Journal of Korean Powder Metallurgy Institute
Vol. 4, No. 2, 1997

# 열간분말단조 공정의 열탄소성 유한요소해석

김형섭 · 한흥남* · 오규환**
충남대학교 금속공학과 및 급속응고신소재연구소, *서울대학교 재료공학부
**서울대학교 재료공학부 및 급속응고신소재연구소

# Thermo-Elasto-Plastic Finite Element Analysis of Powder Hot Forging

**H. S. Kim, H. N. Han* and K. H. Oh****
*Department of Metallurgical Engineering and RASOM ERC, Chungnam National University, Taejeon 305-764*
**School of Materials Engineering, Seoul National University, Seoul*
***School of Material Engineering, Seoul National University and RASOM ERC, Seoul*
(Received January 29, 1997)

**ABSTRACT** A finite element analysis to solve the coupled thermomechanical problem in the plane strain upsetting of the porous metals was performed. The analysis was formulated using the yield function advanced by Lee and Kim and developed using the thermo-elasto-plastic time integration procedure. The density and temperature dependent thermal and mechanical properties of porous metals were considered. The internal heat generation by the plastic deformation and the changing thermal boundary conditions corresponding to the geometry were incorporated in the program. The distributions of the stress, strain, pressure, density and temperature were predicted during the free resting period, deformation period and dwelling period of the forging process.

## 1. 서 론

분말야금법으로 제조된 소결체를 이용하여 기계적 성질이 우수한 부품을 생산하는 방법으로서 분말단조법[1]이 많이 이용된다. 분말단조 부품은 자동차의 링형 부품과 컨넥팅로드에 그 적용례[2]가 많다. 분말단조법이 종래의 단조법과 기본적으로 다른 점은 변형체가 압축가능하여 변형 중 밀도가 변화한다는 것이다. 따라서 분말단조법의 적용범위를 확대하여 실조업에 적용하려면 예비성형체의 변형, 치밀화와 파괴에 대한 이해가 필수적이다. 특히 열간에서 실시하는 분말단조[3]는 단조프레스의 하중이 덜 필요하고 금형의 수명이 연장되며 분말간의 결합이 좋은 이점이 있으나, 온도가 낮은 금형과의 접촉으로 인하여 제품에 표면기공이 잔류하고 기계적 성질이 저하되며 불균질한 온도로 인하여 잔류응력, 뒤틀림, 열수축이 일어날 수 있다. 열간에서는 변형 중 국부적으로 밀도가 변하고, 밀도변화 및 재료와 금형과의 접촉상태에 따라 재료의 국부적인 열물성이 변화하므로 물리적 현상은 아주 복잡해진다. 단조체의 표면기공을 감소시키는 수단으로서 금형의 온도관리가 중요하기 때문에 금형에 발열체가 장착되어 있고, 기공감소를 위해서 뿐 아니라 제품의 치수를 안정화시키기 위해서도 온도관리가 매우 중요하다. 또한, 열간에서 작업을 하므로 변형응력 뿐아니라 변형 전의 예열 및 재료와 금형과의 접촉상태, 변형 후의 재료배출 시 금형과의 열전달에 따른 온도변화 및 열응력도 제품의 특성에 영향을 미친다.

1970년대 말부터 온도의 영향을 고려한 재료의 변형거동을 유한요소법[4]으로 해석하기 시작하였다. 초기에는 열전달해석을 먼저 수행하여 각 시간에서의 온도를 계산한 후 재료의 열변형을 계산하는 반연계

해석(semi-coupled analysis)[5]을 주로 하였으나 이는 재료의 변형에 의해 발생하는 변형열, 변형시 수반되는 형상변화에 따른 온도계산 영역의 변화, 금형과 재료와의 접촉상태 변화 등을 고려하지 못한 불완전한 해석이다. 그러나 이러한 반연계해석은 형상변화가 온도장에 영향을 미치지 않는 미소변형의 열응력 문제에는 응용할 수 있다. 완전연계해석(fully coupled analysis) 은 1980년대에 Rebelo와 Kobayashi[6]가 열전달과 강점소성 해석을 연결하여 열간단조문제에 적용하였다. Zienkiewicz 등[7]은 열점소성법을 이용하여 정상상태의 열간압출과 열간압연을 해석하였다. Pillinger 등[8]은 열탄소성모델을 이용하여 열간단조문제의 연계해석을 하였으나 접촉부의 열전달 경계조건을 이용하지 않았다. 박치용 등[9]은 접촉부의 열전달을 격자의 재구성없이 처리하는 방법을 제시하였고 열전달과 점소성해석을 연계하여 열간단조에 적용하였다. You 등[10]은 강의 연속주조를 해석하기 위하여 튬요소를 사용하여 접촉부의 열전달 경계조건을 해결하였다. Im과 Kobayashi[11]는 열전달해석과 강점소성유한요소법을 연계하여 다공성 금속의 열간단조 및 링압축을 해석하였다. 그러나 이 경우 강소성법을 사용하여 계산시간은 빠르지만 열변형과 탄성변형을 고려할 수 없는 단점이 있다. 실제의 열간단조 공정에서는 하중을 가하는 동안 뿐 아니라 하중 전 장입과 제하 후의 시편 배출 시간에 따라 시편의 국부적인 성질이 달라지는데, 이 기간의 거동을 알기 위해서는 열탄성변형에 의한 열응력과 같은 미소변형에도 적용할 수 있는 탄소성법이 필요하게 된다. 탄소성유한요소법을 이용한 열변형의 완전연계해석은 ABAQUS, MARC 등의 상용패키지에서도 이용할 수 있으나 ABAQUS 5.4[12]에서는 다공질 재료의 항복식으로서 Gurson의 모델만이 제공되고 있고, 사용자정의함수 재료모델을 이용하더라도 밀도에 의존하는 열물성을 고려할 수 가 없다. MARC[13]에서는 Shima의 재료모델만이 제공되고 아직은 물성변화를 충분히 고려하지 못한다.

열간분말단조가 일반 금속의 이론적인 해석시 열간단조와 구별되는 점은 물성의 변화에 있다. 압축영역은 밀도가 증가함과 더불어 열물성인 열전도도와 열용량이 증가하게 되고 인장영역에서는 그 반대가 된다. 즉 국부적인 열물성의 차이로 인하여 단순한 열전달문제나 일반 금속의 열변형문제와는 다르게 된다.

이 연구에서는 다공질재료의 소성항복식을 이용하고 열전달문제를 소성변형해석과 완전연계시켜, 변형에 의존하는 밀도와 밀도에 의존하는 열물성을 고려하는 탄소성유한요소해석법을 제안하고 평면변형압축 해석을 수행함으로써 열간분말단조 시의 재료 변형거동을 장입기간, 하중기간, 배출기간으로 나누어 열변형 현상을 보다 정확히 해석하고 파악하고자 한다.

## 2. 해석방법

### 2.1. 소성변형해석

일반 금속과는 달리 다공질재료 또는 분말재료는 압력에 의존하는 소성변형 성질을 가지고 있으므로 von Mises식으로는 소성거동을 기술할 수 없다. 이 연구에서는 압력에 의존하는 다음의 Lee-Kim 항복함수[14]를 이용하여 유한요소해석을 하였다. 분말단조는 HIP보다는 훨씬 빠른 공정이므로 공정 중의 크립과 소결은 무시하였다. 유한요소해석에 대한 이론 및 자세한 과정은 참고문헌[15]에 나타나 있다.

$$(2+R^2)J_2' + \frac{1-R^2}{3}J_1^2 = \left(\frac{R-R_C}{1-R_C}\right)^2 Y_0^2 \qquad (1)$$

위에서 $J_1$은 1차응력불변량, $J_2'$은 2차편차응력불변량, $Y_0$는 기지금속의 항복응력, $R$은 상대밀도, $R_C$는 재료가 강도를 잃어버리는 임계상대밀도이다. $R_C$는 재료의 밀도를 변화시켜 가며 항복응력을 측정함으로써 구할 수 있고, 재료의 성분만이 아니라 형상, 크기, 크기 분포 등 분말의 특성을 포함하고 있다.

### 2.1. 열전달해석

다공질 금속 내의 기공의 크기가 작으므로 기공 내에서의 대류열전달은 무시할 수 있고, 열간단조 온도가 높지 않으므로 복사를 무시할 수 있다. 이 경우 다공성 금속의 열전달지배방정식은 다음과 같다.

$$\nabla \cdot (k_R \nabla T) - \rho_R c_R \dot{T} + \omega Y_R \dot{\varepsilon}_R^p = 0 \qquad (2)$$

위에서 $T$는 온도, 하첨자 $R$은 다공성 금속의 겉보기 양을 나타내고, $k$, $c$, $\rho$는 열전도도, 열용량, 밀도, $Y_R$은 재료의 겉보기 항복응력, $\varepsilon_R^p$은 소성변형률, 상첨자 $\cdot$는 시간미분을 의미한다.

식 (2)에서 첫째 항은 열전도항, 둘째 항은 내부에

너지항, 셋째 항은 소성변형에 의한 내부열발생항이다. 열발생효율 ω는 총변형에너지가 열에너지로 바뀌는 비율로서 일반적으로 0.85~0.95의 값을 가지는 것으로 알려져 있고[16] 이 연구에서는 0.9를 택하였다.

### 2.3. 연계해석

열변형을 이론적으로 모사하기 위해서는 기하학적 비선형, 경계조건 비선형과 재료물성의 비선형을 고려해야 한다. 기하학적 비선형은 변형에 따른 형상변화에 의해 열전달해석의 영역이 달라지는 것으로서, 변형해석과 열전달해석의 요소망을 공동으로 사용하여 변화하는 절점의 좌표정보를 주고받음으로써 해결된다.[17] 경계조건의 비선형은 변형과 열전달이 연계해석되는 경우에 변형에 의해 접촉되는 면이 변화하는 것이다. 두 물체간 접촉이 없는 경우에는 공기와의 열전달계수를, 접촉이 일어나는 경우에는 접촉열전달계수를 같이 사용하였다. 따라서 열전달계면의 경계조건은 다음과 같이 된다.

$$\begin{aligned} &\text{접촉이 일어나지 않는 경우: } q_n = h_{air}\,(T_{air} - T_s) \\ &\text{접촉이 일어나는 경우} \quad\quad : q_n = h_{con}\,(T_c - T_s) \end{aligned} \tag{3}$$

여기서 $q_n$은 열유속, $h_{air}$는 공기와 재료표면의 열전달계수, $h_{con}$는 접촉된 두 표면 사이의 열전달계수, $T_{air}$는 공기의 온도, $T_s$는 절점의 표면온도, $T_c$는 계산절점과 접촉한 상대 물체의 절점온도이다. 접촉면의 상대편온도 $T_c$는 형상함수를 이용하여 이웃한 절점으로부터 내삽하여 구한다. 국부적으로 접촉된 경계요소는 접촉된 부분의 분률을 이용하여 처리한다.

다공질재료의 열물성은 일반 재료의 온도의존성 이외에도 밀도의존성을 가지고 있다. 이 연구에서는 열저항개념으로부터 도입된 Im과 Kobayashi이 사용한 방법을 이용하였다. Im과 Kobayashi는 기공도의 부피분율이 선형기공율이나 면적기공율과 같다는 가정과 열물성이 균질하다는 가정으로부터 다공질재료의 열전도도 $k_R$와 기지금속의 열전도도 $k_b$와의 관계를 다음과 같이 유도하였다.[11]

$$k_R = \left| 1 - \frac{(1-R)(1-k_v/k_b)}{1 + \dfrac{k_v}{k_b}\dfrac{R}{1-R}} \right| \cdot k_b \tag{4}$$

여기서 $k_v$는 기공의 열전도도이다.

다공질금속의 열용량 $c_R$은 기지금속의 열용량과 적은 양이지만 기공의 열용량의 기여도의 합이므로 기지금속과 기공의 혼합법칙을 사용하여 다음과 같이 표현하였다.

$$c_R = c_b\,R + c_v\,(1-R) \tag{5}$$

여기서 $c_b$는 기지금속의 열용량, $c_v$는 기공의 열용량이다.

다공질금속이 가열되어 팽창하게 되면 기지금속과 기공부분이 모두 팽창할 수 있으나 기공의 팽창은 다공질재료 전체의 팽창에는 기여를 못한다고 가정하고, 다공질금속의 열팽창계수 $\alpha_R$는 다음의 식과 같이 기지금속의 기여분만 고려하였다.

$$\alpha_R = -R\,\alpha_b \tag{6}$$

여기서 $\alpha_b$는 기지금속의 열팽창계수이다.

열물성이 밀도에 의존하는 것과 더불어 탄성계수나 항복응력과 같은 기계적성질은 국부적인 온도에 의하여 변화를 하게 된다. 이 온도의존 물성을 고려하기 위하여 온도에 따른 기지금속의 탄성계수와 항복응력 자료를 미리 입력하고 각 계산단계에서 부위에 따른 변화된 값을 사용하게 하여 완전연계해석이 가능하도록 하였다.

## 3. 계산예

그림 1에 계산방법의 흐름도를 보였다. 주어진 시

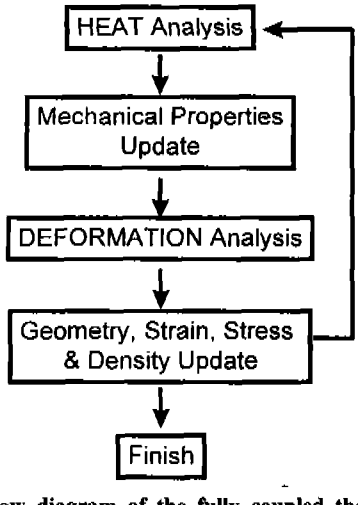


**Fig. 1. Flow diagram of the fully coupled thermal-deformation analysis.**

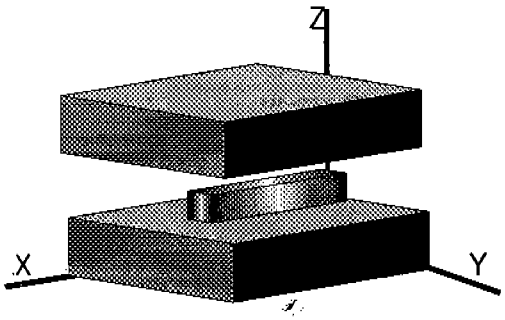


**Fig. 2. Schematic of plane strain compression.**

간단계에서의 온도해석을 먼저 실시하고 같은 시간단계에서 변형해석을 실시한다. 이 때 각 요소에서의 온도가 다르므로 이를 고려한 각 요소에서의 열팽창계수, 탄성계수와 항복응력을 사용한다. 물론 열팽창계수와 항복응력은 상대밀도의 함수이기도 하다. 변형이 계산되면 절점좌표, 변형률, 응력, 밀도 등을 갱신한 후 다음 시간단계의 온도해석을 실시한다. 이 때 표면절점의 접촉조건이 달라지면 열전달계수를 변경한다. 온도해석에서는 밀도에 따라 변하는 전 단계에서의 열전도도와 열용량을 사용하였다. 엄밀히 말하자면 온도해석 단계에서 고려되는 물성은 전 단계의 변형해석에서의 값을 이용하는 것이지만 계산시간 간격을 충분히 작게 함으로써 그 시간 지연에 따른 오차를 줄일 수 있다.

본 해석의 타당성을 검증하기 위하여, 참고문헌 [18]의 실험결과와 비교하기 위한 소결철의 평면변형 압축변형을 계산하였다. 평면변형 압축변형의 개략도를 그림 2에 보였다. x 방향의 시편의 길이가 y와 z 방향의 길이보다 5배 이상 길어 x 방향의 변형은 무시할만 하고 끝 부분을 제외한 부분에서는 x 방향의 온도구배를 무시할만 하다.

그림 3에서는 우측에 초기요소망과 좌측에 초기조건과 경계조건을 보였다. x 방향 길이 100 mm, y 방향 폭 10 mm, z 방향 높이 10 mm의 직육면체 시편은 좌우대칭이므로 우측 반만 해석계로 하였다. 변형만의 해석 때와는 달리 시편이 하금형에 놓이는 장입단계, 이후 상금형이 하강하여 변형체를 압축하는 압축단계, 압축이 다 된 후 상금형이 상승하고 그 후 재료를 추출하는 추출단계로 공정이 이루어지므로 상하금형으로의 열전달조건이 달라 상하대칭은 될 수 없다. 상하 금형의 바깥 면은 초기 온도로 일정하게

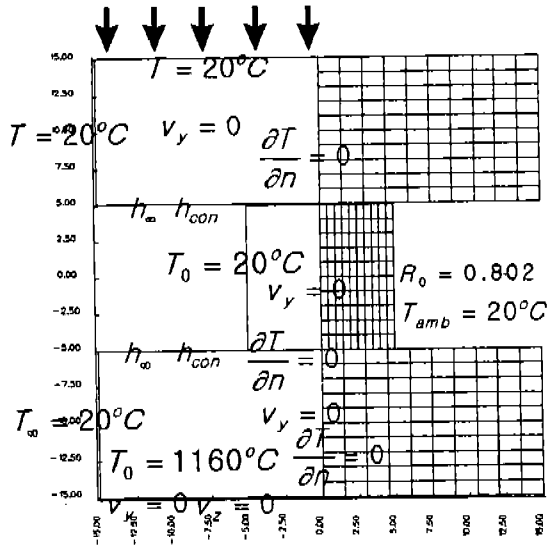


**Fig. 3. Mesh, initial conditions and boundary conditions.**

경계조건을 부여했고, 변형체의 외부는 대류열전달조건을 부여했다. 금형의 초기온도와 외부대기의 온도는 20℃, 소결체의 초기온도는 1160℃, 소결체와 대기와의 열전달계수 $h_{air}$는 0.01 N/(mm·sec·K), 소결체와 금형과의 접촉열전달계수 $h_c$는 5.5 N/(mm·sec·K), 소결체의 초기상대밀도 $R_0$는 0.802로 놓았다. 변형체가 소결철이므로 참고문헌 [15]로부터 $R_c$를 0.648로 놓았다. 소결체와 금형과의 마찰계수는 0.1로 놓았다. 표 1에 계산에 사용된, 온도에 따른 물성을 나타내었다.

고온에서의 유효소성변형률속도 $\varepsilon_0^p$와 온도에 의존하는 기지금속의 유동응력 $Y_0$을 얻기 위해 Garofalo[19]의 균형응력이론을 도입하여 다음의 식 (7)을 사용하였다.

**Table 1. Properties of the solid specimen and the die used in the calculations**

| Properties | Sintered Iron | | Tool Steel | |
|---|---|---|---|---|
| | 20℃ | 1200℃ | 20℃ | 1200℃ |
| Elastic Modulus, MN/m$^2$ | 0.171 | 0.087 | 0.211 | 0.1 |
| Poisson's Ratio | 0.28 | 0.37 | 0.3 | 0.3 |
| Density, Kg/m$^3$ | 7870 | 7420 | 7600 | 7420 |
| Heat Capacity, J/Kg·K | 465 | 659 | 465 | 674 |
| Thermal Conductivity, N/s·K | 78.2 | 55 | 22 | 31 |
| Thermal Expansion Coefficient, /K | $12.1\times10^{-6}$ | | $13\times10^{-6}$ | |

$$\dot{e}_0^p = A \exp(-Q/R_g T)\,[\sinh(\beta K)]^{1/m}$$
$$Y_0 = K(\varepsilon_0^p + \varepsilon_s)^n \quad (7)$$

여기서 K는 강도계수, n은 가공경화지수, m은 변형속도민감도, Q는 변형에 필요한 활성화에너지, $R_g$는 기체상수이고 A, β, $\varepsilon_s$는 상수이다. 참고문헌 [17]로부터 β=0.01359 $MPa^{-1}$, $\varepsilon_s$=0.004134, n=0.1568, A=1.331X$10^{10}$ $s^{-1}$, Q=308.3 KJ/mol, m=0.3을 계산에 이용하였다.

하중조건으로는 초기온도 1160℃인 변형체를 고정된 하금형 위에 올려놓은 후 상금형을 100 mm/s의 속도로 하강하여 변형체와 접촉하기 전까지 0.1초간 유지하고, 0.16초간 상금형으로 변형체를 70% 압축한 후 0.1초를 유지하고, 상금형이 상승하는 1초 동안 변형체를 하금형 위에 놓여있게 하였다.

## 4. 계산결과 및 고찰

그림 4에 변형요소망을 보였다. (a)는 변형체가 하금형에 놓이고 변형체에 접촉하기 직전의 상태이다. 이 때는 차가운 하금형과의 접촉으로 아래쪽은 온도가 저하하고 열수축이 발생하나 접촉시간 및 열변형의 양이 적다. (b)는 70% 압축된 상태의 변형형상이다. 모서리 절점의 접힘(folding)이 발생하고 상하의 비대칭이 발생하였다. 상하의 비대칭 형상은 하부보다 높은 온도로 인하여 낮은 변형저항의 시편 상부가 많은 압축 변형을 받았기 때문이다. 따라서 상금형과의 접촉면은 더 큰 폭퍼짐이 일어나고, 하금형과의 접촉면은 변형이 적고 대신에 시편 옆면의 하금형 접힘이 더 많이 발생했다. (c)는 (b)의 압축상태로부터 상금형이 상승하여 더 이상 하중이 가해지지 않는 상태로 1초간 유지된 시기의 변형형상이다. (b)의 상태

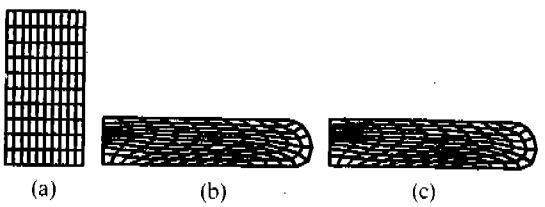


**Fig. 4. Deformed meshes at various stages of powder hot compression process. (a) At the end of free resting (elapsed time t=0.1 sec); (b) 70% reduction in height (t =0.36 sec); (c) at the end of 0.84 sec free resting after deformation (t=1.2 sec).**

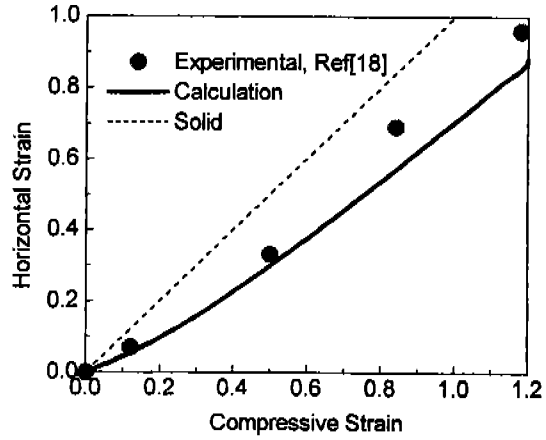


**Fig. 5. Comparison of variations in lateral flow between theory and experiment [18].**

에서 제하로 인한 탄성회복과 하부다이와의 계속되는 열교환으로 인하여 하부열수축이 일어나지만 그 양이 적어 (b)의 변형형상과 크게 다르지 않다. 압축변형에 따른 폭퍼짐에 의한 평균수평변형률을 나타낸 그림 5를 보면, 계산값이 실험값보다 약간 폭증가가 적다. 그러나 이는 재료의 기계적 성질, 열물성 및 마찰계수의 불확실을 고려하면 좋은 일치를 보인다고 볼 수 있다. 그림에서 점선은 비다공질재료의 평면변형 시 폭방향변형률 $\varepsilon_y$=$\varepsilon_z$을 나타낸다. 시편 옆면 형상의 상하비대칭 정도를 알기 위하여 옆면 절점의 폭방향 위치를 그림 6에 나타내었다. 윗부분의 절점들이 점점 더 많은 폭퍼짐을 보여 70% 압축시 양 모서리의 위치는 3 mm 차이가 난다.

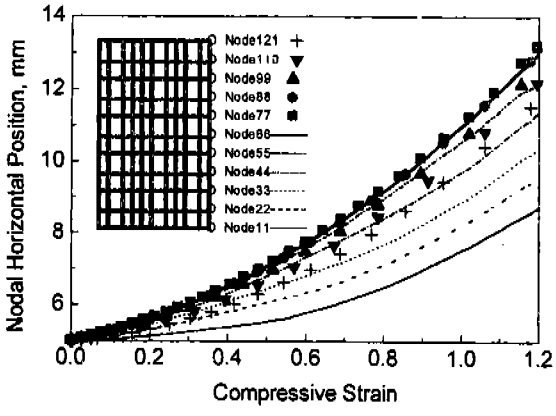


**Fig. 6. Horizontal positions of nodes as a function of the compressive strain.**

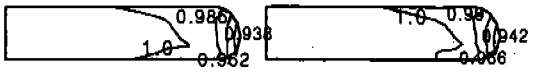


**Fig. 7. Relative density distributions at various stages of powder hot compression process. (a) 70% reduction in height (t=0.36 sec); (b) at the end of 0.84 sec free resting after deformation (t=1.2 sec).**

그림 7에 각 단계에서의 상대밀도분포를 보였다. 70% 압축 후의 상대밀도분포 (a)를 보면 하금형과의 접촉면은 폭방향변형이 적고 겹침이 일어나 금형의 구속을 많이 받으므로 폭퍼짐이 많은 윗면보다 밀도가 약간 높은 비대칭 분포를 보여주고 있다. 하중이 제거되고 1초 동안 온도만 감소한 상태에서 상대밀도분포 (b)를 보면 (a)와 분포는 비슷하나 바깥쪽의 밀도가 증가하였다. 이는 상금형의 하중이 없더라도 옆으로의 열방출로 인하여 계속 수축이 일어났기 때문이다. 그림 8은 참고문헌 [18]의 밀도 실험값과 계산한 평균밀도를 비교한 그림이다. 상대밀도의 오차가 2% 이내로 잘 일치한다.

그림 9에 각 단계에서의 온도분포를 보였다. 1160℃의 시편을 20℃의 하금형 위에 놓은 뒤 0.1초 후의 온도분포 (a)를 보면 시편의 하부쪽으로와 위 표면공기로의 상대적으로 적은 열만 방출하는 시편의 상부는 최대온도 1150℃로 약간의 온도만 저하하는 반면 하금형과의 접촉으로 많은 열 방출이 있는 하부는 1130℃까지 온도가 저하된다. 등온선의 모양이 x축에 평행인 것으로 보아 시편의 외곽공기로의 열방출보다는 하금형으로의 수직방향 열방출이 지배

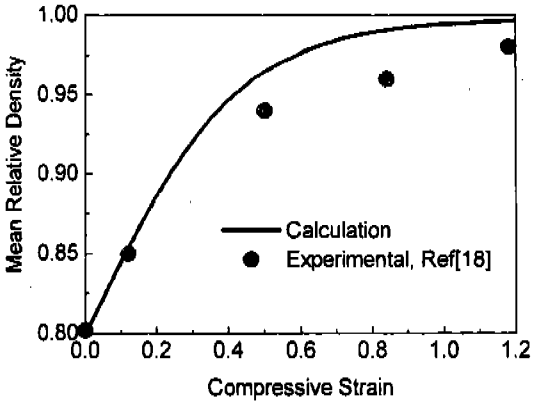


**Fig. 8. Variations of average relative density during compression, and comparison with experiment [18].**

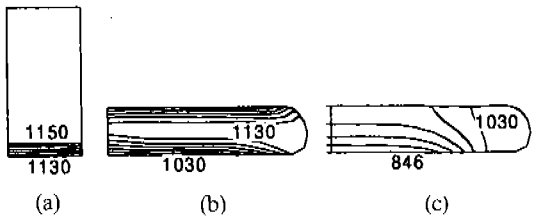


**Fig. 9. Predicted temperature distributions at various stages of powder hot compression process. (a) At the end of free resting (elapsed time t=0.1 sec); (b) 70% reduction in height (t=0.36 sec); (c) at the end of 0.84 sec free resting after deformation (t=1.2 sec).**

적임을 알 수 있다. 70% 압축이 진행된 0.36초 후의 온도분포 (b)를 보면 상하가 거의 대칭이다. 상금형이 시편에 접촉하기 직전 시편 상하부의 온도차이가 30℃ 이상이었음에도 불구하고 양 표면의 온도차이가 없는 것은 상하금형으로의 열방출과 시편 내부의 열전도가 빠르게 진행되었고 내부변형열이 대칭적으로 발생했기 때문이다. 그러나 하금형과의 많은 시편표면 겹침으로 외곽부는 아래쪽이 오히려 온도가 높은 듯이 나타난다. (b)의 압축 상태에서 상금형은 상승하는 동안 시편의 아래면은 하금형과 계속 접촉상태에 있으므로 하금형으로의 열방출은 계속 일어난다. 반면에 시편의 상층부는 공기와의 적은 열방출만이 일어나므로 온도감소가 적다. 따라서 1.2초 때의 온도분포 (c)를 보면 온도가 가장 낮은 시편 바닥면의 중앙과 온도가 가장 높은 위 표면의 모서리의 온도차이는 200℃까지 벌어진다. 이 때의 냉각속도 불균형이 잔류열응력의 많은 요인이 된다. 이 때 금형의 온도는 상하금형이 모두 85℃까지 상승한다. 이러한 금형온도의 상승은 곧 이어 수행하는 다음 단조시편의 온도에 의해서도 계속 이어지므로 결국 점차 하금형으로의 열방출이 적어지게 되고 어느 횟수부터는 금형의 온도가 정상상태에 도달하게 될 것이다.

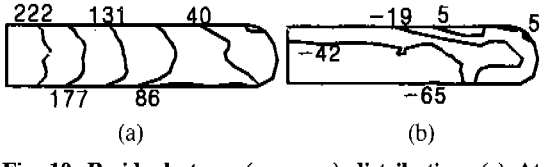


**Fig. 10. Residual stress (pressure) distribution. (a) At 70% reduction in height (t=0.36 sec); (b) at the end of 0.84 sec free resting after deformation (t=1.2 sec).**

그림 10 (a)에 0.36초일 때의 압력분포, (b)에는 1.2초 후의 잔류응력을 압력분포로 표시하였다. 하중을 가하고 있는 때에는 원통의 윗모서리만 인장응력 상태이고 대부분의 나머지 부분은 압축응력 상태이다. 이 때의 응력 상태는 등온 변형의 경우와 같은 형태이고, 이로부터 변형효과가 온도 효과보다 지배적임을 알 수 있다. 그러나 하중을 제거시킨 때의 압력상태를 보면, 예상대로 상부는 느리게 수축하고 하부는 빨리 수축하므로 하부는 인장응력상태(음의 압력)가 되고 상부의 모서리는 압축잔류응력상태에 놓이게 된다. 이런 분포는 온도분포가 없이 하중의 제거로 인하여 발생하는 잔류응력인 표면인장-내부압축잔류응력과는 차이를 보인다. 이러한 잔류응력분포로 인하여 후의 열처리나 가공 공정 중 제품은 상하의 뒤틀림 변형을 할 수도 있어 세심한 주의가 필요하다.

## 5. 결 론

완전연계(fully coupled) 열탄소성유한요소법을 이용하여 열간분말단조 공정을 해석하였다. 분말의 소성변형거동은 Lee-Kim의 다공질재료 항복함수를 이용하여 모사하였고 열전도도의 밀도의존성은 기지금속과 기공의 부피분율이 기초한 Im과 Kobayashi의 열저항개념을 도입하였고 열용량과 열팽창계수의 밀도의존성은 기지금속과 기공의 혼합법칙을 사용하였다. 다이와의 접촉조건을 고려하여 접촉 시의 접촉열전달계수를 변환시키는 방법으로 고려하였다. 평면변형압축을 계산하여 변형형상, 응력, 변형률, 밀도분포, 온도분포, 연속단조공정에서의 금형온도 상승을 예측하였다. 공정을 시편의 장입, 압축, 제거의 3 단계로 나누었고 시편 장입단계에서의 온도와 밀도의 불균일은 압축단계에서 소멸되지만 제거단계에서 발생하는 열응력과 밀도의 불균일은 최종시편에 남게 되므로 조절할 필요가 있다.

## 참 고 문 헌


1. J. W. Wisker and P. K. Jones: *Modern Developments in Powder Metallurgy*, H. H. Hausner, and W. E. Smith ed., Vol. 7, American Powder Metallurgy Institute, Princeton, NJ (1974) 33.
2. 이종문: 기계공업, **1** (1993) 68.
3. H. Fischmeister, G. Sjoberg, B. O Elfstrom, K. Hamberg and V. Mironov: *Modern Developments in Powder Metallurgy*, H. H. Hausner and P. V. Taubenblat ed., Vol.9, American Powder Metallurgy Institute, Princeton, NJ (1977) 437.
4. K-J. Bathe: *Finite Element Procedures in Engineering Analysis*, Prentice-Hall Inc. NJ (1982) 1.
5. K-J. Bathe: *ADINA User's Manual*, MIT, Cambridge, Mass (1978).
6. Rebelo and S. Kobayashi: Int. J. Mech. Sci., **22** (1980) 699.
7. O. C. Zienkiewicz, E. Onate and J. C. Heinrich: Int. J. Num. Mech. Eng., **17** (1981) 1497.
8. I. Pillinger, P. Hartley, C. E. N. Sturgess and G. W. Rowe: Int. J Num. Mech. Eng., **25** (1989) 87.
9. 박치용, 조종래, 양동렬: 대한기계학회논문집, **14** (1990) 1166.
10. B. G. You, S. H. Lee, D. N. Lee, U. S. Yoon and Y. K. Shin: Modelling and Solidification Processes 1991, Seoul, (1991) 101.
11. Y. T. Im and S. Kobayashi: *Metal Forming and Impact Mechanics*, S. R. Reid ed., Pergamon Press, Oxford, (1985) 103.
12. HKS Inc.: *ABAQUS/Standard User's Manual*, (1994) 4.4.14.
13. MARC Analysis Research Co.: *MARC User's Manual*, (1992).
14. D. N. Lee and H. S. Kim: Powder Metallurgy, **35**(4) (1992) 275.
15. 김형섭: 서울대학교 박사학위논문 (1992).
16. S. Kobayashi, S-I. Oh and T. Altan: *Metal Forming and the Finite element Method*, Oxford Univ. Press (1989) 225.
17. 한흥남: 서울대학교 박사학위논문 (1995).
18. H. F. Fischmeister, B. Aren and K. E. Easterling: Powder Metallurgy, **14**(27) (1971) 144.
19. F. Garofalo: Trans. AIME., **227** (1963) 251.