

〈論 文〉

단조하중 감소를 위한 열간 형단조공정 해석

김현영* · 김중재** · 김낙수***

(1993년 3월 20일 접수)

An Analysis of Hot Closed-Die Forging to Reduce Forging Load

Heon Young Kim, Joong Jae Kim and Naksoo Kim

Key Words : Closed-Die Forging (형 단조), Thermo-Viscoplastic Finite Element Method (열-점소성 유한요소법), Preform(예비성형체), Finisher Die(최종 성형금형), Physical Modeling(모델재료실험), Die Wear(금형마멸)

Abstract

In hot closed-die forging the load increases rapidly near the final stage. Preforming operation is important to both the sound final forging and the die-service life. In this study, the material flows during preforming and final forging are investigated. The physical modeling with Plasticine as a model material showed clear flow patterns. The forging process were numerically simulated by the finite element method with the isothermal and the non-isothermal models. The flow patten of the isothermal simulation showed good agreements with the experiments. Temperature changes and pressure distributions on the die surfaces during one cycle of the forging process were obtained from the non-isothermal simulation. High pressure and temperature were developed at certain areas of the die surfaces. It was concluded that those areas usually coincide with each other and should be distributed by the preforming operations to enhance the die life.

1. 서 론

단조공정에서 제품의 신뢰도 향상과 금형의 수명을 연장하기 위하여는 공정에 대한 정확한 예측과 정량적 분석이 필요하다. 공정에 수반된 변형 역학에 영향을 미치는 여러 인자들의 효과를 모사 방법에 의하여 규명할 수 있다면 실제 단조공정 및 금형제작 이전에 적절한 공정설계와 제어가 가능하다. 단조하중, 재료유동양상, 소재와 금형의 온도 분포 등에 대한 정량적인 데이터를 바탕으로 성형

조건과 예비성형 단계를 결정하고, 각 단계에서의 예비성형체(preform)의 형상을 설계함으로써 주어진 작업 환경속에서 최상의 제품을 생산하여 전반적인 생산성 향상에 기여할 수 있다.

단조공정에서 예비성형체는 최종금형(finisher die) 내에서 재료의 유동을 제어하기 위한 것으로, 적당하게 설계된 예비성형체는 최소의 재료손실로 형내부의 완전 충만을 보장하며, 금형벽면의 압력분포와 온도 등에 의존하는 금형의 마멸 수명을 향상시킨다. 단조 예비성형체 설계에 대한 연구는 그 접근방법으로 보아 크게 3가지로서 체적 배분법에 기초한 방법,^(1,2) 수치해석법, 그리고 모델재료실험(physical modeling)으로 나눌 수 있다. 체적배분법의 가장 큰 장점은 성형과정중의 재료의 거동에

*정회원, 강원대학교 기계공학과

**정회원, 기아자동차 중앙기술연구소

***정회원, 홍익대학교 기계공학과

대한 깊은 이해없이 쉽게 예비성형체를 설계할 수 있다는 것이다. 이 개념은 CAD와 결합되어 예비성형체 및 단조금형의 자동설계와 Expert system 등으로 발전되었다.⁽³⁻⁶⁾ 모델재료실험과 수치해석은 최근 가장 많이 사용되는 단조공정 모사방법으로 복잡한 성형과정에 대한 여러가지 정보를 얻을 수 있다. 특히 강소성 유한요소법은 단조공정에 대한 효과적인 수치해석법으로서 공정에 영향을 미치는 여러가지 인자들의 효과를 규명할 수 있으며,⁽⁷⁾ 후방추적기법(backward tracing scheme)과 연계하여 예비성형체 설계에 대한 체계적인 접근방법을 제시한 바 있다.^(8,9,10) 적합한 수치모사해석의 결과를 얻기 위하여는 재료물성, 유효조건 등과 단조공정의 변형역학 사이의 관계에 대한 이해가 필요하다, 열간 형단조와 같은 복잡한 성형공정에 대하여는 이러한 정보를 얻는 것이 쉽지 않으므로 Visioplasticity와 모델재료실험 등이 대안으로 이용된다. Altan 등⁽¹¹⁾은 모델재료에 대한 실험결과를 이용하여 성형하중을 예측하는 상사법을 제시하였으며, Bodnar 등⁽¹²⁾은 열간 성형공정모사에 플라스틱인(plasticine)을 이용한 바 있다. 김현영 등⁽¹³⁾은 수치해석 및 모델재료 실험을 이용하여 형단조시 금형내부의 재료유동을 시뮬레이션하였다. 등온초소성 단조공정모사를 위하여는 Sn-Pb합금⁽¹⁴⁾과 플라스틱⁽¹⁵⁾ 등이 이용되며, 모델재료 실험에서의 마찰 조건에 대하여는 Lee 등⁽¹⁶⁾의 연구가 있었다.

본 연구에서는 열간 형단조공정에 대한 모델재료 실험과 유한요소해석을 수행하였다. 단조 모델실험을 통하여 재료유동양상을 관찰하기 위하여는 모델재료로서 적층 플라스틱이 이용되었으며, 수치모사해석을 위하여는 열-점소성 유한요소 프로그램을 개발하였다. 수치해석은 재료 유동양상에 대한 모델재료 실험과의 비교를 위한 등온(isothermal)과정과 실제 열간공정에 대한 정보를 얻기 위한 비등온(non-isothermal)과정의 2가지를 수행하였다. 비등온 해석에서는 성형전 2초간의 유지시간(dwelling)동안 소재와 금형의 온도변화 및 가공중의 소재와 금형의 열전달을 변형 해석에 고려하였으며, 금형내부의 압력분포를 분석하였다. 향후 해석결과를 바탕으로 단조하중 감소와 금형의 마멸수명 분석의 기준을 마련하여, 제품 신뢰도 향상 및 금형수명연장을 보장하는 예비성형체 설계가 가능할 것이다.

2. 유한요소 수식화

2.1 변형해석

강소성 유한요소법에서는 다음과 같은 지배방정식들을 사용한다.⁽⁷⁾

(i) 평형방정식

$$\sigma_{ij,j} = 0 \tag{1}$$

(ii) 경계조건

$$\left. \begin{aligned} v_i &= \bar{v}_i & \text{on } S_U \\ \sigma_{ij}n_j &= \bar{t}_i & \text{on } S_F \end{aligned} \right\} S_U + S_F = S_{Total} \tag{2}$$

(iii) 유동법칙(응력-변형률 관계)

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \frac{\partial f(\sigma_{ij})}{\partial \sigma_{ij}} \dot{\lambda} \tag{3}$$

단, 여기에서 $f(\sigma_{ij})$ 는 일반적으로 재료의 항복함수를 사용한다.

(iv) 적합방정식(속도-변형률속도 관계)

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \frac{1}{2}(u_{i,j} + u_{j,i}) \tag{4}$$

(v) 재료의 비압축성

$$\dot{\epsilon}_{kk} = 0 \tag{5}$$

(vi) 유동응력식

$$\bar{\sigma} = \bar{\sigma}(\bar{\epsilon}, \dot{\bar{\epsilon}}, T) \tag{6}$$

여기에서 $\dot{\bar{\epsilon}}$ 은 식(7)로 정의되는 유효 변형률속도(effective strain rate)이다.

$$\dot{\bar{\epsilon}} = \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\epsilon}_{ij} D_{ijkl} \dot{\epsilon}_{kl}} \tag{7}$$

미분방정식 (1)과 그 경계조건 (2)의 약형에 구속조건 (5)를 벌칙상수 k 를 써서 첨가하면, 식(8)과 같이 된다.

$$\int_V \sigma_{ij} \delta \dot{\epsilon}_{ij} dV - \int_{S_F} \bar{t}_i \delta v_i dS + \int_V k \dot{\epsilon}_{kk} \delta \dot{\epsilon}_{kk} dV = 0 \tag{8}$$

위식에는 소재가 차지하고 있는 영역 V 와 표면 S_F 에 대한 적분이 있으므로 변수를 이산화(discretization)하여 적분이 일반적으로 수행될 수 있도록 한다. 그 결과는 식(9)와 같이 된다.

$$\left\{ \int_V \frac{2}{3} \frac{\bar{\sigma}}{\bar{\epsilon}} \bar{v}^T \mathbf{B}^T \mathbf{D} \mathbf{B} dV + \int_V k \bar{v}^T \mathbf{B}^T \mathbf{c} \mathbf{c}^T \mathbf{B} dV \right.$$

$$-\int_{S_f} \mathbf{t}^T N dS \} \delta \bar{v} = 0 \quad (9)$$

위식에서 \bar{v} 는 절점속도이며, N 은 보간함수로 이루어진 행렬, B 는 변형률행렬이고, $\delta \bar{v}$ 는 임의이므로 다음과 같이 요약된다.

$$\Phi(\bar{v}) = F(\bar{v}) \bar{v} + G \bar{v} - h = 0 \quad (10)$$

여기에서

$$F(\bar{v}) = \int_V \frac{2}{v} \frac{\bar{\sigma}}{\bar{\epsilon}} B^T D B dV \quad (11)$$

$$G = \int_V k B^T c c^T B dV \quad (12)$$

$$h(\bar{v}) = \int_{S_f} \mathbf{t}^T N dS \quad (13)$$

식(10)은 비선형 연립방정식으로 보통 두 가지 방법이 조합되어 사용된다.

(1) 직접반복법 : 식(14)에서 속도벡터를 직접 구한다.

$$\{F(\bar{v}) + G\} \bar{v} = h \quad (14)$$

(2) Newton-Raphson 반복법 : 이 방법에서는 식(10)을 1차 Taylor 전개하여 선형화시킨 연립방정식을 푼다.

$$K_{N-R}^i \Delta \bar{v} = L_{N-R}^i \quad (15)$$

단, 여기에서

$$K_{N-R}^i = \left. \frac{\partial \Phi}{\partial \bar{v}} \right|^i = F(\bar{v}) + G + \frac{\partial F(\bar{v})}{\partial \bar{v}} \bar{v} - \frac{\partial h(\bar{v})}{\partial \bar{v}} \quad (16)$$

$$L_{N-R}^i = -\Phi(\bar{v}^i) = -F(\bar{v}) \bar{v} - G \bar{v} + h(\bar{v}) \quad (17)$$

한편, 마찰력은 마찰인자(friction factor) m_f 를 사용하여 다음과 같이 모형화 한다.

$$F = -m_f k \left(\frac{2}{\pi} \tan^{-1} \left(\frac{|v_r|}{a} \right) \right) \frac{v_r}{|v_r|} \quad (18)$$

여기에서 v_r 은 소재와 공구간의 상대속도이다.

반복법을 통하여 절점에서의 속도가 구해지면 새로운 형상은 Euler method를 사용하여 구한다.

2.2 열전달해석

열전달해석의 지배방정식은 다음과 같이 표현되는 에너지방정식이다.⁽¹⁷⁾

$$(k_i T_{,i})_{,i} - \rho C_p \dot{T} + \dot{\gamma} = 0 \quad (19)$$

여기에서, T 는 온도, \dot{T} 는 온도변화율, k_i 는 i 방

향으로의 열전도율, ρ 는 밀도, C_p 는 비열이고, $\dot{\gamma}$ 는 단위 부피당 열발생율이다. 식(19)의 에너지방정식에 경계조건을 적용하고 유한요소 이산화시키면, 다음과 같은 연립방정식을 얻게 된다.

$$\int_V k_i M^T M dV \hat{T} + \int_V \rho C_p N^T N dV \hat{T} - \int_V \dot{\gamma}_i N^T dV - \int_{S_q} q_n^* N^T dS = 0 \quad (20)$$

여기에서, $M = [\frac{\partial N}{\partial x}, \frac{\partial N}{\partial y}, \frac{\partial N}{\partial z}]$ 이고, \hat{T} 는 절점에서의 온도이다. 경계면에서의 열유속(heat flux) q_n^* 는 두 가지 유형으로 분류될 수 있다. 공구와 접촉하지 않은 자유표면에서는 열유속이 복사와 대류에 의해 정해진다. 즉, σ 를 Stephan-Boltzman 상수, ϵ 를 방사도(emissivity), h 를 대류열전달계수, T_e 를 주위온도, T_s 를 소재 표면온도라 하면, 복사 및 대류에 의한 열유속은 다음과 같다.

$$q_n = \sigma \epsilon (T_e^4 - T_s^4) + h(T_e - T_s) \quad (21)$$

한편, 공구와 접촉하고 있는 표면에서는 접촉에 의한 열전달과 마찰에 의한 열발생이 있으므로, 다음과 같이 모델링할 수 있다.

$$q_n = h_{lub}(T_m - T_s) + q_f \quad (22)$$

여기에서, h_{lub} 는 접촉 열전달계수, T_m 은 공구 표면의 온도이고, q_f 는 마찰에 의한 열유속이다.

식(22)에는 온도변화율이 포함되어 있으므로, 이는 다음과 같은 시간적분법을 사용하여 해결한다.

$$T_t = T_{t-\Delta t} + \Delta t \{ (1-\beta) \dot{T}_{t-\Delta t} + \beta \dot{T}_t \} \quad (23)$$

여기에서 상수 β 는 0.5~1.0 사이의 값을 취하여 시간에 대하여 해가 무조건적으로 수렴하도록 한다.

이상과 결과를 요약하면, 다음과 같은 연립방정식이 얻어진다.

$$[K + \frac{1}{\beta \Delta t} C + Q] \hat{T} = r + q_1 + q_e + C \hat{T} \quad (24)$$

여기에서, $K = \int_V k_i M^T M dV$,

$$C = \int_V \rho C_p N^T N dV,$$

$$Q = \int_{S_o} \langle h, h_{lub} \rangle N^T N dS,$$

$$r = \int_v \dot{\gamma} N^T dV,$$

$$q_1 = \int_{S_q} < \sigma \epsilon (T_e^4 - T_s^4), q_f > N^T dS,$$

$$q_e = \int_{S_q} < h, h_{1ub} > N^T T_e dS \text{이다.}$$

단, <, >는 두 개의 항 중에서 한 개를 취한다는 기호이고, 소성변형이 진행되는 동안에 $\dot{\gamma}$ 은 단 위 부피당 소성일로 인한 열발생율이 된다.

3. 모델재료실험

3.1 플라스틱의 성질

플라스틱은 변형이 쉬운 특성으로 인해 강의 열간 변형에 대한 모델재료로서 널리 사용되고 있다. 본 연구에서는 휘발성 재료 52.3%와 주요 구성물이 CaCO₃인 ash재료 47.7%로 구성된 Harbutt 플라스틱⁽¹²⁾이 사용되었다.

플라스틱은 상온에서 변형률속도 민감도(strain rate sensitivity) 값이 작은 가공경화재이며, 이것의 기계적 성질은 시효(aging), 온도 및 수분함량에 따라 달라지는 것으로 알려져 있다. 플라스틱의 유동응력은 다음과 같은 식으로 표현된다.

$$\bar{\sigma} = K \bar{\epsilon}^n \dot{\bar{\epsilon}}^m \tag{25}$$

위식에서 가공경화지수 n 값은 0.2~0.3의 값을 가지며 변형률속도 민감도 m 값은 0.05~0.06의 값을 갖는다. Azushima와 Kudo⁽¹⁵⁾는 변형률속도 민감도를 높이기 위하여 플라스틱에 vaseline, kaolin과 lanolin 등을 첨가하여, 초소성 합금의 등온단조에 대한 모델실험에서 m 값이 변형양상에 미치는 영향을 관찰하였다. 그 결과 m 값이 큰 경우가 낮은 값을 가질 경우에 비해 재료의 변형이 균일(uniform)함을 알았다.

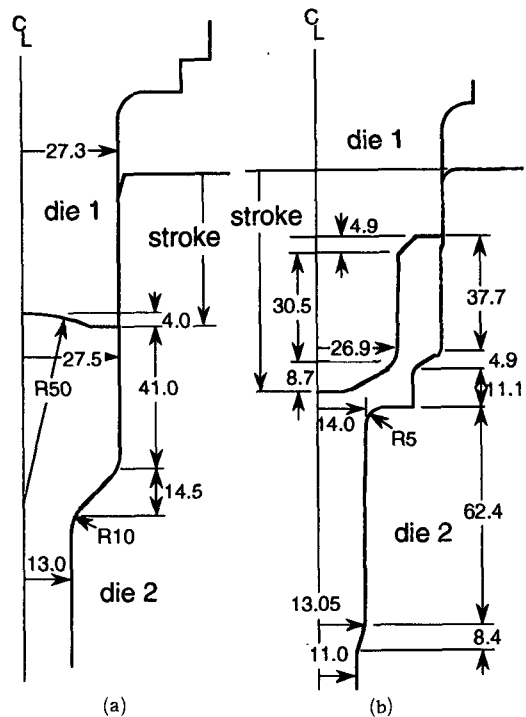
강의 열간 성형동안의 마찰계수는 흑연기윤활제(graphite-base lubricant)를 사용한 경우 0.2~0.4, 윤활제가 사용되지 않은 경우에는 0.7~1.0의 값을 갖는다.⁽¹⁸⁾ 금형과 소재의 계면에서의 마찰은 사용된 윤활제와 표면거칠기에 의존한다. 높은 압력과 온도에서는 윤활막이 파괴되므로, 열간단조의 경우 공정진행에 따라 마찰계수가 증가하게 된다. Lee 등은 몇 가지의 윤활제-vaselin, powder, soft paper tissue-를 사용하여 모델재료 실험에서의 마찰조건에 대한 연구를 수행하였다.⁽¹⁶⁾ 그 결과에

따르면 윤활제로서 powder를 사용한 경우 마찰계수는 0.4~0.7의 값을 갖는다. 본 연구에서는 강의 열간단조시와 비슷한 마찰조건을 얻기 위하여 Johnson & Johnson사의 powder를 윤활제로 이용하였다.

3.2 실험조건

예비성형 금형과 최종 금형은 탄소강을 사용하여 실제 크기의 1/2로 제작하였다. 금형의 형상 및 축소되기 전 치수를 Fig. 1에 보였다. 예비성형 단계는 압출봉과 헤드(head) 형태를 만드는 전방 압출 공정이며, 최종 성형단계는 복잡한 형상의 컵(cup)과 돌출부(sized rod)를 만드는 전후방 복합 압출공정이다.

성형도중의 유동양상을 관찰하기 위해 두가지 색(흑색과 연회색)의 플라스틱을 적층하여 지름 25.0 mm, 높이 40.5 mm인 시험편을 제작하였다.



(a) Die set for preforming
stroke: 0.0 mm 16.6 mm 33.2 mm 44.0 mm

(b) Die set for finishing
stroke: 40.0 mm 52.0 mm 64.0 mm

Fig. 1 Dimensions of dies(unit: mm)

각층은 기포를 제거하기 위해 손으로 다진 후 2.7 mm 두께의 판으로 압연하고 원판으로 절단되었다. 높이가 40.5 mm의 시편을 만드는데 한 시편당 15개의 원판이 사용되었다. 모든 실험은 램(ram) 속도 1.0~2.0 mm/sec로 유압 프레스에 의해 행해졌다.

3.3 실험결과

성형중 여러 단계에서 시편을 반으로 절단하여 유동양상을 관찰하였다. 예비성형과 최종 성형에서 각 단계의 하부금형의 상단과 상부금형의 하단 사이의 거리를 단조 stroke로 하였다. Fig. 2는 예비성형과 최종 성형동안 절단면에서의 단계별 유동양상에 대한 사진이다. Fig. 2(a)에서 알 수 있듯이 예비성형의 초기 단계에서는 stroke가 16.6 mm 가 될 때까지 소재의 일부만 변형된다. Stroke가 증가함에 따라 전방 압출공정에서 용기에 해당하는 넓은 공동(cavity) 중심부분에서 아래쪽으로는 유동이 있으며 하부 금형의 수직면 주위에 급격한 상향 유동이 관찰된다. 이것은 상, 하부 금형 사이에 약 0.1 mm의 작은 간극이 있기 때문이다. 예비성형이 완료된 후 그 위치에 상당한 높이의 플래쉬(flash)가 생성되었다. 이는 플라스틱의 높은 성형성에 기인한다.

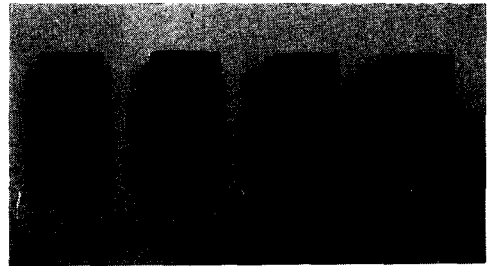
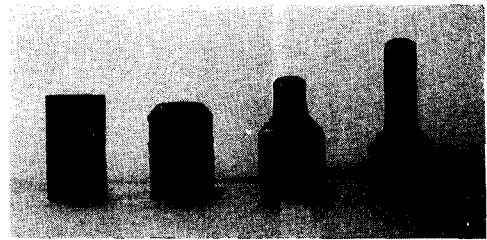
최종 성형에 대한 실험은 플래쉬를 제거한 후 수행하였다. 위에서 설명한 바와 같은 예비 성형체의 유동 양상이 최종 성형 공정중에도 남게 되어 최종 단조품의 킵부위 바깥쪽에 상향 유동이 관찰된다. 목(neck) 근처의 각 모서리에서는 복잡한 유동이 보인다. 또한 실험에 사용된 플라스틱이 비교적 높은 m 값을 가지므로 단면 전체에서 균일한 유동이 관찰된다.

4. 등은 유한요소해석

4.1 해석조건 및 과정

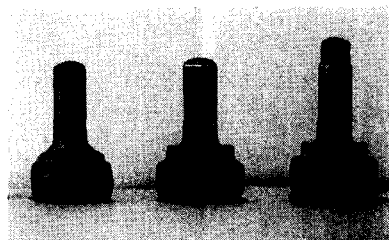
플라스틱에 대한 모델 실험결과를 검증하기 위하여 등은변형과정을 해석하였다. 열간 단조공정은 성형동안의 온도변화 효과를 무시하면 근사적으로 등은 공정이라 볼 수 있다. 수치해석에 사용된 마찰계수, 램속도, 소재크기 및 해석 초기의 절점과 요소의 수를 Table 1에 나타내었으며, 유동응력은 다음과 같다.

$$\text{유동응력} : \bar{\sigma} = K\bar{\epsilon}^{0.23} \dot{\bar{\epsilon}}^{0.026} \text{ (MPa)} \quad (26)$$



stroke : 0.0mm 16.6mm 33.2mm 44.0mm

(a) Flow pattern in preforming



stroke : 40.0mm 52.0mm 64.0mm

(b) Flow pattern in finish forging

Fig. 2 Flow patterns of plasticine as a model material

해석의 진행에 따라 요소가 심하게 변형되면 요소 재구성을 행하고 해석을 진행하였다. 요소 재구성은 상용전/후 처리용 프로그램을 사용하였다. Fig. 3에 초기 데이터 입력부터 해석과정, 요소 재구성 그리고 출력까지의 과정을 나타내었다. 요소 재구성 후의 절점수는 350~600개로 하였다. 실험에서 얻은 유동형태와 해석결과의 비교를 위해 최

Table 1 Process condition in isothermal forging

Friction factor	0.5
Ram speed	3.6 mm/sec
Billet size	50.0 mm in diameter, 80.0 mm in height
Number of nodes	351 (for initial meshes only)
Number of elements	312 (for initial meshes only)

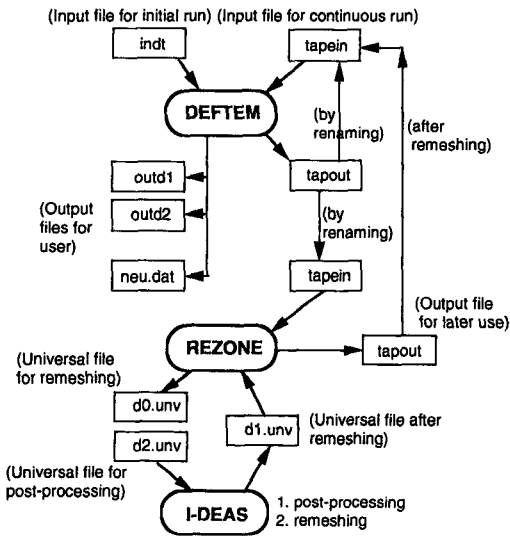


Fig. 3 Postprocessing and remeshing process

초의 원소재에 모델재료실험에 사용된 적층판과 같은 간격으로 선을 설정해 놓고 해석과정 동안 그 변화를 추적하였다.

4.2 결과

Fig. 4는 예비성형 공정 및 최종 공정에서 단계별 소재의 변형양상 및 변형률분포를 보여준다. 최종 성형후에도 컵 주위에 채워지지 않은 공간이 있음을 알 수 있는데 이는 수치해석에 사용된 재료의 변형률속도 민감도 값이 비교적 낮기 때문이다. 또 최종 성형동안 컵의 상단부가 편평하게 유지되는 것은 실험결과와 상이하므로 주의해 볼 필요가 있다. 변형률은 컵의 안쪽 면 근처와 컵과 봉이 만나는 바깥쪽 목 근처에서 큰 값을 가진다. 등은 해석을 통해 얻은 유동형태는 Fig. 5에 보였다. 유동형태는 컵의 외부면을 제외하면 실험과 같은 결과이다. 실험에서 볼 수 있는 컵의 외부 면을 따른 유

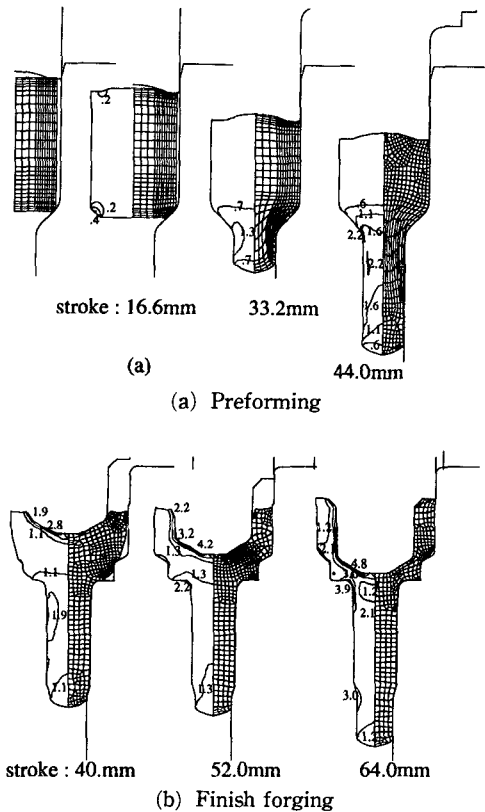


Fig. 4 Deformation of billet in isothermal forging (left : total effective strain, right : deformed grid)

동이 해석에서 관찰되지 않는 이유는 해석에서 금형 사이의 간극이 무시되어 하부 금형의 측면을 따른 유동이 없게 되기 때문이다. 또 해석결과 지름이 큰 금형 공동부내의 유동이 실험결과에 비해 적은 것을 알 수 있으며 이는 실험에 사용된 플라스틱의 변형률속도 민감도가 해석에 사용된 재료에 비해 높다는 것을 뜻한다.

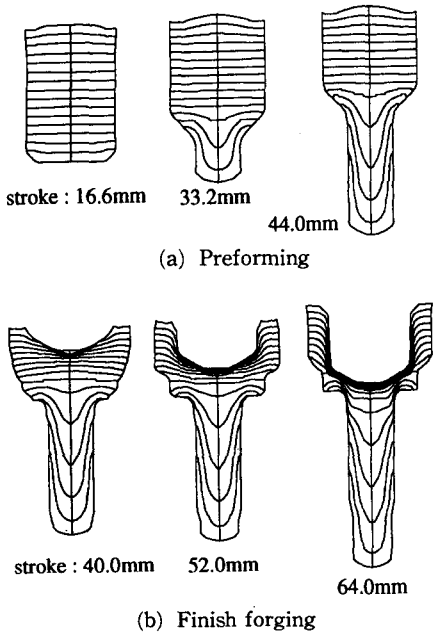


Fig. 5 Flow patterns of numerical model in isothermal forging

5. 비등온 유한요소해석

5.1 해석조건

열간 단조동안 변형하는 소재는 금형과의 계면을 통해 압력과 온도를 금형으로 전달한다. 유동응력은 온도, 변형률 및 변형률속도의 함수이므로 이와 같은 경우의 유동형태는 등온조건에서와 다르다. 높은 압력과 온도를 받는 금형면에서는 금형의 마멸이 문제가 된다. 이와 같은 문제의 해결을 위해서는 예비성형체를 적절하게 설계하여 압력을 분산시키고, 냉각/윤활제를 사용하여 금형온도를 적절하게 유지하여야 한다. 그러므로 최적의 단조공정 설계를 위해서는 정량적이고 상세한 정보가 필요하게 된다.

비등온 단조공정의 모사해석을 위해 열-점소성 유한요소 프로그램을 개발하여 사용하였다. 등온의 소재는 상부 금형이 닿기전까지(2초간) 하부 금형 위에 올려진 채, 소재로부터 하부 금형 및 대기로

Table 2 Process condition in non-isothermal forging

Friction factor	0.5
Ram speed	360.0 mm/sec
The billet size	50.0 mm in diameter, 80.0 mm in height
Initial billet temperature	1,200°C
Initial die temperature	27°C
Dwelling time on the lower die	2.0 sec(in both preforming and finishing)

Table 3 Constants for heat transfer in non-isothermal forging

Conversion rate of plastic work-rate into heat	0.95
Conductivity of workpiece	30.28 N/sec-K
Conductivity of dies	19.0 N/sec-K
Heat transfer coefficient of the lubricant	32.88 N/Sec-mm-K
Heat transfer coefficient to the environment	0.00498 N/sec-mm-K
Density* heat capacity of workpiece	3.69 N/mm ² -K
Density*heat capacity of dies	3.77 N/mm ² -k
Radiation coef.* Boltzmann constant	8.5X10 ⁻³ N/mm-sec-K ⁴

Table 4 Meshes used in the non-isothermal simulation

Mesh type		Nodes	Elements
Workpiece(for initial run only)		351	312
Preforming	die 1(upper die)	200	168
	die 2(lower die)	240	192
Finish forging	die 1(upper die)	163	133
	die 2(lower die)	208	171

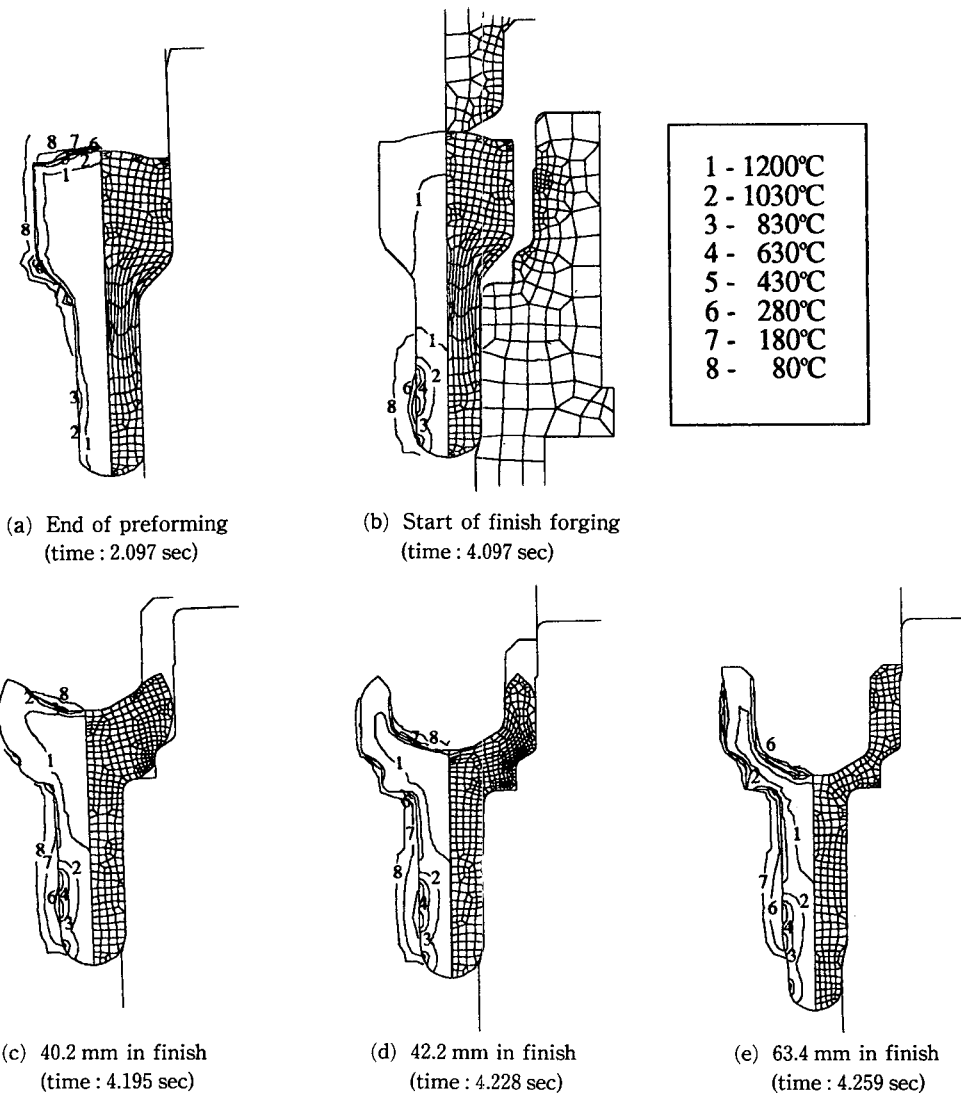


Fig. 6 Temperatures and deformation of billet in non-isothermal forging(time : measured after the billet is placed on the lower preforming die)

열전달이 일어난다고 보았다. 해석에 사용된 재료의 유동응력식은 AISI 1060강에 대한 실험결과 자료⁽¹⁸⁾로부터 다음과 같은 식을 curve fitting에 의해 얻었다.

$$\bar{\sigma} = K(T) \bar{\epsilon}^{n(T)} \dot{\bar{\epsilon}}^{m(\bar{\epsilon}, T)} \quad (27)$$

위 식에서 각 계수 값은 다음과 같다.

$$K(T) = 4948.98 - 672.75 \ln(T) \quad (\text{MPa}),$$

$$n(T) = 10^{-3} \times (-6.820 + 0.392 T - 2.221 \times 10^{-4} T^2),$$

$$m(\bar{\epsilon}, T) = a(\bar{\epsilon}) + b(\bar{\epsilon}) T,$$

$$a(\bar{\epsilon}) = -0.04897 + 0.1008 \bar{\epsilon} - 0.2997 \bar{\epsilon}^2 + 0.2575 \bar{\epsilon}^3 - 0.0667 \bar{\epsilon}^4,$$

$$b(\bar{\epsilon}) = 10^{-3} \times (0.1620 - 0.2622 \bar{\epsilon} + 0.6548 \bar{\epsilon}^2 - 0.4667 \bar{\epsilon}^3 + 0.1026 \bar{\epsilon}^4).$$

기타 해석조건들은 Table 2에 나타나 있으며, 열전달해석에 관련된 상수값들은 Table 3에 보였다. 해석동안 마찰에 의해 발생한 열은 소재와 그에 접촉하는 금형에 균등하게 분담되는 것으로 하였다. Table 4는 비등온해석에 사용된 유한요소 모델의 절점 및 요소수를 보여준다.

5.2 결과

(1) 변형

Fig. 6은 단계별 변형양상과 온도분포를 보여준다. 등온해석과 비등온해석 결과의 중요한 차이점은 최종 성형의 마지막 단계에서 컵 상단부의 모양 차이이다. 소재 상부의 온도가 나머지 부분에 비해 높기 때문에 변형률속도 민감도가 이 부분에서 높은 값을 가진다. 따라서 비등온해석에서는 플라스틱을 이용한 실험결과와 같이 비교적 균일한 상향유동이 일어난다. 등온해석에서는 컵 상단이 편평하고 컵 부위에 불균일한 유동이 일어나 충만되지 않은 부분이 있는 것이 관찰되었다. 비등온해석의 경우에는 Fig. 6(e)에서 볼 수 있는 것처럼 63.4 mm의 stroke에서 완전한 충만이 이루어졌다. Fig. 7은 금형 공동부내의 마지막 충만과정을 보인 것이다. Fig. 7(a)의 직전에서부터 단조하중의 급격한 증가가 있음을 주목할 필요가 있다. 해석결과로부터 금형벽면의 압력 및 단조하중의 감소를 위해서는 Fig. 7(a)에서 충만되지 않은 모양을 예비성형체에 더해 주는 것이 필요함을 알 수 있다. 이러한 예비성형체 수정에 의해 'just-fill-cavity'라 불리는 공정을 실현할 수 있을 것이다.

(2) 단조하중

Fig. 8은 예비성형과 최종 성형에 대한 단조하중 곡선이다. 예비성형 동안의 하중변화는 전형적인 전방 압출공정에서 관찰되는 것과 같음을 알 수 있다. 최대 하중은 600 kN (60 tonf) 정도이며 최대하중점을 지나면 stroke의 증가에 따라 하중이 감소한다. 하중의 감소는 공정이 전방 압출의 정상상태에 도달했음을 의미한다. 최종성형 동안 컵 부분이 채워지기 시작하는 57.0 mm의 stroke에 이를 때까지 하중 곡선은 전형적인 후방 압출에서와 같은 형태를 보인다. Fig. 7의 마지막 충만과정에서 볼 수 있듯이 stroke 63.0 mm에서 공동부의 충만이 완료되어 후방 압출과정은 끝나며 이후 재료의 유동은 하부공간을 통해서만 일어날 수 있다. 따라서 이때부터는 하중 곡선의 기울기가 매우 커진다.

(3) 온도

Table 5와 Fig. 9는 공정 한주기 동안의 소재와 금형의 온도변화에 대한 것이다. 예비성형 완료 후 소재의 표면 온도는 603.4°C까지 떨어진다. 그러나 내부 소성 일에 의해 초기 온도보다 높게 되는 곳도 있다. 헤드 부위의 급격한 온도 구배는 최종성형 단조 전 2초의 유지시간 동안 완화된다. 그러나 Fig. 6(b)에서 보이듯이 유지 시간동안 돌출부의 표면은 계속 낮은 온도의 금형과 접촉하기 때문에

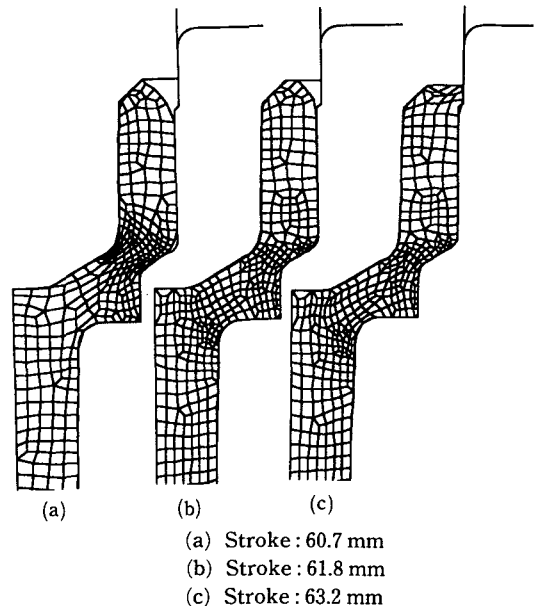


Fig. 7 Final cavity filling stages in non-isothermal forging

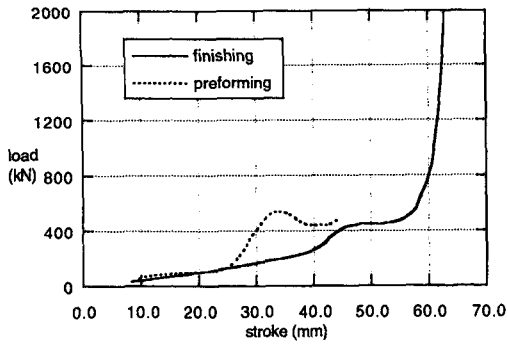


Fig. 8 Load-stroke curves during non-isothermal forging

온도의 상승이 없다. 최종성형 동안에는 소재와 금형간의 접촉면이 넓으므로 금형의 최고온도는 예비성형 때보다 높게 된다. 소재의 온도는 411.2°C까지 냉각된다. 소재 및 금형에서의 급격한 온도구배는 단조공정완료 후 완화될 것이다.

(4) 압력분포

Fig. 10에 높은 압력을 받는 금형면 위치를 표시하였다. Fig. 11은 금형면의 압력분포를 보여준다. 예비성형 동안 상부 금형의 중심부위와 A 부위 근처에 높은 압력이 발생한다. 32.0 mm의 stroke에서의 압력 값이 44.0 mm의 stroke에서 보다 큰 값

Table 5 Temperature changes in workpiece and dies

Process		Workpiece		max. T(°C) in preforming dies		max. T(°C) in finisher dies	
Type	Time (sec)	max. T (°C)	min. T (°C)	Upper die	Lower die	Upper die	Lower die
Dwelling	0.000	1200.0	1200.0	30.0	30.0		
Preforming	2.000	1200.0	529.2	30.0	355.6		
Preforming	2.021	1203.0	520.7	90.4	351.3		
Preforming	2.067	1228.2	589.1	222.3	380.9		
Preforming	2.097	1242.5	603.4	387.9	537.1	30.0	30.0
Dwelling	4.097	1207.0	370.6			30.0	380.7
Finish	4.195	1228.0	393.6			265.1	395.0
Finish	4.228	1241.9	389.4			384.1	417.5
Finish	4.259	1237.7	411.2			503.8	502.0

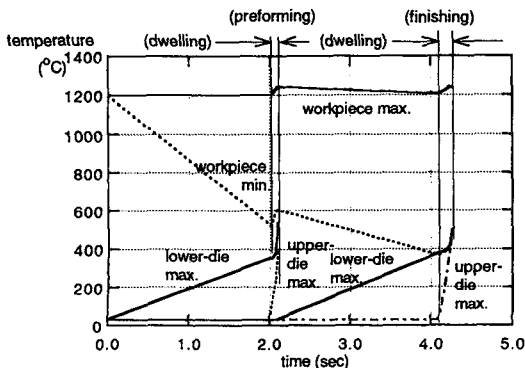
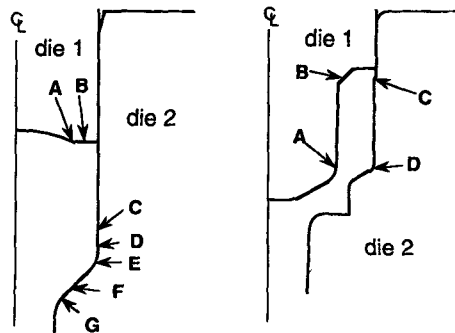


Fig. 9 Temperature changes during preforming and finish forging



(a) Preforming dies (b) Finisher dies

Fig. 10 High pressure points on the dies

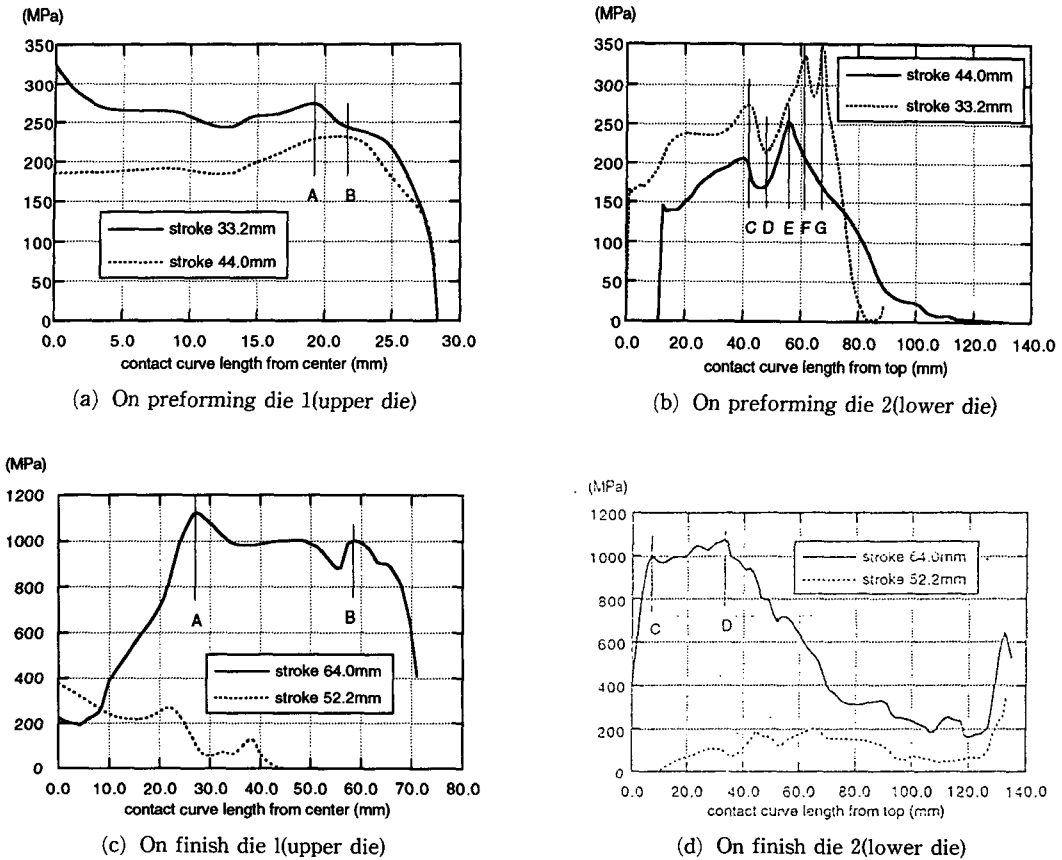


Fig. 11 Pressures on the surfaces of forging dies

을 갖는다. 압력의 최고값은 stroke 33.2 mm에서 300 MPa 정도이다. 예비형 단조 동안 하부 금형면은 그 부근에서 재료유동이 심한 F-G 부위에서 높은 압력을 받는다. 하부 금형면 압력 역시 33.2 mm의 stroke 이후 감소를 보인다. 최종성형에서는 컵 상단부의 충만이 시작되는 58.0 mm의 stroke부터 금형면의 압력이 급격히 증가한다. Fig. 11(c)와 (d)는 상부 금형면의 A-B 부위(컵의 수직 내면)와 하부 금형면의 C-D부위(컵의 수직 외면)가 1,000 MPa 이 넘는 높은 압력을 받고 있음을 보여준다. 이 부위는 공정완료 단계에서의 온도 또한 높으므로 이 부위의 금형마멸이 심할 것이라는 것을 쉽게 예측할 수 있다.

6. 결 론

적층 플라스틱을 이용한 모델재료실험과 자체 개발한 열-점소성 유한요소 프로그램을 이용한 수

치해석을 통해 공정 한주기 동안 소재와 금형에 대한 유동, 압력 및 온도변화를 모사해석하였다. 해석결과 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

(1) 최종 단계의 컵 상단부의 유동형태에서 모델 재료 실험과 등은 및 비등은 수치해석의 결과가 약간의 차이를 보이는데 이는 금형의 형상 뿐 아니라 유동응력과 같은 재료특성값이 모사결과에 중요한 역할을 한다는 것을 보이는 것이다.

(2) 최종 성형시 금형면의 최고압력이 1,000 MPa 이상의 높은 값을 가지는데 이는 열간 단조에서 상당히 높은 수준이다. 예비형 단조에서 최고압력이 300 MPa 정도인 것을 고려하면 적절한 예비성형체 설계에 의해 압력의 분배를 이룰 수 있을 것으로 보인다.

(3) 하부 금형의 최고온도는 500℃에 달하며 이 값은 적절한 냉각/윤활제가 가해지지 않는다면 공정이 계속 반복됨에 따라서 높아진 채로 정상상태에 도달할 것이다.

(4) 열간 단조동안의 소재의 변형양상, 금형면의 압력분포, 그리고 소재 및 금형의 온도분포 등에 대한 정량적 분석을 바탕으로 금형면의 높은 온도와 압력을 낮추는 적절한 예비성형체 설계에 대한 연구와 단조 속도, 마찰, 금형형상 및 재료 특성 등의 공정변수와 금형의 마멸간의 관계에 대한 연구가 필요하다고 사료된다.

참고문헌

- (1) Biswas, S. K. and Knight, W. A., 1975, "Preform Design for Closed Die Forgings: Experimental Basis for Computer Aided Design," *Int. J. Mach. Tool Des. Res.*, Vol. 15, pp. 179~193.
- (2) Akgerman, N. A., Becker, J. R. and Altan, T., 1973, "Preform Design in Closed-Die Forging," *Metallurgia and Metal Forming*, Vol. 40, pp. 135~138.
- (3) Biswas, S. K. and Knight, W. A., 1976, "Towards an Intergrated Design and Production System for Hot Forging Dies," *Int. J. Prod. Res.*, Vol. 14-1, pp. 23~49.
- (4) Vemuri, K. R., Raghupathi, P. S. and Altan, T., 1986, "Automatic Design of Blocker Forging Dies," *Proc. NAMRC-XIV*, pp. 372~378.
- (5) Lui, S. W. and Das, M. K., 1981, "Interactive Design of Axisymmetric Forging Dies Using a Desk-Top Computer," *J. of Mechanical Working Techn.*, Vol. 5, pp. 85~103.
- (6) Yu, G. B. and Dean, T. A., 1985, "A Practical Computer-Aided Design Approach to Design for Axisymmetric Forging Die Cavities," *Int. J. Mach. Tool Des. Res.*, Vol. 25-1, pp. 1~13.
- (7) Kobayashi, S., Oh, S.-I. and Altan, T., 1989, "Metal Forming and the Finite-Element Method," Oxford University Press.
- (8) Hwang, S. M. and Kobayashi, S., 1987, "Preform Design in Sheel Nosing at Elevated Temperatures," *Int. J. Mach. Tool Des. Res.*, Vol. 27-1, pp. 1~14.
- (9) Kim, N. and Kobayashi, S., 1990, "Preform Design in H-Shaped Cross Sectional Axisymmetric Forging by the Finite Element Method," *Int. J. Mach. Tools and Manufacture*, Vol. 30, pp. 243~268.
- (10) Kang, B. S., Kim, N. and Kobayashi, S., 1990, "Computer-Aided Preform Design of an Airfoil Section Blade," *Int. J. Mach. Tools and Manufacture*, Vol. 30, pp. 43~52.
- (11) Altan, T. Henning H. J. and Sabroff A. M., 1970, "The Use of Model Materials in Predicting Forming Loads in Metalworking," *J. of Engrg. for Industry, Trans. ASME*, pp. 444~452.
- (12) Bodnar, R. L., Ronemus, D. C., Bramfitt, B. L. and Shah, D.C., 1986, "Physical Modeling of Hot-Deformation Processes-Using Plasticine," *Trans. of the ISS*, pp. 35~46.
- (13) 김현영, 김동원, 1993, "소성가공시 재료유동에 대한 수치해석 및 모델실험," *대한기계학회논문집 제17권 제2호* pp. 285~299.
- (14) Corti, W., Gessinger, G. H. and Shabaik, A. H., 1977, "Superplastic Isothermal Forging: A Model Metal Flow Study," *J. of Mechanical Working Techn.*, Vol. 1, pp. 35~51.
- (15) Azushima, A. and Kudo, H., 1990, "Physical Simulation for Metal Forming with Strain Rate Sensitive Model Material," *Advanced Techn. of Plasticity*, Vol. II, pp. 1221~1227.
- (16) 이근안, 임용택, 이종수, 홍성식, 1992, "모델링 재료를 이용한 축대칭 돔형상의 폐쇄 단조 성형연구(I)," *대한기계학회논문집 제16권 제11호*, pp. 2082~2089.
- (17) Rebelo, N. and Kobayashi, S., 1980, "A Coupled Analysis of Viscoplastic Deformation and Heat Transfer- I, II," *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 22, pp. 699~718.
- (18) Altan, T., Oh, S.-I. and Gegel, H.L., 1983, *Metal Forming: Fundamentals and Applications*, ASM.