다 큰 값을 가지게 된다.

식 (21)에서 보면 컨테이너 내에서의 유효변형도는 상대밀도의 함수이므로 변형경화된 매트릭스의 유효응력도 상대밀도의 함수이다. 따라서  $|\sigma_z(i, 1)|$ 에 대하여 식 (18)을 만족시키는 컨테이너 내에서의 증가된 상대밀도  $\rho_i$ 를 구하고 (1)의 과정과 같은 방법으로 반복 계산하여 node  $j$ 에서의  $\sigma_z(i, j)=0$ 이 되는  $\delta$ 와  $\rho_i$ 를 구한다.

같은 방법을 재료가 금형 출구의 node  $n$ 에 도달할 때까지 계속하여 압출압력과 컨테이너 내부의 증가된 상대밀도  $\rho_i$ , 금형 출구에서의 상대밀도  $\rho_f$ 를 구한다.

### 3. 실험

실험에 사용된 시편은 순도 99.9%의 국산 구리 분말을 사용하였다.

압분성형(compaction)용 첨가 윤활제 스테아린산아연(Zn-stearate)을 중량비 0.5% 혼합하여 원추형 혼합기에서 회전속도 30rpm으로 45분간 혼합한 후에 압분성형 전용프레스에서 직경 26mm인 실린더형 금형을 사용하여 높이 30mm로 압분성형하고, 분해 압도 니아가스 분위기의 소결 전용로에서 800°C로 20분 동안 1차 소결을 행한 후, 수소 환원 분위기에서 900°C로 120분 동안 재소결을 하여 상대밀도 0.75, 0.82, 0.88의 3가지 상대밀도를 가진 시편을 제작하였다.

소결제에서는 압축시험중 상대밀도가 변하므로, 다음 식들에 의하여 상대밀도증분, 기공을 제외한 매트릭스의 유효응력, 유효 변형도를 구하였다.

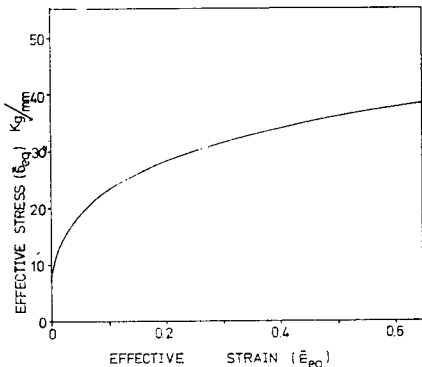


Fig. 6 Calculated effective stress-strain curve for the matrix copper

압축 방향을 z축 이라하면 벌징이 없을때  $\sigma_r = \sigma_\theta = 0$ 이므로, 다음의 관계식을 얻는다.

$$\bar{\sigma}_z = \frac{1}{f'} \left( 1 + \frac{1}{9f'^2} \right)^{1/2} \cdot |\sigma_z|$$

$$d\epsilon_r = d\epsilon_\theta = \frac{1+9f'^2/2}{1+9f'^2} \cdot d\epsilon_z$$

$$d\bar{\epsilon}_{ec} = \left\{ \frac{f'}{\rho} \left/ \left( 1 + \frac{1}{9f'^2} \right)^{1/2} \right. \right\} \cdot |d\epsilon_z|$$

$$d\rho = - \left\{ 3\rho / (1+9f'^2) \right\} \cdot d\epsilon_z$$

본 실험에서는 윤활제로 Lanoline을 사용하였다.

마찰계수를 구하기 위하여 외경, 내경, 높이의 비가 12:3:4가 되도록 시편을 만들어 실험을 하고, Tabata, Masaki<sup>12)</sup>가 구한 보정곡선(calibration curve)을 이용하여 마찰계수를 구하였다. (Fig. 7)

압출실험에서는 금형의 반원추각이 30°일 때 단면감소율을 75%, 53.8%, 39.8%의 3가지 종류로 단면감소율이 75%일 때 금형의 반원추각이 20°, 30°, 45°의 3가지 종류로 실험을 행하였다.

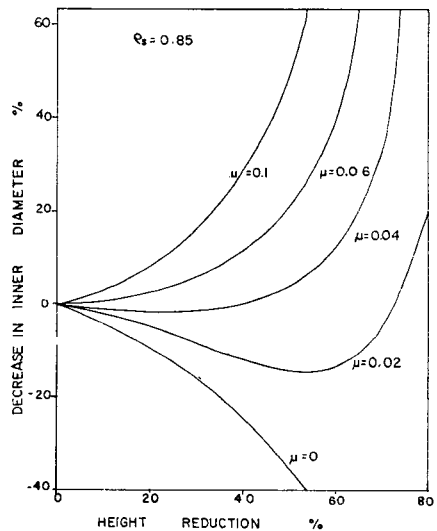


Fig. 7 Calibration curves and experimental data of ring compression to determine the friction coefficient

압출실험은 150 ton 유압 프레스에서 각각의 금형에 대하여 상대밀도를 0.75, 0.82, 0.88의 3가지 종류로 하였으며, 리미트 스위치(limit switch)를 사용하여 컨테이너에 남아 있는 압출 소재의 길이가 일정하도록 하였다.

측정장치는 로드셀(load cell), 선형 변위 측정기(linear displacement transducer), Bridge Amplifier, X-Y 레코더를 사용하여 하중과 변위를 동시에 측정하였다.

상대밀도를 측정하는 방법으로는, 시편을 아세톤에 10분간 담가서 개기공에 침투되어 있는 불순물을 제거하고, 0.1mg까지 측정할 수 있는 저울에서 무게를 측정 한 후에, 이를 다시 비등하는 lanoline에 2분간

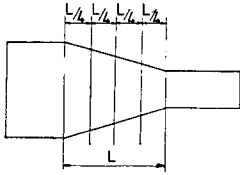


Fig. 8 Cutting locations to measure relative density

담가서 개기공을 밀폐한 다음 표면을 가제로 깨끗이 닦고 아르키메데스의 원리를 이용하여 부피를 측정해서 상대밀도를 구하였다. (Fig. 8)

4. 결과 및 고찰

압출실험에서 Fig. 9의 변위-하중 곡선을 보면 일반 금속의 경우에는 절선과 같이 나타나는 데 비해 소결 금속에서는 실선과 같은 변위-하중 곡선을 얻었다. 이는 일반금속에서는 컨테이너 내부에서나 전체적인 소성변형 영역에서 상대밀도의 변화가 없는 반면, 소결 금속에서는 펀치의 변위가 진행함에 따라서, 처음에는 탄성변형이 진행되고 압출압력이 식 (18)의 pre-densification 조건을 만족하면서 모두 증가하게 된다. 이러

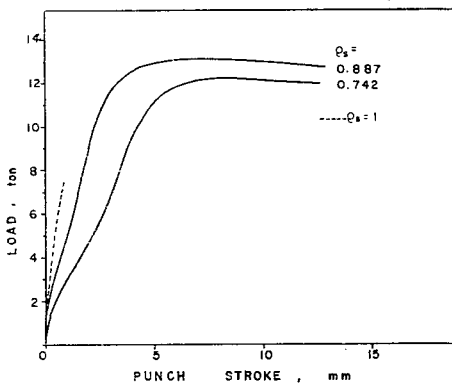


Fig. 9 Load-stroke diagram for the extrusion process

한 컨테이너에서의 치밀화(densification) 현상은 압출압력이 최고점에 달 할 때까지 계속되므로, 일반금속에 비하여 오펀한 모양의 곡선을 이루게 된다.

Fig. 10, 11은 상대밀도와 단면감소율의 변화에 따른 압출압력의 변화를 나타낸 것이다. 여기에서 보면 단면감소율이 큰 경우에 이론치와 실험치가 비교적 잘 일치하고, 작은 경우에는 차이를 보이고 있는데, 이는 단면감소율이 큰 경우에 식 (12)로 가정한 가용속도장이 타당성이 있는데 반하여, 단면감소율이 작은 경우에는 이 가용속도장이 실제와 많은 차이가 있기 때

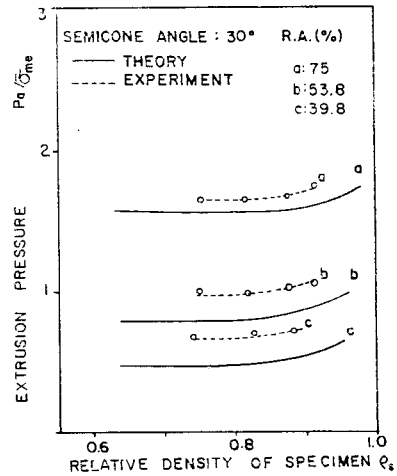


Fig. 10 Comparison between theoretical and experimental extrusion pressure

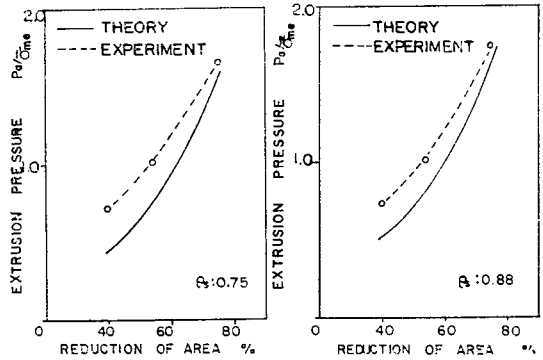


Fig. 11 Comparison between theoretical and experimental extrusion pressures

문이라고 여겨진다. 그리고, 단면감소율이 일정한 조건하에서 어느 일정한 상대밀도값까지는 압출압력이 별로 변화하지 않고, 이 값을 넘어서면 압출압력이 점차 증가하고 있는데, 이는 압출이 되는 도중에 컨테이너 내부에서 치밀화가 일어나고 있음을 나타내는 것으로, 일정한 조건의 금형에서는 pre-densification이 일어나지 않는 상대밀도가 존재하여 이 상대밀도 보다 작은 값의 시편을 압출하는 경우에는 거의 일정한 압출압력과 컨테이너 내에서의 상대밀도를 보이고 있는데 이러한 경향에 대하여서는 더욱 자세한 해석이 필요 하리라고 본다.

Fig. 12는 압출압력이 금형의 반 원추각에 대하여 변화하고 있는 것을 나타내는데, 20°부근에서 실험치와 이론치가 잘 맞고 30°부근에서는 실험치가 큰 값을 보이며 대략 40°부근을 넘어서면 이론치가 급격히 증가

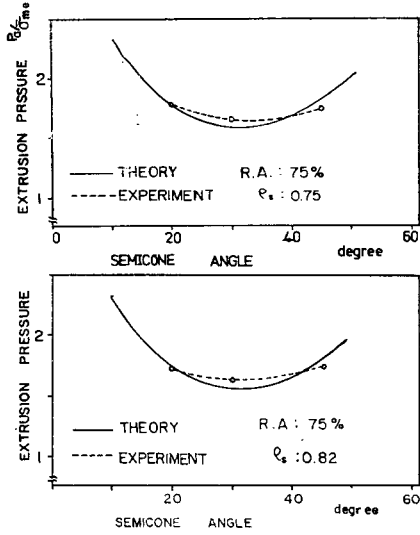


Fig. 12 Comparison between theoretical and experimental extrusion pressures

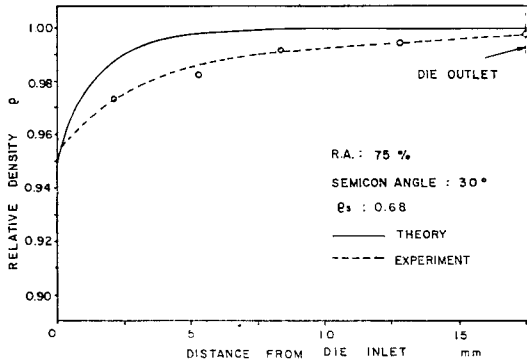


Fig. 13 Comparison between theoretical and experimental relative density distribution

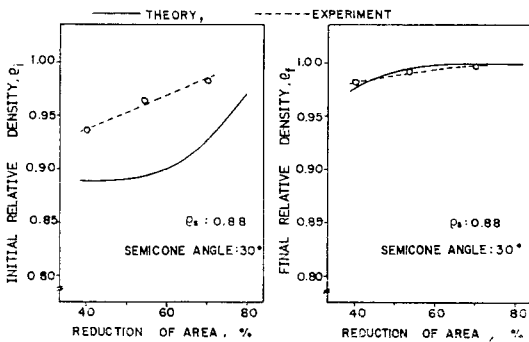


Fig. 14 Comparison between theoretical and experimental relative density change

하는 경향을 보이고 있다. 이는 가정 2)에서  $\sigma_r = \sigma_\theta$  로 가정하였는데, 이러한 가정이 각도가 적은 부근에

서 비교적 잘 맞기 때문이라고 여겨진다.

Fig. 13은 이론과 실험에서 구한 상대밀도 분포를 비교한 것인데, 초기 상대밀도는 실험치가 큰 값을 보이고 있으나 소성변형 영역에서의 상대밀도는 이론치가 큰 값을 보이고 있다. 이는 식 (12)에서 구한 상대밀도 증가량이 실제보다 약간 과장되어 있기 때문이라고 여겨진다.

Fig. 14, 15에 의하면 초기 상대밀도는 이론치와 실험치가 상당한 오차가 보이고 있는데 비하여, 압출제품의 상대밀도는 거의 비슷한 경향을 보이고 있음을 알 수 있다.

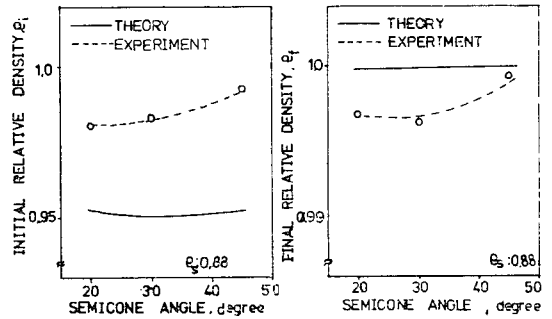


Fig. 15 Comparison between theoretical and experimental relative density change

이는 시편을 컨테이너 직경보다 약간 작게 가공하였기 때문에 초기에 컨테이너를 채우는 과정에서 densification이 일어난 것으로 생각되며, 또 매트릭스를 강소성체로 가정하였기 때문에 탄성변형과 초기 항복응력의 차이에 의한 영향도 무시할 수 없을 것으로 생각된다.

### 5. 결 론

소결 금속의 압출을 slab method로 해석하고 그 결과를 실험결과와 비교하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

1) 시편의 상대밀도와 금형의 반 원추각이 일정할 때 단면감소율이 증가함에 따라 압출압력이 증가하며 단면감소율이 큰 경우에 이론치와 실험치가 잘 일치한다.

2) 시편의 상대밀도와 단면감소율이 일정할 때 금형의 반 원추각이 약  $30^\circ$  부근에서 최소 압출압력을 나타내며 각도가 작은 경우에 이론치와 실험치가 잘 일치한다.

3) 단면감소율과 금형의 반 원추각이 일정할 때 시편의 상대밀도가 작아서 컨테이너 내부에서 pre-densification이 일어나는 경우에는 시편의 상대밀도 변화에

따른 압출압력의 변화가 대단히 적고, pre-densification이 일어나지 않는 경우에는 시편의 상대밀도 증가에 따라 압출압력이 증가한다.

4) 시편의 상대밀도가 일정 할 때 단면감소율이 클수록 초기 상대밀도와 압출제품의 상대밀도가 증가한다.

5) 소결제의 압출에서 금형의 소성변형영역의 앞 부분에는 상대밀도가 급격히 증가한다.

### References

- (1) M. Oyane and T. Tabata, "Slip-Line Field Theory and Upper-Bound Theory for Porous Metals", J. Japan Soc. Tech. Plasticity Vol. 15, No. 156, 43—51 (1974)
- (2) H. McShane, M.G. Tutcher and T. Sheppard, "Analysis of Specific Pressure Necessary to Extrude Aluminum Alloy Compacts", powder metallurgy, No. 2, 47—51 (1978)
- (3) H. Takahashi and K. Ohuchi, "A Study of Cold Extrusion for Sintered Porous Copper Preform", J. Japan Soc. Tech. Plasticity Vol. 21, No. 238, 967—974 (1980)
- (4) S. Shima and M. Oyane, "Plasticity Theory for Porous Metals", Int. J. of Mech. Sci. Vol. 18, 285—291 (1973)
- (5) T. Tabata and S. Masaki, "Determination of Coefficient of Friction in Forging of Porous Metal from Ring Compression", Int. J. Mech. Sci. Vol. 20, 505—512 (1978)