

열간등가압소결 공정에서 유한요소법을 이용한 컨테이너 형상의 최적설계

정석환* · 박 환* · 전경달** · 김기태*** · 황상무***
(1999년 10월 8일 접수)

Optimal Shape Design of a Container Under Hot Isostatic Pressing by a Finite Element Method

SukHwan Chung, Hwan Park, KyoungDarl Jeon, KiTae Kim and SangMoo Hwang

Key Words : Design Sensitivity(설계민감도), Finite Element Method(유한요소법), Hot Isostatic Pressing(열간등가압소결), Near-Net-Shape(정밀정형), Optimal Design(최적설계)

Abstract

Near net shape forming of 316L stainless steel powder was investigated under hot isostatic pressing. To simulate densification and deformation of a powder compact in a container during hot isostatic pressing, the constitutive model of Abouaf and co-workers was implemented into a finite element analysis. An optimal design technique based on the design sensitivity was applied to the container design during hot isostatic pressing. The optimal shape of the container was predicted from the desired final shape of a powder compact by iterative calculations. Experimental data of 316L stainless steel powder showed that the optimally designed container allowed precise forming of the desired powder compact during hot isostatic pressing.

1. 서론

분말야금 제조공정에 의한 스테인리스 부품은 일반 철강 제품에 비하여 비경제적이나 내식성, 내산화성, 기계적 특성, 비자기성 및 경도 등이 우수하기 때문에 그 수요가 날이 증가되고 있다.⁽¹⁾

분말을 이용한 부품성형 공정으로는 상압소결과 고온 금형압축소결 및 열간등가압소결 등이 많이 이용되고 있다.⁽²⁾ 특히 열간등가압소결 공정에서는 소결온도 보다 낮은 공정 온도에서 불활성 가스로 정수압을 가하여 기공이 없는 치밀한 분말 성형체를 제조할 수 있다. 그러나 정밀정형을 위해서는 치밀화 성형 후 부품의 추가적인 가공이 필요하며, 이를 최소화하기 위해서는 단순한 시행착오법에 의해 공정변수를 결정하기 보다는 구성모형을 사용하여 성형공정에 대한 이론적인 해석을 통해 최적 공정 조건을 결정하는 것이 효율적이다. Kim 과 Jeon⁽³⁾은 316L 스테인리스 강 분말을

사용하여 상압소결, 일축소결 및 열간등가압소결 공정을 통해 원주형상의 분말성형체에 대한 치밀화 공정 실험을 수행하였으며, Abouaf 등⁽⁴⁾과 McMeeking 등^(5,6)이 제안한 구성 모델들을 유한요소해석에 적용하여 실험치와 비교 분석하였다.

열간등가압소결 공정에서 분말성형체의 최종형상은 공정 중의 시편의 온도분포와 분말의 미세구조 등에 영향을 받을 수 있으며, 보다 중요한 조건으로 용기의 초기형상을 주요 공정변수로 고려할 수 있다.⁽⁷⁾ Jinka 와 Lewis⁽⁸⁾는 열간등가압소결 공정에서 일반적인 원통형상의 용기와 상부가 불룩한 원통형상의 용기에 대하여 각각 실험과 계산을 통해 용기의 형상변화에 따른 금속분말의 치밀화 거동을 조사하였다. 이들은 분말의 치밀화 거동에 대한 용기의 영향을 보였을 뿐 용기형상에 대한 능동적인 제어는 다루지 않았다. Svoboda 등⁽⁹⁾은 열간등가압소결 공정에서 구성모형을 유한요소해석에 적용하고 복잡한 형상인 터빈 디스크 부품의 정밀정형에 대한 수치해석을 수행하였다. 또한, Jeon 과 Kim⁽¹⁰⁾은 삽입물을 사용하여 열간등가압소결 공정으로 터빈 블레이드를 정밀정형하였으며 구성모형들을 유한요소해석에 적용하여 치밀화 거동에 대한 실험결과와 비교하였다. 실제 열간등가압소결 공정으로 부품을 성형할 때는 용기형상의

* 포항공과대학교 대학원 기계공학과
** 포항공과대학교 철강대학원
*** 회원, 포항공과대학교 기계공학과
E-mail : korean@postech.ac.kr
TEL : (054)279-2164 FAX : (054)279-5899

영향으로 인해 성형 후 추가가공이 필요하게 되는데 부품의 형상이 복잡해질수록 추가가공으로 인한 재료의 손실이 증가하게 된다. 따라서 보다 정밀한 용기의 능동적 설계가 요구된다. 최근 Olevsky 등⁽¹¹⁾은 니켈 분말의 열간등가압소결 공정에 대한 유한요소해석을 통해 원주형 분말성형체의 성형을 위한 용기의 초기형상을 계산하였다.

비정상상태에서 유한요소법에 기초한 최적설계 기법에 대해서는 지금까지 다양한 연구가 수행되었다. Park 등⁽¹²⁾에 의해 제안된 역추적기법(back tracing method)은 최종형상을 얻기 위한 예비성형체의 설계에 적용되었다.⁽¹³⁾ Grandhi 등⁽¹⁴⁾은 계산효율 향상을 위해 간략화된 유한요소법을 이용하였고 최적 금형속도를 결정하기 위해 최적제어 이론을 적용하였다. 정상상태에 대해서는 Kusiak 와 Thomson⁽¹⁵⁾이 직접미분법을 최적설계에 적용하였고, 비정상 상태에 대해서는 Barinarayanan 과 Zabara⁽¹⁶⁾와 Forment 등⁽¹⁷⁾이 직접미분법을 바탕으로 반복 설계를 수행하여 금형과 예비성형체의 모양을 설계하였다. 또한, Roy 등⁽¹⁸⁾은 미분법을 적용하기 힘든 경우에 활용되는 유전알고리즘을 이용하여 자동차 부품의 예비성형에 사용되는 금형을 최적설계하였다.

최근에는 최적화 기법 중에 하나로 설계민감도를 이용한 기법이 활발히 연구되고 있다. 설계민감도는 설계변수의 변화에 따른 목적함수의 변화량을 나타내며 미분을 이용한 최적화 기법에서 반복 계산에 필요한 방향을 결정하는데 중요한 역할을 한다. 설계민감도를 해석적으로 계산하기 위한 방법으로는 수반변수법(adjoint variable method)과 직접미분법이 주로 사용되고 있는데 비정상상태의 해석에 대해서는 직접미분법이 가장 적절한 방법으로 사용되고 있다.⁽¹⁹⁾

본 논문에서는 열간등가압소결 하에서 스테인리스 강 분말의 치밀화 거동에 대한 구성모델을 유한요소해석에 적용하여, 원하는 형상으로 분말성형체를 성형하기 위한 용기의 최적형상을 계산하였다. 계산된 결과로 용기를 제작하여 열간등가압소결 실험을 수행하였으며 실험에서 성형된 시편의 형상과 설계에서 예측한 성형체의 형상을 비교하였다. 또한 성형체 내부의 밀도구배에 대하여 실험치와 유한요소해석으로 구한 계산치를 비교하였다.

2. 이론 및 유한요소해석

2.1 구성 모델

열간 등가압 소결공정에 의한 316L 스테인리스 강 분말의 정밀정형 공정을 해석하기 위하여 Abouaf 등⁽⁴⁾이 제안한 치밀화 구성모델을 사용하였다. Abouaf 등⁽⁴⁾은 분말성형체의 치밀화에 영향

을 미치는 상당 Mises 응력 σ_{eq} 을 정수응력, 편차 응력 및 상대밀도의 함수로 나타내었다.

$$\sigma_{eq}^2 = fI_1^2 + 3cJ_2 \quad (1)$$

여기서, $I_1 = \sigma_{kk}$, $J_2 = (1/2)\sigma'_{ij}\sigma'_{ij}$, $\sigma'_{ij} = \sigma_{ij} - (1/3)\sigma_{kk}\delta_{ij}$ 이며 δ_{ij} 는 Kronecker delta 를 나타낸다. 또한 f 와 c 는 각각 상대밀도의 함수로 f 는 정수응력이 치밀화에 미치는 영향정도를 나타내며, c 는 모재의 항복강도에 대한 분말 성형체의 유동응력의 비를 나타낸다. 기공이 없는 모재일 경우 f 와 c 는 각각 0과 1을 가지며, 이 때 σ_{eq} 는 통상적인 Mises 응력이 된다. 또한, 분말성형체에 대한 점소성 구동력 ω (viscoplastic power)와 모재에 대한 점소성 구동력이 같다는 가정에 의해 크리프변형률 속도는 다음과 같이 쓸 수 있다.⁽²⁰⁾

$$\begin{aligned} \dot{\epsilon}_{ij} &= \frac{D\dot{\epsilon}_0 \sigma_{eq}^{n-1}}{\sigma_0^n} \left(fI_1 \delta_{ij} + \frac{3}{2} c\sigma'_{ij} \right) \\ &= DA\sigma_{eq}^{n-1} \left(fI_1 \delta_{ij} + \frac{3}{2} c\sigma'_{ij} \right) \end{aligned} \quad (2)$$

여기서, $\dot{\epsilon}_0$ 와 σ_0 는 기준변형률속도(reference strain rate)와 기준응력(reference stress)이며, A , n 은 일축 응력 하의 멱수법칙 크리프 식 $\dot{\epsilon} = A\sigma^n$ 에 사용된 Dorn 상수와 크리프지수를 나타낸다. 또한, D 는 상대밀도를 나타낸다.

본 논문에서 Abouaf 등⁽⁴⁾의 구성 모델을 유한요소해석에 적용할 때, 식 (1)에 사용된 f 와 c 및 크리프 상수들 A 와 n 은 Bouaziz 등⁽²¹⁾의 실험 결과를 이용하였으며, 크리프 상수들 A 와 n 은 Table 1에 나타내었다.

$$f(D) = 0.16 \left(\frac{1-D}{D-0.69} \right)^{11} \quad (3)$$

$$c(D) = 1 + 5.23 \left(\frac{1-D}{D-0.69} \right)^{0.914} \quad (4)$$

2.2 유한요소 수식화

열간 등가압 소결 공정에 성형되는 재료는 내부 영역 Ω 와 경계 Γ 로 나누어지며 경계 Γ 는 속도장이 주어진 Γ_u 와 표면력이 주어진 Γ_σ 로 나누

Table 1 Creep properties of 316L stainless steel powder⁽²¹⁾

Temp.(°C)	n	A[MPa,sec]
600	8.20	8.13×10^{-21}
700	5.30	8.22×10^{-14}
1125	2.02	4.98×10^{-7}

어진다. 열간 등가압 소결 공정에서의 표면력은 용기에 가한 압력만이 작용한다. 또한, 본 논문에서는 용기와 분말재료 사이의 미끄러짐이나 떨어짐은 고려하지 않았다. 이러한 가정들과 위의 구성모형을 바탕으로 아래와 같은 경계값 문제가 주어지게 되며 평형방정식은 다음과 같다.

$$\sigma_{ij,j} + f_i = 0 \quad (5)$$

속도-변형률 속도 관계식

$$\dot{\epsilon}_{ij} = (u_{i,j} + u_{j,i})/2 \quad (6)$$

변형률속도와 응력의 관계식은 식 (2)와 다음 식을 이용하였다.

$$p = -\frac{\sigma_{kk}}{3} = -\frac{D\dot{\epsilon}_o\sigma_o^{n-1}}{9f\sigma_o^n}\dot{\epsilon}_{kk} \quad (7)$$

경계조건

$$u_i = \bar{u}_i \quad \text{on } \Gamma_{ui} \quad (8)$$

$$\sigma_{ij}n_j = h_i \quad \text{on } \Gamma_{hi} \quad (9)$$

경계조건을 만족시키는 속도 u_i 와 경계 Γ_{ui} 에서 0 인 임의의 함수 ω_i 에 대해 위의 경계값 문제를 다음과 같은 적분방정식으로 나타낼 수 있다.

$$\int_{\Omega} \sigma'_{ij}\omega'_j d\Omega - \int_{\Omega} p\omega_{ii} d\Omega - \int_{\Omega} f_i\omega_i d\Omega - \sum_{\alpha} \int_{\Gamma_{h\alpha}} h_{\alpha}\omega_{\alpha} d\Gamma = 0 \quad (10)$$

여기서, $\omega_{ij} = 1/2(\omega_{i,j} + \omega_{j,i})$ 이며 $\omega'_{ij} = \omega_{ij} - \omega_{kk}/3\delta_{ij}$ 이며, 식 (10)에서 x_i 와 u_i 및 ω_i 에 대해서 유한요소 근사화를 하면 아래와 같은 유한요소 방정식으로 쓸 수 있다.

$$\mathbf{h}(\mathbf{X}, \bar{\epsilon}_m, \dot{\bar{\epsilon}}, D, \mathbf{V}, \mathbf{t}, \mathbf{d}) = 0 \quad (11)$$

여기서 벡터 \mathbf{h} 는 유한요소 방정식이고, \mathbf{X} 와 \mathbf{V} 의 성분은 각각 절점에서의 좌표값과 속도이고, $\bar{\epsilon}_m$, $\dot{\bar{\epsilon}}$, D 는 각각 모재의 유효변형률, 요소에서의 유효변형률 속도 및 상대밀도이다. 또한, t 는 가공 시간이고 벡터 \mathbf{d} 의 성분은 공정변수들이다.

유한요소해석에서 상하 대칭과 축 대칭으로 인

해 단면의 1/4 만 고려하였다. 계산과정 중에 각 요소들에서 상대밀도의 최저치가 0.999 이상이 되면 해석을 중단하도록 하였는데, 이후에는 치밀화의 진행으로 인한 형상 변화가 무시할 만하기 때문이다. 또한, 각 계산 단계에서의 시간간격은 전체 영역에서의 속도장을 근거로 결정하였으며 온도 분포는 전체 영역에서 균일하다고 가정하였기 때문에 열전달 해석은 포함하지 않았다.

2.3 최적화 기법

본 논문에서 사용한 최적화 기법은 직접미분법을 기초로 하였으며 Chung 등⁽¹⁰⁾에 의해서 분말단조 공정의 최적화에 사용된 바 있다. 비정상상태 소성가공 공정에서 제한조건이 없는 최적화문제의 목적함수와 상태방정식은 다음과 같이 표현될 수 있다.

$$\psi_0 = \sum_{i=1}^n \psi_0^{(i)}(\mathbf{L}^{(i-1)}, \mathbf{S}^{(i)}, \Delta t^{(i)}, \mathbf{d}) \quad (12)$$

$$\mathbf{h}^{(i)}(\mathbf{L}^{(i-1)}, \mathbf{S}^{(i)}, \Delta t^{(i)}, \mathbf{d}) = \mathbf{0}, \quad i = 1, \dots, n \quad (13)$$

여기서 i 는 i 번째 시간간격에서의 값들을 의미하고, \mathbf{L} 은 유한요소해를 결정하는 지배변수들을 나타내고, \mathbf{S} 는 속도장을 말한다.

설계민감도는 다음과 같이 구할 수 있다.

$$I_k = \sum_{i=1}^n \left(\frac{\partial \psi_0^{(i)}}{\partial d_k} + \frac{\partial \psi_0^{(i)}}{\partial \mathbf{L}^{(i-1)}} \frac{\partial \mathbf{L}^{(i-1)}}{\partial d_k} + \frac{\partial \psi_0^{(i)}}{\partial \mathbf{S}^{(i)}} \frac{\partial \mathbf{S}^{(i)}}{\partial d_k} \right) \quad (14)$$

위의 식에서 설계변수에 대한 상태변수의 미분은 식 (13)을 이용하여 다음과 같이 구한다.

$$\frac{\partial \mathbf{h}^{(i)}}{\partial \mathbf{S}^{(i)}} \frac{\partial \mathbf{S}^{(i)}}{\partial d_k} = -\frac{\partial \mathbf{h}^{(i)}}{\partial d_k} - \frac{\partial \mathbf{h}^{(i)}}{\partial \mathbf{L}^{(i-1)}} \frac{\partial \mathbf{L}^{(i-1)}}{\partial d_k} \quad (15)$$

반복 계산에 필요한 진행방향(searching direction)을 결정하기 위해서, 식 (14)에서 얻어진 설계민감도를 기초로 하는 급경사법(steepest descent method)을 이용하였다.

$$\mathbf{d}^{i+1} = \mathbf{d}^i - \alpha^i I^i \quad (16)$$

여기서 i 는 최적화 반복계산을 나타내고 \mathbf{d} 는 최적화 진행크기를 나타낸다.

Table 2 Chemical composition of 316L stainless steel powder (wt%)

C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	Cu	Co	N	B
0.028	0.24	1.70	0.018	0.008	17.2	12.2	2.50	0.12	0.07	0.078	0.001

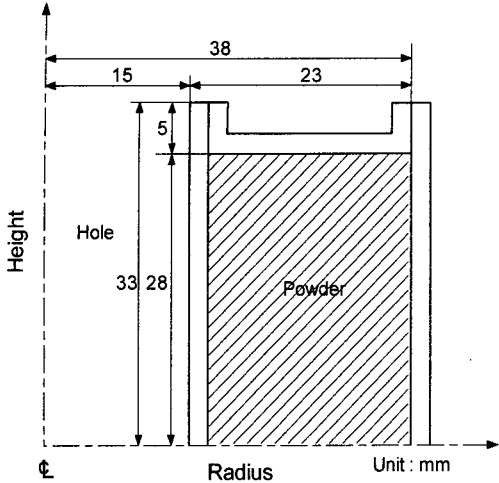


Fig. 1 Initially guessed shape of the container for hot isostatic pressing

진행크기(steping size)를 결정하기 위해서는 황금분할법(golden section method)을 이용하였다. 계산 시간상 황금분할법의 반복 계산 횟수는 7 회로 제한하였다.

3. 실험 및 최적설계

본 논문에서는 가스분사법으로 제조된 구형의 스테인리스 강 분말(316L stainless steel, Anval Co., Sweden)을 사용하였으며, 이론밀도는 $8g/cm^3$ 이다. Table 1 은 실험에 사용된 316L 스테인리스 강 분말의 화학조성을 나타낸다.

3.1 열간등가압소결

실험에 사용된 열간등가압소결장치(Hot Isostatic Press ; System 30T, Kobelco, Japan)는 온도와 압력을 프로그래밍하여 자동으로 제어할 수 있다. 열간등가압소결에서 시편을 제조하기 위하여 Fig. 1 에 나타난 형상의 스테인리스강(304 stainless steel) 용기를 제작하였다. 용기를 구성하는 부분은 내경이 각각 30mm 와 76mm 이고 높이가 66mm 인 두께 2mm 의 두 종류의 관과 위아래를 막을 수 있는 두께 2mm 의 뚜껑, 탈가스작업시 배기관으로 사용되는 외경이 8mm, 두께 1mm 의 스테인리스 강관이다. 또한, 열간등가압소결 후 분말성형체의 최종형상이 Fig. 2 와 같이 높이 50mm, 외경 70mm, 내경 40mm 로 성형될 수 있도록 스테인리스강 용기의 최적화된 형상을 유한요소해석을 통해 예측하여 용기를 제작하였다. 이렇게 제작된 두 종류의 용기에 스테인리스 강 분말을 담아 열간등가압소결 실험을 수행하였다.

용기는 분말을 채우기 전 불순물을 제거하기 위하여 묽은 염산으로 세척하였다. 스테인리스 강

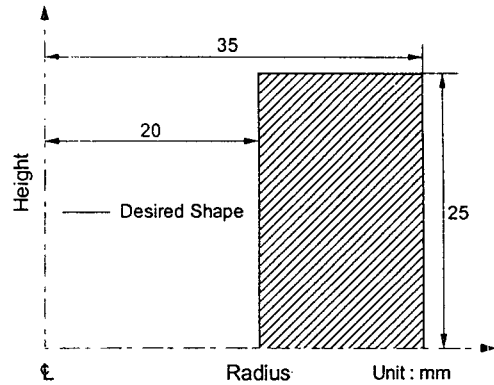


Fig. 2 Desired shape of the powder compact after hot isostatic pressing

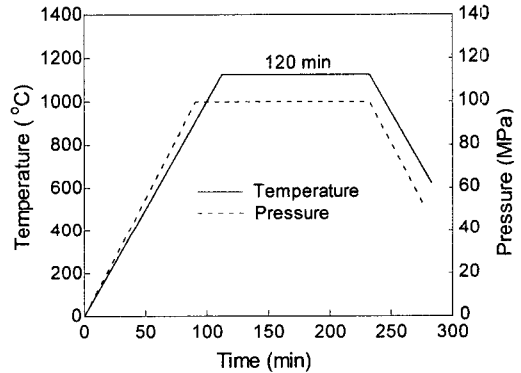


Fig. 3 Test conditions for temperature and load during hot isostatic pressing

분말을 용기에 채워넣고 진동장치를 이용하여 분말 성형체의 충전밀도(tap density)가 0.67 이 되도록 하였다. 분말을 채워 넣은 용기에 뚜껑을 덮고 기밀을 유지하기 위하여 용기 내부를 진공 상태로 유지하면서 400°C에서 6 시간 동안 탈가스작업(degassing)을 하였다.

열간등가압소결 실험은 1125°C에서 100 MPa 의 압력으로 120 분간 유지한 경우와 30 MPa 의 압력으로 15 분간 유지한 경우에 대하여 수행하였으며, HIP 챔버의 내부압력이 7.84 MPa 가 된 이후부터 10°C/min 으로 가열하였으며, HIP 챔버 내부의 압력은 온도의 증가에 따라서 선형적으로 증가하였다. 열간등가압소결 공정의 온도와 압력에 대한 스케줄은 Fig. 3 에 나타내었다.

3.2 밀도분포 측정

분말성형체의 상대밀도분포는 경도와 상대밀도의 관계를 이용하여 간접적으로 측정할 수 있다. Kwon 등⁽²²⁾은 Rockwell B 형 경도계를 사용하여 분

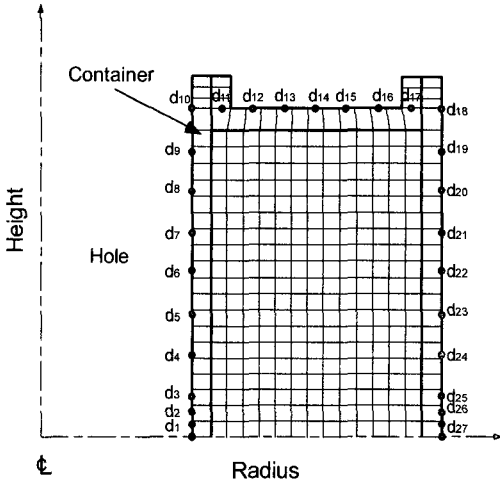


Fig. 4 Finite element meshes and the coordinates of control points which define B-spline curves

말성형체의 경도와 상대밀도의 관계식을 얻었다. 또한, 이를 통해 냉간금형압축과 일축압축으로 성형한 스테인리스 강 분말성형체의 상대밀도분포를 구하였다.

본 논문에서는 분말성형체 내부의 상대밀도분포를 구하기 위하여 열간등가압소결 공정으로 1125°C에서 10~30 MPa의 압력조건으로 상대밀도 $D=0.87\sim0.95$ 의 시편들을 성형하였다. 성형된 시편을 중심에서 가로로 절단하고 850°C의 진공 분위기에서 1시간 동안 어닐링한 후 단면에 Rockwell B형 경도계를 사용하여 1/16 inch 강구압자로 하중 60 Kg을 30 초간 가하여 경도를 측정하였다. 각 시편 단면에 15개의 경도값을 얻고 이를 평균하여 경도와 상대밀도의 관계식을 구하였다. 열간등가압소결 공정으로 1125°C에서 30 MPa의 압력으로 15분간 유지하여 성형한 시편의 내부 밀도분포를 구하기 위해 단면을 세로로 절단하고 진공 분위기에서 850°C로 1시간 동안 어닐링하였다. 또한, 시편의 양쪽 절단면에서 각각 40개의 유한요소 격자를 만들고 각 절단면에 가로와 세로방향으로 엇갈리도록 격자의 적분점(integration point)에서 20개씩 총 40개의 경도값을 측정하였다. 이를 환산하여 시편 내부의 상대밀도 분포를 구하였다.

3.3 용기의 최적 설계

Fig. 4와 같은 용기의 형상을 3개의 B-spline 곡선으로 나타내었으며 이러한 곡선들을 결정하는 27개의 조절점의 좌표값들을 설계변수로 설정하였다. 설계 변수 $d_1 \sim d_9$ 는 B1의 조절점들의 r축 방향의 좌표값을 나타내며 이 곡선을 통해서 용기의 내경 형상이 결정되고, $d_{10} \sim d_{18}$ 은 B2의 조절점들의 z축 방향의 좌표값을 나타내며 이 곡선을

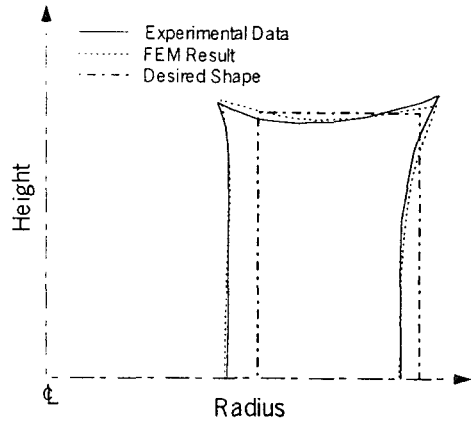


Fig. 5 Comparisons of the shapes of 316L stainless steel powder compacts; desired shape, experimental data and finite element calculations

통해서 용기의 상단부 형상이 결정되며, $d_{19} \sim d_{27}$ 은 B3의 조절점들의 r축 방향의 좌표값을 나타내며 용기의 외경 형상이 결정된다. 또한, B1 조절점들의 z축 좌표값들은 d_{10} 에 의하여 각각의 초기값에 비례하여 얻어지고, B3 조절점들의 z축 좌표값은 d_{18} 에 의해서 비례적으로 결정된다. B2 조절점들의 r축 좌표값은 d_9 와 d_{19} 에 의해서 초기치들에 비례해서 결정되었다. 또한, 대칭면에서 부드러운 곡선을 얻기 위해서 상하 대칭축 근처의 3개의 조절점들의 r축 좌표값들이 같이 움직이도록 하였다.

목적함수로는 원하는 시편의 형상과 열간등가압소결 공정에서 제조된 시편의 형상과의 차이를 이용하였으며 목적함수는 아래와 같다.

$$\psi_0 = \sum_{i=1}^{n_1} (r_{1i} - 20)^2 + \sum_{i=1}^{n_2} (z_{2i} - 25)^2 + \sum_{i=1}^{n_3} (r_{3i} - 35)^2 \quad (17)$$

여기서 n_1 과 r_1 은 제품의 내경의 형상을 나타내는 절점의 수와 각 절점들의 r축 좌표값들이고, n_2 와 z_2 는 상단부의 절점과 z축 좌표값들이고, n_3 과 r_3 은 외경의 절점과 r축 좌표값들을 나타낸다.

4. 결과 및 비교 검토

Fig. 5는 Fig. 1과 같은 형상의 용기로 스테인리스 강 분말의 열간등가압소결 실험을 수행한 결과이며 실험 조건은 1125°C에서 100 MPa의 정수압으로 120분간 유지시켰다. 실험과 유한요소해석의 결과에서 성형체 내에는 기공이 거의 소멸되었으며 형상의 변화는 용기의 영향으로 시편의 중간부분이 오목해지며 모서리 부분은 돌출된 모양을 나타내었다. Abouaf 등⁽⁴⁾의 구성모델을 사용한 유한요소해석의 결과는 전체적인 시편의 형상변화에서 실험치와 비교적 잘 일치하였다. 완전한 원주형상

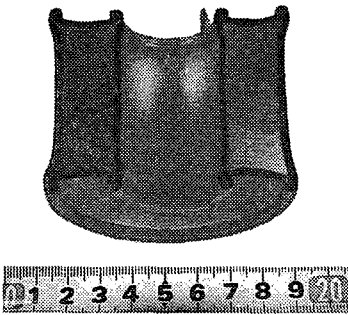


Fig. 6 Cross section of a 316L stainless steel powder compact at 1125°C under 100 MPa

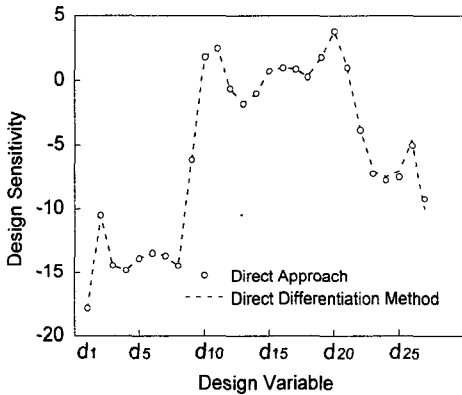


Fig. 7 A comparison between the design sensitivities evaluated by the direct approach and those by the direct differentiation method

의 부품성형을 고려할 때 각 모서리에서 돌출된 부분과 상부와 측면에서 오목한 곡면으로 인해 추가 가공이 필요하며 이에 따라 원하는 형상으로 부품을 성형하기 위해서는 보다 많은 재료와 가공 시간이 필요하게 된다. Fig. 6은 Fig. 5에서 유한요소 해석한 결과와 형상비교를 위하여 실험치로 사용된 시편의 단면을 나타내는 사진이다.

최적화 계산에 앞서 본 논문에서 사용한 설계 민감도를 검증하였다. Fig. 7은 Fig. 4와 같은 용기 형상 및 설계변수와 식 (17)에서 나타낸 목적함수를 이용하여 구한 설계민감도이다. 점선은 직접미분법을 이용하여 구한 결과이고, 점은 직접접근법(direct approach)으로 구한 결과이다. 두 방법으로 구한 설계민감도가 거의 일치하는 것으로 볼 때, 설계민감도를 구하는데 사용된 직접미분법이 효과적임을 알 수 있다.

앞서 수행한 열간등가압소결실험의 결과에서 실험 후의 성형체는 용기의 영향으로 인해 불균일하게 수축하기 때문에, 중심에 구멍이 있는 원주

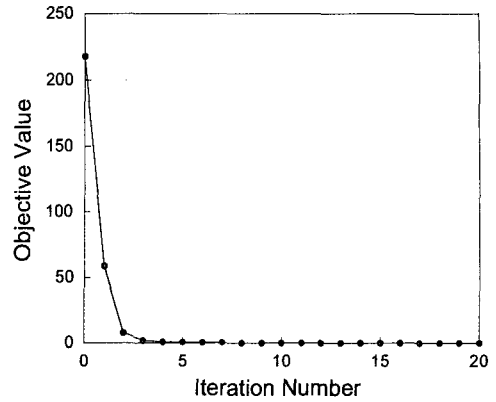


Fig. 8 Variation of the objective value during optimization

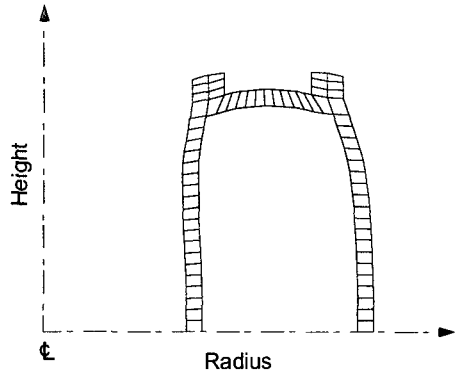


Fig. 9 An optimal container shape for hot isostatic pressing from a finite element calculation

형상의 부품을 성형하기 위하여 최적화 기법으로 용기의 최적형상을 계산하였다. Fig. 8은 앞에서 설명한 목적함수와 최적화기법을 적용하였을 때 반복 계산에 따른 목적함수의 변화를 나타내는 그림으로 목적함수의 값이 점진적으로 0에 접근하는 것을 볼 수 있다.

Fig. 9는 최적화를 통해서 구한 용기의 형상을 나타낸다. 열간등가압소결 실험시 수축이 많이 발생했던 각 면들이 볼록한 곡선형태를 가짐을 볼 수 있다. 계산된 결과를 바탕으로 용기를 제작하였으며 최종형상의 비교를 위해 열간등가압소결 실험을 수행하였다.

Fig. 10 (a)와 (b)는 최적설계된 용기로 1125°C에서 100 MPa의 압력하에 120분간 유지한 공정 조건에서 열간등가압소결 실험을 수행하기 전과 후의 시편 형상을 각각 나타낸다. 열간등가압소결 후 성형체는 기공이 완전히 소멸되어 이론밀도를 나타내었다. 최적설계된 용기의 사용으로 인해 성형체의 형상이 원하는 형상에 매우 근접함을 알

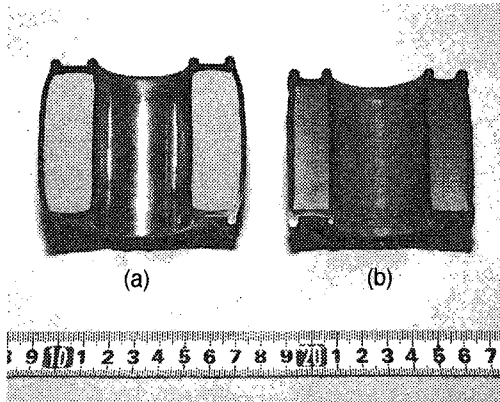


Fig. 10 Cross sections of hot isostatically pressed stainless steel powder compacts at 1125°C under 100 MPa ; (a) initial shape and (b) after 120 min

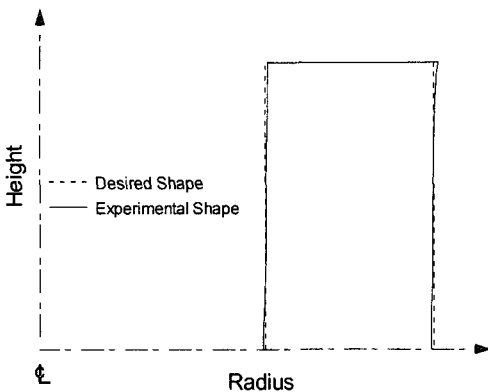


Fig. 11 A comparison between the desired shape of a powder compact(dashed) and experimental data(solid) of a 316L stainless steel powder compact by using an optimally designed container after 120 min during hot isostatic pressing at 1125°C under 100 MPa

수 있다.

Fig. 11 은 Fig. 10 의 열간등가압소결에서 제조한 성형체의 최종형상과 원하는 시편형상의 비교를 나타낸다. 점선으로 표시된 형상은 설계된 시편의 형상이고, 실선으로 표시된 형상은 실험을 통해서 얻은 결과이다. 우측 상단의 모서리 부분에서 0.4mm 의 오차로 미세하게 돌출된 형상을 보였으나 전체적인 형상은 ±0.2mm 범위 내에서 원하는 형상에 근접한 형상을 보였다. 따라서, 열간등가압소결 공정에서 최적화 기법을 통해 용기의 형상을 최적설계함으로써 정밀 정형의 부품을 효율적으로 성형할 수 있음을 알 수 있다.

Fig. 12 는 316L 스테인리스 강분말의 상대밀도와 로크웰 B 형 경도치와의 관계를 나타낸다. 3.2

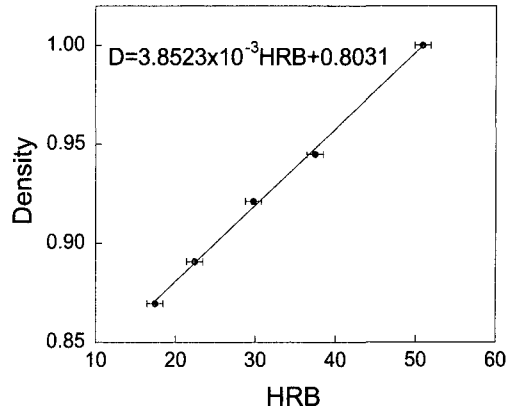


Fig. 12 Variation of relative density with Rockwell hardness(HRB) for 316L stainless steel powder compacts

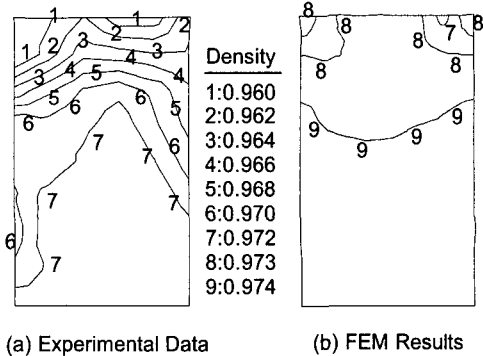


Fig. 13 Comparison between (a) experimental data and (b) finite element calculations by using an optimally designed container for relative density distributions of a 316L stainless steel powder compact after 15 min during hot isostatic pressing at 1125°C under 30 MPa. single action pressing

절에 기술한 바와 같이 상대밀도를 측정된 시편에 대해 로크웰 B 형 경도시험으로 경도를 측정하였으며 이를 곡선적합하여 다음과 같은 관계식을 구하였다.

$$D = 3.852 \times 10^{-3} HRB + 0.8031 \quad (18)$$

Fig. 13 (a)와 (b)는 최적설계된 용기로 열간등가압소결을 수행한 후 시편내부의 밀도분포를 나타내는 실험결과와 유한요소해석의 결과를 나타내며 실험조건은 1125°C에서 30MPa의 정수압 하에 15분간 유지시켰다. 시편 내부의 상대밀도분포는 절단된 시편의 단면에서 경도값을 구하고 경도와 상대밀도의 관계를 나타내는 식 (18)을 이용하여 구하였다.

제조된 성형체의 형상은 원하는 형상에 근접한 직사각형 모양을 보였다. 중심부는 상대밀도 0.972 정도로 비교적 균일한 분포를 보이면서 상부로 갈수록 낮은 밀도분포를 나타내었다. 특히 좌측 모서리 부분과 상부 우측 부분은 제일 낮은 상대밀도분포를 보였다. 유한요소해석의 결과는 실험결과에서 나타난 모서리 부위에서의 낮은 치밀화 경향은 비교적 유사하게 예측하였다. 평균상대밀도는 실험치 보다 약간 높은 값을 나타내었다. 밀도 구배 또한 최대값과 최소값의 편차가 0.002 정도로 실험치에 비하여 균일한 밀도분포를 나타내었다.

5. 결론

본 논문에서는 열간등가압소결 공정에서 중요한 공정변수 중 하나인 용기의 형상에 대하여 설계민감도를 이용한 최적화기법을 적용하여 원하는 성형체의 형상으로부터 용기의 초기형상을 예측하고 실험결과와의 비교를 통하여 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

(1) 일반적인 원통형 용기로 열간등가압소결을 수행한 결과 돌출된 모서리가 관찰되어 원하는 형상과는 차이가 있었으며 추가 가공이 요구되었다. Abouaf 등⁽⁴⁾이 제안한 구성모델을 적용한 유한요소해석의 결과는 이러한 형상변화에 대해 실험치를 비교적 잘 예측하였다.

(2) 최적화 기법을 적용하여 설계한 용기로 열간등가압소결을 수행한 결과, 제조된 성형체의 형상이 원하는 형상에 매우 근접하였다. 이를 통해 열간등가압소결에서 설계 민감도를 고려하여 용기를 최적설계하는 방법이 부품의 정밀정형에 유용한 방법임을 알 수 있었다.

(3) 최적화 기법으로 설계한 용기를 사용하여 열간등가압소결을 수행한 후 분말성형체의 치밀화에 대한 유한요소해석의 결과는 밀도분포는 비슷한 경향을 보였으며 실험치에 비하여 비교적 균일하고 약간 높은 상대밀도를 예측하였다.

참고문헌

- (1) Stevens, R. W., 1984, P/M Stainless Steels, Metal Handbook, 9th ed., Vol. 7, Powder Metallurgy, Metals Park, Ohio.
- (2) Besson, J. and Abouaf, M., 1991, "Behavior of Cylindrical HIP Containers," *Int. J. Solids Structures*, Vol. 28, No.6 pp. 691~702.
- (3) Kim, K. T. and Jeon, Y. C., 1998, "Densification Behavior of Stainless Steel Powder under High

- Temperature," *Mater. Sci. Eng.*, A245, No. 1, pp.64~71.
- (4) Abouaf, M., Chenot, J.L., Raison, G. and Bauduin, P., 1988, "Finite Element Simulation of Hot Isostatic Pressing of Metal Powder," *Int. J. Num. Meth. Eng.*, Vol. 25, pp. 191~212.
- (5) Kuhn, L. T. and McMeeking, R. M., 1992, "Power-Law Creep of Powder Bonded by Isolated Contacts," *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 34, No. 7, pp. 563~573.
- (6) Sofronics, P. and McMeeking, R. M., 1992, "Creep of Power-Law Material Contacting Spherical Voids," *J. Appl. Mech.*, Vol. 5, pp. s88~s95.
- (7) Olevsky, E., Maximenko, A., Van Dick, S., Froyen, L. and Delaey, L., 1998, "Container Influence on Shrinkage under Hot Isostatic Pressing - I. Shrinkage Anisotropy of a Cylindrical Specimen," *Int. J. Solids Structures*, Vol. 35, No. 18, pp. 2283~2303.
- (8) Jinka, A. G. K. and Lewis, R. W., 1994, "Finite Element Simulation of Hot Isostatic Pressing of Metal Powders," *Comput. Methods Appl. Mech. Engrg.*, Vol. 114, Issue 3-4, pp. 249~272.
- (9) Svoboda, A., Haggblad, H. and Nasstrom, M., 1996, "Simulation of Hot Isostatic Pressing of Metal Powder Components to Near Net Shape," *Engineering Computations*, Vol. 13, Issue 5, pp. 13~37.
- (10) Jeon, Y. C. and Kim, K. T., 1999, "Near-net-shape forming of 316L stainless steel powder under hot isostatic pressing," *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 41, Issue 7, pp. 815~830.
- (11) Olevsky, E. and Maximenko, A., 1998, "Container Influence on Shrinkage under Hot Isostatic Pressing - II. Shape Distortion of Cylindrical Specimens," *Int. J. Solids Structures*, Vol. 35, No. 18 pp. 2305~2314.
- (12) Park, J. J., Rebelo, N., and Kobayashi, S., 1983, "A New Approach to Preform Design in Metal Forming with the Finite Element Method," *Int. J. Mach. Tool Des. Res.*, Vol. 23, pp. 71~79.
- (13) Hwang, S. M. and Kobayashi, S., 1984, "Preform Design in Plane Strain Rolling by the Finite Element Method," *Int. J. Mach. Tool Des. Res.*, Vol. 24, p. 253.
- (14) Grandhi, R. V., Kumar, A., Chaudhary, A., and Malas, J., 1993, "State-Space Representation of Optimal Control of Non-Linear Material Deformation Using the Finite Element Method," *Int. J. Num. Meth. Eng.*, Vol. 36, pp. 1967~1986.
- (15) Kusiak, J. and Thompson, E. G., 1989, "Optimization Techniques for Extrusion Die Shape Design," *Proc. 3rd Int. Conf. on Numer. Methods in Ind. Forming Processes*, Fort Collins, Colorado, pp. 569~574.
- (16) Barinarayanan, S. and Zabarar, N., 1995, "Preform Design in Metal Forming," *Proc. 5th Int. Conf. on Numer. Methods in Ind. Forming Processes*, pp. 533-538, Ithaca, New York.
- (17) Fourment L., Balan T. and Chenot J. L., "Optimal Design for Non-Steady State Metal Forming Process - Applications of Shape Optimiation in Forging," *Int. J. Num. Meth. Eng.*, Vol. 39, 1996, pp. 51~65.
- (18) Roy, S., Ghoshi, S. and Shivpuri, R., 1997, "A New Approach to Optimal Design of Multi-Stage Metal Forming Processes with Micro Genetic Algorithms," *Int.*

- J. Mach. Tools Manufact.*, Vol. 37, pp. 29~44.
- (19) Chung, S. H., Lee, J. H., Chung, H. S. and Hwang, S. M., "Process Optimal Design in Non-steady Forming of Porous Metals by the Finite Element Method," *Int. J. Mech. Sci.*, accepted.
- (20) Besson, J. and Evans, A. G., 1992, "The Effect of Reinforcements on the Densification of a Metal Powder," *Acta metall. mater.*, Vol. 40, No. 9, pp. 2247~2255.
- (21) Bouaziz, O., Dellis, C. and Stutz, P., 1996, "Creation of a Material Data file for Modeling HIPing of an Austenitic Stainless Steel," Proc. of Int'l Workshop on Modeling of Metal Powder Forming Processes, Grenoble, France, pp. 67~75.
- (22) Kwon, Y. S., Lee, H. T. and Kim, K. T., 1997, "Analysis for Cold Die Compaction of Stainless-Steel Powder," *J. Eng. Mat. Tech.*, Vol. 119, pp. 366~373.