

유한요소 해석을 통한 피스톤 분말단조 공정의 특성 분석

조진래* · 주영신** · 김영호*

(1999년 12월 6일 접수)

Characteristic Analysis of Powder Forging Processes for Engine Pistons by Finite Element Analysis

Jin-Rae Cho, Young-Shin Joo and Young-Ho Kim

Key Words: Powder Forging Process(분말단조 공정), Compressible Viscoplasticity(압축성 점소성), Relative Density(상대밀도), Sintered Preform(소결 예비성형체), Backward Extrusion Forging(후방 압출단조), Forward Extrusion Forging(전방 압출단조) Crank-Nicolson-Galerkin Scheme(크랭크-니콜슨-갈러킨 기법)

Abstract

This paper is concerned with the comparison of forging characteristics between forward and backward processes, through the three-dimensional finite element simulation, for the aluminum powder forging of engine pistons. Starting from the theoretical formulation of velocity and temperature fields in the sintered preform during the process, we examine the comparative distributions of relative density, effective stress and temperature as well as the variations of total forging load and total volume reduction. Through the comparative results, we find out that the forward method provides better forging characteristics than the backward method.

1. 서론

분말 단조법은 최적으로 설계된 예비 성형체를 일회의 단조 성형으로 상대밀도가 거의 1에 근접한 최종제품을 만들기 때문에 현저한 재료 절감 효과와 고성능화를 확보할 수 있다.

이와 같은 분말 단조품은 1960년대 이미 미국의 GM사에서의 동력전달 장치 구성부품인 스타터 캠의 개발을 필두로 하여 Federal Mogal, GKN, Ford, Toyota 사 등에서 기술개발에 성공하였고, 현재 세계 각국에서 고부가가치의 부품개발에 분말 단조 기술의 적용 확대를 지속적으로

피하고 있다.⁽¹⁾ 국내의 경우, 1990년대 초부터 개발을 시작하여 몇 년 전에는 커넥팅 로드를 분말 단조법으로 생산할 수 있는 단계에 이르렀다.^(2,3)

본 연구는 자동차 핵심 부품으로서 고강성과 내마모성을 요하는 엔진 피스톤 분말 단조 공정 특성 연구에 관한 것이다. 제품의 형상이 복잡한 경우, 분말 단조품의 기계적 특성은 전/후방 압출 단조 방식에 따라 차이를 나타낸다.⁽³⁾ 따라서 본 연구에서는 동일한 예비 성형체와 다이에 있어서 두 압출 단조 방식에 따른 다양한 공정 특성 비교를 통해서, 엔진 피스톤 분말 단조에 보다 적합한 방식을 제시하고자 한다.

논문의 전반부에는 분말단조 공정의 문제 정식화와 유한요소 근사화에 대한 최신기법⁽⁴⁾을 소개하고, 후반부에는 수치해석을 통한 다양한 비교

* 회원, 부산대학교 기계기술 연구소

E-mail : jrcho@hyowon.pusan.ac.kr

TEL : (051)510-2467 FAX : (051)514-7640

** 부산대학교 대학원 기계설계공학과

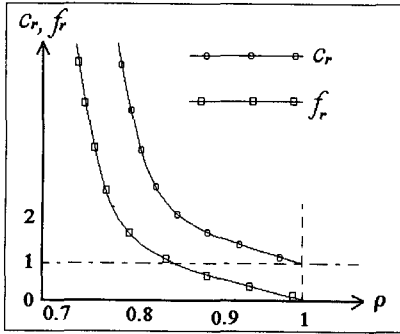


Fig. 1 Representation of the variations of C_r and f_r

분석 결과를 제시한다. 본 해석에는 상용 프로그램인 DEFORM™을 사용하였으며 user interface 기능을 이용하여 상대 밀도에 따른 항복함수와 Norton-Hoff 관계식 그리고 시간 종속 마찰 전단 응력등을 추가하였다.

2. P/M 공정에 대한 문제 정식화

2.1 압축성-점소성 속도장

일반적인 소성 재료의 항복응력은 von-Mises 등가응력으로 다음과 같이 표현된다.

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{3}{2}} s : s = \sqrt{3} J_2 \quad (1)$$

여기서 s 는 편차응력 텐서(tensor)를, 그리고 $s:s$ 는 $\sum_{ij} s_{ij}s_{ij}$ 을 나타낸다. 그러나 재료내부에 기공이 있는 압축성 재료의 경우는 체적변화를 고려하기 위해 정수압 응력항이 포함되어 편차응력항 (J_2)과 정수압 응력항의 관계를 규정할 상대밀도의 함수 f_r 와 C_r 를 이용하여 다음과 같이 표현할 수 있다.^(1,4)

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{3C_r}{2} s : s + f_r \cdot tr(\sigma)^2} \quad (2)$$

여기서 $tr(\sigma)$ 는 σ_{kk} 로 정수압 응력항을 나타낸다. 상대밀도(ρ)는 재료의 부피를 기공을 포함한 총 부피로 나눈 값으로 C_r 와 f_r 는 상대밀도에

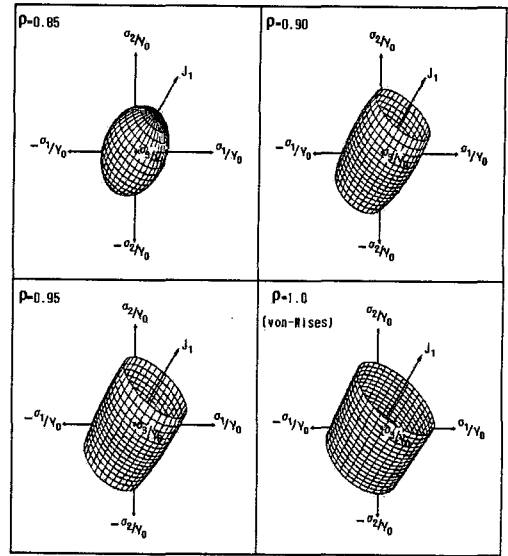


Fig. 2 Shapes of yield surface

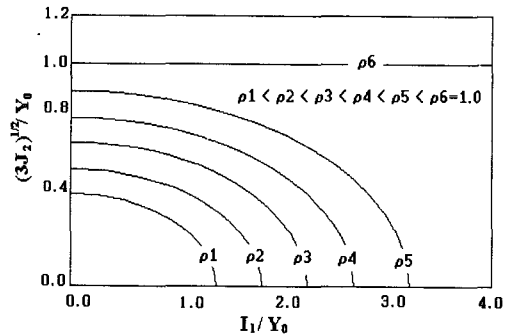


Fig. 3 Yield function for various relative density levels along J_2 and I_1

따라 $C_r(1)=1, f_r(1)=0$ 의 관계를 가지며 Fig. 1에서와 같은 형태의 곡선을 그린다.

위의 Figs. 2와 3은 앞의 항복식을 사용하여 상대밀도의 변화에 따른 항복함수의 그래프와 항복표면을 도식화한 것이다. 항복함수를 von-Mises의 등가응력의 이차식으로 정의하면 $f_c(\sigma) = \bar{\sigma}^2$ 이고 이를 소성 포텐셜로 보면 유동법칙 ($\dot{\epsilon}_{ij} = -\frac{\partial f_c}{\partial \sigma_{ij}} \lambda$)에 의해 다음의 구성 방정식을 얻는다.

$$\dot{\epsilon} = \lambda [3C_r s + 2f_r \cdot tr(\sigma) \delta_{ij}], \quad \lambda \geq 0 \quad (3)$$

여기서 미지수 λ 는 Euler theorem과 소성변형 에너지($\dot{w} = \sigma_{ij} \dot{\epsilon}_{ij} = \rho \bar{\sigma} \dot{\epsilon}$)를 이용해 $\lambda = \frac{\rho \dot{\epsilon}}{2\sigma}$ 를 얻게 되고 이렇게 유도된 $\dot{\epsilon}$ 을 이용해 다음의 유효변형률 관계식과 체적 변형률과 정수압 응력 관계식을 구할 수 있다.

$$\bar{\epsilon} = \frac{1}{\rho} \left[\frac{2}{3c_r} \dot{\epsilon} : \dot{\epsilon} + \frac{1}{9f_r} tr(\dot{\epsilon}) \right]^{1/2} \quad (4)$$

$$6f_r \cdot tr(\sigma) = \frac{2\bar{\sigma}}{\rho \bar{\epsilon}} tr(\dot{\epsilon}) \quad (5)$$

재료의 유효 응력과 유효 변형률의 관계를 나타내는 Norton-Hoff 관계식⁽⁴⁾을 기공을 가진 압축성 재료에 확장하여 적용하면 다음 식을 얻는다.

$$\bar{\sigma} = k\sqrt{3}(\sqrt{3}\rho \bar{\epsilon})^m \quad (6)$$

여기서 m 은 변형률 민감도(strain-rate sensitivity)를 나타낸다. 식 (6)을 앞서 유도된 구성방정식(3)에 적용하면 아래의 식을 얻는다.

$$\dot{\epsilon} = \frac{1}{3} k^{-1/m} \left(\frac{\bar{\sigma}}{\sqrt{3}} \right)^{1/m-1} \left[\frac{3c_r}{2} s + f_r \cdot tr(\sigma) \delta_{ij} \right] \quad (7)$$

이는 아래와 같이 σ 에 관한 식으로 바꿀 수 있다.

$$\sigma = 3k(\sqrt{3}\rho \bar{\epsilon})^{m-1} \left[\frac{2}{3c_r} \dot{\epsilon} + \frac{1}{9f_r} tr(\dot{\epsilon}) \delta_{ij} \right] \quad (8)$$

이상의 내용은 다음의 압축성 점소성 변형식을 가진 비선형 경계치 문제로 정식화된다.

$$\text{동적평형방정식: } \sigma_{ij,j} + f_i = \rho \dot{u}_i, \text{ in } \Omega \quad (9)$$

$$\text{적합 방정식: } \dot{\epsilon}_{ij} = (u_{i,j} + u_{j,i})/2 \quad (10)$$

구성 방정식(유동 법칙):

$$\dot{\epsilon} = \frac{\rho \bar{\epsilon}}{2\sigma} \left[\frac{3c_r}{2} s + f_r \cdot tr(\sigma) \delta_{ij} \right] \quad (11)$$

$$\text{유효변형률: } \bar{\epsilon} = \frac{1}{\rho} \left[\frac{2}{3c_r} \dot{\epsilon} : \dot{\epsilon} + \frac{1}{9f_r} tr(\dot{\epsilon}) \right]^{1/2} \quad (12)$$

$$\text{경계 조건: } \sigma_{ij} n_j = 0, \text{ on } \partial\Omega_s \quad (13)$$

$$(\mathbf{u} - \mathbf{u}_{die}) \cdot \mathbf{n} = \mathbf{u}_s \cdot \mathbf{n} = 0, \text{ on } \partial\Omega_c \quad (14)$$

$$\tau_f = -\alpha_f k c_r^{-2/3} \left| \frac{\mathbf{u}_s}{c_r^{1/3}} \right|^{q-1} \mathbf{u}_s, \text{ on } \partial\Omega_c \quad (15)$$

$$\begin{aligned} \text{밀도변화: } \dot{\rho} &= -\rho tr(\dot{\epsilon}) \\ &= -3f_r \rho^2 \frac{\dot{\epsilon}}{\sigma} tr(\sigma), \text{ in } \Omega \end{aligned} \quad (16)$$

여기서 \mathbf{u} 와 \mathbf{u}_{die} 는 재료와 다이의 속도벡터를 나타내고 f_i 는 체적력, ρ 는 예비성형체의 상대밀도를 나타낸다. 그리고 Ω 는 분말 예비성형체 영역을, $\partial\Omega$ 는 재료와 다이의 경계영역을 나타내는데 다이의 비접촉 부분인 $\partial\Omega_s$ 와 접촉 부분인 $\partial\Omega_c$ 으로 나뉜다.

또한 \mathbf{n} 은 경계영역 $\partial\Omega$ 에서의 법선벡터를 나타내고 식(15)의 마찰식은 Chenot 등⁽⁴⁾에 의해 제안된 시간-종속 마찰 전단응력으로 α_f 는 마찰계수, $k (= \sigma_y \exp(\beta/T)/\sqrt{3})$ 는 재료상수, 그리고 q 는 미끄럼 속도의 민감도수를 나타낸다.

그리고 $\dot{\epsilon}$ 는 편차 변형률 텐서를 나타낸다.

2.2 온도장

분말 열간 단조가공에서 다이와 재료영역에서의 온도장 $T(\mathbf{x}; t)$ 은 다음의 경계치-초기치 문제로 표현된다.

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} - \nabla \cdot (x \nabla T) = \frac{\partial q}{\partial t}, \text{ in } \Omega \times (0, t^*] \quad (17)$$

$$\text{초기 조건: } T = T_0, \text{ at } t=0 \quad (18)$$

$$\begin{aligned} \text{경계 조건: } -x \nabla T \cdot \mathbf{n} &= h_{cr}(T - T_{ext}), \text{ on } \partial\Omega_s \quad (19) \\ &= q_f (= |\tau_f| |\mathbf{u}_s|), \text{ on } \partial\Omega_c \quad (20) \\ &= h_{wd}(T - T_{die}), \text{ on } \partial\Omega_c \quad (21) \end{aligned}$$

여기서 x, ρ, c 는 각각 열전도도, 밀도, 비열을 나타내며 q 는 열원(heat source)이다. 그리고 T_{ext} 는 외부온도를 나타내며 위 식의 h_{cr} 은 다음과 같이 대류와 복사 경계조건을 합성한 형태이다.

$$h_{cr} = h_c + \epsilon_r \sigma_r (T^2 + T_{ext}^2)(T + T_{ext}) \quad (22)$$

여기서 h_c 는 대류계수, ϵ_r 는 방사율, 그리고 σ_r 는 Stefan-Boltzmann상수이다. 식 (20)은 재료와 다이의 마찰에 의한 열 유속을 나타내며 $h_{w/d}$ 는 재료와 다이 사이의 열전달계수이다.

소성 변형중 발생하는 열원 $\frac{\partial q}{\partial t}$ 는 소성변형에너지가 열로 변환하는 것으로 열 발생계수 $k_h (\approx 0.9)$ 를 이용해 다음과 같이 표현된다.

$$\frac{\partial q}{\partial t} = k_h \sigma_{ij} \dot{\epsilon}_{ij} \quad (23)$$

2.3 유한요소 근사화

압축성 재료의 소성변형에서 경계치 문제의 수식화를 위해 다음과 같이 허용 속도장을 정의한다.

$$V(\Omega) = \{ \mathbf{W} : \mathbf{W} \in [H^1(\Omega)]^3 \mid \mathbf{W}_s \cdot \mathbf{n} = 0, \text{ on } \partial\Omega_c \} \quad (24)$$

밀도 변화가 포함된 변분식을 Simo 등⁽⁵⁾이 제안한 라그랑지 승수 $\gamma \in \mathbf{R}$ 을 이용해 다음의 라그랑지 변분식으로 나타낸다.

$$\begin{aligned} \text{Find } \{ \mathbf{u} \in V(\Omega), \gamma \in \mathbf{R} \} \text{ such that } \forall \mathbf{W} \in V(\Omega), \\ \int_{\Omega} \{ \sigma_{ij}(\mathbf{u}) \dot{\epsilon}_{ij}(\mathbf{W}) + \gamma [\mathbf{u} \cdot \nabla \rho + \rho \text{tr}(\dot{\epsilon})] \} d\Omega \\ = \int_{\Omega} (f - \rho \dot{\mathbf{u}}) \cdot \mathbf{W} d\Omega + \int_{\partial\Omega} \mathbf{r}_f \cdot \mathbf{W} ds \quad (25) \end{aligned}$$

등계수(isoparametric) 유한요소 기저함수 \mathbf{N}_i 와 절점 속도벡터 $\bar{\mathbf{u}}_i = \{ u_1^i, u_2^i, u_3^i \}$ 를 이용해 속도장을 유한요소 근사화 하면 다음과 같다.

$$\mathbf{u}^h(\mathbf{x}) = \sum_{i=1}^M \bar{\mathbf{u}}_i \mathbf{N}_i(\mathbf{x}) \quad (26)$$

유한요소 근사식을 라그랑지 변분식에 대입하여 정리하면 강성행렬 $[\mathbf{K}]$ 와 하중벡터 $[\mathbf{F}]$ 를 구할 수 있고, 그 결과 다음의 비선형 행렬식을 얻는다.

$$\mathcal{J} = \mathbf{K} \bar{\mathbf{u}} - \mathbf{F} = 0 \quad (27)$$

여기서 \mathcal{J} 는 잔여 하중벡터로 정의된다.

위의 비선형 행렬식을 다음과 같이 선형화하고 Newton-Raphson 반복기법을 이용하여 각 단계 k ($k=1, 2, \dots, N$)에서 해를 구해 나간다.

$$\left. \begin{aligned} \Delta \mathcal{J} = 0; \quad \mathbf{K}^{k-1} \Delta \bar{\mathbf{u}}^k = \Delta \mathbf{F}^k \\ \bar{\mathbf{u}}^k = \bar{\mathbf{u}}^{k-1} + \Delta \bar{\mathbf{u}}^k \end{aligned} \right\} \quad (28)$$

각 단계 내에서 원하는 신뢰성을 갖는 해를 위한 반복횟수는 다음의 수렴조건으로 결정된다.

$$\frac{\| \delta \bar{\mathbf{u}}^k \|}{\| \bar{\mathbf{u}}^k \|} \leq \epsilon_v, \quad \frac{\| \delta \mathbf{F}^k \|}{\| \mathbf{F}^k \|} \leq \epsilon_F \quad (29)$$

여기서 $\| \cdot \|$ 는 Euclidean norm을 의미한다.

다음으로 온도장의 허용공간을 $W(\Omega) = H^1(\Omega)$ 로 정의하고 검증온도장 $S \in W(\Omega)$ 로 두면 divergence 이론을 이용하여 다음과 같은 변분식을 얻는다.

$$\begin{aligned} \text{Find } \{ T \in W(\Omega) \} \text{ such that } \forall S \in W(\Omega), \\ \int_{\Omega} \{ \rho c \dot{T} S + \alpha \nabla T \cdot \nabla S \} d\Omega + \int_{\partial\Omega} h_{cr} T S ds \\ + \int_{\partial\Omega_c} h_{w/d} T S ds = \int_{\Omega} \alpha_k (\sigma_{ij} \dot{\epsilon}_{ij}) S d\Omega \quad (30) \\ + \int_{\partial\Omega_c} h_{cr} T S ds + \int_{\partial\Omega_c} \{ q_{f+h_{w/d}} T_{die} \} S ds \end{aligned}$$

시간 이산화화를 위하여 전체 해석시간을 다음과 같이 N개의 균일한 구간으로 나눈 후, 시간이산화에 있어 대표적인 기법인 Crank-Nicolson 법을 이용해 각 시간 영역에서의 온도장을 다음과 같이 선형화 시킨다.

$$\Delta t = t^*/N, \quad t^{k+1} = t^k + \Delta t \quad (31)$$

$$\left. \begin{aligned} \mathbf{T}^{k+1/2} = (\mathbf{T}^{k+1} + \mathbf{T}^k) / 2 \\ \dot{\mathbf{T}}^{k+1/2} = (\mathbf{T}^{k+1} - \mathbf{T}^k) / \Delta t \end{aligned} \right\} \quad (32)$$

앞의 속도장과 같이 등계수 유한요소 근사화를 시간 이산화된 온도장 문제에 적용하면 최종적으로 시공간적으로 완전히 근사화된 다음의 Crank-Nicolson-Galerkin 수식⁽⁶⁾을 얻을 수 있다.

$$\left[M + \frac{\Delta t}{2} K \right] \bar{T}^{k+1} = \left[M - \frac{\Delta t}{2} K \right] \bar{T}^k + \Delta t F^{k+1/2} \quad (33)$$

여기서 $F^{k+1/2}$ 는 $k+1/2$ 시점에서의 하중벡터이며 행렬 $[M]$ 과 $[K]$ 는 다음과 같이 표현된다.

$$[M] = \int_{\Omega} \rho c N^T d\Omega \quad (34)$$

$$[K] = \int_{\Omega} x \nabla N \cdot \nabla N d\Omega + \int_{\partial\Omega_c} h_{cr} N^T N ds + \int_{\partial\Omega_e} h_{wd} N^T N ds \quad (35)$$

이 수치기법은 무조건적인 수렴성을 보장하지만, 유한요소 격자 크기와 시간 간격(time-step)이 적절히 선정되지 않으면 시간응답에 있어 진동이 큰 문제점을 야기한다. 이러한 수치적인 특성과 적절한 시간 간격 선정에 대한 상세한 내용은 문헌 (7), (8)을 참고한다.

3. 분말 단조 모델

본 연구에서 해석할 3차원 엔진 피스톤의 분말 단조품의 완성품 형상은 Fig. 4와 같다(1/2모형).

해석에 사용한 재료의 분말 구성비는 A l -4.5Cu-0.8Mn-0.5Mg-0.8Si로 이는 A l 2014와 유사한 거동을 보인다. 그러므로 재료의 물성치로 A l 2014를 사용하였다.

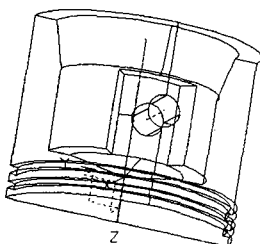


Fig. 4 Final shape of 3-D engine piston

아래의 Table 1은 재료의 물성치와 해석에 사용한 입력 데이터를 나타낸다. 항복응력과 변형을 민감도는 $T=371^\circ\text{C}$, $\bar{\epsilon}=0.05$ 일때의 값이다.

분말 단조공정에서의 소결단계를 거친 예비성형체는 초기의 상대밀도가 0.8정도이며, 거의 완성품의 형태에 근접한 형상을 가진다. 다음의 Figs. 5와 6은 수치해석을 위한 예비성형체 모형과 전방과 후방 압출 단조를 위한 펀치와 컨테이너로 구성된 조립된 유한요소 격자를 나타내고 있다.

Table 1 Data for numerical simulation

Material Data	A l 2014	Die
Heat Capacity($N/mm^2 \cdot ^\circ\text{C}$), ρc	2.9036	-
Heat Conductivity($N/s \cdot ^\circ\text{C}$), χ	155	-
Convection Coefficient ($N/s \cdot mm \cdot ^\circ\text{C}$), h_c	0.02	
Boltzmann Coefficient ($N/s \cdot mm \cdot ^\circ\text{C}$), σ_r	5.669×10^{-11}	
Emissivity, ϵ_r	0.7	-
Heat Transfer Coefficient ($N/s \cdot mm \cdot ^\circ\text{C}$), h_{wd}	11.97	
Initial Temperature($^\circ\text{C}$), T_0	400	200
Yield Stress, σ_Y	69.59	-
Strain Rate Sensitivity, m	0.116	-
Friction Factor, α_f (q=0)	0.3	0.3
Simulation Data	Backward Extrusion	Forward Extrusion
Time Step, Δt	0.0028	0.001
Convergence ϵ_V, ϵ_F	0.005 , 0.05	
Environment Temperature($^\circ\text{C}$), T_{ext}	20	
Die Velocity(mm/s)	40	40
Initial Relative Density, ρ_0	0.8	

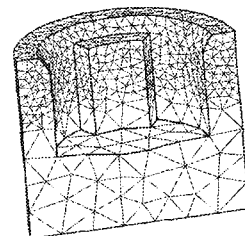
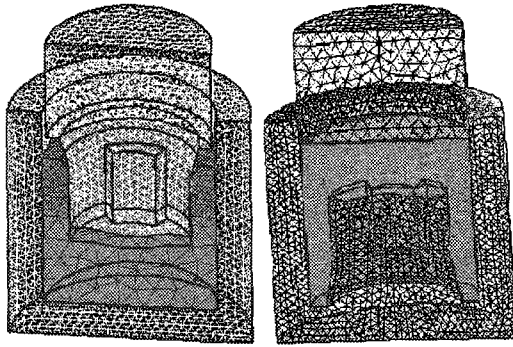


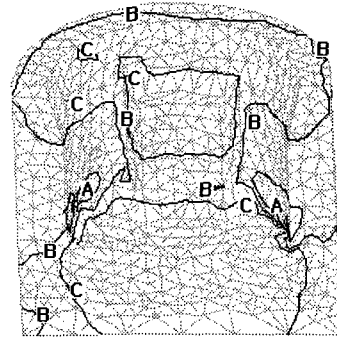
Fig. 5 Shape of the sintered preform



(a) Backward

(b) Forward

Fig. 6 Assembled shapes of punch and container



A = 0.81 C = 0.94
B = 0.87 D = 0.99

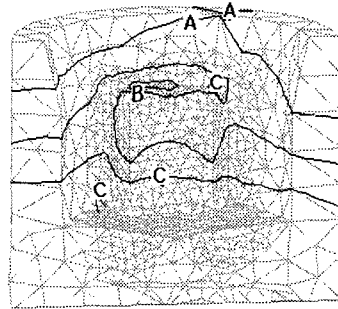
(a) Backward

4. 해석 결과

4.1 밀도분포

Fig. 7은 단조 해석이 끝난 제품 내부의 상대 밀도분포를 보여준다. 아직 링과 핀을 연결하기 위한 후처리 공정이 남아있지만 후방 압출단조의 경우 피스톤의 헤드부분과 스커트 바깥쪽 부분에서 고밀도에 이르지 못한 것을 볼 수 있다,

실제 엔진 피스톤은 이 부분이 열적, 기계적 하중을 많이 받는데 전방 압출단조의 경우는 피스톤 헤드부분이 고밀도를 유지함을 확인할 수 있다.



A = 0.85 B = 0.89 C = 0.95

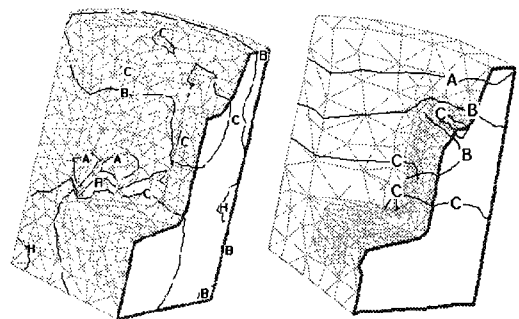
(b) Forward

4.2 온도분포

단조 공정 후 제품의 온도분포를 보여주는 Fig. 8은 재료와 다이의 온도차이(약 200℃)에 의해 피스톤 헤드와 스커트 부분을 따라 온도분포가 달라짐을 확인할 수 있다.

후방압출(Backward(a))에서는 온도 구배가 피스톤 내부에서 외부로 발생하는 것을 볼 수 있는데 이는 피스톤 내부가 펀치와 접촉하고 내부로부터 바깥쪽으로 밀도 충전이 이루어지기 때문이다.

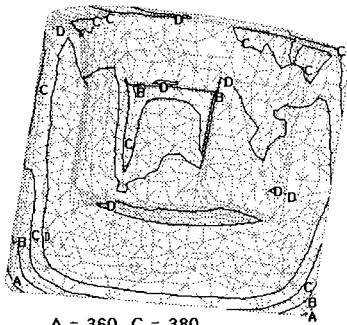
전방압출(Forward(b))에서는 피스톤 헤드에서부터 스커트 아래 부분으로 온도 구배가 이루어지면서 (a)와는 다른 양상을 보인다.



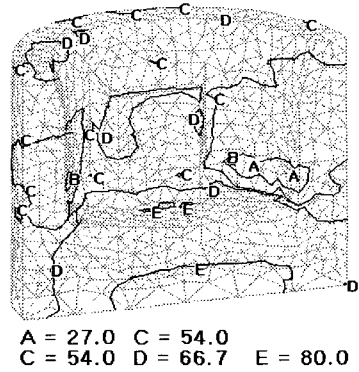
(c) Backward-slice

(d) Forward-slice

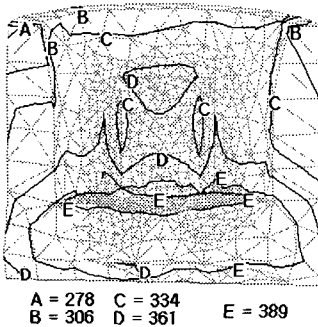
Fig. 7 Density distributions in the preform for both processes



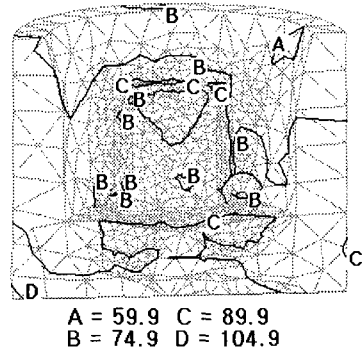
(a) Backward



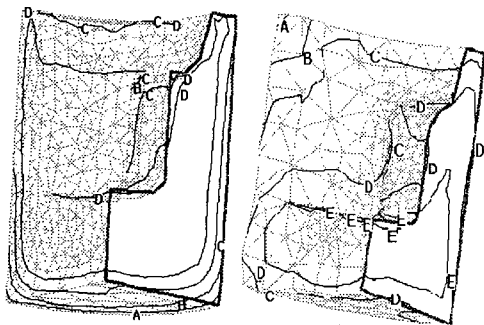
(a) Backward



(b) Forward



(b) Forward

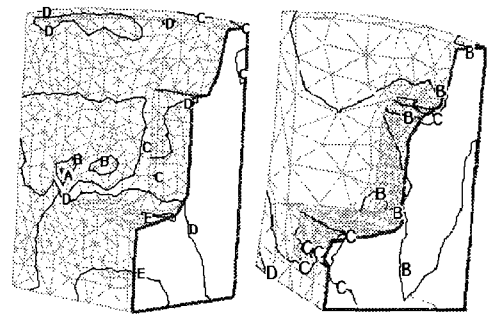


(c) Backward-slice

(d) Forward-slice

Fig. 8 Temperature distributions in the preform for both processes (°C)

또 단조시 펀치와 직접 접촉한 피스톤 내부(a)와 피스톤 헤드(b)는 컨테이너와 접촉한 피스톤 외부보다 상대적으로 온도가 높게 나타남을 확인할 수 있다.



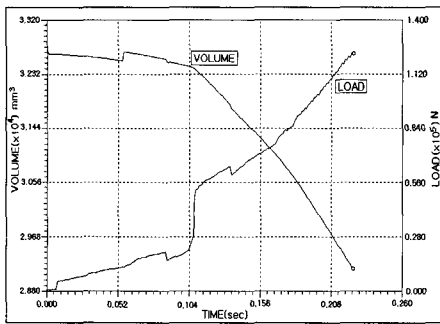
(c) Backward-slice

(d) Forward-slice

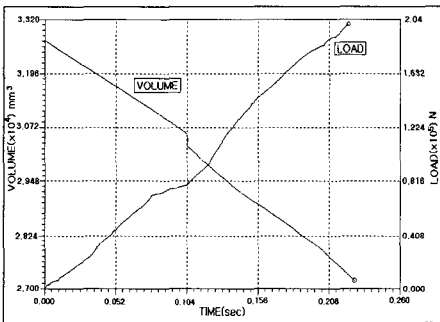
Fig. 9 Effective stress distributions in the preform for both processes (Mpa)

4.3 응력분포

위의 Fig. 9는 단조 공정후의 제품내부의 유효응력(effective stress)을 보여준다. 그림에서 볼 수 있듯이 피스톤 헤드부분에 가장 높은 응력이 발생한다.



(a) Backward



(b) Forward

Fig. 10 Time-variations of the total forging load and the total volume

4.4 필요 단조하중

아래 Fig. 10은 단조 가공시 펀치에 걸리는 하중곡선을 체적변화 곡선과 같이 나타낸 것이다. 하중변화는 재료의 체적변화와 거의 역의 관계를 가짐을 확인할 수 있다. 전방압출의 경우 후방압출의 경우보다 고밀도화가 더 이루어짐을 볼 때 체적의 감소도 더 크고 하중도 더 많이 걸리는 것을 확인할 수 있다.

5. 결론

이상으로 엔진 피스톤의 3차원 모델에 유한요소법을 적용하여 분말단조 공정을 두 가지의 가공법을 사용하여 수치해석 하였다. 본 연구에서 처럼 예비 성형체의 내부를 펀치와 접촉시켜 단조를 행한 후방 압출 단조의 경우는 엔진 피스톤의 헤드 부분과 스커트 바깥쪽 부분의 고밀도를 확보하지 못했다. 그러므로 엔진 피스톤의 바깥

쪽 헤드 부분을 펀치로 누르고 스커트부도 펀치의 진행방향으로 충전되는 전방 압출 형태의 단조공법이 피스톤 헤드부분과 스커트 부분의 고밀도를 유도해 내는데 더 유리하다는 것을 확인할 수 있었다.

참고문헌

- (1) Ashoka, G. and Jinka, K., 1997, "A New Three Dimensional Finite Element Model for the Simulation of Powder Forging Process : Application to Hot Forming of P/M Connecting Rod," *Int. J. Numer. Methods Engrg.* Vol. 40, pp. 3955~3978.
- (2) 박종진, 1993, "소결분말 금속의 항복함수," 대한기계학회논문집 제17권 제5호, pp. 1115~1122.
- (3) 주영신, 조진래, 김영호, 1999, "자동차 엔진 피스톤 분말단조 공정에 대한 유한요소해석," 대한기계학회 추계학술대회논문집, pp. 934~939.
- (4) Chenot, J. L., Bay, F. and Fourment, L., 1990, "Finite Element Simulation of Metal Powder Forming," *Int. J. Numer. Methods Engrg.* Vol. 30, pp. 1649~1674.
- (5) Simo, J. C., Taylor, R. L. and Pisteve, K. S., 1985, "Variational and Projection Method for the Volume Constraint in Finite Deformation Elasto-Plasticity," *Comput. Methods Appl. Mech. Engrg.* Vol. 51, pp. 177~208.
- (6) Cho, J. R. and Ha, D. Y., "Convergence and Stability Analysis of the Crank-Nicolson-Galerkin Scheme for Linear Parabolic Systems," *Finite Elements Anal. Design* (in review).
- (7) Cho, J. R., Joo, Y. S. and Jeong, H. S., "Al - Powder Forging Process : Its Finite Element Analysis," *J. Mater. Process. Technol.* (in press).
- (8) Johnson, C., 1990, *Numerical Solution of Partial Differential Equations by the Finite Element Method*, Cambridge University Press, Cambridge.
- (9) Kobayashi, S., Oh, S. I. and Altan, T., 1989, *Metal Forming and the Finite Element Method*, Oxford University Press, Oxford.
- (10) Green, R. J., 1972, "A Plasticity Theory for Porous Solids," *Int. J. Mech. Sci.* Vol. 14, pp. 215~224.