

차체경량화를 위한 반응용 단조기술의 적용

김낙수* 윤종훈** 임용택**

*서강대학교 기계공학과 **한국과학기술원 기계공학과

1. 서론

반응용 단조기술(semi-solid forging technology)이 갖는 많은 장점중의 하나는 부품성형시 공정수의 대폭적인 감소를 통한 생산단가의 저하를 기대할 수 있다는 것이다. 특히, 최근 들어 대두되고 있는 경량합금을 이용한 차체경량화와 연관하여 살펴보면, 대체적으로 경량합금의 원소재 가격이 비싸기 때문에 차체경량화는 구현할 수 있다 할지라도 생산단가가 상승함으로 인해서 경쟁력을 상실할 가능성이 높아진다. 이 경우 반응용 단조를 적용하여 부품성형을 하게 되면 반응용 소재가 갖는 우수한 유동성으로 인하여 복잡한 형상의 부품도 1회 공정에 의해서 최종형상 또는 그에 가깝게 성형할 수 있으므로 공정수의 대폭적인 감소가 가능하고 아울러 생산성의 향상 또한 기대할 수 있게 된다.

2. 연구동향

반응용 단조의 실용화를 위한 연구는 크게 실험적인 방법을 통한 반응용 재료의 변형특성 파악, 이를 바탕으로 한 특성방정식의 개발 및 수치해석, 반응용 단조를 이용한 부품성형의 세 부분으로 나눌 수 있다. 초창기는 주로 반응용 재료의 변형특성 파악에 대해서 수행되었는데, 대표적으로 Flemings 그룹에 의한 반응용 Sn-Pb 2원 합금의 업셋팅(upsetting)시 변형거동에 관한 연구를 들 수 있다. Suery 등은 $1.3 \times 10^{-3} \text{s}^{-1} \sim 1.2 \times 10^3 \text{s}^{-1}$ 범위의 다양한 변형률속도에 대해서 수치상 조직과 구상조직을 갖는 반응용 Sn-15%Pb 합금의 원주 압축실험을 통해 저속변형일 때는 고상-액상의 거시적 분리현상이 두드러지며 변형률 속도가 증가할수록 이러한 현상은 감소함을 관찰하였다[1]. Pinsky 등은 저속변형시 마찰인자가 거시적 분리현상에 미치는 영향을 파악하였으며[2], Charreyron 등은 Pinsky 등이 수행한 압축실험에 대한 상계해석을 수행함으로써 주어진 조건에서 마찰인자는 대략 0.3의 값을 갖게 됨을 예측한 바 있다[3]. 이러한 일련의 연구들을 통해서 반응용 재료의 고상이 수치상 조직을 이루고 있을 경우, 변위증가와 더불어 고상의 변형저항에 따른 하중의 증가, 수치상 조직의 가지붕괴(breakage)에 의한 하중감소, 액상유동과 파괴된 수치상 조직들의 재배열에 따른 일정하중 구간 및 치밀화된 고상입자들의 변형저항능력 회복에 따른 하중증가와 같은 4가지 단계를 나타내는 것이 밝혀졌다. 또한 고상이 개개의 입자처럼 되어 있는 구상조직일 경우는 가지붕괴현상에 기인하는 하중감소는 일어나지 않고 지속적인 액상유동과 고상입자들의 재배열에

의해 거의 일정한 하중을 나타낸 후 더 큰 압축변형에 대해서는 하중이 증가하는 3가지 단계가 나타남이 규명되었다.

이와 같이 반응용 재료의 변형거동이 실험적으로 밝혀짐에 따라 기존의 항복조건이나 구성방정식 또는 결보기 점도 등에 조직관련 변수들을 도입하여 이론적으로 변형특성을 규명하고자 하는 연구가 새로이 진행되는 국면에 접어들고 있다[4-7]. 이중에서도 주목할 만한 연구결과들이 Kumar와 Martin 등에 의해서 발표되었는데, 이들은 기존의 연구들로부터 얻어진 결보기 점도식은 정상상태의 거동을 나타내는 것이기 때문에 주로 비정상상태에서 수행되는 반응용 가공에 대한 유동특성을 새로이 규명할 필요성을 인식한 후 반응용 재료의 고상률이 0.1~0.5 정도 범위이면서 천이상태(transient state)인 경우에 대해서 반실험적(semi-empirical) 연구를 수행하여 조직응집변수(structural agglomeration variable)라고 일컫는 내부변수(internal variable)를 이용하여 결보기 점도식을 표현한 바 있다[8,9]. 하지만 중간정도 범위의 고상률에서 나타나는 실험결과들과 높은 범위에서 나타나는 결과들이 상반되므로 인하여 이들의 제안식을 전범위의 고상률에 대해서 적용하는데는 실패하였으며 현재 그 원인을 찾고자 하는 노력을 진행하고 있다[10]. 이러한 연구들과 더불어 반응용 재료의 변형특성을 수치모사하기 위해, 초기에는 고상입자들의 변형은 다공질체에 관한 항복조건을 이용하고, 액상의 유동은 다공질체 사이를 흐르는 유동으로 가정한 후 D'Arcy 법칙을 이용하여 반응용 재료의 원주압축을 해석한 결과가 몇 가지 보고된 바 있으나 조직상태와 관련된 하중변화의 경향을 제대로 예측하지는 못하였다[11-15]. 이외에도 Zavaliangos 등은 중간정도까지의 고상률범위에 대해서는 Kumar와 Martin 등의 연구결과들을 도입하고 높은 범위의 고상률에 대해서는 앞서 설명한 분리유동을 적용하여 반응용 재료의 원주압축에 대한 유한요소해석을 수행하였다[16].

3. 반응용 재료의 변형특성 모델링 및 유한요소해석

본 연구에서는 먼저 반응용 단조공정의 해석을 위해서 반응용 재료의 변형특성을 모델링하였다. 앞 절의 문헌조사를 통해서 설명한 반응용 재료의 변형거동을 새로운 형태의 유동응력식(flow stress)과 고상률 증분 알고리즘(algorithm)을 제안함으로써 이론적으로 규명해 보았다. 또한 열점소성 유한요소법 (thermoviscoplastic finite element method)에 기초하여 앞서 제안한 모델과 알고리즘을 적용한 2차원 및 축대칭 반응용 단조 공정해석 유한요소프로그램을 개발하였고, 소재의 응고현상까지 고려할 수 있도록 하였다.

3.1. 반응용 재료의 유동응력식

반응용 재료의 변형거동을 수치적으로 모델링 하기 위해서 기존의 항복조건이나 구성방정식은 그대로 적용하고 유동응력식에 하중변화의 원인이 되는 인자들을 도입함으로써 쉽고 정확하게 반응용 재료의 변형특성을 나타내는 것을 유동응력식 개발의 목적으로 하였다.

본 연구에서 제안하고 있는 유동응력식은 표 1에 나타내었다. 고상률이 임계고상률 (critical solid fraction, f_{cr})보다 낮을 경우 유체유동에 가까운 변형을 나타낼 것이라 생각하여 Kattamis 와 Piccone[17]이 제안한 점도식을 적용하고, 임계고상률 보다 높을 경우 고체 변형에 가까운 거동을 나타낼 것이라고 판단하여 Gunasekera의 제안식[4]을 적용하였다. 또한, 수지상 조직의 가지붕괴 현상에 의한 하중감소를 나타내기 위해 아래와 같이 변형률의 1차 함수로 가정된 붕괴율(breakage ratio) S 를 도입한다.

$$S = 2.85(1 - S_0) \frac{\bar{\epsilon} - \bar{\epsilon}_{st}}{\bar{\epsilon}_{cr} - \bar{\epsilon}_{st}} \quad (1)$$

여기서, 임계변형률(critical strain) $\bar{\epsilon}_{cr}$ 은 가지붕괴의 개시에 의하여 하중이 감소하기 시작하는 변형률이며, 정상상태변형률(steady state strain) $\bar{\epsilon}_{st}$ 는 수지상 조직의 붕괴가 완료되어 구상조직과 비슷한 상태에 도달하게 될 때의 변형률로서 $\bar{\epsilon}_{st}$ 보다 큰 변형률에서 하중은 다시 증가하게 된다. 초기 붕괴율 S_0 는 수지상 조직일 경우 0의 값을 가지며 조직의 붕괴 현상이 일어나지 않았음을 의미한다. 구상조직일 경우 $S_0=1$ 이며, 고상입자들이 각각의 독립된 개체들이므로 붕괴될 조직이 없음을 의미한다. 또한, 계산의 편의를 위해서 임계고상률은 0.5로 가정하였다.

3.2. 고상률 증분 알고리즘

반응용 재료가 압축변형을 받게 될 경우 고상과 액상은 서로 다른 속도로 변형 혹은 유동을 하게되는 고-액상의 거시적인 분리 현상이 일어난다. 이로 인하여 변형하는 소재내의 고상률이 변하게 된다. 본 연구에서는 유한요소해석 시 반응용 재료의 변형에 따른 각 절점에서의 고상률 변화를 다음과 같은 방법으로 구하였다.

Step 1. 고상에 대한 액상의 상대속도 $\Delta \vec{v}$ 는 식 (2)의 D'Arcy 법칙을 따른다고 가정한다.

· D'Arcy 법칙

$$\Delta \vec{v} = - \frac{\kappa}{\eta} \nabla p, \quad (2)$$

· 경계조건

$$\text{자유표면} : p = p_0, \quad (3)$$

$$\text{금형접촉면} : \frac{\partial p}{\partial n} = 0. \quad (4)$$

Step 2. 변형계산이 끝난 후 각 절점으로 대표되는 검사체적으로서의 액상유동량을 계산한다. 이때, 각 절점주위를 둘러싼 요소들의 중점을 연결함으로써 그 절점으로 대표되는 검사체적이 형성된다.

Step 3. 검사체적의 각 경계면을 따라서 그 면에 수직한 상대속도 $\Delta \vec{v}_n$ 를 계산하고 이로부터 k번째 검사면을 통과하여 i 번째 절점으로의 액상의 체적이동량 $(\Delta V_i)_k$ 를 식 (5)와 같이 계산한다.

$$(\Delta V_i)_k = \int_L (\Delta v_n)_k f_L dl(\Delta t) \quad (5)$$

여기서, Δt 는 시간증분이며 $\Delta v_n = |\Delta \vec{v}_n|$ 이다.

Step 4. 계산된 액상의 체적이동량으로 부터 아래의 식을 이용하여 시간증분 Δt 후 i 번째 절점의 고상률 변화를 계산한다.

$$f_{s,i}^{t+\Delta t} = f_{s,i}^t - \frac{\sum_k (\Delta V_i)_k}{V_i} \quad (6)$$

3.3. 제안된 모델의 검증

본 연구에서 사용한 유동응력식과 고상률증분 알고리즘의 타당성을 검증하기 위해서 Sn-15%Pb 반응용 재료의 등온업셋팅 대한 유한요소해석을 수행한 후 Suery의 실험결과[1]와 비교하여 보았으며, 해석조건은 표 2에 나타내었다.

그림 1은 하중-변위선도를 이용하여 해석과 Suery 등의 실험결과를 비교한 것으로서 수지상 조직과 구상조직의 경우 Suery 등의 실험과 부분적으로 일치하는 경향을 나타내었으며, 절대치의 차이는 다소 있는 편이나 변위증가에 따른 하중의 변화경향이 적절히 묘사되고 있음을 확인 할 수 있었다. 유동응력식에 사용된 계수나 지수값들이 물성치 평가를 통하여 보다 정확히 구해진다면 이러한 값의 차이는 상당히 줄어들 것이다.

그림 2는 초기 조직상태가 완전 수지상 조직($S_0=0$)일 때 각각의 높이감소율(reduction in height, $\gamma=30\%$, 50% , 70%)에 따라 소재내의 고상률 분포를 나타낸 그림이다. 압축이 진행됨에 따라서 시편의 비구속 표면쪽에서의 액상분포가 증가하였으며, 높이방향의 고상률 분포는 반경방향에 비해 균일한 분포를 나타내었음을 알 수 있다. 또한 다이와 접촉하는 부분에서는 마찰로 인하여 고상변형이 방해를 받았기 때문에 상대적으로 마찰의 영향이 적은 내부쪽 보다는 높은 고상률 분포를 나타내었다. 특히, $\gamma=70\%$ 의 경우 금형과 접촉하는 모서리 부분의 변형이 중심부 보다 크게 나타났다. 금형과 접촉하는 부위에서는 마찰이 고상의 유동을

방해하기 때문에 중심부쪽 보다 더 큰 고-액상 분리현상을 보였고 이로 인하여 모서리 부분에 액상이 밀집하게 되었으며 고상률이 낮을 수록 유동성이 좋기 때문에 모서리 부분의 반경방향 변형이 증가한 것이다.

그림 3은 초기조직상태가 구상조직($S_0=1$)일 경우, 각각의 높이감소율(reduction in height, γ)에 따른 소재내의 고상률 분포를 나타낸 그림이다. $\gamma=30\%$ 의 경우, 완전 수지상 조직의 경우인 그림 2의 (a)와 유사하게 높이방향보다는 반경방향으로의 고상률 구배가 더 크게 나타나는 결과를 보였으나, 그 정도는 그림 2(a)의 경우보다 작음을 알 수 있다. $\gamma=50\%$ 의 경우 반경방향의 고상률 분포가 수지상 조직의 경우보다 더 균일해 졌으며 이는 구상형태의 고상입자들이 수지상 조직에 비해서 쉽게 유동을 할 수 있었기 때문에 나타난 결과임을 알 수 있다. 압축변형이 더욱 진행되어 $\gamma=70\%$ 에 이르렀을 때는 이러한 현상이 더욱 두드러지게 나타났다.

그림 2와 그림 3로부터 반응용 재료의 초기 조직상태가 완전 수지상 조직일 경우 압축변형이 진행되어도 반경방향의 고상률 구배가 계속 유지되는 현상을 나타낸 반면, 구상조직의 경우에는 변형이 진행됨에 따라 수지상 조직에 비하여 균일한 고상률 분포를 나타내게 됨을 알 수 있었으며, 이는 Suery등[1]이 실험적 연구를 통하여 규명한 반응용 재료의 변형거동 경향과 일치하였다.

3.4. 볼 조인트 케이스의 반응용 단조공정 유한요소해석

실제 산업현장에서 생산되고 있는 부품을 선정한 후 반응용 단조공정으로 유한요소해석을 수행하였다. 선정된 부품은 차량부품인 볼 조인트 케이스(ball-joint case)로서, 현재 4단계의 열간단조를 통해서 생산되고 있는 부품이다.

볼 조인트 케이스의 반응용 단조공정 유한요소해석은 열점소성 유한요소법을 이용하였으며, 사용된 유동응력식은 표 1과 동일하다. 이때, 소재의 잠열방출에 의한 응고현상까지 고려하는 해석을 수행하였으며, 구체적인 해석절차는 그림 4에 나타낸 바와 같다. 또한, 비등온 공정에 대한 해석을 수행하기 위해서 유동응력식에 사용된 변형률속도 민감지수와 강도계수는 고상선 이하의 온도에 대한 자료들을 식(7)과 같이 외삽하여 사용하였다.

$$m = \sqrt{\frac{T-428.5}{14535}} + 0.167 \quad (7)$$

$$K_0 = 61.8 \exp(-5.16 \times 10^{-3} T) \quad (8)$$

현장에서 고려 될 수 있는 반응용 단조공정 변수로는 금형예열 온도(T_d), 성형속도(V_d) 및 소재의 초기 고상률(f_{s0})등이 있으며, 본 해석에서는 이 세 가지 변수들을 변화시키면서 해석을 수행하였다. 열적 물성치와 구체적인 해석조건은 표 3과 표 4 및 그림 5에 각각 나타내

었다.

그림 6은 공정변수에 따른 볼 조인트 케이스 성형공정의 유한요소해석으로부터 얻어진 고상률 분포를 나타내는 그림이다. 등온공정인 (a)의 경우 성형 최종단계에서 금형과 접촉이 일어나는 부위로 액상이 몰려 있음을 확인할 수 있었고 그림 6(a)의 미세 조직관찰 결과와도 일치함을 알 수 있었다. 동일한 성형속도와 초기 고상률을 갖지만 금형예열온도가 (a)보다 낮은 비등온 공정의 경우 즉, (b) $T_d=600^\circ\text{C}$, (c) 550°C 및 (d) 500°C 인 경우는 주변 공기 및 금형과의 접촉으로 인한 응고현상 때문에 반대의 경향을 나타내었다. 특히, $T_d=500^\circ\text{C}$ 인 (d)의 경우에는 성형완료단계에서 최저 고상률 0.8로서 거의 응고가 완료되었음을 알 수 있으며, 변형거동 또한 일반 열간단조와 유사하게 된다. 따라서 이 경우 성형된 제품에 표면균열과 같은 결함이 발생할 가능성이 높음을 예측할 수 있다. 이 결과 또한 그림 9에 나타난 성형결과와 일치하는 경향임을 알 수 있었다. 한편, 금형예열 온도와 초기 고상률은 (d)와 동일한 500°C 이지만 성형속도가 $V_d=10\text{mm/sec}$ 인 (e)의 경우는 성형완료 단계에서 최고 고상률은 0.55로 예측 되었는데 이는 성형속도를 증가시킴으로써 금형예열 온도를 낮게 설정할 수 있음을 의미한다. 특히, (f)의 경우 낮은 금형예열 온도($T_d=500^\circ\text{C}$)와 중간 정도의 초기 고상률 ($f_{s0}=0.5$) 임에도 불구하고 빠른 성형속도 때문에 성형완료 단계에서 가장 높은 고상률은 (d)의 최저 고상률보다도 낮은 값을 나타내었다. 따라서, 성형속도가 빠를수록 공정변수를 조절할 수 있는 폭이 넓어짐을 알 수 있다.

그림 7은 해석 및 실험을 통해서 얻은 하중-변위선도로서, 절대값은 해석과 실험이 다소 차이를 나타내었으나 변화의 경향은 일치하였다. 예측된 값과 실험치의 차이는 열간상태에 대한 Al2024 합금의 강도계수 및 변형률속도 민감지수를 해당되는 온도영역에서 물성치 평가를 통하여 구한것이 아니라 외삽한 값을 사용하는데 따른 오차일 수 있다. 또한, 압력구배와 응고현상 두가지 원인에 의해서 고상률이 변하게 되는데, 압력구배에 의해 고상률이 증가하였을 경우 즉, 치밀화는 고상 결정립간의 결합력이 거의 없는 반면 응고에 의한 고상률 증가는 입자 결합력이 수반된다. 따라서, 치밀화가 유동응력에 기여하는 정도는 응고현상이 기여하는 정도에 비하여 상대적으로 작다고 할 수 있다. 그러나 해석에 사용된 유동응력식이 고상률 변화의 영향은 포함하고 있지만 이 두가지 다른 기구에 의한 유동응력의 기여도는 구분하질 못하였기 때문에 예측된 하중이 실험과 차이를 나타내었다고 생각된다.

4. 볼 조인트 케이스의 반응용 단조실험

미세 구상조직을 갖는 반응용 Al2024 합금을 이용하여 볼 조인트 케이스를 반응용 단조로 성형하였으며 이때, 미세 구상조직 및 반응용 상태 달성은 압출환봉 형태의 Al2024 소재를 $\phi 30 \times H36$ mm 크기로 가공한 후 소재가열법을 이용하여 4분 30초 정도 가열함으로써 미세 구상조직 상태를 갖게 함과 동시에 소재의 초기 고상률이 $f_{s0}=0.22$ (소재온도 $T=640^\circ\text{C}$ 에 해당)에 이르게 하였다.

그림 8의 (a)와 (b)는 반응용 단조로 성형된 볼 조인트 케이스의 단조품 및 최종 기계가공품 그리고 기존의 steel 제품을 나타낸 사진으로서 반응용 단조품의 경우 성형완료 후 5~10분 정도 가압지연함으로써 단조품의 표면정도를 향상시킬 수 있었을 뿐만 아니라 T4 열처리 후 최종 기계가공품의 표면정도 또한 매우 양호한 상태를 나타내었다.

그림 9는 금형예열온도가 $T_d = 500^\circ\text{C}$ 인 경우 성형된 볼 조인트 케이스의 형상을 나타내는 것으로서 금형과 소재의 초기 온도차이가 본 실험조건에서는 가장 큰 경우에 해당된다. 소재로부터 금형과 주위 공기로의 빠른 열전달에 기인하는 소재의 응고속도의 증가로 인하여 성형완료 이전에 소재의 상당부분이 응고함에 따라 금형을 완전히 충전시키지 못하였을 뿐만 아니라 캡과 클린칭 되는 부위에서는 상당한 균열이 발생하였다. 따라서 본 실험조건인 경우, 결합없는 성형품을 얻기 위해서 금형예열 온도는 고상선 온도보다 약간 높게 유지되다가 성형완료 시점에서는 고상선 온도보다 약간 낮게 유지시키는 것이 필요함을 알 수 있다.

표 6은 성형된 볼 조인트 케이스의 T4 열처리 후 각 부위별 경도 측정값 및 환산된 인장강도를 나타내는 것으로서 금형예열 온도가 낮을수록 측정된 경도의 평균값은 높게 나타났다. 이는 그림 10, 11 및 12에 나타난 미세 조직관찰 사진에서 알 수 있듯이 소재와 금형의 온도차이가 클수록 응고속도가 빨라져서 결정성장에 걸리는 시간이 줄어들기 때문에 상대적으로 미세한 조직상태가 형성되고 결과적으로 경도값의 증가를 유발시키기 때문이다. 특히, $T_d=640^\circ\text{C}$ 에 해당하는 그림 10의 경우, 1번 위치에서 응고수축에 의한 기공이 관찰되었는데 이는, 금형예열 온도가 필요이상으로 높을 경우 수축공과 같은 조직결함이 나타날 가능성이 높음을 의미한다. 따라서 본 실험조건에 있어서는 금형예열 온도는 고상선 근처의 온도가 적절함을 다시 한 번 확인할 수 있었다. 한편, 환산된 인장강도는 문헌에 나타난 값(366MPa)보다 약간 낮은 경향을 보이고 있음을 알 수 있다. 따라서, 금형예열 온도를 낮게 하여 소재의 응고속도를 증가시키는 한편 성형속도 또한 증가시켜 더욱 미세하고 결합이 없는 조직상태를 가지게 함으로써 보다 개선된 결과들을 얻을 수 있을 것으로 판단된다.

4. 결 론

본 연구에서 제안한 유동응력식과 고상률 증분 알고리즘은 반응용 재료의 변형거동을 붕괴율이라는 미세 조직상태의 변화를 고려해서 제안 한 것으로서 문헌의 실험결과들과 경향성 측면에서 만족할 만한 일치를 보였다. 또한 이를 바탕으로 소재의 응고현상까지 고려한 볼 조인트 케이스의 열점소성 유한요소해석 및 성형실험을 수행함으로써 반응용 단조시 공정변수의 영향에 대해서 살펴보았다. 금형예열 온도가 높을수록 반응용 단조에 의한 부품성형은 보장되나, 수축공과 같은 내부결함이 존재할 가능성이 높아진다. 한편, 성형속도를 증가시킬 경우, 보다 양호한 기계적 성질을 얻을 수 있음을 알 수 있고 이는 소재의 초기고상률이나 금형예열 온도등과 같은 공정변수 선택의 폭을 넓게 해줌과 동시에 에너지 절약 및 생산주기의 단축효과도 얻을 수 있다.

향후, 조직적인 실험을 통한 세부적인 검증을 수행할 필요가 있으며, 정확한 하중예측을 위한 반응용 재료의 구성방정식 개발이 후속연구로 수행되어야 할 것이다.

5. 참고문헌

1. M. Suery and M. C. Flemings, 1982, "Effect of Strain Rate on Deformation Behavior of Semi-Solid Dendritic Alloys", *Metall. Trans. A*, Vol. 13A, pp. 1809-1819.
2. D. A. Pinsky, P. O. Charreyron and M. C. Flemings, 1984, "Compression of Semi-Solid Dendritic Sn-Pb Alloys at Low Strain Rates", *Metall. Trans. B*, Vol. 15B, pp. 173-181.
3. P. O. Charreyron and M. C. Flemings, 1985, "Rheology of Semi-Solid Dendritic Sn-Pb Alloys at Low Strain Rates : Application to Forming Process", *Int. J. of Mech. Sci.*, Vol. 27, No. 11-12, pp. 781-791.
4. Jay S. Gunasekera, 1992, "Development of A Constitutive Model for Mushy (Semi-Solid) Materials", *Proc. of the 2nd Int. Conf. on Processing of Semi-Solid Alloys and Composites*, pp. 211-222.
5. T. Z. Kattamis and A. I. Nakhla, 1992, "Rheological, Microstructural and Constitutional Studies of Semi-Solid Al-4.5%Cu-1.5%Mg Alloy", *Proc. of the 2nd Int. Conf. on Processing of Semi-Solid Alloys and Composites*, pp. 237-247.
6. C. L. Martin, S. B. Brown, D. Favier and M. Suery, 1994, "Mechanical Behavior of Coarse Dendritic Semi-Solid Sn-Pb Alloys under Various Stress States", *Proc. of the 3rd Int. Conf. on Processing of Semi-Solid Alloys and Composites*, pp. 27-36.
7. A. N. Alexandrou, 1996, "Constitutive Modeling of Semi-Solid Materials", *Proc. of the 4th Int. Conf. on Processing of Semi-Solid Alloys and Composites*, pp. 132-136.
8. P. Kumar, C. L. Martin and S. Brown, 1993, "Shear Rate Thickening Flow Behavior of Semisolid Slurries", *Metall. Trans. A*, Vol. 24A, pp. 1107-1116.
9. P. Kumar, C. L. Martin and S. Brown, 1994, "Predicting the Constitutive Flow Behavior of Semi-Solid Metal Alloy Slurries", *Proc. of the 3rd Int. Conf. on Processing of Semi-Solid Alloys and Composites*, pp. 37-46.
10. C. L. Martin, S. Brown, D. Favier and M. Suery, 1995, "Shear Deformation of High Solid Fraction (>0.60) Semi-Solid Sn-Pb under Various Structures", *Mater. Sci. and Eng.*, A202, pp. 112-122.
11. L. A. Lalli, 1985, "A Model for Deformation and Segregation of Solid-Liquid Mixtures", *Metall. Trans. A*, Vol. 16A, pp. 1393-1403.
12. S. Toyoshima and Y. Takahashi, 1991, "A Numerical Simulation of Forming Processes

for Semi-Solid Materials“, *ISIJ Int.*, Vol. 31, No. 6, pp. 577-582.

13. S. Toyoshima, 1994, “A FEM Simulation of Densification in Forming Processes for Semi-solid Materials“, *Proc. of the 3rd Int. Conf. on Processing of Semi-Solid Alloys and Composites*, pp. 47-62.
14. 강충길, 윤종훈, 1996, “반응용재료의 압축거동 및 액상의 유동을 고려한 유한요소해석“, *대한기계학회 논문집 A*, 제20권, 제12호, pp. 3715-3727.
15. J. C. Gebelin, D. Favier, M. Suery and C. Guarneri, 1996, “A FEM Simulation of Semi-Solid Materials Behaviour“, *Proc. of the 4th Int. Conf. on Processing of Semi-Solid Alloys and Composites*, pp. 126-131.
16. A. Zavaliangos and A. Lawley, 1995, “Numerical Simulation of Thixoforming“, *J. of Mater. Eng. Perf.*, Vol. 4, No. 1, pp. 40-47.
17. T. Z. Kattamis and T. J. Piccone, 1991, “Rheology of Semisolid Al-4.5%Cu-1.5%Mg Alloy“, *Mater. Sci. Eng.*, Vol. 131A, pp. 265-272.

표 1. 붕괴율 및 고상률을 고려한 반응용 재료의 유동응력식

flow stress, σ		coefficient, K	
$\epsilon < \epsilon_{cr}$	$\sigma = K \epsilon^n \exp(b) \dot{\epsilon}^m$	$f_s < f_{cr}$	$K = K_0 \exp[4.2(f_s - f_{cr})]$
$\epsilon \geq \epsilon_{cr}$	$\sigma = K \epsilon_{cr}^n \exp\left[b \frac{(\epsilon - \epsilon_{st})}{\epsilon_{cr} - \epsilon_{st}}\right] \dot{\epsilon}^m$	$f_s \geq f_{cr}$	$K = K_0 \frac{[1 - (\beta f_L)^{\frac{2}{3}}]}{[1 - (\beta f_L)^{\frac{2}{3}}]_{f_L = f_{cr}}}$

※ $b = 2.85(1 - S_0)$

표 2. 반응용 Sn-15%Pb 합금의 등온원주압축 시험의 유한요소해석 조건

Specimen size	Diameter(ϕ) : 12.7mm Height(H) : 6.35mm
strain rate	$\dot{\epsilon} = 1.33 \times 10^{-2} \text{s}^{-1}$
friction factor	$m_f = 0.3$
Initial solid fraction	$f_{s0} = 0.63$
Initial breakage ratio	$S_0 = 0$ (Fully dendritic structure) $S_0 = 1$ (Fully Globular structure)
Permeability to viscosity ratio	$\chi / \eta = 1.0 \times 10^{-3}$

표 3. 소재(Al2024)와 금형(SKD61)의 열적 물성치

Conductivity of workpiece, k_w [N/sec K]	99.0
Conductivity of die, k_d [N/sec K]	30.5
Latent heat of workpiece, L [N mm/kg]	394.0×10^9
Heat transfer coefficient of lubricant, h_{lub} [N/sec mm K]	4.18
Heat transfer coefficient of air, h_{air} [N/sec mm K]	0.418
Density*Heat capacity of workpiece, $\rho_w C_w$ [N/mm ² K]	2.943
Density*Heat capacity of die, $\rho_d C_d$ [N/mm ² K]	4.882
Radiation coef.*Boltzman constant, $\epsilon \sigma$ [N/mm sec K]	6.804×10^{-14}

표 4. 불 조인트 케이스의 공정해석 조건

Billet size, [mm]	Diameter : 36 Height : 30
Initial billet temperature, T_0 [°C]	640, 628
Die velocity, V_d [mm/sec]	1.0, 10.0
Die preheating temperatures, T_d [°C]	500, 550, 600 and 640

표 5. 불 조인트 케이스의 부위별 브리넬 경도 값 및 환산된 인장강도

단위 : HB

금형 예열 온도, °C	측정 위치			평균	인장강도, MPa
	1	2	3		
550	80.4	107.0	117.0	101.5	355.25
600	101.0	110.0	92.3	101.1	353.85
640	101.0	95.0	89.7	95.2	334.25

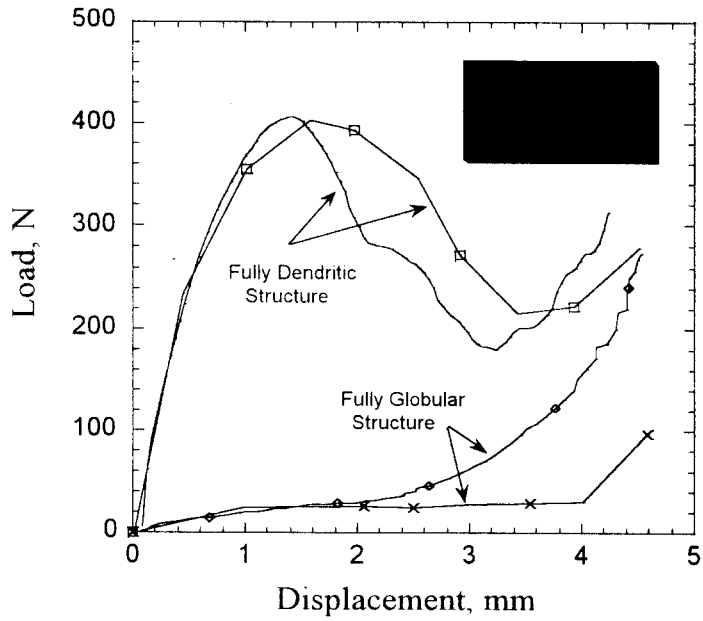


그림 1. 하중-변위 그래프를 이용한 실험[1]과 해석의 비교

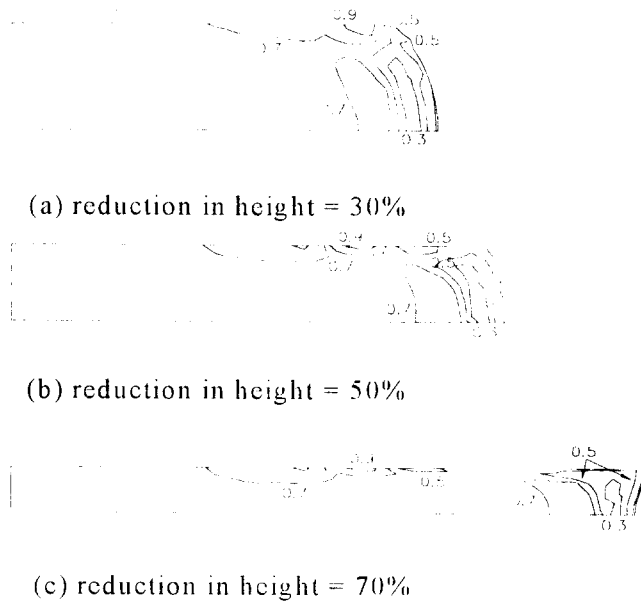


그림 2. 완전 수지상 조직일 경우 높이 감소율에 따른 고상률 분포

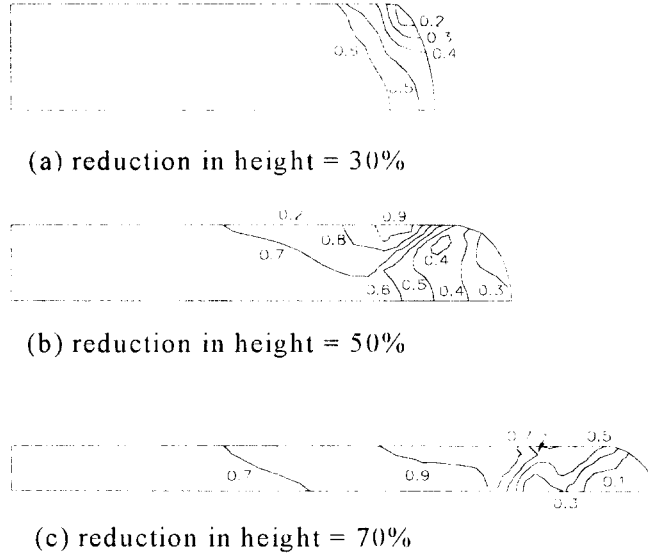


그림 3. 완전 구상 조직일 경우 높이 감소율에 따른 고상률 분포

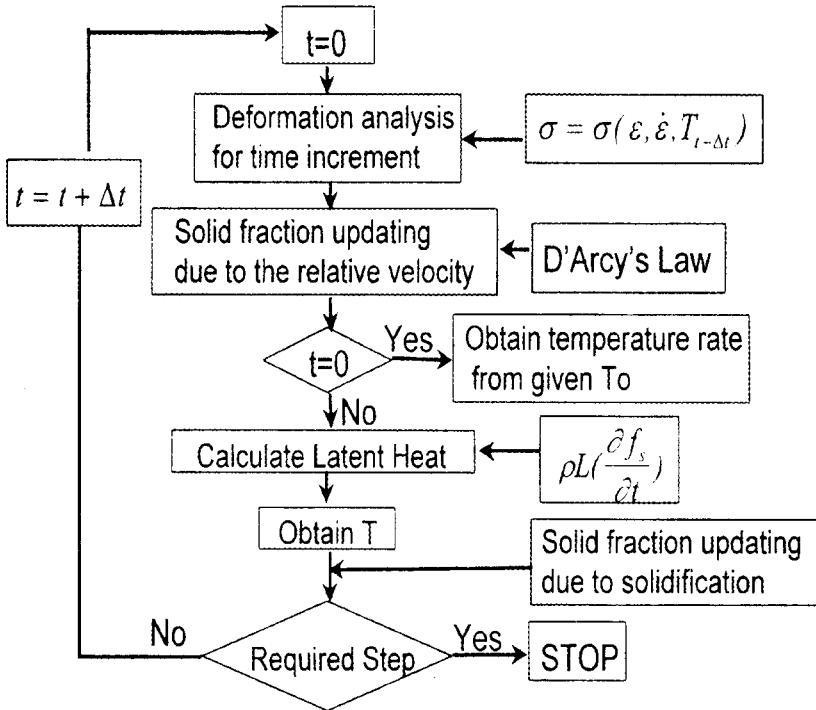


그림 4. 강-열점소성 유한요소법을 이용한 반응용 단조공정 해석 알고리즘

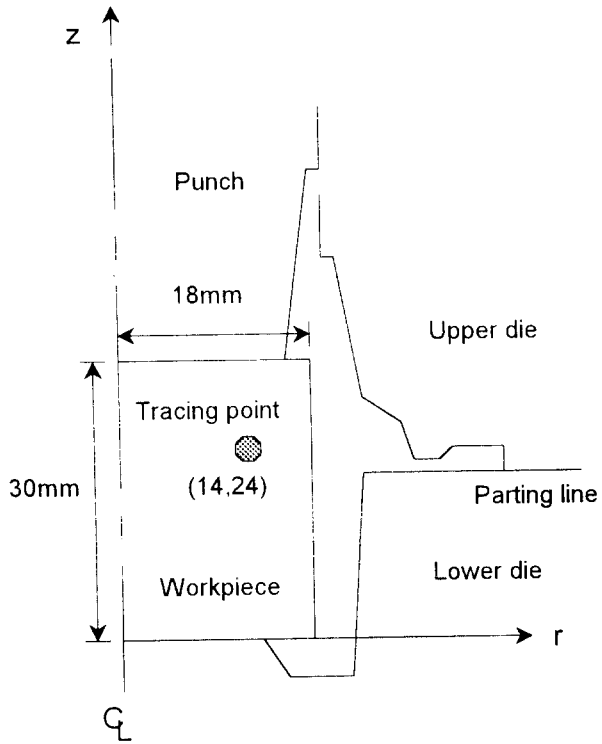
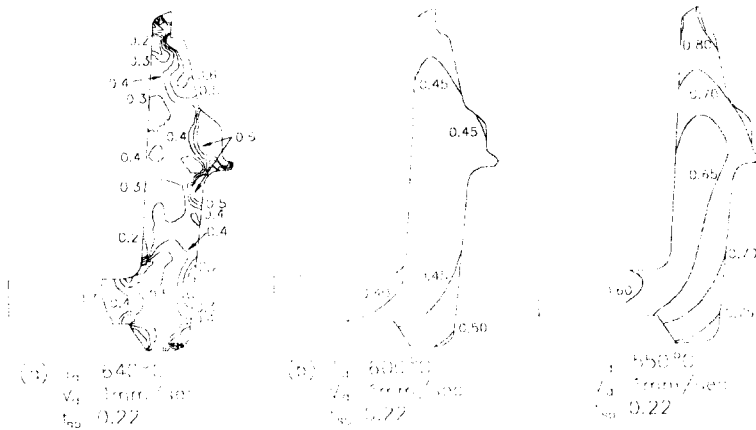


그림 5. 소재와 금형형상 및 추적점 위치



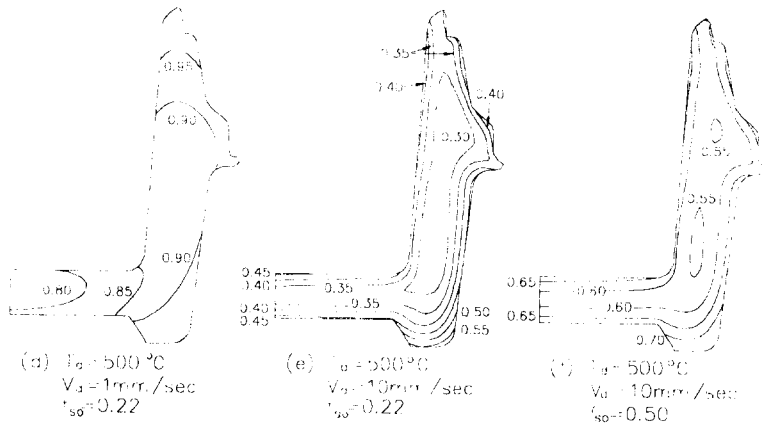


그림 6. 볼 조인트 케이스 반응용 단조공정 해석-고상률 분포

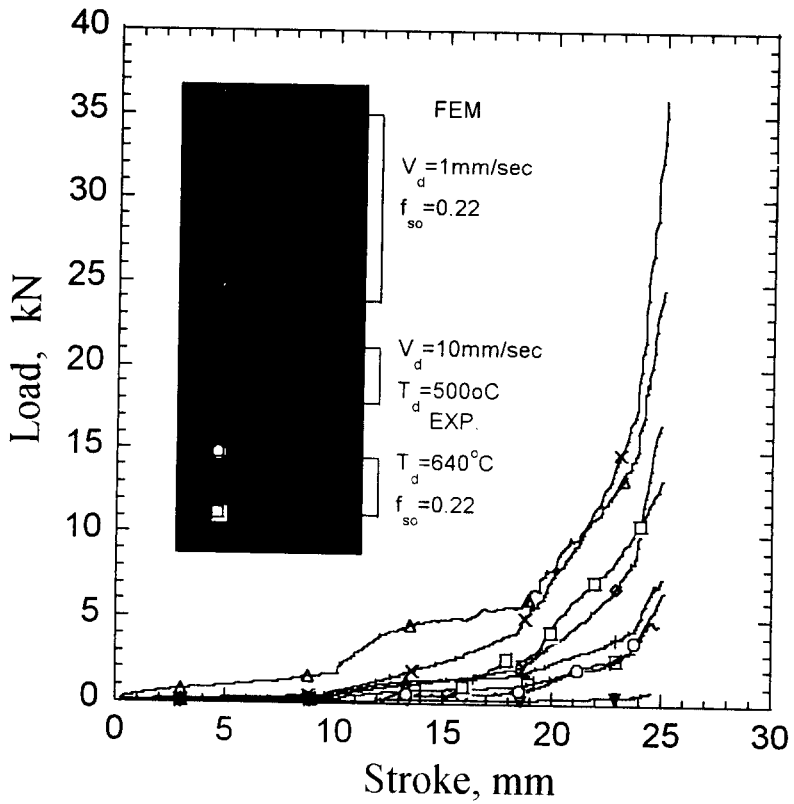
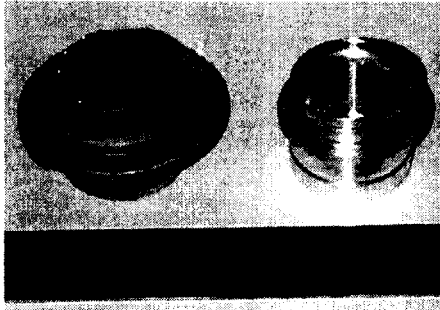
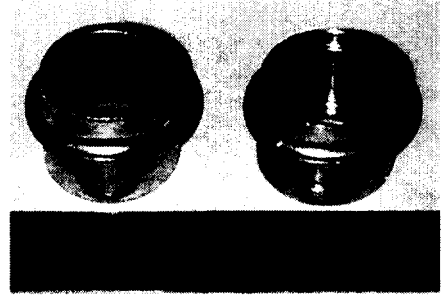


그림 7. 유한요소해석 및 실험으로부터 얻은 성형하중의 비교



(a) 반응용 단조품 (Al2024)



(b) 열간 단조품 (S43C)

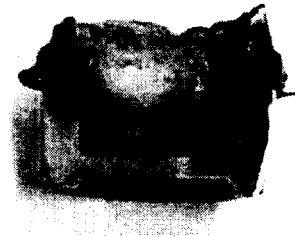
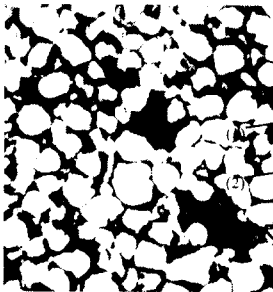
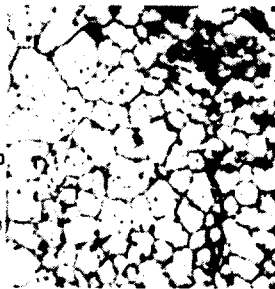


그림 9 $T_d=500^{\circ}\text{C}$ 일 경우 성형된 볼 조인트 케이스의 모습

그림 8. 반응용 단조 및 열간 단조로 성형된 볼 조인트 케이스



(a) 1번 위치



(b) 2번 위치

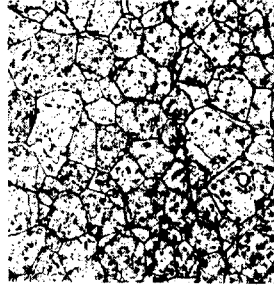


(c) 3번 위치

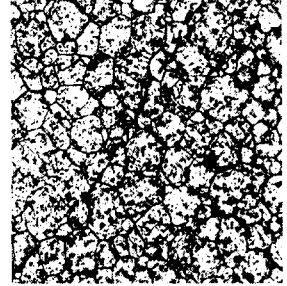
그림 10. $T_d=640^{\circ}\text{C}$ 일 경우 부위별 미세조직 관찰 사진



(a) 1번 위치

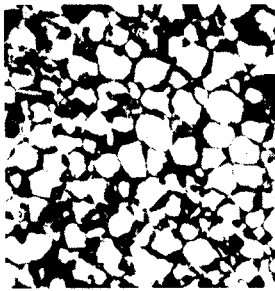


(2) 2번 위치

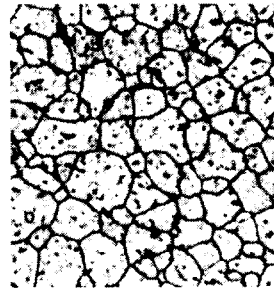


(c) 3번 위치

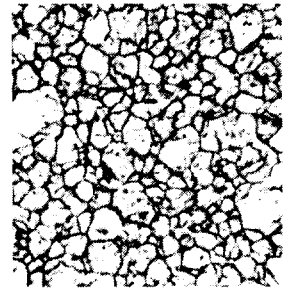
그림 11. $T_d=600^\circ\text{C}$ 일 경우 부위별 미세조직 관찰 사진



(a) 1번 위치



(b) 2번 위치



(c) 3번 위치

그림 12. $T_d=550^\circ\text{C}$ 일 경우 부위별 미세조직 관찰 사진