Journal of Korean Powder Metallurgy Institute
Vol. 3, No. 2, 1996

분말단조 공정의 3차원 유한요소해석

김형섭, 김선재*
충남대학교 금속공학과 및 급속응고신소재연구소, *한국원자력연구소

Three Dimensional Finite Element Analysis for Powder Forging Process

Hyoung Seop Kim and Sun-Jae Kim*
Department of Metallurgical Engineering & RASOM ERC,
Chungnam National University, Taejeon 305-764, KOREA e-mail : hskim@hanbat.chungnam.ac.kr
**Korea Atomic Energy Research Institute, Taejeon 305-600, KOREA*
(Received May 12, 1996)

ABSTRACT In order to obtain homogeneous and high quality products in powder compaction forging process, it is very important to control stress, strain, density and density distributions. Therefore, it is necessary to understand quantitatively the elasto-plastic deformation and densification behaviors of porous metals and metal powders. In this study, elasto-plastic finite element method using Lee-Kim's pressure dependent porous material yield function has been used for the analysis of three dimensional indenting process. The analysis predicts deformed geometry, stress, strain and density distribution and load. The calculated load is in good agreement with experimental one. The calculated results do not show axisymmetric distributions because of the edge effect. The core part which is in contact with the indentor and the outer diagonal edge part are in compressive stress states and the middle part is in tensile stress state. As a results, it can be concluded that three dimensional analysis is more realistic than axisymmetric assumption approach.

1. 서 론

분말야금법으로 금속 제품을 생산하는 방법은 오래된 기술이면서 동시에 현대 금속가공 기술에서도 각광을 받는 분야이다[1]. 분말야금법은 대량생산 제품의 경우에 주조품, 단조품, 절삭가공품에 비하여 가격과 품질 면에서 대단히 유리한 경우가 있으나, 성형시 존재하는 많은 잔류 기공과 불균질한 밀도 분포로 인하여 소결 시 제품의 뒤틀림이 유발되며, 소결체의 잔류 기공은 제품의 기계적, 물리적 성질을 약화시킨다. 따라서 분말성형 공정에서는 1970년대 초부터 기공이 없는 전전한 분말야금부품을 만들려는 성형 기법들이 많이 연구되었다. 균일하고 높은 밀도를 얻기 위해서는 분말단조법[2,3], 냉간유동법[4], 정수압압축법[5], 사출성형법[6] 등 여러 가지 방법이 사용된다. 이중에서 분말단조 공정은 주목받는 공정 중의 하나인데, 결함을 없애고 균일하고 강도 높은 제품을 얻기 위해서는 밀도 및 밀도 분포의 조절이 매우 중요하다. 또한 재료의 낭비를 줄이고 복잡한 형상의 부품을 만들기 위해서는 정확한 치수 조절이 필요하다[7]. 이를 위해서는 기공을 포함하고 있는 다공성 소결금속과 금속 분말의 치밀화 및 탄소성거동을 포함하는 전 공정의 정량적인 이해가 필요하다.

가공 공정을 정확히 이해하기 위해서 각 재료변수, 금형변수, 마찰변수 등 공정 변수들을 조절해 가며 실험을 반복 수행하는 방법이 있으나, 이론적으로 해석이 가능하다면 훨씬 경제적이고, 정량적인 접근이 가능해진다. 다공질 소결금속이나 금속 분말의 변형거동을 이론적으로 해석하려면 각각의 기공의 특성이나 분말 입자의 변형 및 분말과 분말의 미시적 상호작용을 고찰하여 거시적 연속체 역학과 관련시키는 수학적 모델[8]이 필요하다. 1970년대 이후 거시적 수준의 현상학적 접근법인 연속체 역학을 이용한 해석법이 많이 연구되고 있다. 최근 소성이론을 바탕으로 기공이 없는 금속의 변형 해석에 이용되는 슬래브 해석법[9], 슬립선장이론[10], 상계해석법[11], 유한요소법[12]

등 여러 가지 이론들을 다공성 소결금속이나 금속 분말의 변형 해석에 적용시키고 있다. 다공성 금속의 변형 거동은 내부 기공의 영향으로 기공이 없는 비다공성 금속과는 다르므로 탄소성거동을 해석하기 위해서는 내부 기공의 효과를 고려할 수 있는 항복조건[13-15]이 필요하다.

기존의 다공질 금속의 변형 해석은 콘넥팅로드의 단조[16], 압흔[17], 압출[11] 등 많이 있으나 이들 연구들은 대부분 축대칭, 평면변형, 평면응력 등 2차원 해석이다. 분말단조품의 최종 형상은 기하학적으로 매우 복잡하여 그 성형 공정은 3차원 유동의 문제가 된다. 금속성형 공정에서 3차원 소성변형은 압연, 평다이 단조, 비축대칭 원판의 압축 공정의 폭퍼짐의 현상에서 특히 중요하다. 3차원 유한요소해석은, 탄성문제의 경우 자연스러운 필요성에 의한 것으로서 새로운 것이 아니지만, 금속성형에서는 최근에야 적용되기 시작하였다. 최근의 다공질 금속의 변형 거동의 해석도 축대칭과 평면변형의 2차원 연구에 국한되어 있다. 이에는 3차원 해석에 필요한 기술적인 문제보다는 계산 시간에 따른 경제적인 이유가 더 큰 문제였다. 그러므로 3차원 거동을 2차원 거동의 단순한 확장으로 이해하려는 연구가 많았다. 그러나 이에 대한 타당성은 확실하지가 않다.

이 연구에서는 실제 복잡한 형상을 가진 대상을 해석하는데 필요한 3차원 유한요소해석을 통하여 분말단조 시의 변형, 밀도, 응력, 변형률 분포 등을 이론적으로 해석하고 실험으로 확인 후, 2차원 해석과의 차이를 고찰하고자 한다.

2. 다공질금속의 소성이론

총변형에너지가 임계값에 도달하면 항복이 일어난다고 가정하면, 단위체적당 변형에너지 W는 다음과 같다.

$$W = \frac{1}{2}\sigma_{ij}\,\varepsilon_{ij}$$
$$= \frac{1}{2}\left[\sigma_{ij}' + \sigma_{ij}\frac{\sigma_{kk}}{3}\right]\left[\frac{1+\nu}{E}\sigma_{ij}' + \frac{1-2\nu}{E}\sigma_{ij}\frac{\sigma_{kk}}{3}\right]$$
$$= \frac{1}{2}\left[\frac{1+\nu}{E}\sigma_{ij}'\sigma_{ij}' + \frac{1-2\nu}{3E}\sigma_{kk}^2\right] \quad (1)$$

위에서 σ_{ij}는 응력성분, ε_{ij}는 변형률성분, ν는 포아송비, E는 탄성계수이다. 재료에 항복이 일어나면 응력 상태에 무관하게 이 에너지 W가 일정하다. 즉

$$3(1+\nu)\sigma_{ij}'\sigma_{ij}' + (1-2\nu)\sigma_{kk}^2 = K \quad (2)$$

일축응력상태를 생각하고 $\sigma_{11} = Y_R$를 대입하면

$$K = 3(1+\nu)\frac{2}{3}\sigma_{11}^2 + (1-2\nu)\sigma_{11}^2 = 3Y_R^2 \quad (3)$$

를 얻는다. 여기서 Y_R은 상대밀도 R인 재료의 항복응력이다.

$J_1 = \sigma_{kk}, J_2' = \frac{1}{2}\sigma_{ij}'\sigma_{ij}'$를 식 (3)에 대입하면 다음과 같이 된다.

$$2(1+\nu)J_2' + \frac{1-2\nu}{3}J_1^2 = Y_R^2 \quad (4)$$

위에서 좌변의 첫째 항은 전단변형에너지가 되고 둘째 항은 체적변형 에너지의 의미를 갖는다. 만약 진밀도의 금속이 비압축성이라고 생각하면, 치밀화 중 다공질금속의 포아송비는 Zdanovich[18]에 의하면

$$\nu = 0.5R^n \quad (5)$$

이고, Kuhn은 실험에서 n=2를 얻었다[19]. 따라서 식 (4)는 아래와 같이 된다.

$$(2+R^2)J_2' + \frac{1-R^2}{3}J_1^2 = Y_R^2 \quad (6)$$

항복응력의 밀도의존성, 즉 기하학적 경화는 매개변수 η를 이용하면 아래의 표현이 가능하다.

$$Y_R^2 = \eta Y_0^2 \quad (7)$$

η는 다공질재료와 비다공질재료의 항복응력비 (Y_R/Y_0)로서 항복응력은 재료의 밀도가 낮아지면 감소하고 밀도가 진밀도에 도달하면 비다공질재료의 항복응력과 같아지므로 $R_c \le R \le 1$의 범위에서 $0 < \eta < 1$의 값을 갖는다. 여기서 R_c는 재료가 강도를 잃어버리는 임계상대밀도이다. Doraivelu[15]는 X 7091알루미늄합금의 실험자료로부터 $\eta = 2R^2 - 1$을 얻었으나 η는 재료의 종류 및 재료의 상태에 뿐만 아니라 분말의 크기 및 형상 등에도 영향을 받아 항상 $2R^2 - 1$의 거동을 하지는 않는다. 따라서 본 연구에서는 일반적인 재료의 거동을 표시할 수 있는 아래의

Lee-Kim의 항복식[20]을 사용하였다. 이에 대한 자세한 설명은 참고문헌 [20]에 나타나 있다.

$$\eta = \left(\frac{R - R_c}{1 - R_c} \right)^2 \tag{8}$$

3. 유한요소해석 이론

유한요소법[21]은 1960년대에 구조 해석에 컴퓨터를 이용하면서 탄생된 계산 방법으로 현재 공학과 물리학 등에 널리 이용된다. 유한요소법의 기본 개념은 이산화(discretization)이다. 해석 영역을 여러 개의 작은 영역, 즉 유한요소로 나누어 각 영역에서의 해를 범함수와 경계조건으로부터 구한다. 소성가공의 연속체 방정식을 이용한 접근에는 고체공식화법과 유체공식화법이 있다. 유체공식화법은 재료의 탄성변형을 무시하고 재료를 강소성이나 강점소성으로 가정하는 방법으로, 응력-변형률 관계로서 Levi-Mises 식[22]을 사용한다. 즉 재료를 탄성이 없는 비압축성 유체로 생각하는데, 계산 효율이 좋아 변형이 큰 금속의 소성가공해석에 많이 사용된다. 그러나 제하 시 탄성회복을 고려할 수 없어 가공 후의 정확한 치수나 잔류응력을 알 수 없는 단점이 있다. 고체공식화법은 소성변형뿐만 아니라 탄성변형도 고려하는 방법으로서, 응력-변형률 관계로는 Prandtl-Reuss식[22]을 사용한다. 이 탄소성법은 각 변형 단계마다 탄성을 판단하여 그 양을 계산하여 고려해야 하므로 강소성법에 비하여 계산 시간이 많이 걸리나, 탄성변형을 고려할 수 있고 잔류응력을 예측할 수 있으므로 컴퓨터의 기억용량과 계산 속도의 급성장으로 점차 많이 소성변형에도 점차 많이 이용되고 있다.

대변형을 고려한 고체공식화법은 중분꼴로 나타낸 가상일의 원리에서 출발한다. 외부응력 $\bar{\sigma}$와 외부에서 가해 준 힘벡터 $\vec{f}$가 평형을 이루어 임의의 가상변위벡터 $\vec{\delta d}$와 이에 적합한 변형률 $\bar{\delta\varepsilon}$이 발생하는 고체를 생각하면 가상일의 원리[23]는 아래와 같다.

$$\delta\bar{\varepsilon}\,\bar{\sigma}\,d\Omega - \delta\vec{d}\,\vec{f} = 0 \tag{9}$$

위에서 Ω는 계산영역이다. 일반적인 유한요소 이산화 과정을 따르면 어떤 요소 안에서 변위와 변형률은 변형률-변위행렬 $\bar{B}$를 사용하면 아래와 같이 표시된다.

$$\delta\bar{\varepsilon} = \bar{B}\,\delta\vec{d} \tag{10}$$

각 요소를 조합하면 아래와 같이 된다.

$$\delta\vec{d}\,\vec{B}\,\bar{\sigma}\,d\Omega - \delta\vec{d}\,\vec{f} = 0 \tag{11}$$

위에서 고체 전체 영역의 부피 적분은 각각 요소 기여의 합이다. 위 식은 임의의 $\vec{\delta d}$에서도 성립해야 하므로

$$\vec{B}\,\sigma d\Omega - \vec{f} = 0 \tag{12}$$

외력의 증분이 작용하면

$$\bar{B}\,\Delta\bar{\sigma}\,d\,\Omega - \Delta\vec{f} = 0 \tag{13}$$

탄소성 증분 응력-변형률 관계는 아래와 같다.

$$d\bar{\sigma} = \bar{C}^{EP}\,d\bar{\varepsilon} \tag{14}$$

식(14)의 $\Delta\bar{\sigma}$를 식(13)에 대입하면 다음과 같이 된다.

$$\bar{K}\,\Delta\vec{d} = \Delta\vec{f} \tag{15}$$

여기서

$$\bar{K} = \bar{B}\,\bar{C}^{EP}\,\bar{B}\,d\,\Omega \tag{16}$$

위에서 $\bar{K}$는 강성행렬, $\vec{f}$는 힘벡터, $\vec{d}$는 우리가 구하고자 하는 변위벡터이다. 우리는 식(15)를 Newton의 반복법을 이용하여 변형률을 구하고 변형률로부터 다음 식(17)을 이용하여 응력을 구한다.

$$\bar{\sigma}^{t+\Delta t} = \bar{\sigma}^{t} + \bar{C}^{EP}\,d\bar{\varepsilon} \tag{17}$$

식(17)의 구성방정식 행렬 $\bar{C}^{EP}$는 다음과 같이 구한다.

다공질 금속이 조합유동법칙(18)을 만족한다고 가정하면 탄소성 구성행렬은 식(19)에서와 같이 표현된다.

$$d\,\varepsilon_{ij}^{p} = \lambda\frac{\partial F}{\partial\sigma_{ij}} = \frac{\vec{q}\,\bar{C}^{E}\,d\,\bar{\varepsilon}}{\vec{p}\,\vec{q} + \vec{q}\,\bar{C}^{E}\,\vec{q}}\,\frac{\partial F}{\partial\sigma_{ij}} \tag{18}$$

$$d\,\sigma = \bar{C}^{E}\,(d\varepsilon - d\bar{\varepsilon}^{P}) = \bar{C}_{R}^{EP}\,d\bar{\varepsilon} =$$

$$\left[\bar{C}^{E} - \frac{\bar{C}^{E}\,\vec{q}\,(\bar{C}^{E}\,\vec{q})^{T}}{\vec{p}\,\vec{q} + \vec{q}\,\bar{C}^{E}\,\vec{q}}\right] d\bar{\varepsilon} \tag{19}$$

위에서 $\bar{\varepsilon}^{P}$는 소성변형률벡터, $\bar{C}^{E}$는 탄성응력-변형률 행렬, $\bar{C}^{EP}$는 밀도에 의존하는 탄소성응력-변형

률 행렬이다. $\vec{p}$와 $\vec{q}$는 항복함수 F의 함수로서 이 연구에서는 식(6)으로부터 아래 식을 얻었다.

$$p_{ij} = -\frac{\partial F}{\partial \varepsilon_{ij}^{P}} = \eta H \sigma_{ij}$$

$$q_{ij} = \frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} = (2+R^2)\sigma'_{ij} + \frac{2}{3}\frac{1-R^2}{3}\sigma_m \delta_{ij} \qquad (20)$$

$$H = \frac{2}{3}\left[\frac{EE_T}{E-E_t}\right]$$

따라서 식 (19)를 이용하면 변형률로부터 탄소성응력을 구할 수 있게된다.

4. 계산 및 실험

위 이론을 바탕으로 가장 간단한 3차원 계인 압흔공정 (Indentation)의 3 차원 해석을 수행하여 3차원 해석의 타당성과 유용성을 알아보았다. 압흔문제는 실제 공정에 사용되지는 않지만 국부적인 밀도의 증가와 감소를 볼 수 있는 좋은 문제이다. 위 펀치는 지름 12.5 mm의 반구형이고 아래 다이는 평판이다. 시편은 40 mm×40 mm×10 mm의 직육면체로서 x축, y축 대칭이므로 1/4만 해석 대상으로 하였고 초기요소망은 그림 1과 같다. 요소는 8절점 요소로서 256개이고 절점은 466개이다. 적분점수는 8점으로 하였다.

계산 과정은 그림 2에 나타난 바와 같이 변위로부터 변형률을 구하고 변형률로부터 밀도의 증가를 계산한 후, 밀도와 변형률로부터 응력성분을 구하는 방법을 사용하였다.

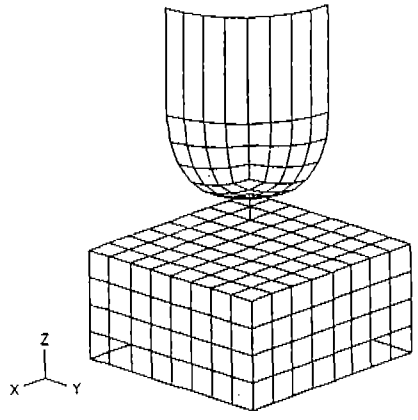

Fig. 1 Initial mesh for 3 dimensional indentation.

각 계산 단계마다 높이를 1%씩 압축시켰는데, 자동적으로 진행 정도를 조절하게 하여 해의 발산으로 인한 계산의 어려움을 제거하였다. 즉 어떤 계산 단계에서 수렴에 실패하면 자동적으로 전 단계로 회귀하여 단계의 크기를 조절하여 다시 계산한다. 수렴한계는 에너지노름 (norm)으로 0.0001을 택하였다. 기지금속은 소결 구리로서 기계적 성질[14]은 아래와 같다.

탄성계수 $E = 117000\,MPa$

*Poisson*비 $\nu = 0.3$

항복응력 $\sigma_0 = 94\,PMa$

유동응력 $\sigma_{eq} = 431\,(\varepsilon_{eq} + 0.00851)^{0.32}\,MPa$

식 (8)에서 필요한 매개변수 R_C를 구하기 위해 참고문헌 [14]의 밀도-항복응력 자료로부터 최소자승법을 이용하여 $R_C = 0.44212$를 구하였다.

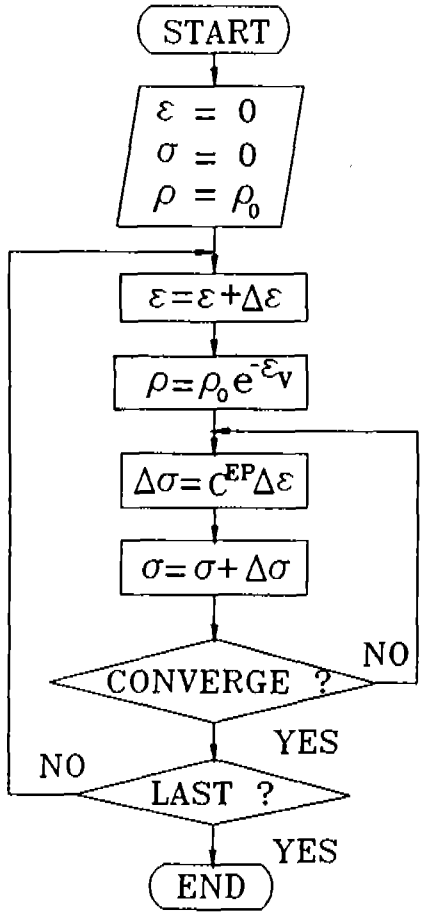

Fig. 2 Finite element solution process.

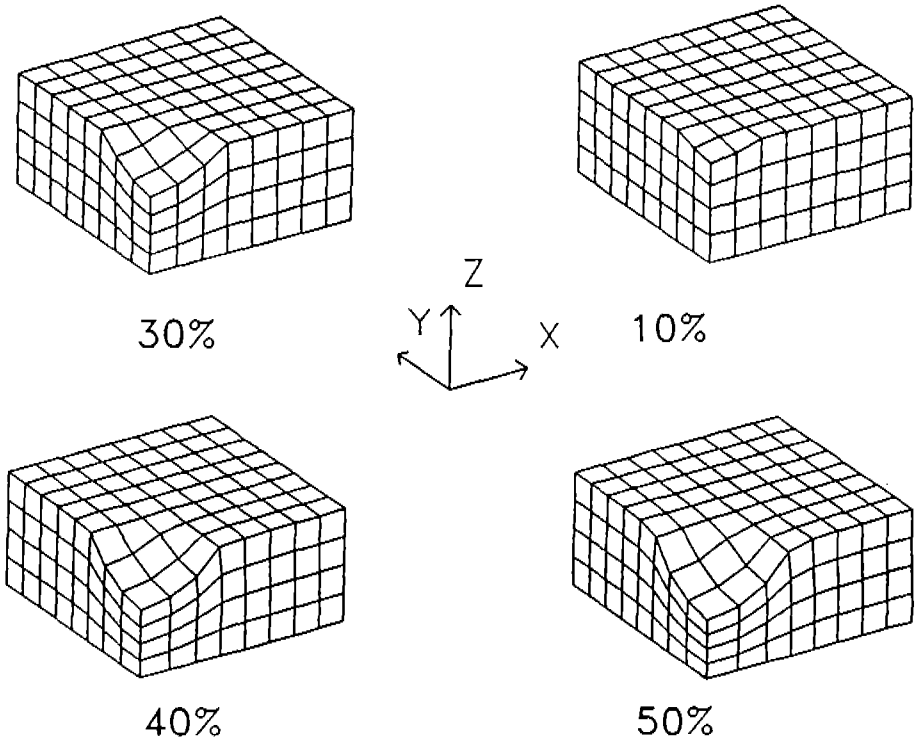

Fig. 3 Grid distortions in sintered copper specimen with initial relative density 0.8 when indented by various quantities.

계산 결과와 비교하기 위하여 실험을 행하였다. 재료는 창성(주)에서 제조한 환원동 분말로서 평균입도는 50.12 μm이고 비표면적은 0.1678 m^2/cc이다. 윤활제로는 Camphor를 사용하였고 미리 무게를 측정한 구리 분말과 에틸알콜에 용해시킨 Camphor를 무게비로 0.5% 첨가 후 24시간 혼합하여 균일화를 꾀하였다. 이 혼합물을 수동 프레스에서 지름 25 mm로 다이압축하였다. 이 압분체를 수소 분위기의 소결로에서 장입 후 상온에서 200°C까지 1시간 유지시켜 윤활제를 제거하였고, 1100°C까지 가열하여 2시간 동안 소결 후 노냉하였다. 다이와의 마찰을 줄이기 위해 시편의 표면을 연마한 후 Instron에서 압혼실험을 실시하였다.

5. 결과 및 고찰

그림 3에 압입자를 시편 높이의 10, 30, 40, 50% 만큼 압축 후의 변형된 요소망을 보였다. 그림에서 확인하기는 어렵지만 50% 압축 시 다이와 접한 부분의 외곽은 오히려 올라온다. 이는 다음 그림에서 인장응력이 발생하는 것이나 밀도가 낮은 지점이 나타나는 것과 관계가 있다.

그림 4에는 10%와 50% 압축에 따른 유효변형률을 보였다. 유효변형률은 펀치가 닿는 국부적인 부분만 높고 중심에서 멀 수록 낮아지지만, 대칭축을 중심으로 원주방향으로 축대칭은 아니다. 즉 유효변형률의 분포가 동심원을 그리지 않고 같은 반경의 위치에서는 x=y축을 따른 값이 x축과 y축을 따른 유효변형률 값보다 약간 높다. 이는 실제로 x=y 모서리 방향으로의 시편의 길이가 x축이나 y축보다 더 길어서 재료가 구속을 덜 받아 더 많은 변형을 받았기 때문이다.

그림 5에 압축률 10%와 50%인 상태에서 상대밀도의 분포를 그렸다. 압입자의 중심 부분이 가장 큰 압축을 받으므로 밀도가 가장 높고 분포도 압입자의 모양대로 동심원을 그리지만 모서리에서의 상대밀도는 10% 압축에서 0.8이던 것이 30%에서는 0.797, 40%에서는 0.790, 50%에서는 0.779로 계속 낮아진다.

이는 그림 6의 정수압의 분포를 보면 이해가 간다.

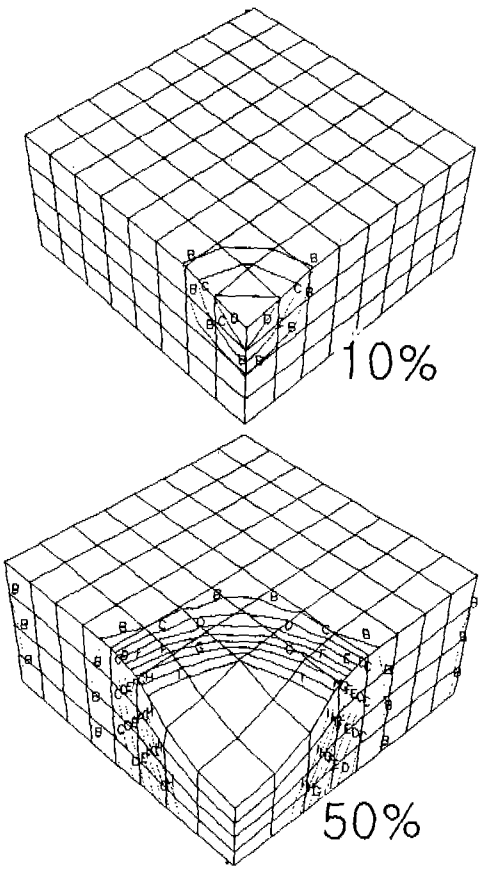

Fig. 4 Effective strain distributions in specimen of figure 3. A=0, B=0.0375, C=0.075, D=0.113, E=0.15, F=0.188, F=0.225, G=0.263, I=0.3

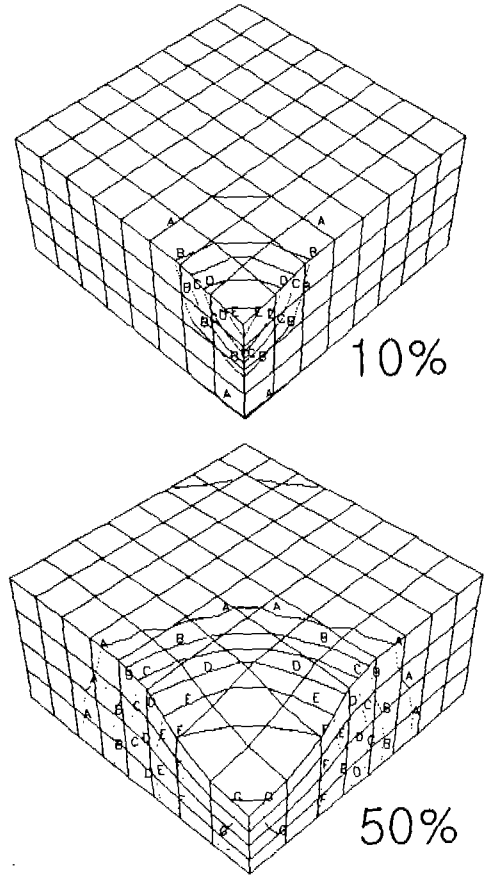

Fig. 5 Relative density distributions in specimen of figure 3. A=0.8 , B=0.825, C=0.85, D=0.875. E=0.9, F=0.925, G=0.95, H=0.975, I=1.

즉 압입자가 닿는 부분은 압축응력인 양의 정수압력을 받는 반면에 시편의 바깥쪽 부분은 인장응력인 음의 정수압을 받는다. 그러나 외곽으로 갈수록 계속 정수압이 낮아지지는 않고 인장응력의 최대 지점이 발생한 후 중심에서 가장 먼 모서리에서는 다시 압축응력 상태가 된다.

그림 7에 여러 방향에서 본 정수압 응력 분포를 보였다. (a)는 전방그림, (b)는 절단해서 본 내부의 분포, (c)는 뒤의 아래에서 본 분포이다. 최대인장은 모서리가 아니라 그 안쪽에서 등고선 A로 나타남을 알 수 있고 이 지점이 균열발생 지점일 것으로 예측할 수 있다. 정수압응력 역시 축대칭이 아님은 등고선 A의 모양으로부터도 확인할 수 있다.

그림 8은 압흔 실험 결과 변형된 시편의 모습이다. 육면체의 시편에 먼저 균열이 발생했고, 이는 원주형의 시편을 기계가공하여 만든 육면체이므로 실제 시편의 크기가 원통형 시편보다 작기 때문이다.

그림 9에 원주형 시편과 육면체 시편의 압흔 실험 시, 압입자의 행정에 따른 하중의 측정치와 육면체 압흔의 유한요소 결과를 보였다. 육면체 시편의 측정치에서는 균열의 발생으로 인한 하중이 감소하는데 균열 발생 전까지는 실험과 계산의 결과가 잘 일치한다. 실제로 소성가공 시에는 재료의 연성한계로 인해 어느 변형률 이상으로는 가공이 불가능하며 이를 성형한계[24]라한다. 소결 금속에도 이러한 성형한계가 존재하며 이를 공정 설계 및 해석에 적용하기 위해서는 실험으로 얻은 성형한계도가 필요하다. 또한 이론적인 성형한계조건을 유한요소식에 적용하면, 전산모사에 의한 파괴의 지점과 시기의 예측이 가능하다. 2차원 해석에서 이러한 시도는 이미 진행 중이다[25].

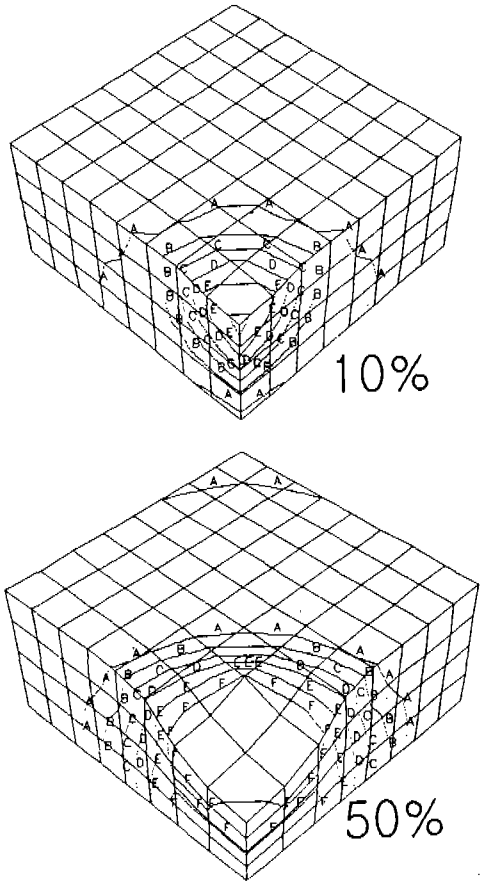

Fig. 6 Hydrostatic pressure (MPa) distributions in specimen of figure 3. A=0, B=20, C=40, D=60, E=80, F =100.

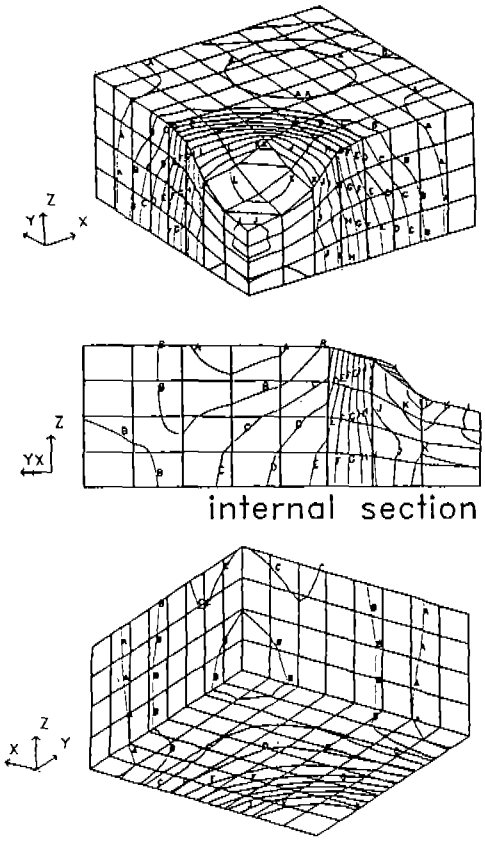

Fig. 7 Hydrostatic stress (MPa) distributions at various view directions in figure 3(d). Contour levels : A= 25.5, B=12.1, C=-1.37, D=-14.8, E=-28.2, F=-41.6, G=-55, H=-68.5, I=-81.9, J=-95.3, K=-109, L=-122, M=-136, N=-149, O=-162.

계산 결과에서 0.4 mm, 0.7 mm, 1.5 mm, 1.9 mm, 3.0 mm, 3.8 mm의 행정 부근에서 하중의 불연속적인 증가현상은 요소 분할 시 요소망을 충분히 작게 하지 않아 압입자의 새로운 절점이 재료에 접할 때마다 하중의 불연속이 나타난 것으로, 요소 수만 많게 하면 해결될 문제이다. 이상의 압흔해석으로부터 3차원 다공질 재료의 유한요소해석이 타당하고 2차원 해석에서는 알 수 없었던 원주 방향의 불균일한 변형을 알 수 있다.

6. 결 론

3차원 탄소성 유한요소법을 이용하여 다공질재료의 압흔공정을 해석하고 실험과 비교하였다. 다공질 금속은 압력에 의존하는 압축성 재료로서 Lee-Kim

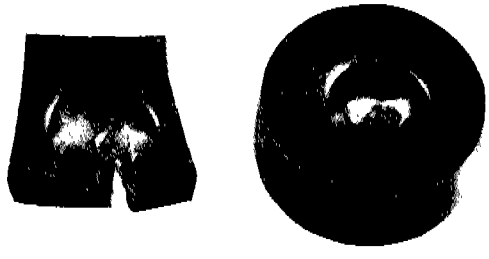

Fig. 8 Indented square and circular specimens.

의 항복식을 이용하여 소성거동을 기술하였다. 해석한 결과 다음의 결론을 내릴 수 있다.

1) 3차원 유한요소해석으로부터 변형모양, 응력, 변형률, 밀도의 분포와 하중을 알 수 있었다.

2) 시편을 위에서 본 형상이 정사각형이었지만, 모서리효과로 인하여 응력, 변형률, 밀도의 분포는 축

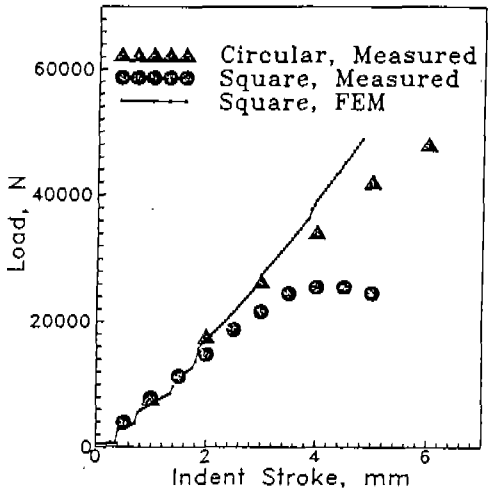

Fig.9 Measured and calculated loads during indenting of sintered copper specimen.

대칭이 아니다.

3) 압입자가 접촉하는 부분은 압축응력을 받고 그 외곽부위는 인장응력상태이나, 가장 먼 대각선 모서리부는 다시 압축응력 상태가 된다.

4) 유한요소해석 결과는 실험 하중을 잘 예측한다.

5) 소성가공 시 재료의 파괴 지점과 한계를 예측하기 위해서는 연성파괴조건이 필요하다.

참 고 문 헌

1. K.H. Roll : Metals Handbook, Vol.7, 9th ed., (1984) 14
2. 월간기계기술, 12 (1983) 131
3. W.B. James : Int. J. Powder Met. & Powder Tech., 21 (1985) 163
4. J.A. Vaccari : American Machinist, Special Report 754 (1983) 121
5. ASM : Metal Progress, Jan. (1985) 87
6. R.W. Messler : Metal Powder Rep., 45 (1990) 363
7. W. Beisel : Carbide and Tool J., May/Jun (1986) 33
8. P.B. Visscher and J.E. Cates : J. Mater. Res.,. 5 (1990) 2184
9. H-K. Oh and J-K. Lee : J. Mech, Work. Teh., 11 (1985) 53
10. P.F. Thomson : Proc. 1985 Metals Congress, Ballart, Victoria, Australia (1985) 13
11. H-K. Oh and J-W. Phark : J. Mech. Work. Tech., 15 (1987) 119
12. Y.T. Im and S. Kobayashi : Metal Forming and Impact Mechanics, S.R.Reid (Ed.), Pregamon Press, Oxford (1985) 103
13. D.C. Drucker and W. Prager : Q. Appl. Math, 10 (1952) 157
14. S. Shima and M. Oyane : Int. J. Mech. Sci., 18 (1976) 285
15. S.M. Doraivelu, H.L. Gegel, J.S. Gunasekera, J.C. Malas, J.T. Morgan and J.F. Thomas : Int. J. Mech. Sci., 26 (1984) 527
16. 박종진, 이정환, 정형식 : 분말야금학회지, 2 (1995) 19
17. H.N. Han, H.S. Kim , K.H. Oh and D.N. Lee : Powder Metallurgy, 37 (1994) 140
18. G.M. Zhdanovich : Theory of Compaction of Metal Powders, Foreign Technology Division, Wright-Patterson Air Force Base, Ohio (1971) 1
19. H.A. Kuhn : Powder Metallurgy Processing, H.A. Kuhn and A. Lawley (Ed.), Academic Press, New York (1978) 118
20. D.N. Lee and H.S.Kim : Powder Metallurgy, 35 (1992) 275
21. O.C. Zienkiewicz and R.L. Taylor : The Finite Element Method, 4th ed., Vol.1, McGraw-Hill, London (1989) 1
22. R. Hill : The Mathematical Theory of Plasticity, Oxford Universiry Press, Oxford (1950) 38
23. 김동원 : 소성가공학, 문운당, 서울 (1988) 255
24. F.A. McClintock : J. Appl. Mech., 90 (1968) 363
25. 김형섭, 이동녕 : 대한금속학회지, 34 (1996) 100