

분말컨넥팅로드 단조의 유한 요소 해석

박종진

Finite Element Analysis of P/M Connecting Rod Forging

Jong Jin Park

ABSTRACT

Sintered P/M connecting rod is forged to increase density and to satisfy dimensional specifications. Flow of the materials is different form that of wrought materials due to pores in the preform. The Mises yield function was modified to include the first invariant of stress tensor, and the associated flow rule was derived by applying the normality rule to the yield function. Axisymmetric and plane-strain finite element analyses were carried out for the ring and beam portions of the connecting rod, respectively. The flow of the preform and density change of the analysis are presented in this paper. A load-stroke curve was also presented by superimposing analysis results for the ring and beam portions.

Key Words : powder metallurgy, forging, finite element analysis, density distribution, preform.

1. 서 론

분말단조공정은 일반적인 열간단조공정과 비교하여 볼 때 다음과 같은 장점이 있다: (1) 기계가공을 줄일 수 있고, (2) 재료의 소비를 줄일 수 있고, (3) 플래시를 제거할 수 있고, (4) 표면정밀도를 개선할 수 있고, (5) 질량분포의 조절이 용이하며, (6) 에너지의 소비를 줄일 수 있다. 이와 같은 장점 때문에 분말단조공정은 많은 연구소와 산업체에서 개발이 되어지고 있다. 그 중에서도 특히 자동차 산업체는 분말단조공정이 경제적으로 유리한 부품의 대량생산을 추진하고 있다. 예를들면 기어, 스프로킷, 캠, 컨넥팅로드, 트랜스미션 허브, 시프트레버, 레이스, 완충기, 그리고 전자장치와 결합되어 홍익대학교 기계공학과 교수

사용되는 센서 등이다. 이러한 장점 때문에 분말로 만든 부품의 사용은 증가될 것으로 예상된다. 대량 생산된 분말 컨넥팅로드는 비교적 복잡한 형상을 지니고 있음에도 불구하고 저가의 생산가로 좋은 기계적 성질을 가지고 있다. 정확한 분말단조공정에 의해 피로강도를 개선하였고 질량분포의 비효율성을 최소화시켰으며 정확한 치수의 정밀제품을 생산하고 있다.

본 연구에서는 분말컨넥팅로드의 생산공정중 소결과정이 끝난 성형체의 단조공정을 유한요소법에 의하여 해석하고 밀도분포의 변화와 필요한 하중을 계산하고자 한다. 이와 같은 해석 결과는 설계된 성형체의 형상과 가공공정조건이 원하고자하는 형상과 밀도로 성형되는 지를 보여주고 있다. 설계자는 성형체의 형상과 가공

공정조건 등을 변화시켜 최적의 단조공정설계를 도모할 수 있다.

2. 소결분말재료의 항복함수

상대밀도가 100%인 재료에 대해서는 von Mises나 Tresca의 항복조건을 사용하는데 이러한 재료의 항복에는 정수압응력의 영향이 없으며 소성변형중에 부피의 변화가 없다. 반면에 분말재료의 항복은 정수압응력의 영향을 받으며 부피의 변화를 동반한다. 그러므로 분말재료의 항복조건에는 정수압응력이 포함되어야 한다. 정수압응력은 주응력공간에서 세개의 주응력 축과 같은 각도로 기울어져 있고 원점을 지나는 축위에 위치하게 된다. 따라서 분말재료의 항복함수는 정수압응력축에 기울기를 갖는 곡면으로 표시된다. 분말재료의 항복함수로 Drucker와 Prager^[1], Suh^[2] 등은 von Mises나 Coulomb의 항복함수에 정수압응력을 더한 형태를 제창하였다. 이러한 항복함수는 지질역학에서 주로 사용되는데 분말의 마찰각이 이 함수의 주요변수가 된다.

금속 분말재료에서는 주로 상대밀도가 항복함수의 변수가 되는데 Green^[3], Kuhn과 Downey^[4], Gurson^[5], Shima와 Oyane^[6], Corapcioglu와 Uz^[7], Doraivelu^[8] 등이 각각 항복조건을 제안하였으며 Im^[9], Oh^[10] 등은 이러한 항복함수를 사용하여 유한요소법으로 축대칭 응력하에서의 밀도분포의 변화를 해석하였다.

Hwang^[11]은 항복함수를 정수압응력축에서 음의 방향으로 이동시켜 인장과 압축에서 항복현상이 다른 분말압축에서의 밀도분포를 해석하였다. Kim^[12]은 상온에서 등압압축에 의해 성형된 시편을 소결하여 인장과 비틀림의 실험을 하여 철분말에 대한 항복함수를 개발하였다. Kim^[13]은 3차원 압흔공정을 유한요소로 해석하여 밀도의 분포를 계산하였다.

일반적으로 소결된 금속분말의 항복함수는 다음과 같은 형태의 식을 갖는다.

$$F = AJ'_2 + BJ_1^2 = Y_R^2 = \delta Y_0^2 \quad \dots\dots (1)$$

F 는 항복함수이며, A , B 와 δ 는 상대밀도의 함수로 표시되고 J'_2 은 편차응력의 제이불변량이며, J_1 은 응력의 제일불변량이다. 또한 Y_R 은 분말재료의 항복응력이고 Y_0 는 원재료의 항복응력이다.

윗 식에서 Y_R 을 분말재료의 인장(또는 압축) 항복응력으로 정의한다면 다음과 같은 관계식을 유도할 수 있다.

$$B = 1 - \frac{A}{3} \quad \dots\dots (2)$$

Y_R 을 단순압축하에서 항복응력으로 정의하고 식 (2)를 적용하면 Green, Kuhn과 Downey, Gurson, Shima와 Oyane, Corapcioglu와 Uz, Doraivelu등이 제창한 항복조건을 식 (1)과 같은 형태로 변화시킬 수 있다. 그림 1에 A 의 값이 상대밀도의 함수로 표시되어 있다. 상대밀도가 1(또는 100%)인 경우를 가정해 보면 $A=3$ 이 되므로 이들의 항복조건은 모두 von Mises의 항복조건으로 귀착된다. Shima와 Oyane, Doraivelu의 A 값은 거의 같으며 반면에 Green의 A 값은 비교적 많은 변화를 보여주고 있다. 그림 2에는 B 의 값이 상대밀도의 함수로 표시되어 있다. A 의 경우와 비슷하게 Green의 B 값은 상대밀도에 대하여 비교적 작은 변화를, Gurson의 B 값은 비교적 많은 변화를 보여주고 있다. 그림 3에는 δ 의 값이 상대밀도의 함수로

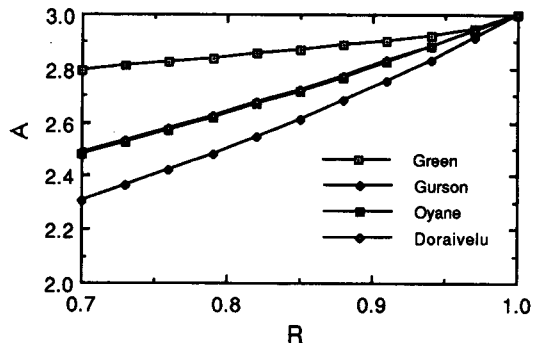


Fig. 1. Variation of A as a function of R.

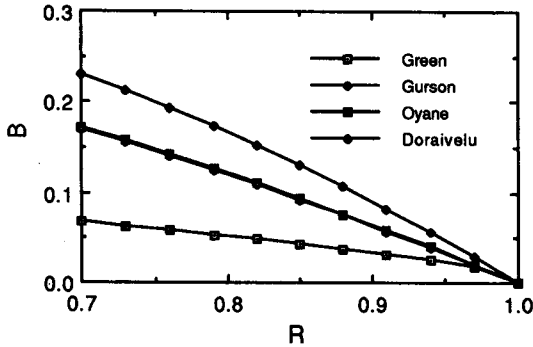


Fig. 2. Variation of B as a function of R.

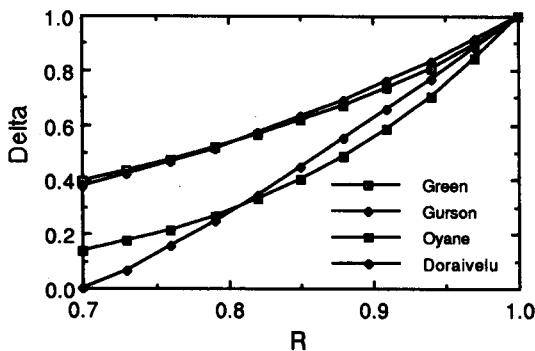


Fig. 3. Variation of δ as a function of R.

표현되어 있다. Shima와 Oyane와 Doraivelu의 δ 의 값은 거의 비슷하나 상대 밀도가 0.8인 부근에서 엇갈리고 있다.

Green의 항복조건은 von Mises의 항복조건에다 구형공간 모델(spherical void model)을 사용하여 구형공간사이의 재료 전체가 항복하는 경우에 대하여 유도하였다. 하지만 분말재료의 거시적인 항복은 재료내에 부분적으로 항복에 도달하지 않는 경우를 허용할 수 있다. 또한 구형모델은 이상적인 모델로서 실제로 소결된 분말의 불규칙한 형태의 공간을 갖는 재료의 항복응력보다 더 큰 항복응력을 필요로 하게 된다. Gurson의 항복조건은 식 (1)의 형태로 변화시키기 위하여 $\cosh(J_1/Y_0)$ 항을 Taylor series로 3차항까지 전개시켰다. A, B의 값은 실험치와 비교하여 보면 일반적으로 높은 값을 나타내고 있으며 δ 값의 결정과정에서 원재료의 가

공경화를 고려치 않으므로 인하여 상대적으로 높은 값을 나타내게 된다. Shima와 Doraivelu의 δ 값은 실제 실험치와 근접되어 있다. Doraivelu의 δ 값은 상대밀도가 0.7인 점에서 0으로 정의되어 있는데 이 조건은 그들의 실험에서 상대밀도가 0.7이하인 경우 소결변형이 시작됨과 동시에 재료가 파단되었다는 사실에서 유도된 것이다. 소결이 충분히 되었다면 낮은 상대밀도에서도 파단이 즉시 발생하지 않을 것으로 사료되어 상대밀도가 0.7이하의 영역에서도 분말재료의 항복응력은 상대밀도의 연속적인 함수로 표시되는 것이 타당할 것이다.

3. 구성방정식과 기본식의 유도

식 (1)에 표현된 항복함수를 분말재료의 소성포텐셜(plastic potential)이라고 가정한다면 다음과 같은 유도법칙을 적용할 수 있다.

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} \lambda \quad \dots (3)$$

여기서 δ 은 편미분을 뜻하고 (.)은 시간에 대한 편미분을, σ_{ij} 는 응력텐서의 성분, ϵ_{ij} 은 변형률속도텐서의 성분을 뜻하고 λ 는 양의 비례상수이다. 항복함수를 식 (3)에 대입하면 다음과 같이 응력과 변형률속도와의 관계를 유도할 수 있다.

$$\dot{\epsilon}_{ij} = (A\sigma'_{ij} + 2B\sigma_{mm}\delta_{ij})\lambda \quad \dots (4)$$

여기서 σ'_{ij} 는 편차응력텐서의 성분이고 δ_{ij} 는 Kronecker delta를 뜻하고 반복된 첨자는 합을 뜻한다. 항복함수는 응력성분의 순수한 2차 함수인것과 변형에너지의 평형을 고려하여 비례상수 λ 를 다음과 같이 유도할 수 있다.

$$W = \sigma_{ij}\dot{\epsilon}_{ij} = \sigma_{ij} \frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} \lambda = 2F\lambda = Y_R \dot{\bar{\epsilon}} \quad \dots (5)$$

$$\lambda = \frac{Y_R \dot{\bar{\epsilon}}}{2F} = \frac{\dot{\bar{\epsilon}}}{2Y_R} \quad \dots (6)$$

여기서 $\dot{\bar{\epsilon}}$ 은 분말재료의 유효변형률속도이다.

식 (6)을 식 (4)에 대입하여 다음과 같은 응력과 변형률속도와의 관계를 구할 수 있다.

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \frac{\dot{\bar{\epsilon}}}{2Y_R} (A\sigma'_{ij} + 2B\sigma_{mm}\delta_{ij}) \quad \dots\dots (7)$$

식 (7)을 식 (1)에 대입함으로써 분말재료의 유효변형률속도를 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\dot{\bar{\epsilon}}^2 = \frac{2}{A} \dot{\epsilon}_{ij}\dot{\epsilon}_{ij} + \frac{1}{9B} \dot{\epsilon}_{kk}^2 \quad \dots\dots (8)$$

분말재료의 유효변형률속도($\dot{\bar{\epsilon}}$)와 원재료의 유효변형률속도($\dot{\bar{\epsilon}}_0$)와의 관계는 에너지의 평형을 고려함으로써 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\dot{\bar{\epsilon}}_0 = \frac{Y_R}{RY_0} \dot{\bar{\epsilon}} = \frac{\sqrt{\delta} Y_0}{RY_0} \dot{\bar{\epsilon}} = \frac{\sqrt{\delta}}{R} \dot{\bar{\epsilon}} \quad \dots\dots (9)$$

변형과정중에 축적된 원재료의 유효변형률을 구하고 미소시간동안에 분말재료의 유효변형률속도가 일정하다고 가정하면 미소시간동안에 원재료에 축적되는 유효변형률 증분은 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\Delta\bar{\epsilon}_0 = \frac{\sqrt{\delta}}{R} \dot{\bar{\epsilon}} \Delta t = \frac{\sqrt{\delta}}{R} \Delta\bar{\epsilon} \quad \dots\dots (10)$$

상대밀도는 초기상대밀도와 체적변형률에 의하여 다음과 같이 구하여진다. 여기서 R_0 는 분말재료의 초기상대밀도를 뜻한다.

$$R = R_0 \exp\left(-\int_0^{\epsilon_v} \dot{\epsilon}_v dt\right) \approx R_0 \exp(-\Delta\epsilon_v) \quad \dots\dots (11)$$

임의의 시간에 어떤 변형체의 체적이 V 이고 경계면 S_F 에는 경계조건이 힘 T_i 로 지정되어있고 경계면 S_C 에는 경계조건이 속도 V 로 지정되어 있다. 나머지 경계면인 S_C 에는 마찰력 f 가 작용하고 있다. 이 물체의 변형이 관성효과(inertia effect)에 영향을 받지 않는다고 가정하면 변형과정은 미소시간을 사용하여 정력학적으로 변형을 다룸으로써 추적할 수 있다. 변형체내의 임의의 질점은 평형조건을 만족하여야 하므로

다음과 같은 관계를 유도할 수 있다.

$$\int \sigma_{ij,j} \delta v_i dV = 0 \quad \dots\dots (12)$$

Divergence theorem과 응력텐서의 대칭성을 적용하고 경계면 S_V 에서 $\delta v_i = 0$ 인 조건을 사용하고 식 (1)을 적용하면 다음과 같은 관계식을 유도할 수 있다.

$$\delta\phi = \int \sqrt{\delta} Y_0 \delta\bar{\epsilon} dV - \int_{S_F+S_C} T_i \delta v_i dS = 0 \quad \dots\dots (13)$$

변형체의 체적 V 를 M 개의 유한요소로 이산화시킨다. 이 때에 체적 V 에 분포된 절점은 N 개이다. 등계수요소(isoparametric element)를 사용하면 요소내의 임의의 점의 속도성분은 그 유한요소를 형성하는 절점의 속도성분으로 표시할 수 있다. 또한 요소내의 임의의 점의 좌표는 절점의 좌표로 나타낼 수 있다. 식 (13)은 미지수 U_i, V_i, W_i 를 갖는 일련의 비선형 대수식으로 나타나는데 편의상 체적부분, 하중경계부분, 접촉경계부분으로 다음과 같이 구분한다.

$$\delta\phi = \delta\phi_v + \delta\phi_s \approx \sum_{m=1}^M \{ \delta\phi_v^{(m)} + \delta\phi_F^{(m)} + \delta\phi_C^{(m)} \} \quad \dots\dots (14)$$

여기서

$$\delta\phi_v^{(m)} = \int_V \sqrt{\delta} Y_0 \delta\bar{\epsilon} dV = \Phi_\alpha^{(m)} \delta V_\alpha \quad \dots\dots (15)$$

$$\delta\phi_F^{(m)} = \int_{S_F} T_i \delta v_i dS \quad \dots\dots (16)$$

$$\delta\phi_C^{(m)} = \int_{S_C} T_i \delta v_i dS = \tilde{\Phi}_\alpha^{(m)} \delta V_\alpha \quad \dots\dots (17)$$

식 (15)의 우변 항을 절점에서의 속도로 편미분하면 다음과 같은 관계식을 얻는다.

$$\frac{\partial \Phi_\alpha^{(m)}}{\partial V_\beta} = \int_V \sqrt{\delta} \frac{\partial}{\partial V_\beta} Y_0 \left\{ \frac{1}{\bar{\epsilon}} \left(\frac{2}{A} \dot{\epsilon}_{ij} \frac{\partial \dot{\epsilon}_{ij}}{\partial V_\alpha} + \frac{1}{9B} \dot{\epsilon}_{kk} \frac{\partial \dot{\epsilon}_{kk}}{\partial V_\alpha} \right) \right\} dV$$

$$= \int_{(m)} \left\{ \sqrt{\delta} \frac{Y_0}{\dot{\epsilon}} P_{\alpha\beta} + \left(\frac{\delta}{R} \frac{\partial Y_0}{\partial \dot{\epsilon}_0} - \sqrt{\delta} \frac{Y_0}{\dot{\epsilon}} \right) \left(\frac{1}{\dot{\epsilon}^2} \right) R_{\alpha} R_{\beta} \right\} dV \quad \dots\dots (18)$$

여기서

$$P_{\alpha\beta} = \frac{2}{A} \frac{\partial \dot{\epsilon}_{ij}}{\partial V_{\alpha}} \frac{\partial \dot{\epsilon}_{ij}}{\partial V_{\beta}} + \frac{1}{9B} \frac{\partial \dot{\epsilon}_{ll}}{\partial V_{\alpha}} \frac{\partial \dot{\epsilon}_{kk}}{\partial V_{\beta}}$$

$$R_{\alpha} = \frac{2}{A} \dot{\epsilon}_{ij} \frac{\partial \dot{\epsilon}_{ij}}{\partial V_{\alpha}} + \frac{1}{9B} \dot{\epsilon}_{ll} \frac{\partial \dot{\epsilon}_{kk}}{\partial V_{\alpha}}$$

S_F 에서의 일반적인 경계조건에 대한 유한요소식의 유도는 많은 문헌에 나와 있으므로 여기서는 설명을 생략한다. 다이와 재료의 접촉면 S_C 에서의 경계조건은 다음과 같이 주어진다.

$$v_n = v_D \cdot \underline{n} \quad \dots\dots (19)$$

$$f_s = mk \frac{v_s}{|AV_s|} \approx -\frac{2}{\pi} mk \cdot \tan^{-1} \left[\frac{v_s}{u_0} \right] \quad \dots\dots (20)$$

여기서 v_n 는 접촉면에서 수직방향으로의 다이의 속도성분이고 f_s 는 접촉면에서 접선방향으로 작용하는 마찰응력이다. 또한 v_D , \underline{n} , m , k , v_s , u_0 는 각각 다이의 속도, 단위법선벡터, 마찰계수, 전단항복응력, 재료의 다이에 대한 상대미끄러짐 속도, 매우 작은 양의 상수이다.

v_s 는 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$v_s = (v_D - v_M) \cdot \underline{s} = v_s \cdot \underline{s} \quad \dots\dots (21)$$

여기서 v_M 는 재료의 질점에서의 속도이고 \underline{s} 는 접촉점에서의 접선방향으로의 단위벡터이다.

재료의 질점에서 다이에 대한 상대미끄러짐 속도는 다음과 같이 표현될 수 있다.

$$v_s = H_i v'_s = H_i (V_i^s - v_D \cdot \underline{s}_i) \quad \dots\dots (22)$$

여기서 v'_s 는 절점 i 에서의 상대 미끄러짐속도이고 V_i^s 와 \underline{s}_i 는 각각 절점 i 의 접선방향으로의 속도이고 절점 i 에서의 접선단위벡터이다. 식 (21)과 식 (22) 사용하면 식 (17)서 다음과 같은 관계식을 유도할 수 있다.

$$\delta\phi_c^{(m)} = \int_{S_C} -\frac{2}{\pi} mk \cdot \tan^{-1} \frac{H_i (V_i^s - v_D \cdot \underline{s}_i)}{u_0} H_j \delta V_j^s dS = \Phi_j^{(m)} \delta V_j \quad \dots\dots (23)$$

$$\frac{\partial \Phi_j^{(m)}}{\partial V_j} = \int -\frac{2}{\pi} mk \frac{u_0}{u_0^2 + [H_i (V_i^s - v_D \cdot \underline{s}_i)]^2} H_i H_j dS \quad \dots\dots (24)$$

식 (13)은 일련의 방정식을 나타내므로 식 (18)과 식 (24)를 사용하여 Newton-Raphson의 반복계산 방법에 의하여 해를 구한다. 구하여진 해는 각 절점에서의 속도인데 이것으로 부터 변형률속도성분, 유효변형률속도, 유효변형률증분과 응력성분을 구한다. 또한 식 (11)을 사용하여 각 순간에서의 상대밀도를 구한다.

4. 유한요소해석

본 연구에서는 컨넥팅로드의 변형을 2개의 링 부분(크랭크부분과 핀부분)과 H단면부분으로 나누어 해석하였다. 링 부분의 변형은 축대칭변형과 유사하며 H단면부분의 변형은 평면변형률변형과 유사하다. 그림 4에 컨넥팅로드의 단조공정전후의 형상이 나타나 있고 각 부분의 단면이 A-A, B-B, C-C, D-D로 표시되어 있다. H단면부분의 D-D 단면은 링부분과 H단면부분의 연결부에서의 변형과 밀도분포를 해석하기

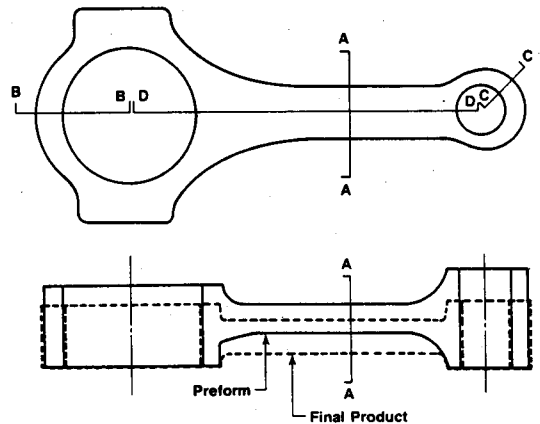


Fig. 4. Representative cross sections A-A, B-B, C-C, D-D, and preform and final product.

위하여 선택되었다. 일반적으로 분말단조공정은 870~1370℃의 고온에서 수행된다. 정확한 해석을 위해서는 단조공정중에 발생하는 온도의 변화를 계산하여야 하나 본 연구에서는 온도 변화를 무시하고 해석하였다.

해석에 사용된 가공공정조건은 다음과 같다.:

(1) 초기밀도=6.6 g/cm³(상대밀도:84.6%), 단조온도=900℃, 마찰계수 m=0.3, 다이속도=508 mm/sec, 원재료의 유동응력 $\bar{\sigma} = 125.4 \bar{\epsilon}^{0.105}$ (MPa).

4. 1. H단면부분 : 단면 A-A

단면 A-A에서의 변형을 평면변형을 변형으로 가정하여 해석하였다. 단면 A-A는 중심선에 대하여 좌우 대칭이므로 단면의 오른쪽 부분만 취하여 해석하였다. 그림 5에 초기 성형체와 다이의 형상이 나타나 있고 상부다이가 내려오에 따라 성형체의 변형과정과 상대밀도의 분포가 나타나 있다. 상부다이가 하강함에 따라 먼저 성형체의 웨브부분이 압축되고 축방향으로 길이가 늘어난다. 성형체가 하부다이의 측면과 접촉하면서 성형체는 리브부분으로 압출되었다. 접촉이 발생하기 전까지는 성형체의 변형은 상하 대칭이었으나 접촉 표면에서의 마찰에 의하여 성형체는 상부리브쪽으로 더 용이하게 유동되었다. 따라서 상부리브의 밀도는 하부리브의 밀도보다 높게 된다. 이와 같은 초기성형체의 설계는 해석결과에서 보여지듯이 축방향으로의 재료의 유동이 크고 또한 리브부분에서의 밀도분포가 불완전하게 될 우려가 있다. 특히 하부리브의 내부 코너에서의 밀도분포는 불완전할 여지가 있다. 또한 웨브부분에서는 전단변형에 의하여 크랙이 발생할 우려가 있다.

4. 2. 링 부분 : 단면 B-B와 단면 C-C

단면 B-B와 C-C에서의 변형은 축대칭 변형을 가정하여 해석하였다. 그림 6에 단면 B-B의 초기형상과 다이의 위치가 나타나 있고 상부다이가 하강함에 따라 변형하는 과정과 밀도분포로 나타나 있다. 단면은 초기에 단순 좌굴 형태

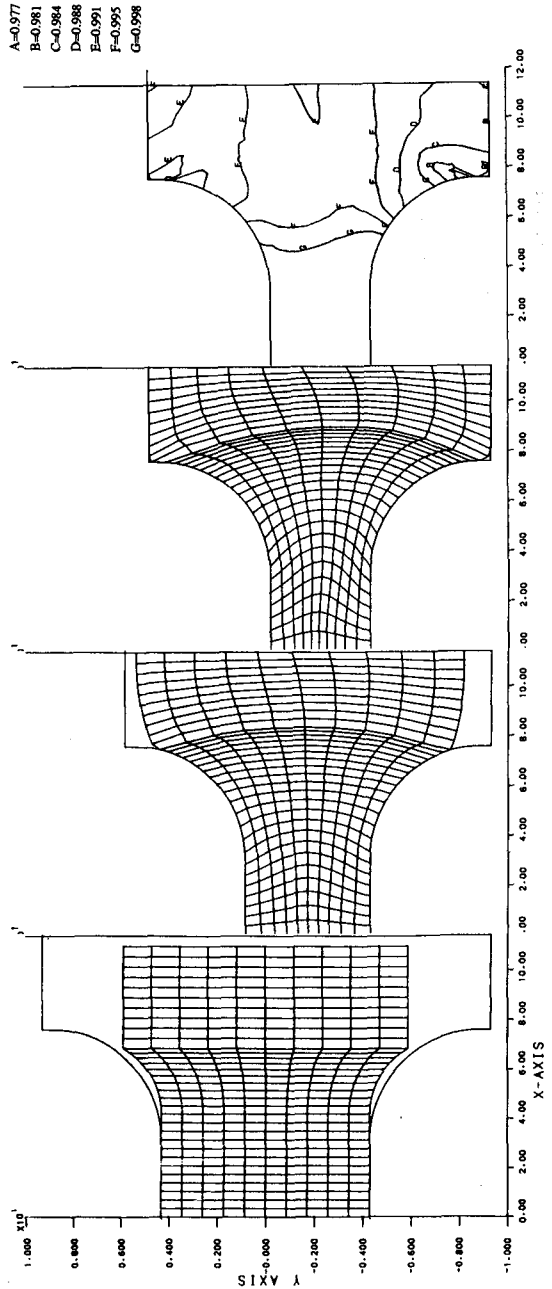


Fig. 5. Grid distortions at die displacement of 0 mm, 3.46 mm, 4.5 mm and relative density distribution at 4.5 mm.

로 변형되었으며 상부다이가 약 2.1 mm 하강하였을 때 하부다이의 측면과 접촉이 발생하였다.

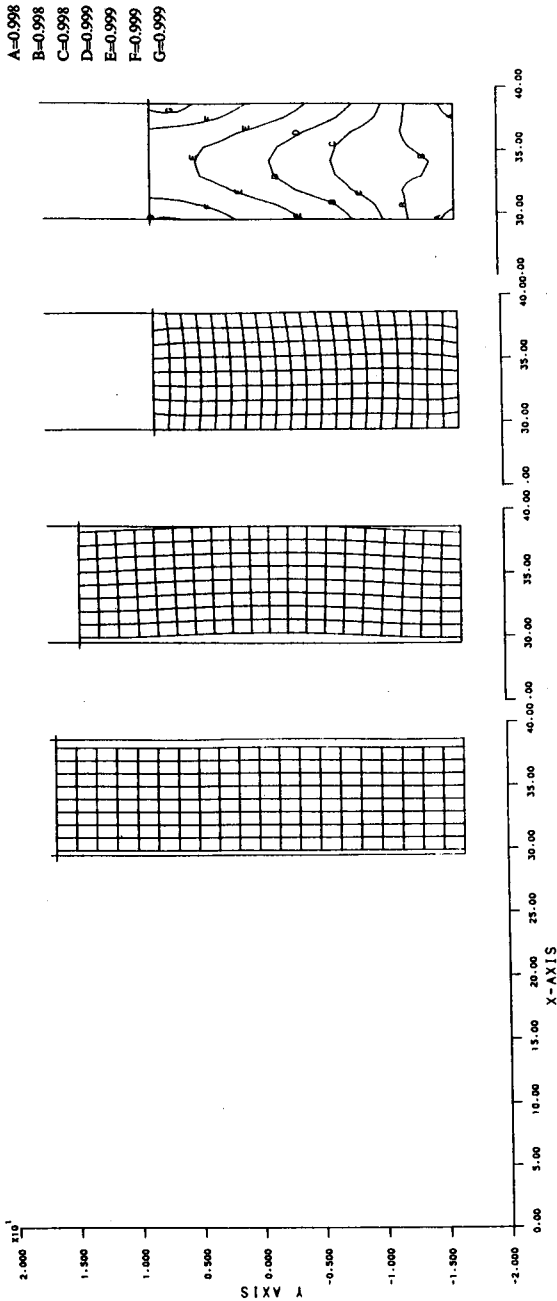


Fig. 6. Grid distortions at die displacement of 0 mm, 2.09 mm, 8.36 mm and relative density distribution at 8.36 mm.

이 접촉면에서의 마찰에 의하여 상부가 하부보다 빨리 밀도가 증가하게 된다.

그림 7의 단면 C-C의 초기 형상과 다이의 위치가 나타나 있고 상부다이가 하강함에 따라 단면의 변형과정과 밀도의 분포가 나타나 있다. 단면 C-C의 변형과정은 단면 B-B와 매우 유사하며 상부가 하부보다 빨리 밀도가 증가하였다. 해석결과에 의하여 보여지듯이 단면 B-B와 C-C의 변형과정은 축방향으로의 유동이 비교적 적으며 밀도분포의 변화도 적은 것으로 나타나 있다.

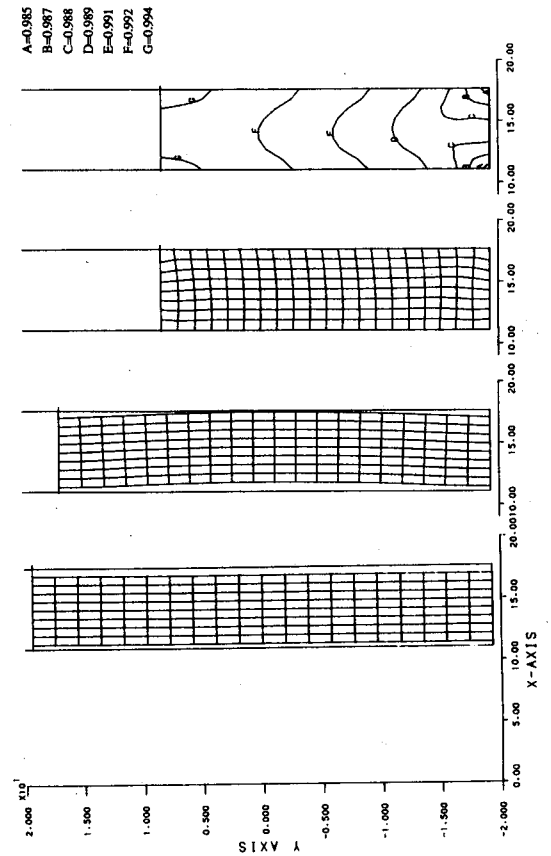


Fig. 7. Grid distortions at die displacement of 0 mm, 2.48 mm, 11.16 mm and relative density distribution at 11.16 mm.

4.3. H단면 부분 : 단면 D-D

단면 D-D의 해석은 H단면부분의 축방향으로의 유동과 밀도분포를 검토하기 위함이다. 실제 공정에서 소재의 축방향으로의 유동은 크랙을

발생시킬 수 있기 때문에 될 수 있는대로 최소화 시켜야 한다. 단면 D-D의 해석은 평면변형을 변형의 가정하에서 수행되었다. 그림 8에 단면 D-D의 총형상과 다이의 위치가 나타나 있고 상부다이가 하강함에 따라 소재의 변형과정과 밀도 분포가 나타나 있다. 성형체는 평평한 부분을 아래로 하여 하부다이에 놓여 있다. 상부다이는 초기부터 핀부분과 접촉하고 있으며 크랭크부분과는 1.5 mm 간격이 있다. 상부다이가 하강함에 따라 핀부분은 압축되고 1.5 mm 하강할 때 크랭크 부분과 접촉을 시작한다. 하강거리는 3 mm가 될 때 가운데 부분과 접촉을 하게 된다. 하강거리는 5 mm 되었을 때 가운데 부분은 상부다이의 하부다이에 의하여 비로소 압축되기 시작한다. 따라서 단조하중은 급격히 증가하기 시작한다. 해석결과에 나타나 있듯이 크랭크 부분 연결지점에서 랩(lap) 결함이 발생하고 있다.

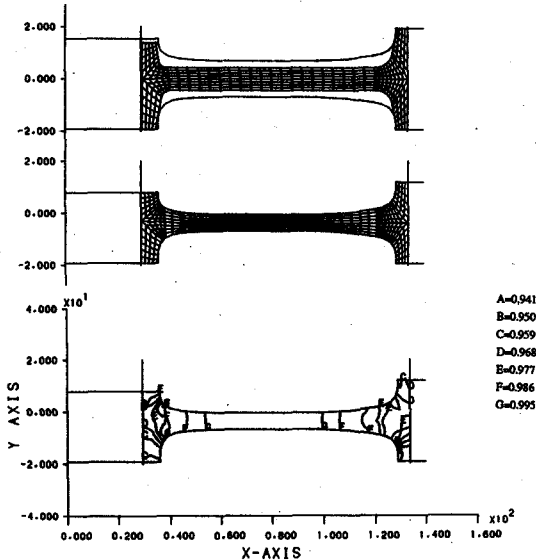


Fig. 8. Grid distortions at die displacement of 0 mm, 7.44 mm and relative density distribution at 7.44 mm.

4. 4. 단조하중

단조하중과 상부다이의 하강거리와의 관계가 그림 9에 나타나 있다. 이 관계는 단면 A-A,

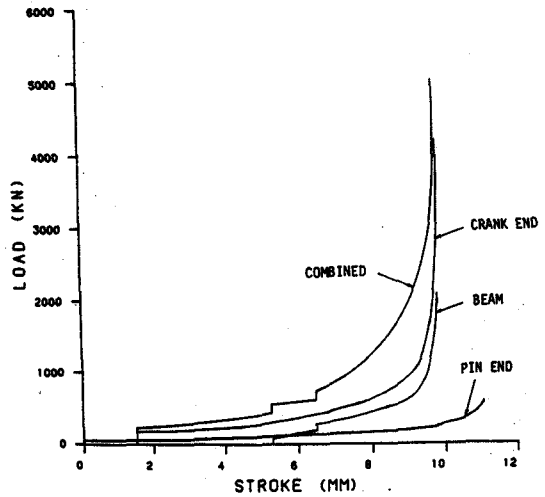


Fig. 9. Superimposed load-stroke curve.

B-B와 C-C의 해석결과를 중첩한 것으로 상부다이는 초기에 핀 부분과 접촉하고 있으며 하강함에 따라 빔(beam) 부분과 접촉하고 후에 크랭크 부분과 접촉한다. 접촉하여 하중이 증가할 때마다 하중곡선은 불연속성을 보이고 있다. 상부다이의 하강거리가 9.5 mm 이상되면 하중이 급격히 증가하게 되는데 하중한계에 의하여 핀부분에서의 불완전한 밀도가 예상된다.

5. 결 론 .

본 연구에서는 소결분말재료의 항복조건을 사용하여 구성방정식을 유도하였고 축대칭과 평면변형을 변형을 해석할 수 있는 유한요소 프로그램을 사용하여 단조공정중의 변형과정과 밀도분포의 변화를 계산하였다. 정밀한 계산을 위해서는 3차원 유한요소해석이 필요한데 아직 개발단계이므로 컨벡팅로드를 두개의 링부분(크랭크 부분, 핀 부분)과 H단면 부분으로 나누어 각 부분에서 대표적인 단면을 취하여 축대칭과 평면변형을 변형의 가정하에 해석을 하였다.

링 부분에서는 변형과 밀도의 변화가 순조로왔다. 반면에 H단면 부분에서는 몇가지 문제점

이 발생하였다. 첫째, 단면 A-A에서의 소재의 유동은 횡방향으로의 유동이 많으므로 인하여 전단변형에 의한 크랙이 발생할 여지가 있고 또한 하부다이의 측면과 접촉하는 부분도 인장응력의 발생으로 크랙이 발생할 여지가 있다. 둘째, 단면 A-A에서 소재는 상부와 하부 리브 부분으로 압출되어 있는데 이 과정에서의 자유표면상에 인장응력이 발생할 여지가 있다. 셋째, 단면 A-A에서의 밀도증가과정을 보면 웨브 부분에서 먼저 증가함에 따라 리브 부분에서의 밀도가 불안정하게 될 우려가 있다. 특히 하부리브의 안쪽 부분에 불안정한 밀도분포가 예상된다. 넷째, 단면 D-D의 해석결과에 의하면 핀 부분과의 연결 부분에서 랩결합이 발생되었으며 크랭크 부분과의 연결 부분에서 불안정한 밀도분포를 보여주고 있다.

참고문헌

1. Drucker, D. C., and Prager, W., "Soil Mechanics and Plastic Analysis on Limit Design," *Q. Appl. Math.*, 10, 1952, p.157.
2. Suh, N. P., "A Yield Criterion for Plastic, Frictional, Workhardening Granular Materials," *Int. J. Powder Metall.*, 5, (1), 1969, p.69.
3. Green, R. J., "A Plasticity Theory for Porous Solids," *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 14, 1972, p.215.
4. Kuhn, H. A., and Downey, C. L., "Deformation Characteristics and Plasticity Theory of Sintered Power Materials," *Int. J. Powder Metall.*, 7, 1971, p.15.
5. Gurson, A. L., "Plastic Flow and Fracture Behavior of Ductile Materials Incorporating Nucleation, Growth, and Interaction," Ph. D. Thesis, Brown University, Providence, RI, 1975.
6. Shima, S., and Oyane, M., "Plasticity Theory for Porous Metals," *Int. J. Mech. Sci.*, Vol.18, 1976, p.285.
7. Corapcioglu, Y., and Uz, T., "Constitutive Equation for Plastic Deformation of Porous Materials," *J. Powder Technology*, 21, 1978, p.269.
8. Doraivelu, S. M., et al., "Consolidation and Forming of P/M Porous Billets," Private Communication, 1984.
9. Im, Y. T. and Kobayashi, S., "Finite-Element Analysis of Plastic Deformation of Porous Materials," *Metal Forming and Impact Mechanics*, Editor, S. R. Reid, Pergamon Press, 1985.
10. Oh, S. I., Wu, W. T., and Park, J. J., "Application of the Finite Element Method to P/M Forming Processes," 2nd Int. Conf. Technology of Plasticity, Stuttgart, West Germany, August, 1987.
11. Hwang, B., and Kobayashi, S., "Application of the Finite Element Method to Powdered Metal Compaction Processes," *Int. J. Mach. Tools. Manufact.*, Vol.31, No.1, 1991, p.123.
12. Kim, K. T., Suh, J., and Kwon, Y. S., "Plastic Yield for Isostatically Pressed and Sintered Porous Iron under Tension and Torsion," *Powder Metall.*, 4, 1990, p.291.
13. Kim, H. S., and Lee, D. N., "분말단조의 유한요소해석," 단조심포지움 '91, 한국소성가공학회, 한국단조공업협동조합, 1991, p.7.