

반용융 단조에서 가압 단계가 제품에 미치는 영향

최재찬* · 박형진** · 이병목***

(1997년 11월 28일 접수)

The Influence of Compression Step on Products for Semi-Solid Forging

Jae Chan Choi, Hyung Jin Park and Byung Mok Lee

Abstract

The technology of Semi-Solid Forging(SSF) has been actively developed to fabricate near net shape products using light and hardly formable materials. Generally, the SSF process is composed of slug heating, forming, compression and ejecting step. After forming step in SSF, the slug is compressed during a certain holding time in order to completely fill the die cavity and accelerate the solidification rate. The decision of compression time is important since it can affect microstructural characteristics, mechanical properties and shape of products. In order to determine it, proper overall heat transfer coefficient between the slug and dies should be investigated. This paper presents the procedure to find the overall heat transfer coefficient between the slug and dies by nonlinear optimization technique and to predict proper compression time to obtain the final shaped part with information of temperature and solid fraction for a cylindrical slug at compression step in closed-die semi-solid forging. In finite element heat transfer analysis, release of latent heat during solidification was considered. The influence of the predicted compression time on microstructural characteristics, mechanical properties and shape of products is finally investigated by experiment.

Key Words : Semi-Solid Forging (반용융 단조), Compression time (가압 시간), Solid fraction (고상률), Overall heat transfer coefficient (접촉열전달계수), Microstructure (미세조직), Mechanical properties (기계적 성질)

1. 서 론

자동차 및 항공기 산업의 급속한 발전으로 인하여 고강도의 경량 부품(light product of high strength)에 대한 수요가 급증하고, 이와 관련한 새로운 가공법에 대한 요구가 증가하고 있다. 그러나 기존의 경량 소재는 합금제조

및 성형이 어려운 난가공성 소재이므로 제조 비용이 증가한다. 따라서 이러한 난가공성 소재의 성형성을 높이고, 고강도의 경량 부품을 준정형(near net shape)으로 제조하기 위한 방법으로 반용융 단조(Semi-Solid Forging)에 대한 연구가 활발히 진행되고 있다.

반용융 단조란 소재를 고상(solid phase)과 액상(liq-

* 부산대학교 정밀정형 및 금형가공 연구센터
** 동의공업전문대학 컴퓨터응용설계과
*** 부산대학교 대학원

uid phase)이 공존하는 영역으로 가열하여 구상화 조직(globular microstructure)으로 만든 후 성형하는 새로운 단조 기술이다. 반응용 단조의 세부 단계는 구상화된 소재의 가열(slug heating), 성형(forming), 가압(compression), 탈착(ejecting)과 같이 4가지로 구분할 수 있다. 반응용 단조에서 소재를 성형한 후 일정시간 가압하는 과정에 대한 연구는 다음과 같다.

Nicholas⁽¹⁾ 등이 반응용 단조에서 성형 후, 소재를 일정 시간 동안 가압함으로써 소재 내부의 잔류 액상(residual liquid)의 수축으로 인한 다이 내부에서의 불완전한 충전(filling)을 제거할 수 있다고 제안하였다. 실험적으로는 Choi⁽²⁾ 등이 반응용 단조에서 스피어 기어의 성형성 실험으로 가압 시간이 성형성에 미치는 영향을 확인하였으며, SIMA(strain induced melt activated) 공정으로 구상화된 Al2024 소재를 고상률 70%로 가열한 후 다이 온도 400℃, 가압 시간 10초일 때 가장 양호한 제품을 얻을 수 있었다. 그리고 Choi⁽³⁾ 등은 가압 단계에서 소재의 잔류 액상에 의한 수축과 가압에 의한 충전이 연속적으로 이루어진다고 하여, 반응용 단조의 가압 단계에서 밀폐압축 공정에 대해서 소재의 고상률이 100% 되는 시간을 가압 시간으로 정의하고 상변화를 고려한 열전달 유한요소해석을 하여 가압 시간을 예측하였다.

한편, 가압 단계에서 소재와 다이 사이의 접촉열전달계수(overall heat transfer coefficient)는 다이 및 소재의 온도, 가압력, 윤활제 및 다이의 표면조도 등에 의하여 영향을 받으므로 소재와 다이 사이의 열전달에 있어서 중요한 변수가 된다. Altan⁽⁴⁾ 등은 열간 단조 공정에서 접촉열전달계수를 구하였고, Malinowski⁽⁵⁾ 등은 열간 공정에서 상-하부의 재료를 SUS304로 동일하게 사용하여 압력과 온도가 접촉열전달계수에 미치는 영향을 유한요소법과 비선형 최적화기법(nonlinear optimization technique)을 이용하여 연구하였고, Kang⁽⁶⁾ 등은 열간 단순 업셋팅 실험으로부터 압력에 의한 소재와 다이 사이의 접촉열전달계수를 산출하였으며, 압력이 일정 수준에 도달하면 접촉열전달계수가 일정한 값을 가지는 것을 확인하였다.

본 연구에서는 구상화된 수입 소재인 A356 재료를 사용하여 밀폐압축공정(closed-die compression process)으로 실린더 형상의 제품을 성형하였고, 소재와 다이의 온도 차이에 의한 접촉열전달계수를 유한요소법과 비선형 최적화기법을 이용하여 산출하였으며, 이렇게 구한 접촉열전달계수를 이용하여 잠열을 고려한 열전달 유한요소해석으로 가압 시간을 예측하였다. 소재의 응고 시 상변화를

수반하는 열전달 문제에서 잠열을 고려하는 방법으로는 잠열을 온도의 함수로 나타내고 온도-엔탈피 관계식으로부터 잠열 엔탈피를 구하는 엔탈피법을 이용하였다.^{(7),(8)} 또한 예측한 가압 시간의 타당성을 실험적으로 검증하기 위해 가압 시간에 따라 제품의 형상과 미세조직(microstructure)의 특성 그리고 기계적 성질을 비교하였고, 제품의 기계적 성질에 대한 열처리의 효과도 확인하였다.

2. 이론해석

반응용 단조의 가압 단계에서 소재와 다이의 열전달에 대한 유한요소해석을 수행하기 위하여 다음과 같은 가정을 도입하여 단순화하였다.

- (1) 고상과 액상이 공존하는 영역에서 잠열 엔탈피는 온도에 대해 선형적이다.
- (2) 다이 표면의 열 방출은 대류에 의해서만 생긴다.
- (3) 다이와 펀치, 다이와 주위 사이의 열전달계수는 일정하다.

2.1 응고현상을 고려한 열전달 유한요소 정식화

비정상 상태의 열전달 문제는 다음과 같은 지배방정식으로 나타낼 수 있다.

$$\frac{\partial H}{\partial t} = \nabla \cdot (k\nabla T) + Q \quad (1)$$

식(1)을 Galerkin 방법으로 다음과 같은 약분형(weak form)을 얻을 수 있다

$$\left[\int_{\Omega} \phi_i \phi_j d\Omega \right] \frac{\partial H}{\partial t} + \left[\int_{\Omega} K \left(\frac{\partial \phi_i}{\partial x} \frac{\partial \phi_j}{\partial x} + \frac{\partial \phi_i}{\partial y} \frac{\partial \phi_j}{\partial y} \right) d\Omega \right] T - \int_{\Gamma} \phi_i \mathbf{q} \cdot \mathbf{n} d\Gamma = 0 \quad (2)$$

$$T(\mathbf{x}, t) = \sum_{i=1}^n \phi_i(\mathbf{x}) T_i(t) \quad (3)$$

경계 조건 :

$$-k \frac{\partial H}{\partial n} = h(t)(T_{slug} - T_{die}) \quad , \Gamma_1 \quad (4)$$

$$q_n + q_c + q_r = h_{conv}(T_{die} - T_{sur}) \quad , \Gamma_2 \quad (5)$$

여기서 Ω 는 소재 혹은 다이의 내부 영역, Γ_1 는 소재와 다이 사이의 경계, Γ_2 는 다이와 주위 사이의 경계를

표시하며, H 는 현열 엔탈피, k 는 소재 혹은 다이의 열전도 계수, Q 는 내부 열생성률, n 은 소재 혹은 다이의 요소당 절점 개수, $\phi_i(x)$ 는 형상함수, $h(t)$ 는 소재와 다이 사이 접촉열전달계수, q_n, q_c 그리고 q_r 은 주위로의 대류와 복사에 의한 열유동을 표현하며, $h_{d,conv}$ 는 다이의 대류 열전달 계수, $T_i(t)$ 는 절점의 온도이다.

식(2)의 첫 번째 항은 상(phase) 변화 시 잠열 에너지에 대해 다음과 같이 나타낼 수 있다.⁽⁸⁾

$$\left[\int_{\Omega} \phi_i \phi_j d\Omega \right] \frac{dH}{dt} = \left[\int_{\Omega} \phi_i \phi_j \left(\rho c + \frac{\rho L}{T_i - T_s} \right) d\Omega \right] \frac{dT}{dt} \quad (6)$$

여기서 ρ 는 밀도, c 는 비열, L 은 상변화 시 발생하는 소재의 잠열, T_s 는 고상 온도, T_i 은 액상 온도이다.

식(7)에 대한 시간이산화(time discretization)를 위하여 θ 법을 이용하였고, 비제약적 안정성(unconditional stability)을 고려한 Crank-Nicolson법 ($\theta = 1/2$)을 채택하여 다음과 같은 식을 구하였다.

$$[C] \frac{T^{n+1} - T^n}{\Delta t} + [K] \frac{T^{n+1} + T^n}{2} = \{f\} \quad (7)$$

2.2 최적화 기법을 이용한 접촉열전달계수의 산출
소재와 다이 사이의 접촉열전달계수의 산출은 임의의 가장된 접촉열전달계수를 이용하여 수치해법으로 계산된 온도와 실험으로 측정된 온도를 비교하여 그 차이가 가장 작을 때의 접촉열전달계수를 찾아내었으며, 비선형 최적화 기법인 황금분할탐색(Golden section search)을 사용하였다.⁽⁵⁾ Fig. 1은 접촉열전달계수를 구하기 위한 전체적인 과정을 나타내고 있다.

접촉열전달계수를 찾기 위해서 수치해법으로 계산한 온도와 실험에 의해 측정된 온도와의 오차함수는 식(8)과 같다.⁽⁶⁾

$$E(h(t)) = \sum_{i=1}^N [(T_C)_i - (T_{r,C})_i]^2 \quad (8)$$

여기서 $E(h(t))$ 는 오차함수이고, $(T_C)_i$ 는 유한요소법으로 계산되어지는 온도이며, $(T_{r,C})_i$ 는 실험에서 측정된 온도이다. 첫 시간스텝(time step)에서 초기 접촉열전달계수는 아주 작은 값(4000 W/m²°C)을 이용하였고, 그 다음 스텝에서는 전 단계에서 얻어진 값을 근거로 하여 초기 가정값으로 주어지게 된다. 식(8)의 오차함수가 임계

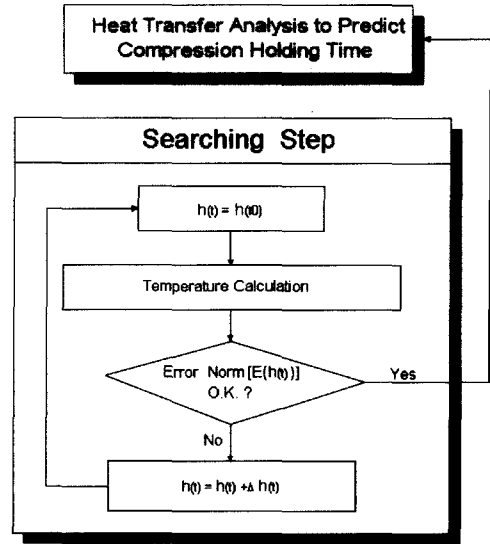


Fig. 1 Schematic diagram for searching procedure

값 보다 작거나 분할된 구간의 간격이 충분히 작으면 현 시간스텝에서 접촉열전달계수의 값을 설정하고, 다음 시간스텝으로 넘어간다. 오차함수의 임계값은 1.0이고, 구간 간격의 임계값은 0.001로 선택하였다.

2.3 가압 시간의 예측

반응용 단조에서 소재를 다이에 충전시킨 후, 잔류 액상의 응고에 의한 수축으로 인하여 다이 내부에 불완전한 충전이 발생하므로, 이러한 현상을 방지하기 위해 일정 시간의 가압이 필요하다. 즉, 응고에 의하여 수축된 소재는 가압에 의하여 다이에 재충전된다. 이러한 과정은 소재 내부의 잔류 액상이 완전히 없어질 때까지 계속 반복하여야 한다. 이러한 반응용 단조의 가압 단계에서, 소재의 고상률이 100% 될 때 까지 가압하는 일정한 시간을 가압 시간이라고 한다.⁽³⁾ 소재의 고상률 계산을 위해서 Hirt⁽⁹⁾ 등이 A356에 대해서 실험으로 제안한 값을 온도에 따라 선형 보간하여 사용하였다.

3. 실험

3.1 실험 장치

반응용 단조의 가압 단계에서 가압하중에 대한 소재와 다이의 접촉열전달계수를 구하여 열전달 유한요소해석으로 예측한 가압 시간에 따른 제품의 형상, 미세조직 그리

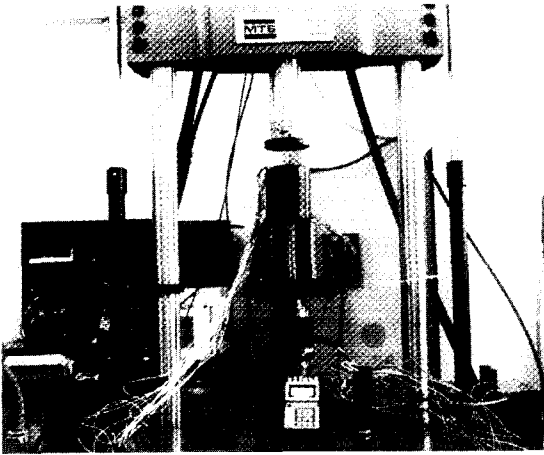


Fig. 2 Die set for closed-die compression process

고 기계적 성질을 확인하기 위해서 밀폐압축실험을 하였다. 실험에 사용된 다이 세트를 Fig. 2에 나타내었다.

원형 다이와 펀치의 재료는 고온 공구강인 SKD61을 HRC55로 열처리를 하였고, 다이와 펀치를 가열하기 위해 취급이 용이한 카트리지 히터를 이용하였다. 온도 측정에 사용된 열전대는 고온용 INCONEL $\phi 1.6$ K-Type을 이용하였고 Anritsu 사의 Am-7002 데이터 레코드를 사용하여 온도를 측정하였다. 다이와 펀치를 가열할 때, 최대 용량이 10 kW인 콘트롤러를 사용하여 펀치와 다이의 중심부의 열전대 리드선을 카트리지 히터 콘트롤러에 연결하여 250℃로 최대한 균일하게 가열하였다. 그리고 최대 하중이 25톤인 MTS(Material Test System)를 이용하여 초기 치수가 $\phi 44 \times h 65$ (mm)인 구상화된 A356 소재를 최종 제품의 치수가 $\phi 50 \times h 50$ (mm)인 실린더형 제품으로 성형한 후에 가압한다. 소재의 가열은 유도가열로를 이용하였으며, 고상률이 55.7%에 해당되는 575℃로 가열하였다. 소재를 가열한 후 다이에 삽입될 때까지 열손실이 발생한다. 이러한 열손실의 정도를 알기 위해서 대류열전달계수를 구하는 실험을 하였으며 소재의 온도를 부위별로 측정하기 위해서 6개의 열전대를 설치하였다. 가압 실험에 대해서는 상·하부 중심에 소재표면으로부터 깊이 2 mm, 직경 3 mm의 드릴 가공된 소재를 이용하여 가압단계에서 소재의 온도를 측정하도록 하였다. 또한 소재와 다이 사이의 접촉열전달계수가 고려된 열전달 유한요소해석으로 부터 구한 가압 시간의 타당성을 검증하기 위해서 예측한 가압 시간(11초)과 그 보다 짧은 시간(1초) 그리고 긴 시간(21초)으로 가압하여 성형한 경우에

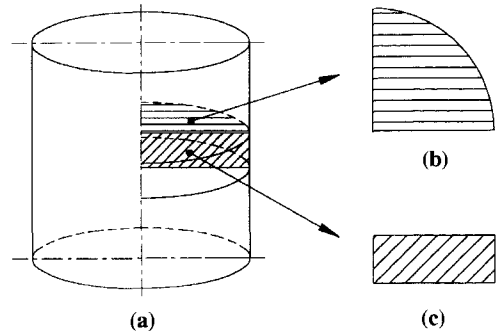


Fig. 3 Positions to observe microstructure for cylindrical part (a) Cylindrical part, (b) Horizontal cross section, and (c) Vertical cross section

대해서 제품의 치수와 미세조직의 특성을 파악하였고, 기계적 성질을 알기 위하여 각각의 경우에 대해 T6 열처리한 제품과 열처리하지 않은 제품에 대해서 경도시험을 하였다. 미세 조직의 입자크기 (grain size)는 Jeffries planimetric method⁽¹⁰⁾를 사용하여 구하였고, 제품의 미세조직의 입자 크기는 소재의 중심부를 기점으로 하여 횡단면 (horizontal cross section)과 종단면 (vertical cross section)에 대해서 관찰하였으며, 그 위치는 Fig. 3에 나타내었다.

그리고 경도시험은 Buehler-Matsuzawa사의 MICROMET 2100 바이커스 경도기를 사용하였다.

또한 예측한 가압 시간으로 성형한 제품에 대하여 T6 열처리⁽¹¹⁾한 경우와 열처리하지 않은 경우에 대해서 인장 시험을 하여 열처리 효과를 파악하였으며, 최대 하중이 10톤인 MTS를 사용하였다.

3.2 소재의 유도가열 실험

소재의 유도가열은 중심부와 표면의 온도차를 줄이고 조직을 균일화시킬 목적으로 계단식 가열 (step heating)을 하였으며, 처음에는 가열할 때 출력을 10 kW로 하여 약 135초 동안 가열하였고, 다음에는 4.77 kW로 하여 약 55초 동안 가열함으로써 소재 전체의 온도를 균일하게 하였다.⁽¹²⁾ Fig. 4는 가열할 때, 시간에 따른 소재의 온도 변화를 나타내고 있다.

소재를 유도가열로에서 가열한 후, 다이에 삽입하는 과정에서 주위 (surrounding)와의 온도차에 의해 열손실이 발생하며, 이것은 식(9)와 같이 표현할 수 있다.⁽⁷⁾

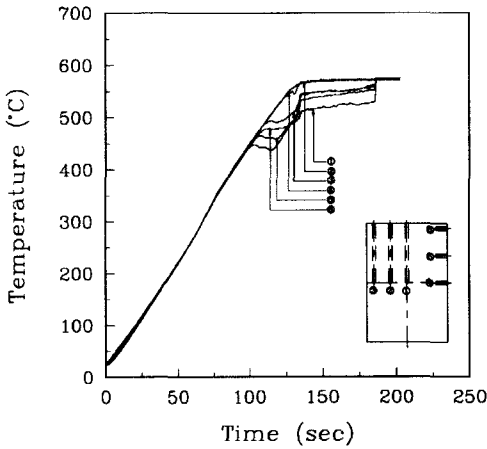


Fig. 4 Variation of temperature versus time in step heating(A356)

$$q_n + q_c + q_r = h_{conv}(T_{slug} - T_{sur}) \quad (9)$$

식(9)에서 소재가 주위에 의해 대류, 복사 등의 원인으로 열손실이 발생하지만, 실험과 해석에 의해 h_{conv} 인 대류열전달계수로 표현할 수 있다. 따라서 소재를 유도가열한 후 10초 정도 상온에서 유지시키고 소재의 시간-온도를 측정하여 2.2절의 방법으로 대류열전달계수를 산출하였다.

Fig. 5는 이렇게 구한 대류열전달계수를 나타내고 있다. 시간이 경과할수록 대류열전달 계수의 값이 점차적으로 증가함을 알 수 있고, 경과 시간 7초 이후 부터는 그 값이 일정함을 알 수 있다.

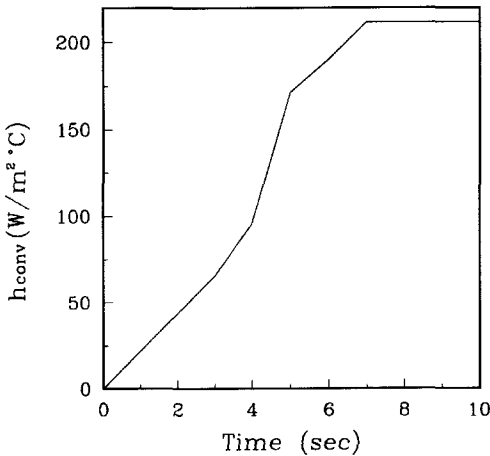


Fig. 5 Variation of convection heat transfer coefficient versus time

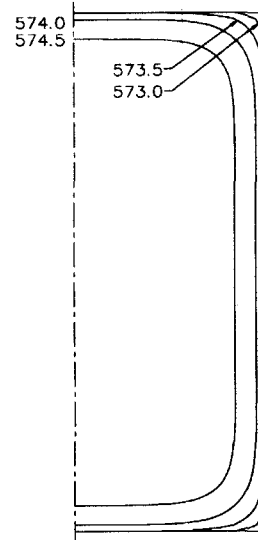
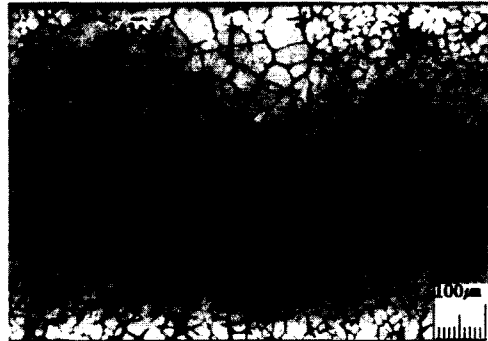
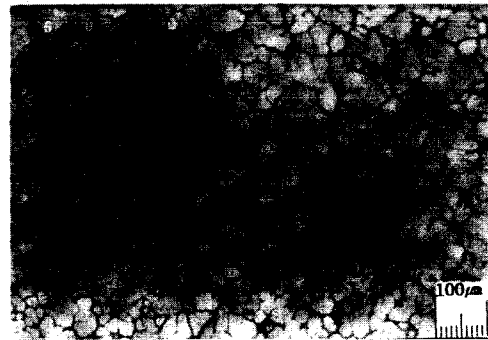


Fig. 6 Distribution of temperature(°C) for slug due to heat loss by convection



(a) Horizontal cross section



(b) Vertical cross section

Fig. 7 Microstructure distribution of original slug(A356)

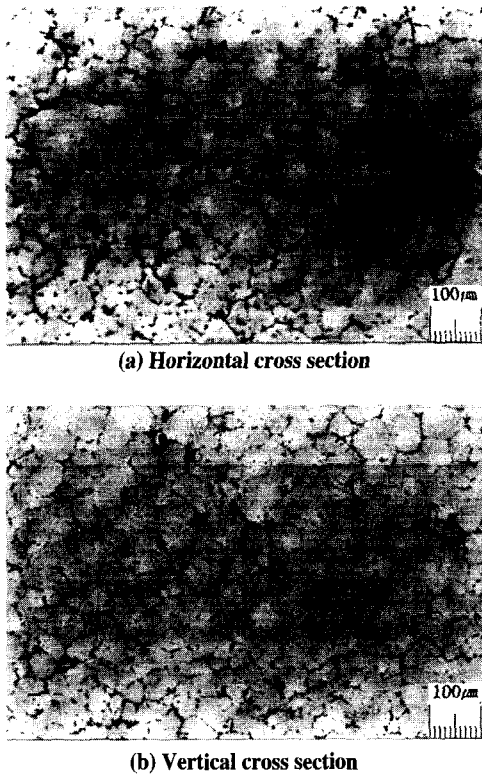


Fig. 8 Microstructure distribution of slug cooled in the air for 5 sec after heating (A356)

가압 실험에서 소재를 유도가열한 후 다이에 삽입할 때 까지 약 5초가 소요되었으므로 주위로의 열손실이 5초 동안 일어남을 알 수 있다. 주위로 열손실이 5초 동안 발생한 소재의 온도 분포를 Fig. 6에 나타내었고, 이것은 소재와 다이의 열전달 유한요소 해석을 할 때 초기 온도로 사용한다. Fig. 7 (a), (b)는 원소재의 미세조직을 나타내고 있고, Fig. 8 (a), (b)는 소재를 가열한 후, 5초 동안 주위에 의해 열손실이 발생된 소재의 미세조직을 나타내었다. 원소재의 입자크기는 횡단면에 대해서는 약 37.0 μm 이고, 종단면에 대해서는 약 38.4 μm 였다. 위의 방법으로 가열한 소재의 입자크기는 횡단면에 대해서 약 47.6 μm 이고, 종단면에 대해서는 약 49.8 μm 이다. 따라서 가열하는 동안에 원소재의 고상입자들이 성장함을 알 수 있다.

3.3 밀폐압축공정에 대한 가압 실험

3.2절에서 구한 소재의 온도 분포를 초기 온도로 이용하여 펀치의 가압하중을 15톤으로 하였을 경우에 소재와 다이 사이의 접촉열전달계수를 산출하기 위하여 가압 시

간은 20초로 하였다. 그 이유는 소재의 고상률이 100%가 되는 시간을 예측할 수 없기 때문에 소재가 완전히 고상으로 되는 시간을 20초로 가정하였기 때문이다. 실험에 의해 얻은 소재, 다이 그리고 펀치의 온도를 유한요소해석에서 계산된 온도와 비교하여 황금분할법으로 접촉열전달계수를 구한 후에 잠열을 고려한 열전달 유한요소해석으로 소재의 고상률 분포를 계산하여 가압 시간을 예측하였으며, 11초임을 알 수 있다.

3.4 제품의 미세조직과 기계적 성질

3.3절에 예측한 가압 시간을 검증하기 위해서 예측한 가압 시간인 11초로 성형한 제품과 가압 시간을 1초로 성형한 제품 그리고 가압 시간을 21초로 성형한 제품에 대해서 미세조직과 경도시험을 하였다. 또한 각 제품에 대해 T6 열처리하여 경도시험을 하였다. 그리고 예측하여 구한 가압 시간인 11초로 성형한 제품과 이것을 T6 열처리한 제품에 대해 인장시험을 하였으며, 인장시험의 치수는 JIS Z 2201의 금속재료인장시험편을 참고하였다.

4. 결과 및 고찰

밀폐압축공정에서 소재와 다이 사이의 접촉열전달계수를 시간에 대해서 Fig. 9에 나타내었다.

접촉열전달계수가 약 16초 되는 시점에서 급격히 상승하는 것을 볼 수 있다. 이것은 소재의 잠열이 다이에 완전히 방출되어 소재의 내부에너지가 급격히 감소하여 다이와 펀치 그리고 압력판에 많은 열이 전달되었기 때문으로 생각한다.

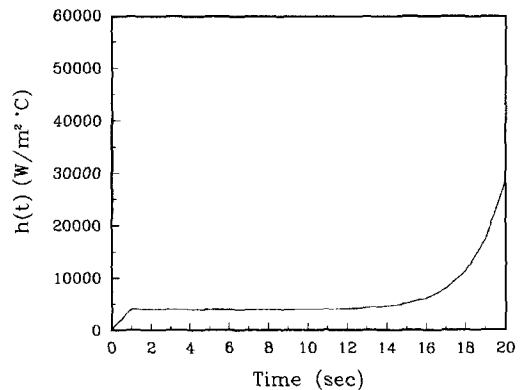
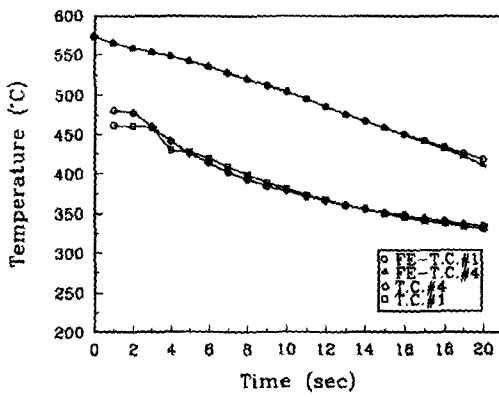
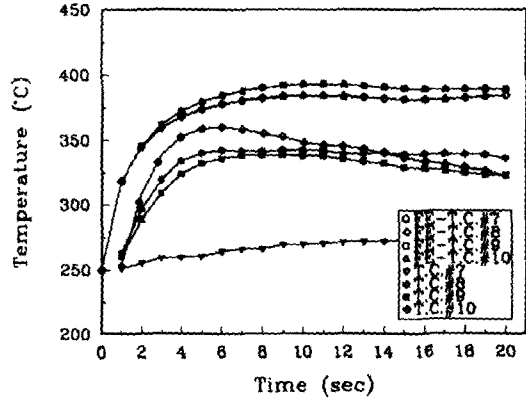


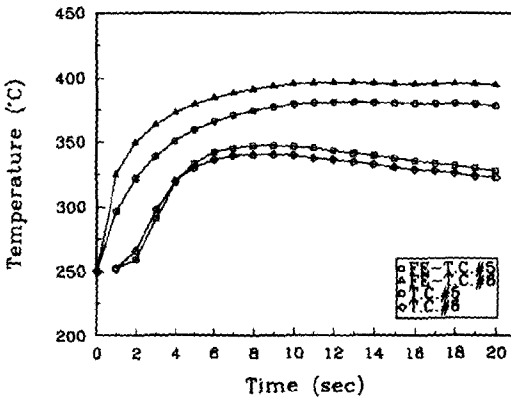
Fig. 9 Variation of overall heat transfer coefficient versus time



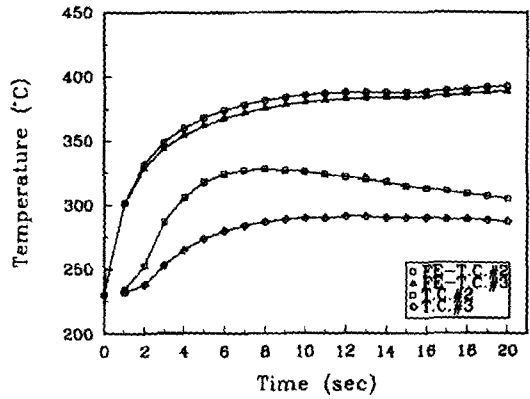
(a) Slug



(b) Die



(c) Punch



(d) Pressuring plate

Fig. 10 Variation of temperature versus time

Fig. 10은 열전대를 통하여 얻은 소재, 펀치, 다이, 압력판(pressuring plate)의 온도와 유한요소해석으로 구한 각각의 온도를 시간에 대해 나타내고 있다.

유한요소해석에서 구한 온도가 실험에서 구한 온도 보다 약 40°C 정도 높은 것을 알 수 있다. 이것은 해석에서 다이와 펀치 사이의 열전달계수를 일정한 값으로 두었기 때문이라고 생각한다. 특히 유한요소해석으로 구한 압력판의 온도가 실험에서 얻은 온도 보다 다소 높은 이유는 압력판 아래에 고정구(holder)와 지지대(supporter)가 있어서 실제 대류에 의한 영향이 적으므로 해석에서 이러한 조건을 고려하지 않았기 때문이다. 그러나 해석결과와 실험결과가 정성적으로 일치함을 알 수 있다. 이렇게 구한 접촉열전달계수를 이용하여 열전달 유한요소해석을 수행하였으며, 가압 단계에서 소재의 고상률이 100%가 되는 시간은 11초였다. 열전달 유한요소해석에 의해 가압 시간

이 1초와 11초 그리고 21초인 소재와 다이의 온도 분포를 Fig. 11에 나타내었다. 해석 결과로부터 가압 시간이 1초일 경우 소재 내부의 고·액 공존 영역이 전체의 90% 정도 차지함을 알 수 있고, 11초와 21초일 경우 소재 전체가 고상률 100%임을 알 수 있다.

Fig. 12는 원소재와 가열소재 그리고 가압 시간을 1초, 11초 그리고 21초로 변화시켰을 때의 최종 제품을 나타내고 있다. 각각의 가압 시간에 따라 성형한 결과 최종 제품의 직경은 49.65mm, 49.98mm 그리고 49.98mm로 성형되었다. 여기서 가압 시간이 1초일 경우에 최종 제품의 치수는 원하는 치수 보다 5% 정도 작다는 것을 알 수 있었다.

따라서 반응용 단조의 가압 단계에서 소재 내부의 전체 고상률이 100%될 때까지 가압 시키지 않으면 소재 내부의 잔류액상의 수축에 의해 원하는 제품의 치수를 얻기 어

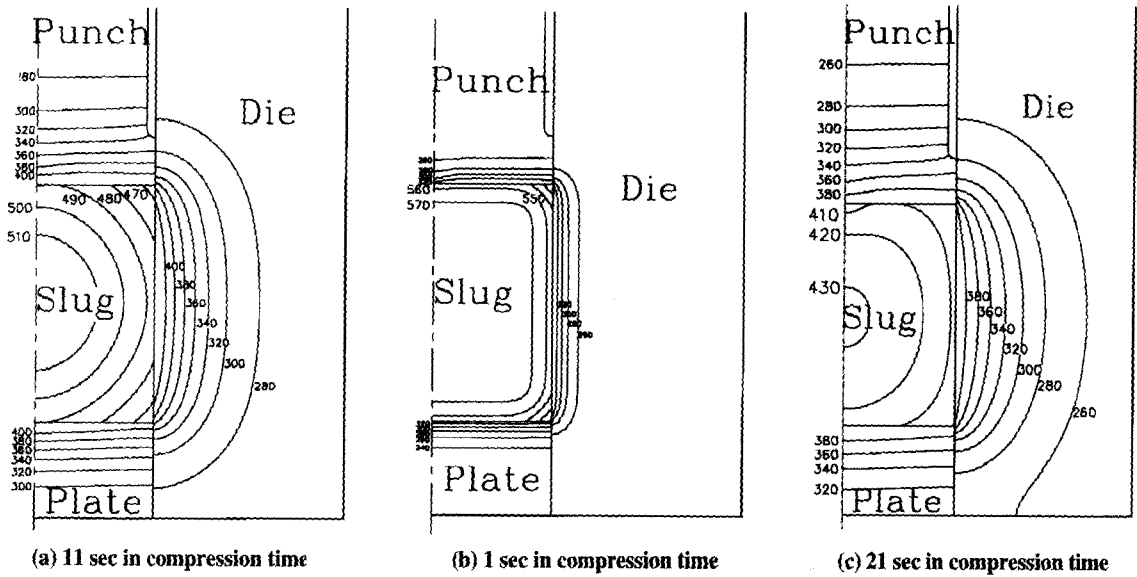


Fig. 11 Distribution of temperature(°C) versus time for slug and dies

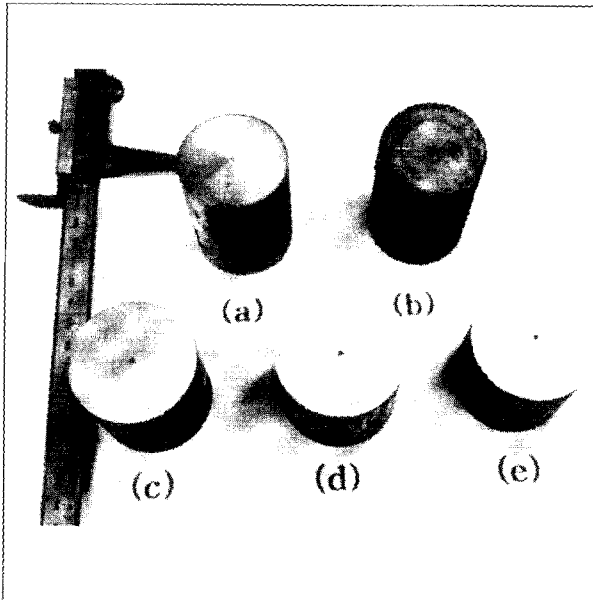
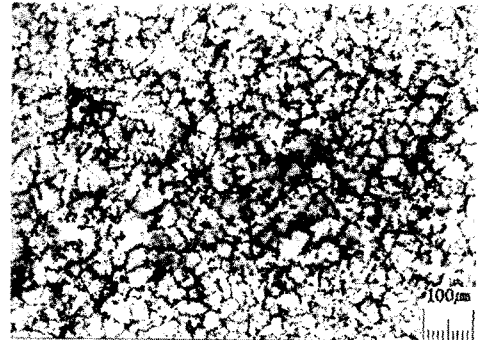
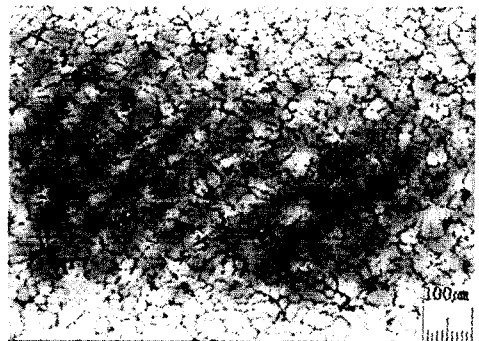


Fig. 12 Slugs and parts related to compression experiment

- (a) Initial slug,
- (b) Induction heated slug,
- (c) Part of 1 sec in compression time,
- (d) Part of 11 sec in compression time,
- (e) Part of 21 sec in compression time

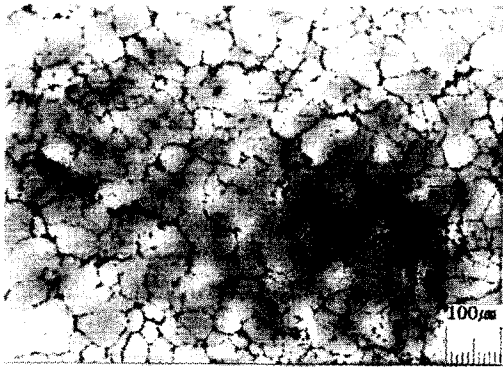


(a) Horizontal cross section

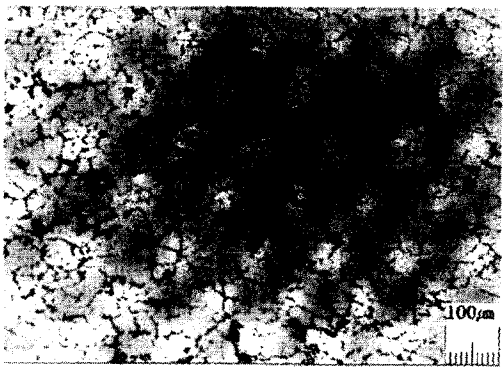


(b) Vertical cross section

Fig. 13 Microstructure distribution of part for 1 sec in compression time (A356)

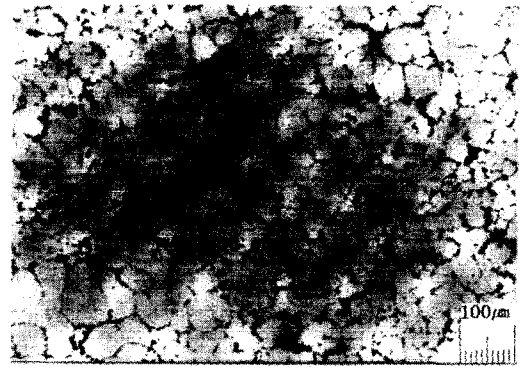


(a) Horizontal cross section

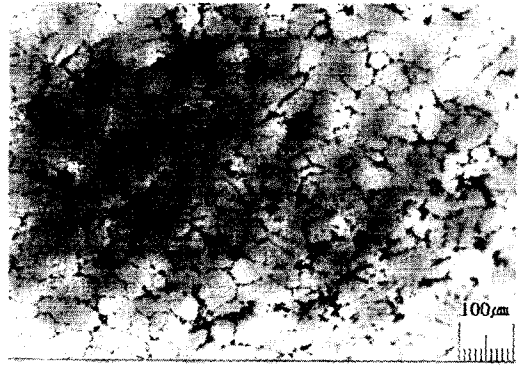


(b) Vertical cross section

Fig. 14 Microstructure distribution of part for 11 sec in compression time (A356)



(a) Horizontal cross section



(b) Vertical cross section

Fig. 15 Microstructure distribution of part for 21 sec in compression time (A356)

Table 1 Size of microstructure for original slug, heated slug and final parts

Conditions	Positions	Horizontal cross section	Vertical cross section
Original slug		37.0 μm	38.4 μm
Heated slug		47.6 μm	49.8 μm
Part of 1 sec in compression time		37.1 μm	35.2 μm
Part of 11 sec in compression time		38.7 μm	37.1 μm
Part of 21 sec in compression time		41.8 μm	36.2 μm

렵고, 가압 시간이 예측한 가압 시간 보다 긴 경우에 제품 치수의 변화는 없음을 알 수 있다.

그리고 가압 시간이 1초, 11초, 21초인 제품의 미세조직을 Fig. 13, 14, 15에 나타내었다. 가압 시간이 1초일 때, 소재 내부의 잔류액상에 의해 고상과 액상영역이 불분

명함을 알 수 있고, 나머지 시간 대에서는 고상과 액상영역이 뚜렷함을 알 수 있다. Table 1은 원소재와 가열소재 그리고 가압 시간이 1초, 11초, 21초 대의 미세조직의 고상 입자 크기를 나타내고 있다. 가열소재의 고상 입자 크기에 비해서 성형 후 가압 시킨 제품의 고상입자가 약 20% 정도 감소함을 알 수 있다. 이것은 소재가 성형 후 가압 단계에서 고상 입자의 조밀화(densification)에 의한 것이라고 생각된다.

또한 가압 시간에 따라 제품의 기계적 성질을 고찰하기 위해 경도시험을 하였고, Fig. 16에 그 결과를 나타내었다. 해석으로 구한 가압 시간인 11초로 성형한 제품의 경도 값은 1초로 가압하여 성형한 제품의 경도값에 비하여 약 8% 증가하였고, 예측한 가압 시간의 약 두배인 21초로 성형한 제품의 경도 값과는 차이가 거의 없었다. 각각의 가압 시간으로 성형한 제품을 T6 열처리한 경우에 열처리하지 않은 제품에 비해 경도 값이 전체적으로 약 5%

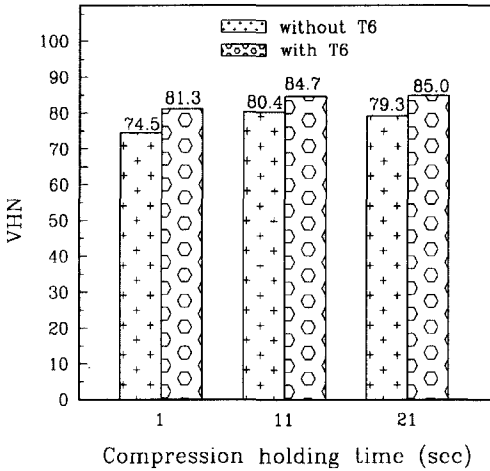


Fig. 16 Vickers hardness (VHN) on compression time with and without T6 heat treatment

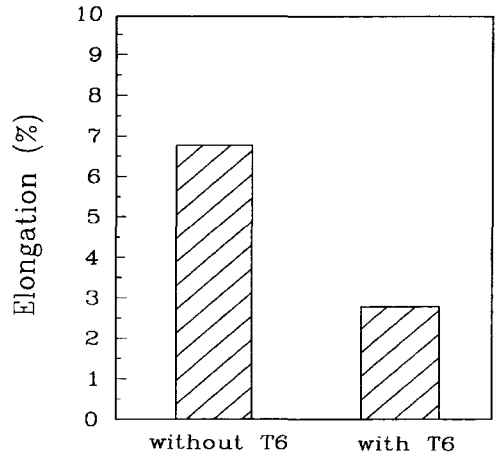


Fig. 18 The effect of T6 heat treatment on elongation (compression time:11 sec)

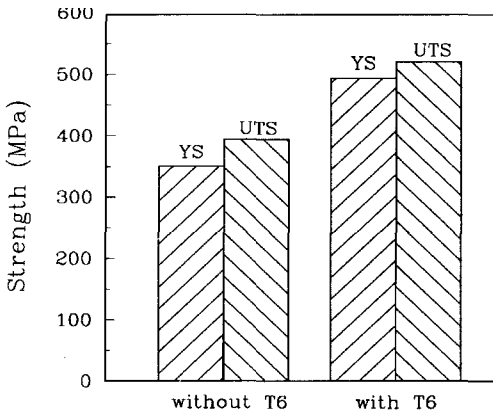


Fig. 17 The effect of T6 heat treatment on yield strength(YS) and ultimate strength (UTS) (compression time : 11sec)

정도 증가함을 확인할 수 있었다.

열전달 유한요소해석으로 구한 가압 시간으로 성형한 제품의 열처리 효과를 알기 위해서 T6 열처리한 제품과 열처리하지 않은 제품에 대해 인장시험을 하여 구한 항복강도와 인장강도를 Fig. 17에, 연신률을 Fig. 18에 비교하여 나타내었다. 열처리한 제품이 열처리하지 않은 제품에 대하여 항복강도는 약 40% 정도 증가하였고, 인장강도는 약 32% 정도 증가하였으며, 연신률은 약 60% 정도 감소함을 알 수 있다.

5. 결 론

본 연구에서는 반응용 재료의 밀폐압축공정에서 가압 단계가 제품의 치수와 미세조직 그리고 기계적 성질에 미치는 영향을 조사하였으며, 다음과 같은 결론을 얻을 수 있다.

(1) 소재와 다이 사이의 접촉열전달계수를 유한요소법과 최적화 기법을 이용하여 구한 후에 잠열을 고려한 열전달 유한요소해석을 수행하여 가압 시간을 예측하였으며, 실험을 통하여 최종 제품의 치수와 미세조직 그리고 기계적 성질을 고찰하여 예측한 가압 시간의 타당성을 확인하였다.

(2) 해석으로 예측한 가압 시간인 11초와 이 시간의 약 2배에 해당하는 21초일 때의 제품의 직경에 비하여 가압 시간이 1초일 때는 제품의 직경이 약 5% 정도 작다. 따라서 가압 단계에서 소재의 고상률이 100%가 될 때까지 가압시키지 않으면 소재 내부의 잔류액상의 수축에 의해 제품의 치수 정밀도가 현저히 저하됨을 알 수 있다.

(3) 원소재가 가열되면서 고상 입자가 성장함을 알 수 있고, 가열소재의 고상 입자 크기에 비하여 성형 후 가압한 제품의 고상입자가 약 20% 정도 감소하였다. 이것은 가압 단계에서 고상입자의 조밀화에 의한 것임을 알 수 있다. 또한 가압 시간이 1초일 때는 소재 내부의 잔류액상에 의해 고상과 액상영역이 불분명하지만, 예측한 가압 시간 이후에는 고상과 액상영역이 뚜렷함을 알 수 있다.

(4) 가압 시간이 길수록 제품의 경도는 증가하지만, 예측한 가압 시간으로 성형한 제품과 그 이상의 시간에서 얻은 제품의 경도값은 큰 차이가 없으므로, 반응용 단조공정에서 가압 시간이 실제 제품의 기계적 성질과 생산성에 영향을 크게 미침을 알 수 있다. 또한 예측된 가압 시간으로 성형한 제품에 대해서 인장시험을 한 결과, T6 열처리한 제품이 열처리하지 않은 제품에 비해서 항복강도와 인장강도는 증가하지만, 연신률은 감소함을 알 수 있다.

후 기

본 연구는 부산대학교 정밀정형 및 금형가공 연구센터를 통한 한국과학재단 우수연구센터 지원금에 의한 것입니다.

참고문헌

- (1) N. Nicholas, W. Haws, L. Lane and J. Marder, "Semi-Solid Metal(SSM) formed small components of aluminum and aluminum-beryllium alloys", The 4th Int'l Conf. on Semi-Solid Processing of Alloys and Composites, pp.215~224, 1996.
- (2) 최재찬, 조해용, 민규식, 박형진, 최종용, "난가공성 경량소재의 반응용 단조에 관한 기초 연구", 한국정밀공학회지, 제13권, 제7호, pp.29~35, 1996.
- (3) 최재찬, 박형진, 이병목, 조해용, "반응용 단조에서 응고 현상을 고려한 가압유지 단계의 유한요소해석", 한국정밀공학회지, 제14권, 제10호, pp.102~108, 1997.
- (4) P. R. Burte, Y. T. Im, T. Altan and S. L. Semiatin, "Measurement and analysis of heat transfer and friction during hot forging", ASME J. Eng. Ind., Vol. 112, pp.332~339, 1990.
- (5) Z. Malinowski, J. G. Lenard and M. E. Davies, "A study of the heat-transfer coefficient as a function of temperature and pressure", Journal of Materials Technology, pp.125~142, 1994.
- (6) 강연식, 양동열, "비등온 유한요소해석을 위한 접면 열전달계수의 결정", 한국정밀공학회지, 제14권, 제4호, pp.72~77, 1997.
- (7) Yin-Heng Chen, "Study of Solidification, Shrinkage and Natural Convection in Casting Processes", Ph. D. Dissertation, The Ohio State Univ., 1990.
- (8) K. S. Chen, "Hydrothermomechanical Response Investigations Associated with Elastic Porous Media", Ph. D. Dissertation, The Ohio State University, 1986.
- (9) G. Hirt, R. Cremer, A. Winkelmann, T. Witulski and M. Zillgen, "Semi-Solid forming of aluminum alloys by direct forging and lateral extrusion", Journal of Materials Processing Technology 45, pp.359~364, 1994.
- (10) Vander. Veort., "Metallography Principle and Practice", McGraw-Hill Book Company, New York, pp.410~508, 1984.
- (11) G. Chiarmetta and L. Zanardi, "Production of structural components by thixoforming aluminum alloys", The 3rd INT'L Conf. On Semi-Solid Processing of Alloys and Composites, pp.235~244, 1994.
- (12) 최재찬, 박형진, 김병민, "반응용 단조를 위한 소재의 유도 가열", 한국정밀공학회지, 제14권, 제8호, pp.15~20, 1997.