

원호 형상을 가지는 분말자석 단조성형공정에서의 예비성형체 설계

김승호* · 이충호* · 허 훈*

(1998년 9월 28일 접수)

Preform Design for the Sinter-forging Process of Arc-shaped Powdered Magnets

Seung-Ho Kim, Choong-Ho Lee and Hoon Huh

Abstract

Tube Process(TP) is one of the processes to produce permanent magnets. Advantage claimed for this process is that it can accomplish both densification and anisotropication in one step forming. This process is distinguished from other processes since it uses deformable tube for densification of powder magnets. TP has, however, difficulties in manufacturing permanent magnets from Nd-Fe-B green powder due to folding resulted from large height reduction and localized densification. Therefore, an adequate preform is necessary to reduce folding, lead magnets into almost desired final shape and get uniform densification. In this paper, preform design for TP is carried out without a deformable tube to investigate the behaviour of magnet sinter-forging. Preform design is accomplished to increase the effective magnet area with a near net shape and uniform densification.

Key Words : Nd-Fe-B Permanent Magnets, Preform Design, Densification, FEM

기호 설명

$f(\sigma_{ij})$: 항복 조건식

A, B, η : 항복 조건식의 계수, 상대 밀도의 함수

J_2' : 편차 응력 텐서의 제2차 불변항

J_1 : 응력 텐서의 제1차 불변항

Y_b : 기저 소재의 단축 방향 항복 응력

$\bar{\sigma}$: 분말 재료의 유효 응력

$\bar{\epsilon}$: 분말 재료의 유효 변형률 속도

σ_{ij} : 응력 텐서

ϵ_{ij} : 변형률 속도 텐서

ϵ_v : 체적 변형률 속도

V : 분말 재료의 체적

ρ : 상대 밀도

u : 요소의 속도장 벡터

N : 형상 함수 벡터

v : 절점의 속도 벡터

D : 재료상수 행렬

$\dot{\epsilon}$: 변형률 속도 벡터

f : 외력 벡터

ϕ : 포텐셜 에너지

* 한국과학기술원 기계공학과

1. 서 론

Nd-Fe-B계 영구자석은 세계 영구자석 시장을 선도하는 중요한 강자성 재료로 지속적인 고성장인 전망되는 부품이다. Nd-Fe-B계 영구자석은 개발 초기에 내식성, 기계적 특성 및 열적 안정성 등의 문제로 인하여 그 사용 분야가 극히 제한적일 것이라는 예상이 지배적이었으나, 새로운 합금 설계와 제조 후 코팅 기술의 급속한 진보로 상기의 문제가 상당 부분 보완되어, 현재는 전기/전자 기기 및 소형 모터류 등 여러 분야에 사용되고 있다. Nd-Fe-B계 자석의 대표적 제조 방법에는 벌크자석의 제조에 유리한 소결법과 이방성을 가진 자석의 제조에 유리한 GM Process 및 고에너지 수치 자석의 제조가 가능한 HDDR법 등이 있고, 국내에서 개발된 튜브제조법(Tube Process)이 있다.

튜브제조법은 변형 튜브에 분말 자석을 넣고 열간 압축 성형하여 자석을 제조하는 방법으로 치밀화(Densification)의 과정을 통해 등방성을 가지는 자석을 얻고 계속되는 성형으로 이방화된 자석을 얻게 된다. 튜브제조법은 GM Process와 제조 방법이 비슷하지만, 분말 자석을 치밀화하는데 있어서 GM Process가 금형을 사용하는데 반해, 변형 가능한 튜브를 사용하여 치밀화와 이방화를 한번에 할 수 있다는 장점을 지니고 있다. 그러나, 높이 감소율이 큰 공정이므로 튜브가 자석재료에 밀려들어가게 되어 자석의 유효 면적이 줄어들게 되고, 곡면형상의 자석을 제조하는 경우 균일한 치밀화가 얻어지기 힘들다. 자석의 유효 면적을 늘리고, 균일한 치밀화가 가능하게 하기 위해서는 적절한 예비성형체의 설계가 필요하다.

Nd-Fe-B계의 자석 성형 공정의 수치 해석 시에 자석 재료는 압축이 가능한 분말 금속 재료로 가정하고 해석을 수행하는데, 분말 금속 재료는 그 내부에 기공이 존재하여 성형 가공 중에 체적변화가 발생하므로 일반 소성 이론을 적용할 수가 없다. 분말 재료에 관한 소성 역학 이론이 Kuhn과 Downey 등 여러 연구자들에 의해 연구되어 왔고⁽¹⁻⁵⁾, 분말 재료의 소성 공정 해석이 활발하게 진행되어 Mori⁽⁶⁾는 분말 재료를 강소성적 거동으로 가정하여 해석을 수행하였으며, Chenot 등 여러 연구자들이 분말 재료에 관한 유한요소 해석을 발표하였다.⁽⁷⁻⁹⁾ 이러한 해석 방법론 등에 의하여 가공 공정에 관한 이론적인 연구가 시도되었는데, 분말 재료의 단조에 관한 연구도 여러 연구자들에 의해 수행되었고⁽⁹⁻¹¹⁾, 분말 재료의 단조, 분말 압입, 분말 재료의 압출, 분말 재료의 압연 및 3차원 문제의 해석 결과⁽¹²⁾도 발표되고 있다. Mori 등⁽¹⁰⁾과 Kobayashi

등⁽⁶⁾은 라그랑지 승수법과 벌칙함수 방법의 문제점을 개선한 압축특성법을 개발하였다. Mori 등⁽¹³⁾은 자유 단조(free forging)에 관한 해석을 수행하였고, Fischmeister 등⁽¹⁴⁾이 열간 단조시의 변형과 치밀화에 관한 연구를 수행하였으며, Kuhn과 Downey⁽¹⁵⁾가 단조시의 분말 예비성형체의 재료 거동에 관한 연구를 수행하였다.

본 논문에서는 높이 감소율이 큰 튜브제조법을 이용한 분말 자석의 성형공정 해석에 앞서서, 이 제조법을 사용했을 때의 분말 자석의 거동을 관찰하기 위하여 튜브를 배제하고 예비성형체 해석을 수행하였다. 해석 결과는 GM Process의 예비성형체로도 활용이 가능하다. 본 논문에서는 원호 형상을 가지는 전기자동차 모터용 자석의 최종 형상이 직사각형에 가깝게 함으로써 자석의 유효 면적을 증가시키고, 균일한 치밀화가 이루어지도록 하는 예비성형체 설계를 시도하였다.

2. 이론적 전개

2.1 지배 방정식

분말자석의 항복조건식을 편차응력의 제2차 불변항 J_2' 의 항과 응력텐서의 제1차불변항 J_1 의 항 및 항복 응력의 항으로 나타내면 다음과 같다.⁽⁸⁾

$$f(\sigma_{ij}) = A J_2' + B J_1^2 = \eta Y_b^2 = \tilde{\sigma}^2 \quad (1)$$

여기서, Y_b 는 매트릭스 소재의 단축 방향 항복 응력이고 $\tilde{\sigma}$ 는 P/M의 유효 응력, η , A , B 는 각각 상대밀도의 함수이다. 구성방정식은 다음과 같이 기술된다.⁽¹⁶⁾

$$(\dot{\epsilon}_{ij}) = \frac{\tilde{\epsilon}_{ij}}{\tilde{\sigma}} \left\{ \frac{A}{2} \sigma_{ij} + \frac{3}{2} (3B-1) \sigma_m \delta_{ij} \right\} \quad (2)$$

$$\sigma_{ij} = \frac{\tilde{\sigma}}{\dot{\epsilon}} \left\{ \frac{2}{A} \dot{\epsilon}_{ij} + \frac{3B-1}{6B(1-B)} \dot{\epsilon}_v \delta_{ij} \right\} \quad (3)$$

여기서, σ_{ij} 는 응력 텐서, $\dot{\epsilon}_{ij}$ 는 변형률 속도 텐서, $\tilde{\epsilon}$ 는 P/M의 유효 변형률 속도, σ_m 은 평균 응력, $\dot{\epsilon}_v$ 는 체적 변형률 속도를 나타낸다. 단축응력 상태인 경우, 유효 변형률 속도 및 체적 변형률 속도는 아래와 같이 표현된다.

$$\tilde{\epsilon}^2 = \frac{A}{2} \dot{\epsilon}_{ij}' \dot{\epsilon}_{ij}' + \frac{\dot{\epsilon}_v^2}{3(3-A)} \delta_{ij} \quad (4)$$

$$\dot{\epsilon}_v = -\frac{dp}{\rho} = \frac{dV}{V} = 9B \sigma_m \frac{\tilde{\epsilon}}{\tilde{\sigma}} \quad (5)$$

여기서, V 는 분말재료의 체적, ρ 는 상대 밀도이다. 단축 응력 상태인 경우 $B = 1 - \frac{A}{3}$ 의 관계가 있고, 일반 금속인 경우 $A=3$ 이고 $B=0$ 이 된다.

2.2 유한요소 수식화

압축특성법(Compressible Material Method)은 일반 금속의 경우 분말재료 기본식을 수식화하여 소재에 어느 정도의 압축성을 허용함으로써 제약조건을 감소시켜 변수도 작고 수렴성이 좋으며⁽⁶⁾, 일반 금속 재료의 경우에는 상대 밀도를 0.999인 분말 재료로 가정하여 좋은 결과를 얻었음이 알려져 있다.⁽¹⁰⁾ 분말 재료의 소성포텐셜 에너지는 다음과 같은 범함수로 정의 할 수 있다.

$$\delta\tilde{\Phi} = \int_{\Omega} \tilde{\sigma} \delta\tilde{\epsilon} \, d\Omega - \int_{\Gamma_f} f_i \delta v_i \, d\Gamma = 0 \quad (6)$$

위 식(6)에서 우변의 첫 번째 항은 변형 에너지항이고, 두 번째 항은 외부 에너지항이다. 변형 에너지항은 형태변형 에너지항과 체적변형 에너지항으로 다시 나누어지게 된다.

형상함수가 N 이고 절점의 속도벡터가 \mathbf{v} 라고 하면 요소의 속도장 \mathbf{u} 및 변형률 속도벡터는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} \mathbf{u} &= \mathbf{N}^T \mathbf{v} \\ \dot{\epsilon} &= \mathbf{B}_v \end{aligned} \quad (7)$$

유효변형률속도는 다음과 같이 정의된다.

$$\left(\tilde{\dot{\epsilon}} \right) = \dot{\epsilon}^T \mathbf{D} \dot{\epsilon} = \mathbf{v}^T \mathbf{B}^T \mathbf{D} \mathbf{B} \mathbf{v} = \mathbf{v}^T \mathbf{P} \mathbf{v} \quad (8)$$

여기서 행렬 \mathbf{P} 는 형태변형 에너지항 P_1 과 체적변형 에너지항 P_2 로 나누어지고 재료상수 항인 \mathbf{D} 도 D_1 과 D_2 로 다음과 같이 분리되어 진다.

$$\mathbf{P} = \mathbf{P}_1 + \mathbf{P}_2 = \mathbf{B}^T \mathbf{D}_1 \mathbf{B} + \mathbf{B}^T \mathbf{D}_2 \mathbf{B} \quad (9)$$

위의 관계식들을 이용하여 식(6)을 요소 분할화해 보면 아래와 같은 결과를 얻을 수 있게 된다.

$$\sum \delta \mathbf{v}^T \left[\sum_{e=1}^E \int_{\Omega_e} \frac{\tilde{\sigma}}{\tilde{\epsilon}} \mathbf{P}_1 \mathbf{v} \, d\Omega + \sum_{e=1}^E \int_{\Omega_e} \frac{\tilde{\sigma}}{\tilde{\epsilon}} \mathbf{P}_2 \mathbf{v} \, d\Omega - \sum_{e=1}^E \int_{\Gamma_{e,f}} \mathbf{N} f \, d\Gamma \right]_j = 0 \quad (10)$$

P_1 항은 형태변형 에너지항으로 일반적으로 전 적분(Full Integration)을 통해서 구하고, P_2 항은 체적변형 에너지항으로 저감 적분(Reduced Integration)을 통해서 구하며, 강소성 재료인 경우에 P_2 항은 벌칙함수 항이 된다.⁽⁶⁾ i 번째 성분의 포텐셜에너지는 아래와 같이 표현된다.

$$\Phi_i = \sum_{e=1}^E \int_{\Omega_e} \frac{\tilde{\sigma}}{\tilde{\epsilon}} P_{1ij} v_j \, d\Omega + \sum_{e=1}^E \int_{\Omega_e} \frac{\tilde{\sigma}}{\tilde{\epsilon}} P_{2ij} v_j \, d\Omega - \sum_{e=1}^E \int_{\Gamma_{e,f}} N_{ij} f_j \, d\Gamma = 0 \quad (11)$$

상기 범함수의 최소값을 구하기 위하여 뉴턴-랩슨 축차법을 사용하였으며, 결과식은 다음과 같이 표현 될 수 있다.

$$\begin{aligned} \sum \frac{\partial \Phi_i}{\partial v_j} \Delta v_j &= -\Phi_i \\ V_j^{(n+1)} &= V_j^{(n)} + \alpha \Delta v_j \end{aligned} \quad (12)$$

이때, α 는 해의 감속계수이다. 위의 식(12)를 풀면 절점에서의 속도를 구할 수 있고, 이로부터 변형률속도, 응력 등을 구할 수 있다.

3. 수치 해석 결과

본 논문에서는 전기자동차 용 모터에 들어가는 12극형 자석을 성형하기 위한 예비성형체를 구해 보았다. 이 자석은 상부의 곡률 반경이 63 mm, 하부의 곡률 반경이 69 mm인 원호형 자석으로 제품의 측면 형상 및 곡률 반경을 Fig. 1에 도시하였다. 튜브제조법을 사용한 해석을 수행하기에 앞서, 설계한 예비성형체에 대한 분말 자석의 거동을 관찰하기 위하여 튜브를 배제하고 해석을 수행하였다. 해석 결과는 GM Process의 예비성형체로도 활용이 가능하다. 재료 상수 행렬에 사용되는 변수들의 관계식은 아래와 같은 Doraivellu⁽⁴⁾의 식을 사용하였다.

$$\begin{aligned} A &= 2 + \rho^2 \\ \eta &= 2\rho^2 - 1 \end{aligned} \quad (13)$$

해석에 사용된 자석분말은 초기 상대밀도를 실제 자석 제조시의 경우인 0.75로 하여 해석을 수행하였다. 분말재료의 물성치는 0.999이상 치밀화된 모재로부터 응력-변형률 관계식을 구하여, 해석에서는 식(1)~(5)와 같이 상대밀도의 함수로 재료의 거동을 표현하게 된다. 본 논문에서 사용된 자석 재료의 물성치는 자석 분말의 상대밀도가 0.999 정도가

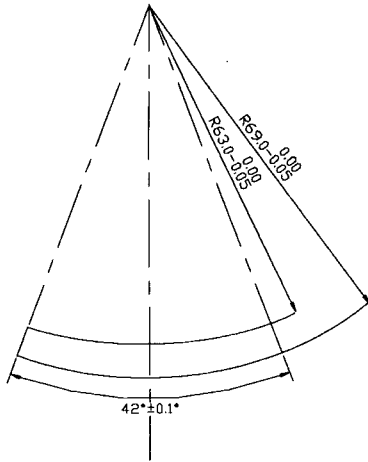


Fig. 1 Dimension of E. V. motor magnets with the front view.(Length = 50mm, Width = 32mm)

될 때까지 진공분위기에서 밀폐 압축시험을 수행하여 원통형의 시편을 만든 후, 실제 자석제조시의 온도인 750℃에서 일정 변형속도의 조건($v=0.02 \text{ mm/s}$, $\dot{\epsilon}=0.002/\text{s}$)으로 단축 압축시험을 수행하여 응력-변형률 관계식을 구한 것이다.

금형과 재료사이의 마찰 계수는 0.2로 하였고, 기하학적 대칭성을 고려하여 1/4 모델만 8절점 선형 연속체요소를 사용하여 해석하였다. 계산에 이용한 물성치 및 해석조건을 Table 1에 나타내었다.

Table 1 Material properties and constants for numerical analysis

Stress-strain Relationship	$\bar{\sigma} = C\bar{\epsilon}^n$
C	89.497
n	0.215
Yield criterion	$f(\sigma_{ij}) = A J_2 + B J_1^2 = \eta Y_b^2 = \bar{\sigma}^2$
A	$A = 2 + \rho^2$
B	$B = 1 - \frac{A}{3} = \frac{1 - \rho^2}{3}$
η	$\eta = 2\rho^2 - 1$
Friction Coefficient	$m = 0.2$

식(10)의 P_1 항은 전 적분을 통해서 구하였고, P_2 항의 적분은 선향적 저감적분법(Directional Reduced Integration, DRI)을 사용하여 해석을 수행하였다. P_2 항의 적분시에 저감적분법(Reduced Integration)을 사용하게 되

면, 구속조건이 많은 체적변형 에너지항의 적분시 요소의 유연성을 높여 요소 잠금을 방지할 수 있지만, 문제에 따라 무에너지모드가 발생하게된다. 선향적 저감적분법은 요소의 적분점을 한 방향에 대하여 감소시켜 적분을 수행하는 방법으로 전단 잠금을 완화시키고 무에너지 모드도 완화해 줄 수 있지만, 적분점 감소 방향의 선택에 따라 결과가 달라지게 된다. Huh등⁽¹⁷⁾은 박막요소를 사용한 초소성 성형 공정 해석시에, 굽힘 및 대회전으로 생기는 잠금 현상을 완화하고, 무에너지 모드를 감소하기 위해 DRI를 적용하여 좋은 결과를 얻었음을 발표하였다. Kim과 Huh⁽¹⁸⁾는 외팔보의 탄소성 굽힘 문제시에 각 적분법에 따른 해의 정확도를 고찰하였다. 본 논문에서는 주어진 공정이 z축 방향으로 압축이 크게 된다는 사실에서 유추하여 z방향으로의 두 점을 적분점으로 선택해 해석을 수행하였다.

자석의 유효 면적은 튜브의 제거 후에 얻어지는 투영 면적으로 일반적으로 직사각형이고, 밀려들어온 튜브를 제거할 때 이 면적이 감소할 수 있다. 성형체의 벌징양상이 비대칭적인 경우 자석의 투영 형상이 직사각형에 가깝지 않아 이 경우 역시 유효 면적은 감소하게 된다. 균일한 치밀화는 자석의 품질에 관계되는 부분으로 국부적인 치밀화가 되는 경우 그 부분에서만 자석의 성질이 좋게 나오게 되므로 균일한 치밀화가 요구되어진다. 본 논문에서는 먼저, 측면에 경사를 주지 않은 예비성형체로 자석 성형 공정의 거동을 살펴보고, 적절한 측면 경사의 수정으로 자석의 유효 면적을 증가시키고, 균일한 치밀화가 얻어지도록 예비성형체를 설계하였다.

Type I은 측면에 경사를 주지 않은 경우로 이에 대한 치수 및 곡률 반경을 Fig. 2에 도시하였다.

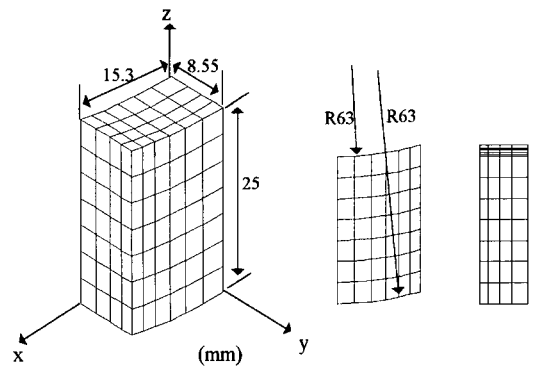


Fig. 2 Dimension of Type I preform with finite element mesh

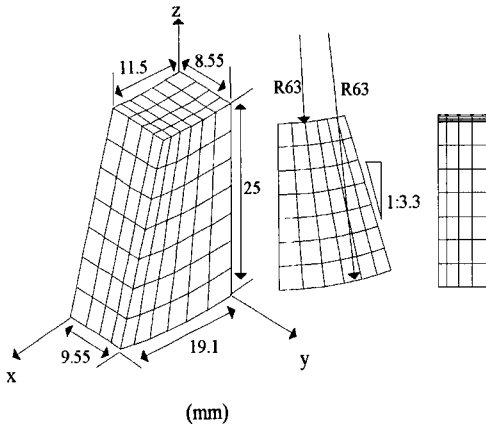


Fig. 3 Dimension of Type II preform with finite element mesh

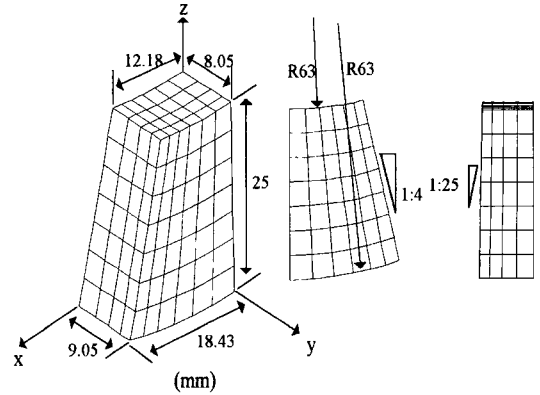


Fig. 4 Dimension of Type III preform with finite element mesh

Type II는 재료의 유동을 보다 균일하게 해주기 위해서 측면의 경사를 급형에 수직인 반경 방향으로 경사를 준 경우로 치수 및 측면 경사율을 Fig. 3에 도시하였다.

Type III와 Type IV는 측면의 경사를 바꾸어준 경우로 이에 대한 치수 및 측면 경사율을 각각 Fig. 4와 Fig. 5에 도시하였다. 전체적인 자석의 부피는 Type I, II와 거의 같게 하였다. Type III는 측면의 경사를 장축은 1:4, 단축은 1:25로 준 경우이고, Type IV는 측면의 경사를 장축은 1:5, 단축은 1:30으로 준 경우이다.

각 예비성형체에 대한 변형 형상을 높이 감소를 75%에 대하여, 위에서 본 경우를 Fig. 6(a)에, 정면에서 본 경우를 Fig. 6(b)에 도시하였다.

Type I의 경우 재료의 상부와 하부가 뒤틀려 있는 양상

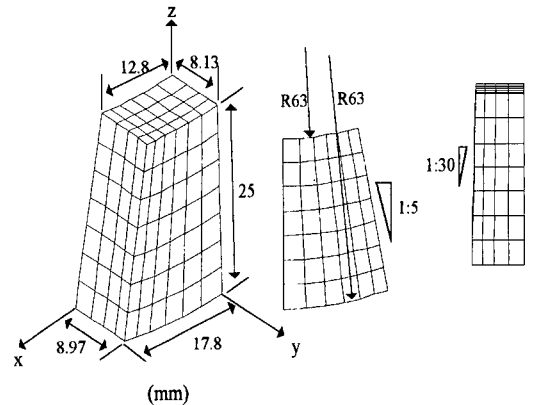


Fig. 5 Dimension of Type IV preform with finite element mesh

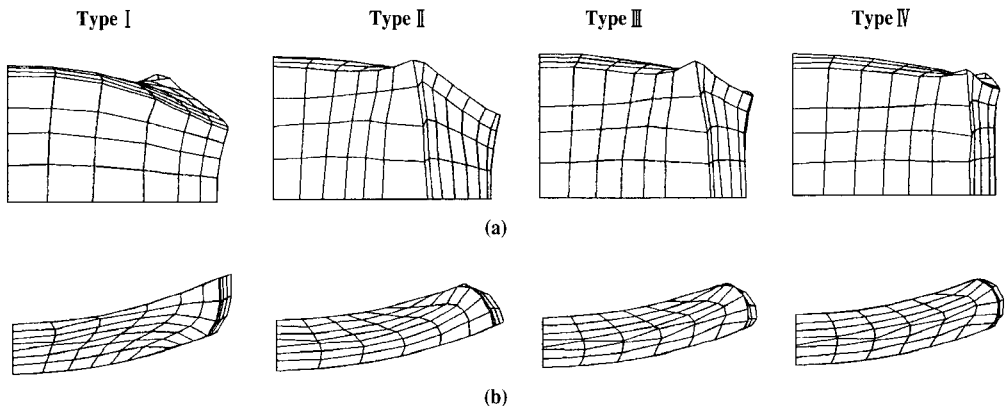


Fig. 6 Comparison of deformed shapes from each preform type with 75% height reduction : (a) Top view ; (b) Front view

을 볼 수 있고, 재료의 하부가 금형에 밀려들어가 자석의 유효 면적도 작음을 알 수 있다. Type II의 경우 역시 상부와 하부가 뒤틀려 있는데, Type I과는 뒤틀린 방향이 반대임을 알 수 있고, 재료의 상부가 금형에 밀려들어가 이 경우 역시 자석의 유효 면적은 작음을 알 수 있다. Type III의 경우에는 상부와 하부의 뒤틀리는 양상이 많이 완화되고 자석의 유효 면적도 증가함을 볼 수 있으나, 뒤틀리는 변형의 경향은 Type II와 유사함을 알 수 있다. Type IV의 경우에는 자석의 유효 면적이 가장 크고, 뒤틀린 양상도 가장 완화되었음을 알 수 있다. 이것은, 측면에 적절한 경사를 준 경우가, 측면에 경사를 주지 않은 경우나 측면의 경사를 금형에 수직인 반경 방향으로 주게 된 경우보다 재료의 유동을 금형의 상부와 하부에서 균일하게 일어나게 하기 때문이다. 적절한 경사를 줌으로서, 재료의 상부와 하부 사이의 뒤틀린 양상과 별징에 의한 비대칭적 변형 양상도 완화되고 변형 형상도 가장 직사각형에 가까워 자석의 유효 면적을 가장 많이 확보 할 수 있음을 알 수 있다. 전단 변형 항과 체적 변형 항을 모두 전적분(Full Integration)을 사용하여 해석을 하게 되면 요소 잠금현상이 발생하여 불안정한 해를 얻게 되고, 선택적 저감적분법을 사용하여 체적 변형 항의 적분시에 저감적분법을 사용하면 이러한 잠금현상을 방지할 수는 있지만 문제에 따라서 무에너지 모드가 발생할 수 있게 된다. 본 논문에서는 절충방안으로 체적 변형

항의 적분시에 선행적 저감 적분법을 사용하여 이러한 영향을 줄여 보고자 하였다. Fig. 6(b)에서 각 경우에 대해 무에너지 모드가 선행적 저감적분법을 사용하여 어느 정도 그 영향이 감소하기는 했지만, 재료의 상대 밀도가 0.97이상에 도달하면 여전히 hourglass모드가 나타나는 것을 알 수 있었다. 이는 본 논문에서 해석한 모델의 높이 감소율이 일반적인 단조 공정의 경우보다 훨씬 큰 75%이기 때문에 발생하는 유한 요소의 성질과 관련된 문제라고 파악되어 진다. 이러한 문제는 격자 재구성법을 사용하면 해결되어 질 것으로 예측되어 진다.

높이 감소율이 60%인 경우와 75%인 경우에 대한 각 경우의 상대 밀도 분포를 각각 Fig. 7과 Fig. 8에 도시하였다.

Type I은 재료의 유동이 용이한 하부가 국부적으로 많이 치밀화가 되었고, 상부는 상대적으로 치밀화가 잘 이루어지지 않았다. Type II 역시 재료의 유동이 용이한 상부만 국부적으로 많이 치밀화가 되었음을 알 수 있다. 경사를 수정한 Type III와 Type IV는 이러한 국부적인 치밀화 양상을 개선시켜주어 균일한 치밀화 양상을 보임을 알 수 있다. Type III와 Type IV는 변형 양상이 거의 비슷하나 Fig. 7의 높이 감소율이 60%인 경우의 상대 밀도 분포는 Type III의 경우 아직도 하부에 치밀화가 상대적으로 덜 일어나고 있음을 보여준다. Type IV의 경우는 재료의 유동이 상부와 하부에서 균일하게 일어나

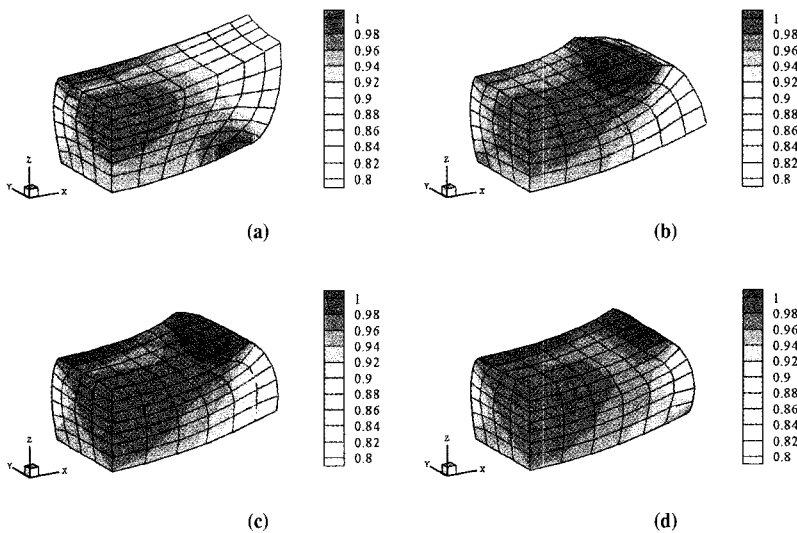


Fig. 7 Comparison of relative density distributions in each preform type with 60% height reduction : (a) Type I ; (b) Type II ; (c) Type III ; (d) Type IV

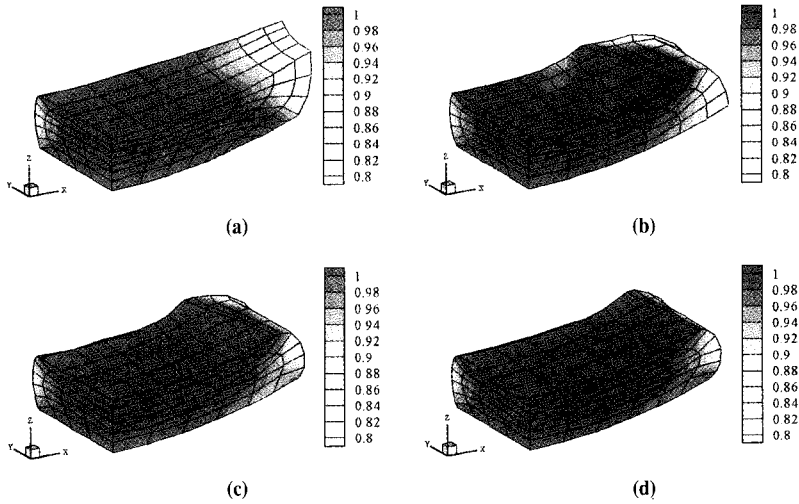


Fig. 8 Comparison of relative density distributions in each preform type with 75% height reduction : (a) Type I ; (b) Type II ; (c) Type III ; (d) Type IV

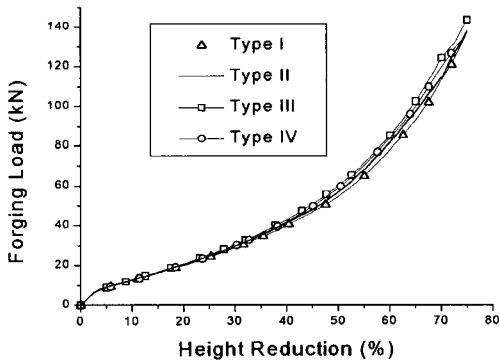


Fig. 9 Forging loads vs. height reduction for various preforms

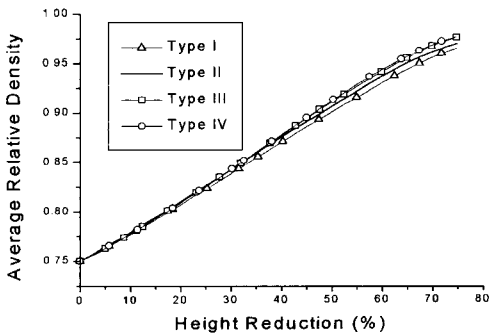


Fig. 10 Average relative densities vs. height reduction for various preforms

장 균일한 치밀화 양상을 보이고 있음을 알 수 있다.

각 경우에 대하여 높이 감소에 따른 하중선도를 Fig. 9에, 평균 상대 밀도를 Fig. 10에 비교해 보았다.

하중은 측면의 경사에 따라 그렇게 많은 차이를 보이고 있지는 않다. 측면에 경사를 주어 예비성형체를 설계한 경우가, 경사를 주지 않은 경우와 금형에 수직인 방향으로 경사를 준 경우보다 평균 상대 밀도가 더 높게 나옴을 알 수 있다. 이는 경사를 설계해 준 경우가 보다 균일한 재료의 유동을 가능하게 하기 때문인 것으로 판단된다.

4. 결 론

본 논문에서는 전기자동차 모터용 자석을 성형하기 위한 예비성형체를 설계하였다. 자석 재료의 상부와 하부에서의 재료 유동이 균일하게 일어나도록 하기 위하여 예비성형체의 측면 경사를 적절히 설계하여 해석을 수행하였다. 해석 결과는 예비성형체의 측면 경사가 변형 양상에 크게 영향을 주고 있음을 보여주었고, 측면 경사가 적절하지 않은 경우에는 변형 재료가 뒤틀리는 현상이 발생하는 것을 알 수 있었다. 원통 곡면 형상의 자석인 경우 예비성형체의 측면에 경사를 준 경우가 자석의 유효 면적 및 균일한 치밀화의 관점에서 더 좋은 결과를 보인다.

참고문헌

- (1) H. A. Kuhn and C. L. Downey, 1971, "Deformation Characteristic and Plasticity Theory of Sintered Powder Metal", Int. J. Powder Metallurgy, Vol. 7, No. 15
- (2) R. J. Green, 1972, "A Plasticity Theory for Porous Solids", Int. J. Mech. Sci., Vol. 14, pp. 215~224
- (3) S. Shima and M. Oyane, 1976, "Plasticity Theory for Porous Metals", Int. J. Mech. Sci., Vol. 18, pp. 285~191
- (4) S. M. Doraivellu et al., 1984, "A New Yield Function for Compressible P/M Materials", Int. J. Mech. Sci., Vol. 26, pp. 527~535
- (5) V. Seetharaman, S. M. Doraivellu and H. L. Gegel, 1990, "Plastic Deformation Behavior of Compressible Solids", J. Mater. Shaping Technol., Vol. 8, pp. 239~248
- (6) K. Mori, 1982, "Finite Element Method of Rigid-Plastic Analysis of Metal Forming", Int. J. Mech. Sci., Vol. 24, pp. 459~465
- (7) O. C. Zienkiewicz, G. C. Huang and Y. C. Liu, 1990, "Adaptive FEM Computation of Forming Process - Application to Porous and Non-Porous Materials", Int. J. Numer. Methods Eng., Vol. 30, pp. 1527~1553
- (8) S. Kobayashi, S. I. Oh and T. Altan, 1989, Metal Forming and the Finite Element Method, Oxford University Press, New York
- (9) T. Tabata and S. Masaki, 1980, "A Compression Test to Determine the Coefficient of Friction in Forging Powder Metal Preforms", Int. J. Powder Metallurgy, Vol. 6, pp. 149~157
- (10) K. Mori, S. Shima and K. Osakada, 1980, "Finite Element Method for the Analysis of Plastic Deformation of Porous Metals", Bull. of JSME, Vol. 23, pp. 516~522
- (11) H. K. Oh and J. H. Moon, 1984, "An Analysis of the Ring Upsetting of Sintered Material", J. of Mech. Work. Technol., Vol. 9, pp. 279~290
- (12) J. L. Chenot, F. Bay and L. Fourment, 1990, "Finite Element Simulation of Metal Powder Forming", Int. J. Numer. Methods Eng., Vol. 30, 1649~1674
- (13) K. Mori, S. Shima and K. Osakada, 1980, "Analysis of Free Forging by Rigid-Plastic Finite Element Method Based on the Plasticity Equation for Porous Metals", Bull. of JSME, Vol. 23, pp. 523~529
- (14) H. F. Fischmeister, B. Aren and K. E. Easterling, 1971, "Deformation and Densification of Porous Preforms in Hot Forging", Powder Metallurgy, Vol. 14, pp. 144~163
- (15) H. A. Kuhn and C. L. Downey, 1973, "Material Behavior in Powder Preform Forging", Trans. ASME: J. of Eng. Mater. Technol., Vol. 95, pp. 41~46
- (16) J. H. Moon, 1992, "Analysis of the Three-Dimensional Forward Extrusion of Sintered Powder Metal", Ph. D. Dissertation, KAIST
- (17) H. Huh, S. S. Han, J. S. Lee and S. S. Hong, 1995, "Experimental Verification of Superplastic Sheet Metal Forming Analysis by the Finite Element Method", J. Mat. Proc. Tech., Vol. 49, pp. 81~87
- (18) 김세호, 허훈, 1998, "저감적분 연속체 유한요소 해석에 의한 탄소성 굽힘문제에서의 응력계산", 대한기계학회 논문집 A, Vol. 22, pp. 1471~1485