

알루미늄합금의 반용융 단조 및 주조공정에 관한 수치해석

강충길* · 임미동**

(1997년 6월 26일 접수)

Numerical Analysis on Semi-Solid Forging and Casting Process of Aluminum Alloys

C. G. Kang and M. D. Lim

Abstract

The behaviour of alloys in the semi-solid state strongly depends on the imposed stress state and on the morphology of the phase which can vary from dendritic to globular. To optimal net shape forging of semi-solid materials, it is important to investigate for filling phenomena in forging process of arbitrarily shaped dies. To produce a automotive part which has good mechanical property, the filling pattern according to die velocity and solid fraction distribution has to be estimated for arbitrarily shaped dies. Therefore, the estimation of filling characteristic in the forging simulation with arbitrarily shaped dies of semi-solid materials are calculated by finite element method with proposed algorithm. The proposed theoretical model and a various boundary conditions for arbitrarily shaped dies is investigated with the coupling calculation between the liquid phase flow and the solid phase deformation. The simulation process with arbitrarily shaped dies is performed to the isothermal conditions of two dimensional problems. To analysis of forging process by using semi-solid materials, a new stress-strain relationship is described, and forging analysis is performed by viscoelastic model for the solid phase and the Darcy's law for the liquid flow. The calculated results for forging force and filling limitations will be compared to experimental data. The filling simulation of simple products performed with the uniform billet temperature (584°C) from the induction heating by the commercial package MAGMASoft. The initial step of computation is the touching of semi-solid material with the end of die gate and the initial concept of proposed system just fit with the capability of MAGMASoft.

Key Words : Semi-Solid Forging, Arbitrarily Shaped Die, Filling Analysis, Semi-Solid Materials, Separation Factor

1. 서론

반용융단조는 구상화 조직을 가진 빌렛을 원하는 온도

로 재가열한 후 금형에 주입하여 가압하는 공정이다. 반용융 단조공정에서 중요한 요소는 단조프레스, 금형, 재료의 재가열방법 등인데 적절한 공정변수가 선정되어야 형상이

* 부산대 공과대학 기계공학부
** 경남금속 기술연구소

복잡한 금형일지라도 소재가 완전히 충전이 된 고강도의 알루미늄 단조품을 생산할 수 있다. 반응용재료를 이용한 수치해석적인 방법에 관한 연구로서 Toyoshima등⁽¹⁾이 반응용재료를 이용하여 압출, 압연 및 압축공정을 해석하였으며, Suery등⁽²⁾은 반응용재료의 압축실험에 대한 유한요소 시뮬레이션을 하였고, Kang 등⁽³⁾은 고상을 다공질 재료로, 액상을 Darcy유동으로 가정하여 압축거동에 대하여 수치해석과 실험을 하였다. Kang 등⁽⁴⁾은 반응용 알루미늄재료의 단조공정을 유한차분법으로 해석하여 게이트의 형상변화에 따른 반응용소재의 충전거동을 해석하였다. 반응용재료를 가지고 정밀정형 제품을 제조하기 위해서는 재료내부의 고상율분포 및 금형속도의 변화에 따른 재료의 유동양상 등을 예측하여 결함을 방지할 수 있는 최적의 조건을 선정하는 것이 가장 중요하다. 지금까지 발표되어진 실험 및 수치해석에 관한 연구들은 반응용재료의 단순 압축 해석에 관한 연구가 대부분이고, 임의형상의 금형을 이용한 충전거동을 파악한 연구결과는 아직까지 보고되지 않고 있다. 실제 자동차부품으로 이용할 수 있는 제품의 모양은 임의의 형상을 가진 복잡한 모양으로 되어 있기 때문에 실험을 통한 시행착오법에 의해 최적의 변수를 선정하기는 곤란하다. 따라서 따라서 고상율이 50% 이상인 소재의 경우 단조품의 성형공정에서 결함이 없고 기계적 성질이 우수한 부품을 제조하기 위해서는 단조공정에 있어서 반응용재료의 충전거동이 파악되어야 한다. 반응용재료가 금형내부로 충전될 때 금형속도의 변화에 따른 충전특성, 고상율분포, 유효변형률속도, 유효변형률, 단조하중 등을 파악하기 위하여 고상영역의 변형과 액상영역의 유동을 동시에 고려한 압축성 점소성 유한요소해석을 임의의 금형형상에 적용하여 해석하였다. 해석결과를 검증하기 위하여 반응용재료의 단조실험에서 측정된 하중을 이론해석 결과와 비교 검토하였다. 고상율이 50% 이하인 액상에 가까운 반응용소재는 고압주조기술을 주로 응용하기 때문에 간단한 수치해석의 예를 소개하고자한다.

2. 이론 해석

2.1 반응용재료의 고상영역에 관한 소성이론

상대밀도가 100%인 재료에 대해서는 Von Mises나 Tresca의 항복조건을 사용하여 재료의 구성방정식을 세우는데, 이러한 재료들은 소성변형중에 부피의 변화를 동반하지 않는 비압축성재료로써 재료의 항복함수는 정수압

응력의 영향을 받지 않는다. 반응용상태의 재료는 고상입자들 사이의 공간을 충전하고 있는 2상(Two phase) 매개물로서 소성변형시 액상의 압력에 의한 정수압응력의 영향을 받으며 부피의 변화를 동반한다. 따라서 반응용재료의 항복조건에는 정수압응력의 영향이 포함되어야한다.

반응용재료의 고상입자와 액상사이의 소성변형에 대한 정확한 항복함수는 지금까지 알려지지 않았기 때문에 고상에 대해서는 다공질개념을, 액상에 대해서는 Darcy이론을 적용하였다. 고상에 대해서는 다공질재료의 항복함수를 사용하였는데, Shima & Oyane이 제시한 항복조건식이 실험치와 근접하게 나타나기 때문에 본 논문에서는 다공질체의 조밀화에 대한 몇가지 항복조건중에서 Shima & Oyane등⁽⁵⁾이 제시한 항복조건식을 사용하여 반응용재료의 고상입자에 대하여 소성변형을 예측하였다.

$$F = (AJ_1^2 + BJ_2^2)^{1/2} = C\bar{\sigma}_o \quad (1)$$

$$A = \frac{1}{9f^2}, \quad B = 3, \quad C = (f_s)^k, \quad k = 2.5$$

$$f = \frac{1}{a(1-f_s)^b}, \quad a = 2.49, \quad b = 0.514$$

액상영역과 고상영역이 동시에 공존하는 상태에서 고상영역의 초기항복응력을 $\bar{\sigma}_o$ 라 할 때 $F < \bar{\sigma}_o$ 이면 유동응력이 없는 상태이고, $F \geq \bar{\sigma}_o$ 이면 반응용재료의 고상입자가 항복과 동시에 소성흐름이 발생한다. C는 고상율의 함수로써 고상율이 1인 재료에 대해서는 $C = 1$ 이다. 식(1)에서의 A의 값에 포함되어 있는 f는 다공질체의 항복 개시 때 정수압 응력의 소성변형에 대한 영향을 나타내는 값이다. 반응용재료는 정수압응력에 영향을 받는 압축성재료로 고려되어지기 때문에 재료의 소성변형은 정수압응력을 포함하는 체적변형률속도에도 큰 영향을 받다고 할 수 있다. 체적변형률속도 $\dot{\epsilon}_v$ 는 다음과 같다.

$$\dot{\epsilon}_v = \dot{\epsilon}_x + \dot{\epsilon}_y + \dot{\epsilon}_z \quad (2)$$

$$= \frac{3}{2} \frac{1}{f_s^{2k-1}} \frac{\dot{\epsilon}}{\bar{\sigma}} \left[\frac{2}{3f^2} \sigma_m \right] = \frac{1}{f_s^{2k-1}} \frac{\dot{\epsilon}}{\bar{\sigma}} \frac{\sigma_m}{f^2} \quad (3)$$

식(3)을 정수압응력에 대한 식으로 나타내면 다음과 같다.

$$\sigma_m = [f^2 \cdot f_s^{2k-1} \bar{\sigma} \dot{\epsilon}_v] / \dot{\epsilon} \quad (4)$$

소성일을 응력-변형률속도 관계식과 연계하면 유효변형률속도 $\dot{\epsilon}$ 는 다음과 같이 표현되며

$$\dot{\epsilon} = \frac{f_s^k}{f_s} \left\{ \frac{2}{9} [(\dot{\epsilon}_x - \dot{\epsilon}_y)^2 + (\dot{\epsilon}_y - \dot{\epsilon}_z)^2 + (\dot{\epsilon}_z - \dot{\epsilon}_x)^2] + \frac{1}{3} (\dot{\gamma}_{xy}^2 + \dot{\gamma}_{yz}^2 + \dot{\gamma}_{zx}^2) + (f_s \dot{\epsilon}_v)^2 \right\}^{1/2} \quad (5)$$

단조공정에서 고상율이 균일하게 분포되면 부품전체에 구상화된 입자들이 균일하게 분포되어 기계적 성질이 우수한 제품을 얻을 수 있다. 따라서, 초기고상율과 체적변형률속도를 이용하여 고상율의 증분을 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\Delta f_s = f_s e^{(-\int_0^t \dot{\epsilon}_v dt)} \quad (6)$$

2.2 반응용재료의 액상유동

다공질체의 공간을 흐르는 액상의 유동에 적용 가능한 유동형태는 다공질체를 통하는 유동법칙인 Darcy's Law로 설명할 수 있는데, 유동저항이 액상의 속도에 비례한다고 가정하면 단순한 형태의 Darcy's Law를 적용할 수 있다. 고상에 관한 액상의 상대적인 운동은 다음 식으로 표시된다.

$$u_{Li} \cdot f_L = \frac{k}{\mu_L} \frac{\partial p}{\partial x_i} \quad (7)$$

고상다공질체의 체적변화량과 액상체의 유출량은 일치하므로 다음의 연속방정식이 성립한다.

$$\frac{\partial u_s}{\partial x_i} + \frac{\partial (f_L \cdot u_{Li})}{\partial x_i} = 0 \quad (8)$$

액상에 작용하는 압력의 경계조건은 다음의 두 가지 방정식에 의해 설명되어질 수 있다.

$$p = p_o : \text{자유 표면} \quad (9)$$

$$\frac{\partial p}{\partial n} = 0 : \text{균형과 접촉하는 면} \quad (10)$$

2.3 고상과 액상을 동시에 고려한 지배방정식

소성가공에서 재료는 대부분 대변형을 하기 때문에 탄성변형을 무시한 응답해석만으로 성형공정을 해석해 왔다. 그래서 기존의 성형공정에서 사용된 재료들은 강소성 재료로 가정하여 비압축성조건과 강체영역 등을 고려하여

변분법의 원리를 사용하여 유한요소해석을 하였다. 반응용 단조해석을 위하여 점성을 포함한 압축성 점소성체로 가정하여 해석하였다. 점소성체는 속도민감성 재료로서 변형률속도, 총변형률, 온도 등의 함수인 유동응력에 의존하며 압축성 재료로 가정하였다.

반응용재료에 대한 지배방정식은 힘의 평형방정식과 연속방정식 두가지이다. 지배방정식을 단순화하기 위하여 고상은 액상과 동일한 밀도를 가지며, 기공이 존재하지 않는다고 가정하면 힘의 평형방정식과 연속방정식을 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\frac{\partial}{\partial x_i} (\sigma_{ij} + \delta_{ij} f_L p) = 0 \quad (11)$$

$$\frac{\partial u_s}{\partial x_i} + \frac{\partial (f_L \cdot u_{Li})}{\partial x_i} = 0 \quad (12)$$

식(11), (12)의 고상-액상 혼합물에 대한 지배방정식들은 변형과정동안 압력의 변화가 힘의 평형관계에 영향을 미치게 된다. 그 결과로서 고상의 응력과 변형률속도는 체적변화, 조밀화를 유발시키며, 액상의 유동은 구상화조직 사이의 공간에서 일어난다. 고상의 조밀화는 액상의 유동에 영향을 미치는 침투성과 체적변형률속도에 관련되어 있다. 따라서 정수압응력이 높거나 유효변형률속도가 높을 경우 조밀화가 일어날 수 있다.

2.4 유한요소방정식

반응용재료의 성형공정을 유한요소법으로 해석할 때 유한요소 형태의 지배방정식에서 우선적으로 구하는 것은 재료의 각 절점에서의 고상의 가용속도장(Admissible velocity)과 액상의 압력인데, 각 요소에 걸쳐 연속적인 속도와 압력을 정의하기 위해 형상함수를 도입하여 구체화시킨다. 반응용재료와 같은 압축성 점소성문제에서 미지수는 속도와 압력인데, 일차 미지수(Primary Unknown)는 속도이다. 성형공정을 해석할 때는 속도장을 먼저 구한 다음 만족할 만한 속도장에 대한 압력장을 구하여 전 영역에 대해 속도와 압력이 연계된 강성행렬과 힘벡터를 조합하여 전체적인 유한요소방정식을 구한다. 고상영역과 액상영역을 동시에 고려한 반응용재료에 대한 유한 요소 방정식의 행렬 형태는 다음과 같이 연립일차 방정식으로 간단하게 표현할 수 있다.⁽³⁾

$$\begin{bmatrix} [K_s(U_s)] & [H_p] \\ [H_v] & [K_L] \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \{U_s\} \\ \{p\} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \{F_s\} \\ \{Q\} \end{Bmatrix} \quad (13)$$

여기서, $K_s(U_s)$ 는 압축성 다공질체의 요소 강성행렬이며, K_L 은 액상체의 유출량에 의한 압력의 영향을 나타낸 행렬이다. H_p 는 액상의 압력을 나타내는 행렬이고 H_v 는 다공질체의 체적변화량을 고상의 속도에 대한 함수로 나타낸 행렬이다. $K_s(U_s), H_p, H_v, K_L, F_s$ 및 Q 는 다음과 같다.

$$K_s(U_s) = \int_V \frac{\bar{\sigma}}{\bar{\epsilon}} \bar{V}^T B^T DB dV \quad (14)$$

$$H_p = \int_V f_L q^T N dV \quad (15)$$

$$H_v = \int_V q^T N dV \quad (16)$$

$$K_L = \int \frac{\kappa}{\mu_L} \left[\frac{\partial q_i}{\partial x} \frac{\partial q_j}{\partial x} + \frac{\partial q_i}{\partial y} \frac{\partial q_j}{\partial y} \right] dV \quad (17)$$

$$F_s = \int_{S_f} t^T N dS_f \quad (18)$$

$$Q = \int_V q_i Q_i dV \quad (19)$$

여기서,

2.5 비선형방정식의 해

비선형방정식을 풀기 위한 방법으로 직접반복법과 뉴우튼-랩슨법의 두 가지 방법이 있다. 직접반복법은 수렴성이 좋으나 해를 구하는데 속도가 느리고, 뉴우튼-랩슨법은 수렴의 속도는 빠르나 발산의 우려가 있다. 그러므로 두 가지 장점을 이용하기 위해 초기속도장의 발생은 직접 반복법을 이용하였고, 그 이후의 계산은 뉴우튼-랩슨법을 이용하였다.

2.6 경계조건

2.6.1 임의형상 금형에 대한 마찰경계조건

힘이 규정된 경계면 S_p 와 속도가 규정된 경계면 S_V 에 대한 경계조건의 적용은 간단하고 여러 문헌에서 쉽게 찾아볼 수 있다. 유한요소법에 의한 금속제조공정의 실제적인 해석에 있어서는 금형 경계조건에 대한 특별한 주의가 요구된다. 왜냐하면 마찰응력의 방향은 성형되는 재료와 금형 사이의 상대속도의 방향에 대해 반대이기 때문이다. Ring압축, 압연, 단조와 같은 문제에 대해서 금형-재료 경계면 사이에서 상대속도의 방향은 간단한 방법으로 처리하기에는 어려움이 있다. 이런 문제의 주요 특징은 금형-재료 경계면을 따라 금형에 대한 재료의 속도가 영이 되는 중립점이 발생하게 되어 해석이 곤란하게 된다. 따라서 중립점을 처리하기 위해 속도의존성 마찰력을 고려하여 해석할 수 있도록 Chen과 Kobayashi⁽⁶⁾가 제안한 다음과 같은 식을 사용하였다.

$$f_{fric} = -m_f k \left[\frac{2}{\pi} \tan^{-1} \left(\frac{\Delta V_s}{a_0} \right) \right] \quad (20)$$

여기서 v_s 는 금형과 재료의 상대 속도이며 a_0 는 속도의 차원을 가지는 단위로서 본 연구에서는 유한요소해석에서 일반적으로 이용되어지는 5×10^{-3} 으로 하여 계산하였다.

3. 해석결과

실험치와 이론해석 결과를 비교하기 위하여 본 연구에서 사용한 재료는 A356재료로서 이 재료는 Pechiney에서 구매한 구상화조직을 가진 재료이다. Table 1은 단조

Table 1 Material properties of A356 at Semi-Solid Material

Material type	A356
Initial solid fraction	$f_s = 50\%$
Stress-strain rate relationship	$\textcircled{1} \sigma = 1.002 \dot{\epsilon}^{0.32} [\text{MPa}]$ $(\dot{\epsilon} \leq 5 \text{sec}^{-1})$ $\textcircled{2} \sigma = 0.298 \dot{\epsilon}^{0.7} [\text{MPa}]$ $(\dot{\epsilon} > 5 \text{sec}^{-1})$
The viscosity coefficient of liquid	$\mu_L = 0.175 [\text{Poise}]$
The ratio of initial permeability and viscosity of the liquid	$\kappa_o / \mu_L = 2.09 \times 10^3 [\text{mm}^2 / (\text{MPa} \cdot \text{sec})]$
Relationship of permeability and liquid fraction	$\kappa = \kappa_o (f_L^3 + 0.01) / (1 - f_L^2)$

성형에 대한 유한요소 해석을 위하여 사용되어진 재료의 물성치를 나타낸다. 액상의 점성계수는 고상율 $f_s=50\%$ 에 해당하는 온도에서 점성을 근사적으로 구한 값으로 Moon¹⁷⁾이 실험을 통해 얻은 값이다.

단조시 금형온도를 변수로 하여 하중과 펀치행정 사이의 관계를 측정하였으며 또한 유동특성을 관찰하기 위하여 단조품의 조직을 관찰하였다. 재가열시간은 10분동안 원하는 고상율에 도달하게 하고 2분동안 일정하게 유지하였다. 반응용단조를 한 결과 금형의 온도에 관계없이 완전히 충전된 제품을 얻을 수 있었다.

Fig.1은 실험에 사용된 최종제품의 실제사진을 나타낸 것이다. Fig.2는 금형속도 $V_d = 50\text{mm/sec}$, 고상율 $f_s = 50\%$ 에서 금형온도가 각각 $T_d = 250^\circ\text{C}$, 300°C , 350°C 일 때의 하중-변위선도를 나타낸 것이다. 변위 $\delta = 30\text{mm}$ 정도까지는 하중이 크지 않다가 $\delta = 30\text{mm}$ 이상에서는 하중이 갑자기 상승함을 알 수 있다. Fig.2에서 알 수 있듯이 $\delta = 20\text{mm}$ 일 때가 $\delta = 25\text{mm}$ 보다 하중이 오히

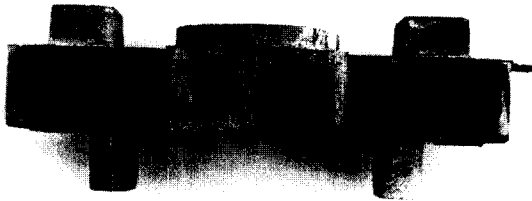


Fig. 1 The experimental die for forging and photograph of final product

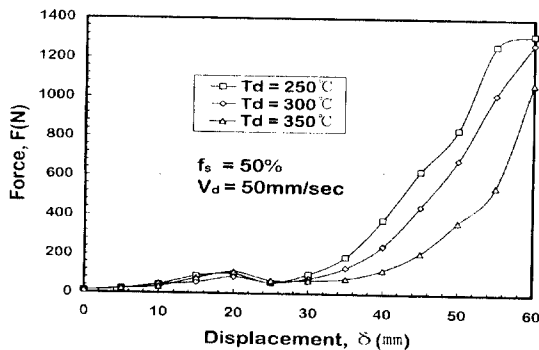


Fig. 2 Force-displacement curve according to die temperature $T_d=250^\circ\text{C}$, 300°C , 350°C in the experimental die with die velocity $V_d=50\text{mm/sec}$ and initial solid fraction $f_s=50\%$

려 증가하는 현상을 보이고 있다. 위의 원인은 재료가 펀치에 의해 금형 표면을 따라 유동할 때에 재료의 치밀화현상이 나타나다가 소재가 순간적으로 금형내부로 유입되면서부터는 고상과 액상이 분리되기 때문이다. 단조품의 조직이 구상화가 되어 있어야 반응용단조라고 할 수 있다. 특징 성질을 알아보기 위해서는 성형이 끝난 반응용재료의 미세조직을 관찰하여야한다. Fig.3(a)~(d)는 전자기식 교반에 의한 고상율 $f_s = 50\%$ 인 반응용재료를 재가열하여 금형온도 $T_d = 300^\circ\text{C}$ 에서 실험한 부품의 각 부위별 조직사진을 나타낸 것이다.

금형온도는 300°C 에서 제조된 단조품의 기계적 성질이 가장 우수하였으므로 직선형 금형온도가 300°C 일 때의 조직을 관찰하였다. 조직을 관찰한 결과 단조품의 내부전역에 걸쳐 고상입자가 균일하게 분포되어 있음을 알 수 있었다.

금형외곽 부분인 Fig.3 (c), (d)의 고상입자는 금형 중심부인 Fig.3 (a)부분의 고상입자보다 평균반경이 증가했음을 알 수 있는데 위의 원인은 고상입자의 유동과 응고시간이 중심부에서 보다 많이 걸리기 때문이다. 따라서,

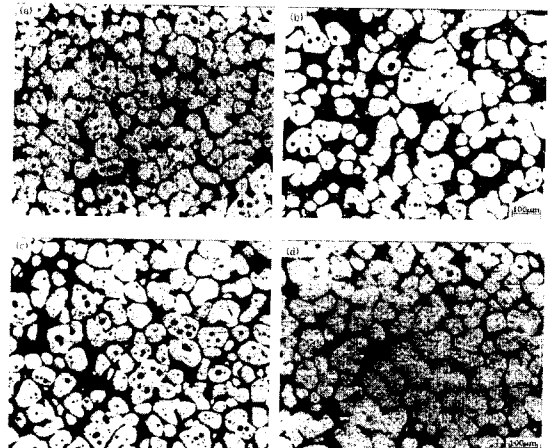
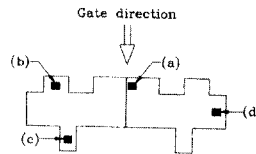


Fig. 3 (a)~(d) The microstructure of ALTHIX after semi-solid forging wht various points at die temperature $T_d=300^\circ\text{C}$, did speed $V_d=50\text{mm.sec}$

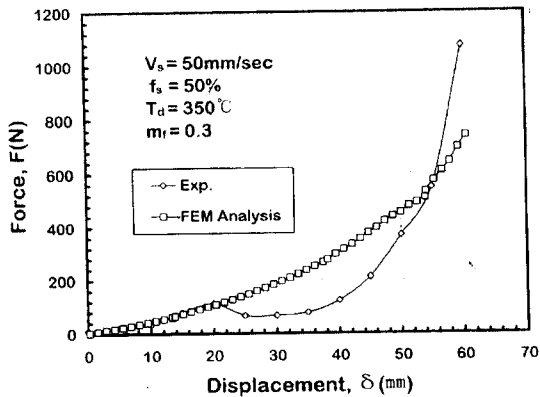


Fig. 4 The comparison of Force-displacement curve about the experimental result and calculated result

균일한 고상입자의 분포를 위해서는 속도를 빠르게 하면 구상화의 크기가 균일한 조직을 가진 단조품을 얻을 것으로 사료된다.

Fig.4는 금형속도가 50mm/sec인 경우에 대하여 실험 및 유한요소 해석결과를 하중-변위에 대하여 나타낸 것이다. 반응용재료를 속도민감성 재료로 가정한 유동응력식 $\sigma = K \dot{\epsilon}^m$ 을 사용하여 계산한 이론치와 실험치를 비교해 본 결과 고상율의 함수로 정의된 C의 값이 $C = f_s^{3.0}$ 일 때가 실험치와 근사함을 알 수 있었다. Fig.4에서 알 수 있듯이 변위 $\delta = 20\text{mm}$ 까지는 이론해석결과와 실험결과가 일치함을 보이나 $\delta = 20\text{mm}$ 이후부터는 이론해석결과와 실험결과가 일치하지 않음을 알 수 있다. 위의 원인은 이론해석에서는 액상의 유동과 연계된 순간적인 하중의 감소단계를 유한요소해석에 포함시키지 못했을 뿐만 아니라 반응용재료의 거시역학적인 거동이 단지 속도민감성 재료로만 취급되었기 때문에 이론해석결과와 실험결과가 차이가 나타난다고 생각된다. 또한 고상영역의 변형에 대한 해석은 다공질이론을 적용하였기 때문에 액상과 연계된 고상의 변형을 고려하기에는 불충분하다고 생각된다. 이러한 문제점을 해결하기 위하여 기존의 속도민감성 재료에 의한 유동응력식과는 달리 고상입자와 액상에 대해 분리계수를 도입한 유동응력식을 사용하여 실험결과와 비교하였다.

반용용재료의 유동응력식은 고상율, 변형율, 변형율속도, 온도 등의 영향을 받기 때문에 반응용재료의 단조성형을 유한요소법으로 해석하기 위해서는 액상의 유출을 고려한 응력과 변형율사이의 관계를 정립하여야 한다. 따라

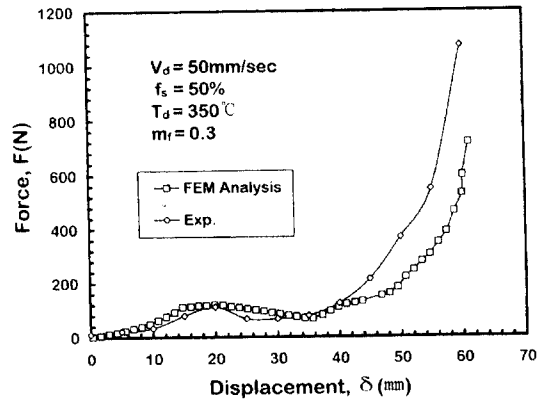


Fig. 5 The comparison of force-displacement curve between experimental result and calculated result according to separation coefficient

서 반응용재료의 유동응력식을 이들 인자들의 함수로 나타내어야 한다.

강 등⁽⁸⁾은 고상입자와 액상의 기하학적인 형상을 이용한 분리계수를 도입하여 유동응력식을 다음과 같이 제안하여 압축성형의 이론치를 실험결과와 비교하여 그 타당성을 입증하였다. 그러나 임의 형상의 단조공정에는 검정이 되지 않았기 때문에 본 연구에서 그 타당성을 검증하고자 한다.

(i) $0 < \epsilon < 0.1, \quad \epsilon > 0.35$

$$\bar{\sigma} = K \exp(S) \dot{\epsilon}^m \exp\left(\frac{Q}{RT}\right) [1 - \beta f_L]^{2/3} \quad (21)$$

(ii) $0.1 < \epsilon < 0.35$

$$\bar{\sigma} = K \exp(1 - S) \dot{\epsilon}^m \exp\left(\frac{Q}{RT}\right) [1 - \beta f_L]^{2/3} \quad (22)$$

Fig.5은 저자가 제안한 유동응력식에 의한 이론해석결과와 실험결과를 비교한 것이다. Fig.5에서 알 수 있듯이 $\delta = 40\text{mm}$ 까지는 실험결과와 이론결과가 근사적으로 일치하고 있음을 알 수 있다. 그러나 $\delta > 40\text{mm}$ 에서는 실험치가 이론치보다 높은 하중값을 가지는데 위의 원인은 단조실험의 경우 반응용재료가 금형내부로 충전될 때 응고현상이 일어나기 때문이다.

Fig.6 (a)~(b)는 일단계 곡선금형인 경우 유한요소해석을 위한 요소분할을 나타낸 것이다.

해석에 사용된 상부금형의 속도는 여러 가지로 변화를 주었으며 하부금형은 고정되어 있다. 본 프로그램에서는 곡선단조의 비정상상태의 변형을 각 증분변형동안 그것을

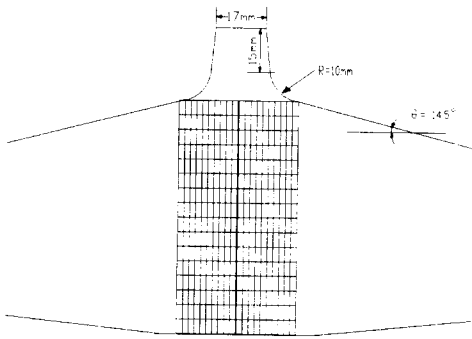


Fig. 6 Arbitrarily shaped dies and mesh generation

선형적으로 처리함으로써 Step-by-Step방법에 의해 해석하였다. Fig.7은 금형속도가 1mm/sec일 때 마찰계수가 각각 0.3, 상태에서 속도분포를 나타낸다. 높이감소율이 80%일 때를 보면 금형 끝부분의 속도가 현저히 증가함을 알 수 있는데 이것은 액상이 표면쪽으로 유출되기 때문이다. 마찰계수의 영향을 조사하기 위하여 0.6, 0.9에 대하여 계산을 하였보았으나 큰 차이가 없음을 알 수 있었다. 금형속도가 작을 때는 마찰계수에 의한 속도의 영향은 큰 영향이 없음을 알 수 있었다.

Fig.8(a)~(c) ~ Fig.9(a)~(c)는 금형속도가 각각 1, 100mm/sec일 때 높이 감소율의 변화에 따른 고상율 분포를 나타낸 것이다. 금형속도가 상대적으로 클 때 고상율의 분포가 균일해짐을 알 수 있었다. 높이감소율이 80%일 때에 금형 상부부분과 금형 끝부분은 완전히 충전이 이

루어지지 않은 상태이기 때문에 다른 부분에 비해 고상율이 낮게 분포한다. 따라서 반응용재료의 단조성형시 재료 내부의 고상율을 일정하게 하기 위해서는 가능한 범위 내에서 속도를 증가시켜 고상율이 균일하게 분포되도록 하여야 할 것으로 사료된다.

Fig.10 ~ Fig.11(a)~(c)는 금형속도가 각각 1 mm/sec와 100mm/sec일 때 높이 감소율의 변화에 따른 각각의 유효변형률속도 분포를 나타내고 있다. 유효변형률속도는 금형속도와 직접적인 관련이 있으며 반응용재료 내의 변형거동을 밝히는 중요한 공정변수이다. 금형의 높이감소율이 25%, 50%일 때는 재료의 중심을 기준으로 하여 볼 때 유효변형률속도가 대칭적으로 되어 있음을 알 수 있다. 금형의 높이감소율이 80%일 경우 금형속도 $V_d=1\text{mm/sec}$ 일 때는 금형 곡률부분에서 유효변형률속도가 구배를 보이고 있다. Fig.11(a)~(c)의 $V_d=100\text{mm/sec}$ 일 때 유효변형률속도 분포는 금형 곡률부분에서 구배를 보이지 않고 균일함을 알 수 있다. 이러한 원인은 금형속도가 작을 때는 액상의 분리에 의한 고상영역의 변형으로 인해 하중을 많이 받는 부분에 유효변형률속도가 집중되어 있다. 금형속도가 커질수록 반응용재료의 충전거동이 고상영역과 액상영역의 거시적인 분리현상을 억제함과 동시에 비압축성 성질을 가지면서 충전되기 때문에 유효변형률속도가 균일하게 분포한다고 생각된다.

금형 내의 충전 거동을 해석하기 위해서는 열유동 및 응고해석이 필요하다. 반응용 재료와 금형과의 열전달 현상과 금형 표면과 접촉하는 공기와(ambient air)의 열복사

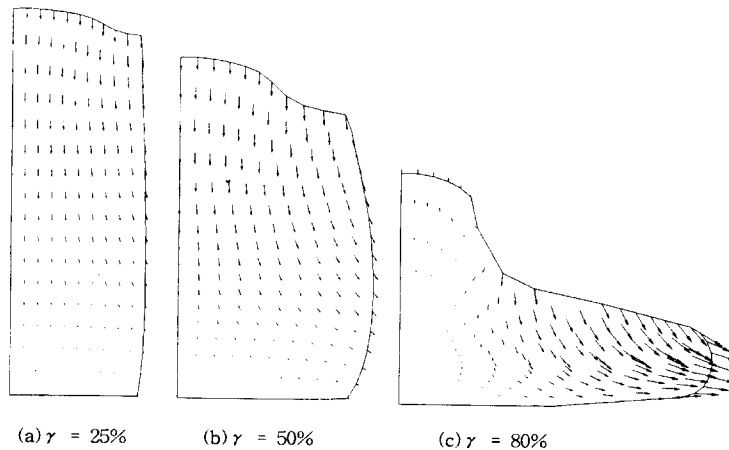


Fig. 7 Velocity distributions according to height reduction rate of one step spike die with $V_d=1\text{mm/sec}$, initial solid fraction $f_s=50\%$ and friction factor $m_f=0.3$: (a) $\gamma=25\%$; (b) $\gamma=50\%$; (c) $\gamma=80\%$

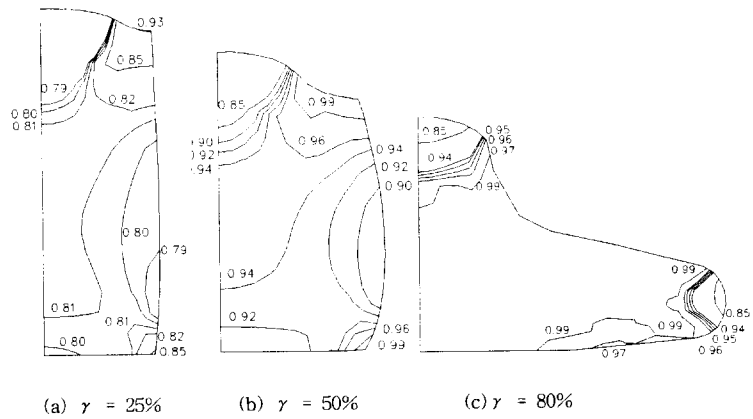


Fig. 8 Distributions of solid fraction according to height reduction rate of one step spike die with $V_a=1\text{mm/sec}$, initial solid fraction $f_s=50\%$ and friction factor $m_f=0.3$: (a) $\gamma=25\%$; (b) $\gamma=50\%$; (c) $\gamma=80\%$

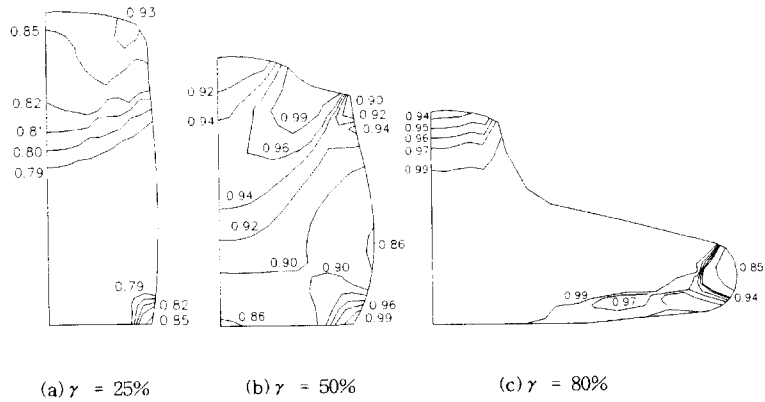


Fig. 9 Distributions of solid fraction according to height reduction rate of one step spike die with $V_a=100\text{mm/sec}$, initial solid fraction $f_s=50\%$ and friction factor $m_f=0.3$: (a) $\gamma=25\%$; (b) $\gamma=50\%$; (c) $\gamma=80\%$

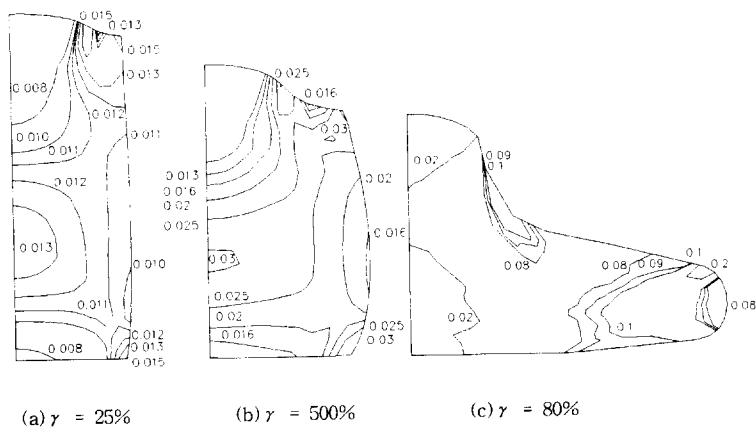


Fig. 10 Distributions of effective strain rate according to height reduction rate of one step spike die with $V_a=1\text{mm/sec}$, initial solid fraction $f_s=50\%$ and friction factor $m_f=0.3$: (a) $\gamma=25\%$; (b) $\gamma=50\%$; (c) $\gamma=80\%$

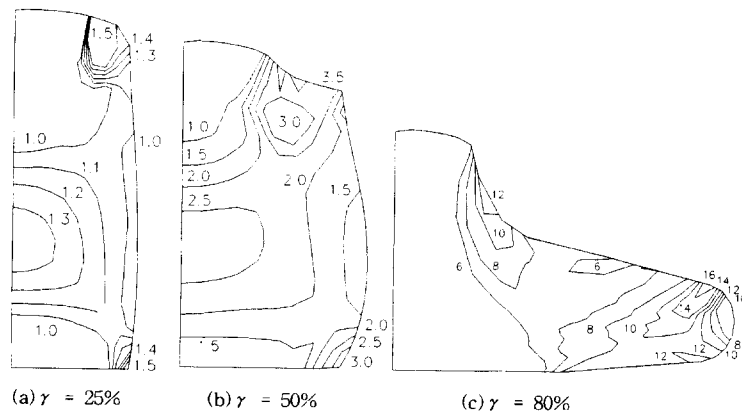


Fig. 11 Distributions of effective strain rate according to height reduction rate of one step spike die with $V_s=100\text{mm/sec}$, initial solid fraction $f_s=50\%$ and friction factor $m_f=0.3$: (a) $\gamma=25\%$; (b) $\gamma=50\%$; (c) $\gamma=80\%$

현상을 계산해야만 한다. 특히, 정밀정형 가공의 경우에 있어서는 금형 내의 충전 거동이 최종 제품의 기계적성질을 결정하는 중요한 요소가 된다. Fig.12는 584℃의 입계 초기 빌렛온도의 충전 양상을 MAGMASoft를 이용하여 해석한 것이다. 재료구조와 공정과의 응고조건을 고찰을 통하여 단조제품의 기계적 성질이 충전 해석으로부터 예측되어질 수 있다. 온도에 의존하는 밀도, 열전달 계수 등의 열물성치는 ALTHIX-CRT로부터 제공된 자료를 이용하였다. 충전 해석은 균일한 온도의 빌렛이 금형의 입구와 접촉하는 순간에서부터 행하였다. 이 공정의 제품의 특징과의 상관관계를 쉽게 표현하기 위하여, 수치적 모델의 결과인 온도, 구배, 응고 시간 등을 이용한 여러 입계값들을 적용할 수 있다. 본 연구에서는 온도 구배 G_s 와 냉각률 \dot{T} 의 함수인 Niyama값을 이용하였다.

$$Niyama = \frac{G_s}{\sqrt{\dot{T}_s}}$$

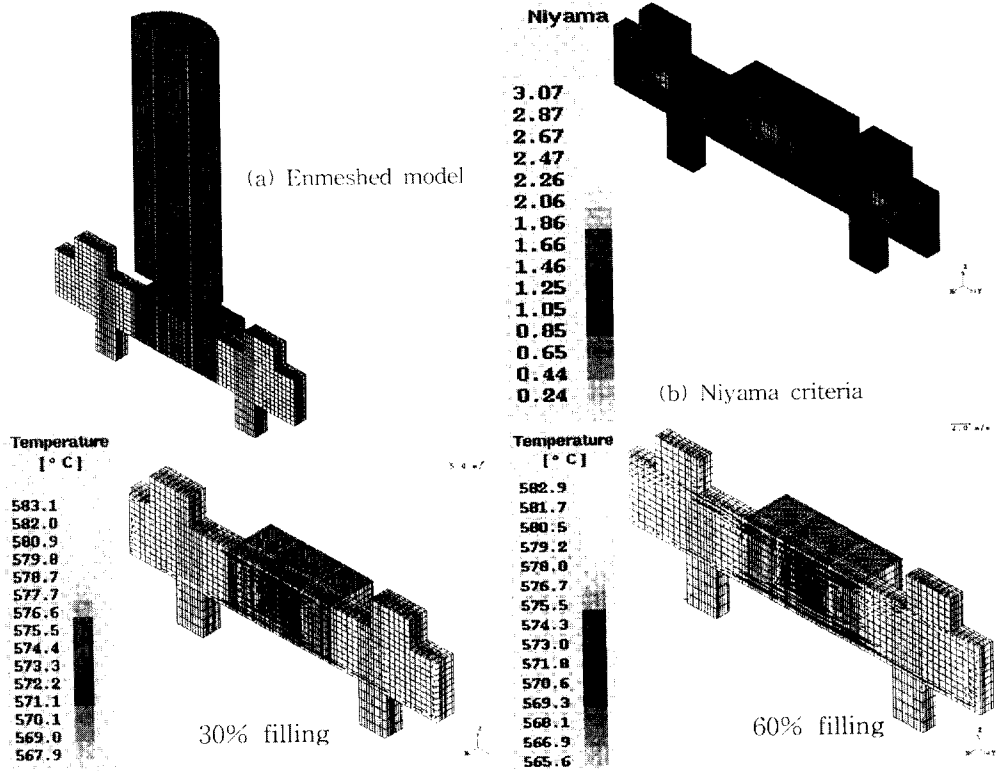
Fig.12(a)~(e)은 계산을 하기 위한 격자 모델과 Niyama값의 구배와 충전 과정의 양상을 나타내었다. 250℃의 orifice gate type금형에 시간에 따른 충전과 응고의 과정을 나타내었다. 펀치의 속도는 60mm/sec이고, 주입량은 24 cm^3/sec 인 경우의 결과이다. 계산결과 위와 같은 조건하에서는 porosity는 거의 발생하지 않았으며, 전반적으로 제한된 온도 등의 조건이 공정 변수로써 적합한 것으로 나타났다.

본 연구에서 소개한 단조공정의 프로그램은 금형온도를 무시한 등온(Isothermal)조건이기 때문에 반응용재료의

고상입자의 변형과 더불어 충전결합을 예측하기 위해 금형온도를 고려한 프로그램이 계속 연구되어야 하며 격자 재구성(Remeshing)기술을 결합한 형태의 프로그램 연구가 앞으로 계속적으로 수행되어야 할 것으로 사료된다.

4. 결론

반용용재료는 금형속도, 금형온도 및 고상을 등과 같은 변수에 의해 그 성질이 변하기 때문에 기계적 성질이 우수한 단조부품을 제조하기 위해서는 최적의 변수를 선택하여 실험을 행하여야 하는데, 여러 가지 변수의 고려없이 시행착오법에 의한 실험을 통해서는 양질의 부품을 얻기란 힘이 들고 시간도 많이 소요된다. 이러한 문제점을 해결하기 위하여 반응용재료에 대한 컴퓨터 시뮬레이션을 통하여 최적의 조건을 찾을 수 있도록 프로그램의 개발이 절실히 필요하다. 이에 부응하기 위하여 입의의 금형형상에 대한 알고리즘을 개발하였다. 향후 펀치 및 금형의 전열형상을 고려함과 동시에 2차원, 3차원 문제로 확장하여 SSF에 필요한 전용 PACKAGE를 완성할 계획이다. 고상율이 50%이하인 경우의 CAE는 열유동현상을 고려한 전열해석이 필수적이며 상용 PACKAGE의 활용으로도 가능하다. 제품의 특성에 따라서 반응용단조(Semi-Solid Forging) 혹은 반응용 주조(Semi-Solid Casting) 공정을 선택하여야 하며, 이에 적합한 구성방정식을 이용하여 금형설계가 이루어져야한다.



(c) flux velocity and temperature contour at 30% and 60% filling status

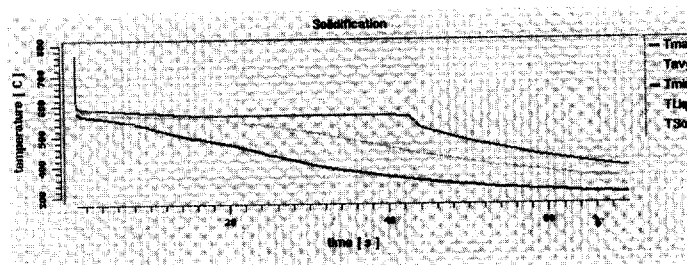
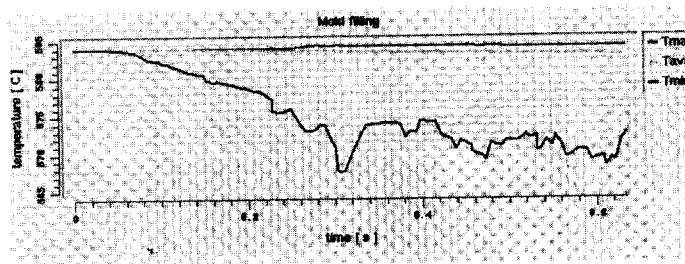


Fig. 12 (a)~(c) The results of filling analysis with proposed initial operating temperature (584 °C) in orifice gate type at 250 °C die temperature.

후 기

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

참고문헌

- (1) S. Toyoshima and Y. Takahashi, 1991, "A Numerical Simulation of Forming Processes for Semi-Solid Materials", ISIJ Int'l, Vol. 31.
- (2) M. Su ry and M. C. Flemings, 1982, "Effect of Strain Rate on Deformation Behavior of Semi-solid Dendritic Alloys", Metall. Trans., Vol. 13A, pp.1809~1819.
- (3) 강충길, 윤종훈, 1996, "반용용재료의 압축거동 및 역상의 유동을 고려한 유한요소해석", 대한기 계학회 논문집 20-12, pp.3715~3725.
- (4) C. G. Kang, D. W. Kang, 1996, "Forging Process Analysis of semi-solid Aluminum Materials", The 4rd Int. Conf. on Semi-Solid Processing of Alloys and Composites, pp.142~147.
- (5) S. Shima and M. Oyane, 1976, "Plasticity Theory for Porous Metals", Int. J. Mechanical Science, Vol.18, pp.285~291, Pergamon Press.
- (6) C. C. Chen and S. Kobayashi, 1978, "Rigid-Plastic Finite Element Analysis of Ring Compression", Applications of Numerical Methods to Forming Process, ASME, AMD, 28, pp.163~174.
- (7) H. K. Moon, 1990, "Rheological Behaviour and Microstructure of Ceramic Particulate/Aluminum Alloy Composites", Dissertation, p.133.
- (8) 강충길, 김기훈, 1997, "거시적 조직변화를 고려한 알루미늄재료의 유동응력관계식", 대한기계학회 춘계학술대회논문집 A, pp.541~546.