

대형 강괴 코깅공정의 3차원 열-점소성 유한요소 해석

조종래, 박치용, 양등열
한국과학기술원 생산공학과

Three-dimensional Thermo-viscoplastic Finite Element Analysis of Cogging Process for Large Ingots

Abstract

Cogging is generally the initial and primary step in the manufacture of practically all large open-die forgings, and consists of forging an ingot by reducing the cross-section and simultaneously enlarging the body. A three-dimensional thermo-viscoplastic finite element model is used to study the distribution of internal stresses and strains of workpiece and temperature of workpiece and die during cogging process. Simulations are carried out on a circular ingot, using v-die and flat die, to study the effects of die configuration, die width, penetration depth, temperature gradient, die overlapping and pass design.

1. 서론

지난 20 여년 동안 원자력 및 화력발전소의 효율과 신뢰성을 높이기 위하여 로터(rotor)를 대형화하거나 일체형으로 만드는 추세이기 때문에 주조 공장에서는 대형 강괴(steel ingot)의 제조가 요구되고 있고, 단조 공장에서는 대형 강괴의 단조 기술이 필요하게 되었다. 대형강괴의 단조공정에서 자유단조의 역할은 대형 강괴의 제조시에 발생하는 주조조직을 없애고 주조시 발생하는 기공을 압착시켜 제거하며 편석을 소멸시키면서 최종 제품의 형상에 가깝게 만드는 것이다. 대형 열간 자유단조공정의 하나인 코깅작업은 일반적으로 초기단조의 중요한 작업으로 강괴의 단면모양을 원형과 사각형 및 팔각형 등으로 만들면서 단면을 줄이고, 길이 방향으로 강괴를 늘리는 작업이다.

대형강괴의 열간 작업은 주로 현장의 경험에 의존하고 있어, 자체 금형의 설계 및 수정, 공정 변경을 위해서는 이론적 배경 및 자료 축적이 요구되고 있다. 또한 단조 제품들은 크기, 형상 및 재질이 다양하며 단조 공정에는 여러 변수들이 복합적으로 작용하므로 경제적인 최적의 공정 설계가 요구된다. 따라서 공정의 정확한 분석과 이 공정 개선을 위한 체계적인 연구가 필요하다. 이러한 연구를 위해서는 실험적인 방법(empirical method)과 모델링 재료를 이용하여 실험(physical modeling) 등이 있으나 최근에는 컴퓨터를 이용한 해석으로 실험과 같은 효과를 거둘 수 있으며 또한 단조시의 하중, 금속 유동, 응력 분포, 변형도 분포 등을 예측할 수 있다. 컴퓨터 시뮬레이션 방법 중에서

유한요소 해석법(finite element method)이 가장 많이 이용되고 있다.

본 연구의 목적은 코킹의 변형해석 및 온도해석(열전달 해석)을 비연계 방식으로 동시에 해석하여 실제 공정에 가깝게 접근하는 3차원 열-점소성 유한요소 프로그램을 개발하며, 시뮬레이션에 의해 공정을 해석하여 불량 감소 및 원가 절감을 위한 최적의 단조 공정을 제안하고 단조 공정을 개선 하는 것이다.

Lee와 Kobayashi⁽¹⁾가 FEM해석의 예제로써 등은 업셋팅(upsetting)과 사이드 프레스링(side pressing)의 재료유동을 해석한 바 있다. Price와 Alexander⁽²⁾는 단조하는 동안 재료유동을 묘사하기 위해 유한요소방법의 수치 모델을 사용하였으며, 실험과 비교해서 상당히 일치함을 보였다.

소성가공 동안 소재에서의 온도구배에 초점을 맞춘 연구가 행해졌는데, Lahoti와 Altan⁽³⁾은 유한차분법을 이용하여 업셋팅하는 동안 실린더에서 온도구배를 계산하였다. Rebelo와 Kobayashi^(4, 5)는 열전달과 변형해석의 연계해석을 도입하여 실린더와 링의 압축을 해석하였고 측정온도와 좋은 일치율을 보였다. 또한 조종래와 박치용등^(6, 7)은 비연계된 방법으로 2차원 열간단조의 변형과 온도해석을 동시에 해석하였고, 소재를 돌려가면서 작업하는 열간 반경단조를 해석하였다. Tanaka등⁽⁸⁾은 업셋팅 할 때 기공의 닫힘과 강괴에서의 응력 및 변형을 상태의 관계를 결정하기 위해 실린더에서의 기공 닫힘(void closure)을 해석하여 압착조건을 수식화 하였다. 또 Dudra와 IM^(9, 10)은 상업용 프로그램인 ALPID⁽¹¹⁾을 이용하여 기공압착 연구를 수행하였다. 이상과 같은 많은 연구들이 2차원적으로 이루어 졌다.

3차원에서의 확장은 Sun, Li와 Kobayashi⁽¹²⁾에 의해 단순화 시킨 육면체 요소(brick element)를 사용해서 각재 단조를 해석하였다. Tanaka⁽⁸⁾는 평다이로써 실린더의 사이드 프레스링을 3차원적으로 해석하였으며 플라스틱인 모델링으로 얻어진 측정 데이터와 비교하였다. 최근에는 실용적인 3차원 연구가 활발하게 이루어지고 있다^(13, 14, 15, 16). 이러한 여러가지 연구들은 열간 자유단조 공정을 연구하는데 있어서 유한요소해석에 의한 수치해석 시뮬레이션이 신뢰성이 있고 효과적으로 잘 적용되어질 수 있다는 것을 보이고 있다.

2. 열점소성 유한요소법의 수식화

2.1 변형 해석

단조 공정과 같은 복잡한 경계를 갖는 문제의 근사해를 구하는 효과적인 방법으로 유한요소법을 널리 이용하고 있다. 유한 요소법을 이용하여 열간 단조 공정을

해석하는 방법에는 점소성 해석(viscoplastic analysis)과 이 점소성 해석에 온도 해석을 목적으로 열역학적 이론을 도입한 열-점소성 해석(thermo-viscoplastic analysis)방법이 있다^(4, 5).

방정식을 유도하는 데 있어서 소재는 강-소성체(rigid-plastic)로 탄성 변형을 무시하며 등방성이고 von Mises 항복 조건을 따르고, 변형중에 체적 변화는 없다고 가정한다. 또한 금형은 완전강체로서 변형하지 않는다고 가정한다. 소재의 비압축성 조건을 만족하기 위해 벌칙상수(Penalty constant) K^* 를 도입한 변분식은 다음과 같이 나타난다.

$$\int_V (\bar{\sigma} + \alpha \Delta t \bar{\epsilon} H') \delta \bar{\epsilon} dV + K^* \int_V \dot{\epsilon}_v \delta \dot{\epsilon}_v dV - \int_{S_f} (f_i + \alpha \Delta f_i) \delta v_i dS = 0 \quad (1)$$

식(1)에서 $\alpha = 0$ 로 놓으면 시간 t 에 대한 변분 방정식인데 α 및 가공 경화 계수 H' 를 도입한 이유는 Kim과 Yang⁽¹⁷⁾의 제안으로 수치 해석에 해의 수렴성이 좋기 때문이다.

변형도율이 영(zero)이거나 그 근처일 때는 수치적으로 불안(numerically ill-conditioned)하므로 유효 변형도율이 $\bar{\epsilon}_0$ (보통 10^{-5} 정도) 보다 작으면 구성방정식을 다음과 같이 수정하여 사용한다⁽¹⁸⁾.

$$\sigma_{ij}' + \alpha \Delta \sigma_{ij}' = \frac{2}{3} \frac{\bar{\sigma} + \alpha \Delta t \bar{\epsilon} H'}{\bar{\epsilon}_0} \dot{\epsilon}_{ij} \quad (\bar{\epsilon} \leq \bar{\epsilon}_0) \quad (2)$$

금형과 소재의 마찰을 고려할 때는 마찰면에서 상대 운동이 없는 중립점에서의 특이성(singularity)을 피할 목적으로 다음식을 사용한다⁽¹⁹⁾.

$$f = -\frac{2}{\pi} m k \tan^{-1} \frac{|V_s|}{u_0} t \quad (3)$$

여기서 m 은 마찰상수, k 는 전단 항복응력, V_s 는 금형 면에 대한 소재의 상대 속도이고, u_0 는 $|V_s|$ 보다 훨씬 작은 양(positive)의 상수이며, t 는 V_s 방향으로의 단위 벡터이다.

식(2), 식(3)을 식(1)에 대입한 변분식을 m 개의 요소와 n 개의 절점으로 요소분할화하여 나타낸 다음 한 요소내부의 속도장을 보간함수를 이용하여 나타내면 비선형 연립방정식이 되는데 이를 Newton-Raphson 반복방법을 이용하여 계산하였다.

2.2 온도 해석

강-열점소성 해석에 있어서 연속체 역학에 몇가지 열역학 이론을 도입하여 사용되어져 왔으나 실제로 일반적인 문제에 적용하고 해석하는데 어려운 점이 있다. 본 논문에서는 열역학 제 1 법칙과, 소성변형으로 발생하는 에너지의 5~15%가 전위 밀도

를 증가시키고 나머지가 열로 발생된다는 실험결과⁽²⁰⁾를 이용한 열 평형방정식을 도입하였다.

$$K_1 T_{,ii} - \rho c T + k^* \sigma \bar{\epsilon} = 0 \quad (4)$$

여기서 변형에너지가 열로 변화되는 비율을 나타내는 k^* 값은 0.85 와 0.95 사이에 존재하는데, 본 논문에서는 중간값으로 가정하여 0.9를 사용하였다. 유효 응력은 실험적인 자료로부터 얻어진 변형율, 변형도율, 온도의 함수로 가정하고, 경계조건을 적용하여 변분식으로 나타내면 다음과 같다.

$$\int_V K_1 T_{,i} \delta T_{,i} dV + \int_V \rho c T \delta T dV - \int_V k^* \sigma \bar{\epsilon} \delta T dV - \int_{S_q} q_n \delta T dS = 0 \quad (5)$$

식(5)의 변분식을 n 개의 절점과 m 개의 요소로 하여 요소 분할화시킨뒤, 절점의 좌표, 온도, 및 온도의 변화량 등을 보간함수를 이용하여 나타내어 정리하면 다음과 같은 간단한 벡터형으로 나타낼 수 있다.

$$KT + CT - Q - Q_n = 0 \quad (6)$$

여기서, Q_n 은 경계조건을 나타내는 열유동 벡터이며

$$Q_n = \int_{S_r} q_n^r N dS + \int_{S_c} q_n^c N dS + \int_{S_d} q_n^d N dS + \int_{S_f} q_n^f N dS \quad (7)$$

첫항부터 복사, 대류, 접촉 열유량과 마찰열을 나타내고 있다.

열 평형 방정식으로부터 온도 T 를 계산하기 위해서는 시간 $t=0$ 의 초기 조건으로부터 시작하여 원하는 시간에 이르기까지 미소단계를 진행시키면서 계산한다. 매 시간 단계내에서 어떤 증감시간 $t_\theta = t_n + \theta \Delta t$ 에서 T, \dot{T} 를 차분화하여 선형화하여 정리하면 다음과 같다⁽²¹⁾.

$$\left[\theta K + \frac{1}{\Delta t} C \right] T_{n+1} = \left[-(1-\theta)K + \frac{1}{\Delta t} C \right] T_n + (1-\theta)Q_n + \theta Q_{n+1} \quad (8)$$

여기서 θ 는 증분항의 크기를 조절하는 중요한 인자이며 0 과 1 사이에 존재한다. 안정성(Stability)을 만족시키기 위해서는 0.5 이상 이어야 하는데, 본 연구에서는 진동과 안정성을 고려하여 $\theta=0.75$ 를 사용했다⁽²¹⁾.

3. 코킹 공정해석

3.1 시뮬레이션에 사용한 코킹 작업의 공정 변수

코킹 작업의 3차원 시뮬레이션의 목적은 소재 내부의 변형 및 응력해석, 내부 소재의 유동해석, 소재와 금형의 온도 해석, 단조 후의 치수 변화 등의 결과를 이용하여 코킹 작업 변수들을 평가하여 공정 개선에 이용하는 것이다. 코킹 공정의 해석에 이용한 공정 변수는 플라스틱신(plasticine) 실험으로 코킹을 분석한 Erman의 논문⁽²²⁾을 기초로 하였다.

(1) 강괴의 형상과 다이의 형상

일반적으로 강괴의 단면 형상은 원형, 사각형, 팔각형등이 있지만 주로 원형 단면의 강괴를 사용하고 있으며, 본 계산에서는 Fig. 1 와 같이 직경과 길이가 각각 2800 mm인 강괴를 대상으로 하였다. 이것은 160ton 강괴의 치수와 비슷하며 대칭성때문에 1/8만 해석하였다. 다이의 형상과 그 치수는 변형 영역을 결정짓고 금속유동에도 큰 영향을 주며 변형량과 성형하중과 최종 그레인(grain)크기의 균질성 및 내부 기공의 압착에도 큰 영향을 준다. 본 연구에서는 Fig. 2와 같은 폭 1400mm의 브이 다이(v-die)와 평다이(flat die)를 사용하였다. 첫번째 패스로 400mm(한쪽 200mm) 씩 압하 깊이를 주었을때와 계속이어서 두번째 패스에서는 강괴를 90° 회전시켜 400mm을 준 후의 결과를 각각 비교하였다.

(2) 다이 폭 혹은 다이 폭비

다이 폭은 매우 중요한 공정 변수 중의 하나이고, 특히 강괴의 직경에 대한 다이 폭의 비인 다이 폭비(die width ratio, W/H, W=다이 폭, H=강괴 직경)가 중요하다. 본 연구에서는 다이 폭을 각각 600(W/H=0.21), 1000(0.36), 1400(0.5), 1800(0.64), 2200 mm(0.79) 일때의 결과를 비교하였다.

(3) 다이 겹침과 엇갈리기

자유단조 프레스 공정은 강괴의 단면 방향과 길이 방향으로 기공을 압착하고 균일한 조직을 얻는 것이 목적 중 하나이다. 그러나 실제 작업은 불연속적이고 각 패스마다 재료의 유동은 불균일 할 수 밖에 없다. 좀더 균일한 분포를 얻기 위해서는 Fig. 3 와 같은 겹침(die overlapping)과 엇갈리기(die staggering)를 이용하면 변형이력(strain history)이 균일하도록 제어 할 수 있다. 본 연구에서는 엇갈리기는 계산에 도입하지 않았으나 겹침은 다이 폭의 1/2, 1/4을 주어 계산을 수행하여 그 결과를 비교하였다.

(4) 강괴의 온도구배

강괴에 온도 구배를 적용하는 원칙은 강괴의 중심부와 표층사이에 큰 온도 구배를 두어, 표층에서 큰 유동 응력(flow stress)을 발생시켜 변형 저항을 증가시킴으로써 강괴의 내부의 변형을 상대적으로 촉진시키는 것이다. 일반 탄소강이나 합금강의 경우에 1000 °C의 유동 응력이 1200 °C의 것보다 2배 이상 큼을 알 수 있다⁽²²⁾. 강괴에 온도 구배를 주는 방법 중의 하나로 본 논문에서는 가열로에서 단조온도까지 강괴를 가열한 후 공냉시키는 방법이다.

(5) 압하깊이와 패스 설계

압하깊이(압하량)는 다이 폭과 함께 강괴의 중심부에 변형을 전달시키는 매우 중요한 변수로 압하깊이에 따라서 중심부 변형은 크게 좌우된다. 우선 생각하기에 압하깊이는 클수록 좋을것 같지만 제품의 균질성, 프레스의 용량, 공정 조건의 제한 때문에 최적의 압하 깊이와 그에 따른 패스의 횡수등을 결정해야 한다. 본 연구에서는 직경 2800 mm을 2400mm 으로 단조하는 과정에서 압하깊이 400 mm씩 한번 90° 돌려 작업하는 방법과 200 mm씩 2번 돌려 작업하는 방법을 비교하였다. 또 다이 폭과 압하깊이의 영향을 함께 보기 위하여 다이 폭이 600, 1000, 1400, 1800, 2200 mm일때 각각의 경우 39.3% (1100 mm)까지 압하깊이를 주면서 비교 검토하였다.

(6) 압하속도

고온 열간단조에서 프레스 램의 압하속도는 변형도율과 직접 관련이 있기때문에 중요한 변수이다. 그러나 일반적으로 유압단조 프레스의 작업속도 범위에서는 압하속도가 압하하중에는 영향이 있지만 금속의 내부 유동에는 영향이 거의 없기 때문에 압하속도는 일정하게 10mm/sec로 두었다.

3.2 코깅 해석의 결과 및 검토

(1) 강괴의 형상과 다이의 형상

먼저 2차원 평면 변형(plane strain)상태로 가정하여 해석한 경우와 완전 3차원으로 해석한 경우를 비교하여 3차원 해석의 필요성을 검토하였다. Fig. 4는 평면변형 해석과 3차원 해석의 초기 격자를 나타내고 있으며, Fig. 5은 400mm (한쪽 200mm) 압하깊이 일때의 변형 양상을 나타낸 것으로 큰 차이가 있음을 알 수 있다. 이것은 Fig. 6에서 나타나 듯이 강괴의 길이 방향으로도 변형이 큼을 알 수 있다. 따라서 평면 변형 상태로 가정한 2차원 해석은 현 강괴의 코깅 해석에서는 타당하지 않음을 알 수 있다.

Fig. 7 과 Fig. 8은 브이 다이의 경우, Fig. 9 와 Fig. 10 은 평 다이의 경우에 한 패스의 압하깊이가 400mm(한쪽 200mm)일때의 유효변형을 분포와 정수압응력 분포를 나타내고 있고, 브이 다이가 중심부에 더 단조 효과가 큼을 알 수 있다. Fig. 11과 Fig. 12 는 압하 깊이를 400mm씩 강괴를 90° 회전시켜 직경을 2400mm로 만들었을때 브이 다이와 평 다이의 유효변형율을 비교 한 것으로, 브이 다이의 경우에 전체적으로 유효 변형율은 크고 중심부에서는 2배 가까이 됨을 알 수 있다. 또한 길이 방향으로 변

형이 많아 효과적으로 단면을 줄이면서 길이를 늘리고 있다.

(2) 다이 폭 혹은 다이 폭비

브이 다이와 평 다이의 다이 폭비(W/H)가 0.21, 0.36, 0.5, 0.64, 0.79 일때 압하깊이를 39.3 %까지의 결과를 비교 하였다. Fig. 13과 Fig. 14는 브이 다이와 평 다이의 경우, W/H와 압하깊이에 따른 중심부의 유효변형율을 나타낸 것으로 W/H가 0.6 이상에서는 압하깊이에 관계없이 거의 증가하지 않는다. Fig. 15 와 Fig. 16은 W/H와 압하깊이에 따른 중심부의 정수압응력의 변화를 나타낸 것으로 유동응력에 대한 비로 표시하였다. 여기서는 정수압 응력도 유효변형율과 마찬가지로 두 변수에 큰 영향을 받는 것을 알 수 있다. 브이다이의 경우에 압하 깊이가 25% 이상에서는 오히려 감소하고 있으며 평다이의 경우에 압하 깊이가 적을때에는 오히려 인장력이 발생하기도 한다. Fig. 18는 다이폭에 따른 하중의 증가를 폭 1400mm 다이를 기준으로 비교하였다. 하중은 다이 W/H에 비례하여 증가하는 것이 아니라 그 증가율이 낮게 나타나며 브이 다이가 평다이보다 30% 정도 하중이 높다.

이상을 종합하여 볼때 평 다이보다 브이 다이가 코깅 작업에는 유리하며, W/H가 0.5 이하에서는 압축력이 적거나 인장력이 작용하므로 바람직하지 않으며 압하 깊이는 20 ~ 25% 가 적당하고 W/H의 영향이 압하깊이의 영향보다 우세함을 알 수 있다.

(3) 다이 겹침과 엇갈리기

다이 겹침을 많이 하는 것은 다이 폭이 감소하는 효과를 가져오기 때문에 겹침 정도에 따라 다소 차이가 있다. Fig. 18 과 Fig. 19은 다이 겹침이 다이 폭의 각각 1/2 과 1/4일때 단면 OB-O'B'의 유효변형율과 정수압응력 분포를 나타낸 것으로 1/4일때 가 다소 높게 나타나지만 큰 차이가 없다. 자유 단조 작업은 겹침 정도에 상관없이 변형이 불균일하게 일어나는 것은 피할수 없기 때문에 다이 엇갈리기를 병행하는 것이 필요하다. 따라서 작업시간을 단축하고 변형을 균일하게 하기위하여 겹침을 적게 하고 엇갈리기를 병행하는 것이 바람직하다.

(4) 강괴의 온도구배

로에서 1230 °C 강괴를 꺼집어 낸 후 20분 정도 공냉하였을때 표면의 온도가 900 °C 정도로 내려갔다. 이 상태에서 작업을 했을때 Fig. 20과 Fig. 21의 유효변형율을 Fig. 7과 Fig. 8 의 온도구배가 없는 경우와 비교하여 보면 중심부에서 유효 변형율을 20 % 정도, 정수압 응력은 약 4배 정도 증가함을 알 수 있다. 이것은 강괴의 바깥

층이 중심부에 비해 변형저항이 높아 다이를 보완해 주는 역할을 하여 기공이 집중되어 있는 중심부에 큰 변형과 압축력을 일으키기 때문에 유리한 조건이다.

(5) 압하깊이와 패스 설계

Fig. 22은 압하 깊이를 200mm씩하여 두번 회전시켜 400mm을 작업한 것으로 한번 돌려 작업한 Fig. 11의 유효 변형을 분포와는 차이가 거의 없다. 그러나 앞에서 W/H와 압하 깊이의 영향 분석에서 나타나듯이 기공을 단조 초기에 압착하고 단조 효과를 중심까지 가하기 위해서는 한 패스에 20 ~ 25%의 압하깊이가 적당하고 그에따라 패스 횟수가 결정된다.

4. 결론

대형강괴의 경우 강괴의 중심부에 충분한 단조 효과를 주고 기공을 압착시켜 불량을 줄이고 경제적인 공정 설계를 위하여 공정변수의 영향을 분석하고 공정변수를 효과적으로 제어하는 체계적인 연구를 시작하여 다음과 같은 결과를 얻었다.

- (1) 코깅공정 해석을 위한 3차원 열-점소성 유한요소해석 프로그램 개발하였다.
- (2) 코깅공정 해석은 2차원 평면변형해석으로는 해석의 타당성이 없으며 3차원 해석이 필수적이다.
- (3) 다이의 형상은 브이 다이가 평다이에 비해 효과적이며 다이 폭비(W/H)는 0.6 이상이 좋으며 압하깊이는 20 ~ 25%가 적당하다.
- (4) 다이 겹침은 되도록 적게하면서 다이 엇갈리기를 병행하는 것이 좋다.
- (5) 강괴의 표면을 냉각시켜 온도구배를 허용하는 것이 강괴의 중심부에 큰 변형과 큰 정수압응력을 일으킨다.

5. 참고 문헌

1. Lee, C.H. and Kobayashi, S., Analysis of Axisymmetric Upsetting and Plane-Strain Side Pressing of Solid Cylinders by Finite Element Method, J. of Eng. for Industry, ASME, pp. 445, May, 1971.
2. Price, J.W.H. and Alexander, J.M., Specimen Geometries Predicted by Computer Modeling of High Deformation Forging, Int. J. of Mech. Sci., vol. 21, PP. 417, 1979.
3. Lahoti, G.M. and Altan, T., Chapter 3: Prediction of Metal Flow and Temperatures in Axisymmetric Deformation Processes, Advances in Deformation Processing, ed. John J. Burke and Volker Weiss, Plenum Publishing Corp., 1987.
4. Rebelo, N. and Kobayashi, S., A Coupled Analysis of Viscoplastic Deformation and Heat Transfer - I, Int. J. of Mech. Sci., vol. 22, pp. 699, 1980.
5. Rebelo, N. and Kobayashi, S., A Coupled Analysis of Viscoplastic Deformation and Heat

- Transfer - II, Int. J. of Mech. Sci., vol. 22, pp. 707, 1980.
6. 조 종래, 박 치용, 천 명식, 윤 정호, 양 동열, 2차원 열간단조에서의 변형과 온도의 연계해석과 비연계해석 비교, 대한기계학회 논문집, 제14권, 제4호, pp.839, 1990.
 7. 박 치용, 조 종래, 양 동열, 열간 반경 단조의 2차원 유한요소해석, 대한기계학회 논문집, 제14권, 제5호, pp. 1166, 1990.
 8. Tanaka, M., Ono, S., Tsuneno, M. and Iwadate, T., An Analysis of Void Crushing during Flat Die Free Forging, Proc. of 2nd Int. Conf. on Advanced Tech. of Plasticity, Stuttgart, August, 1987.
 9. Dudra, S.P. and IM, Y.T., Analysis of Void Closure in Open-Die Forging, Int. J. Mach. Tools Manufact., vol. 30, no.1, pp.65, 1990.
 10. Dudra, S.P. and IM, Y.T., Investigation of Metal Flow in Open-Die Forging with Different Die and Billet Geometries, J. of Materials Processing Technology, vol. 21, pp. 143, 1990.
 11. Battelle Memorial Institute, ALPID: A Finite Element Method Code for the Simulation of Metal Forming Operation, Batelle Research Laboratories, Columbus, Ohio, November, 1985.
 12. Sun, J.X., Li, G.J. and Kobayashi, S., Analysis of Spread in Flat-Tool Forging by the Finite Element Method, Proc. of the 11th NAMRC, Madison, WI, pp. 224, May, 1983.
 13. Yoon, J.H. and Yang, D.Y., Rigid-Plastic Finite Element Analysis of Three- Dimensional Forging by Considering Friction on Continuous Curved Dies with Initial Guess Generation, Int. J. Mech. Sci., vol. 30, pp. 887, 1988.
 14. Yoon, J.H. and Yang, D.Y., Three- Dimensional Rigid-Plastic Finite Element Analysis of Bevel Gear Forging by Using Remeshing Technology, Int. J. Mech. Sci., vol. 32, pp. 277, 1990.
 15. Yang, D.Y., Lee, N.K., Yoon, J.H., Chenot, J.L. and Soyris, N., A three-dimensional rigid-plastic finite element analysis of spur gear forging using the modular remeshing technique, Proc. Instn Mech Engrs, Vol. 205, pp. 111-121, 1991.
 16. Kiefer, B.V. and Shah, K.N., Three-Dimensional Simulation of Open-Die Press Forging, ASME Trans. J. of Eng. Mat. and Tech., Vol.112, pp. 477-485, 1991.
 17. Kim Y.J. and Yang D.Y., A Formulation for Rigid-Plastic Finite Element Method Considering Work-hardening Effect , Int. J. Mech. Sci., vol. 27, pp. 487-495, 1985
 18. Osakada, K., Nakano, J. and Mori, K., Finite Element Method for Rigid- Plastic Analysis of Metal Forming Formulation for Finite Deformation, Int. J. Mech. Sci., vol.24, pp.459-468, 1982.
 19. Chen C.C. and Kobayashi S., Rigid-Plastic Finite Element Analysis of Ring Compression, Application of Numerical Methods to Forming Processes, ASME, AMD- 28, pp.163-174, 1978.
 20. Greenfield P. and Bever M.B., The Evolution of the Energy Stored by a Gold Silver Alloy Cold-Worked at -195°C and at Room Temperature, ACTA Met., vol.4, pp.433-443, 1956.
 21. Heubner, K.H. and Thornton, E.A., The Finite Element Method for Engineers, John Wiley and Sons, New York, 1982.
 22. Erman, E., Medei, N.M., Roesch, A.R. And Shah, D.C. , Physical Modeling of Blocking Processes in Open-Die Press Forging, J. of Mech. Working Tech., vol. 19, pp. 165, 1989.
 23. Altan, T., Oh, S.I. and Gegel, H.L., Chapter 4: Plastic Deformation, Metal Forming Fundamentals and Application, 1983.

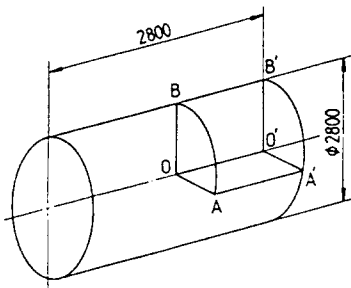


Fig. 1 Initial ingot geometry for calculation

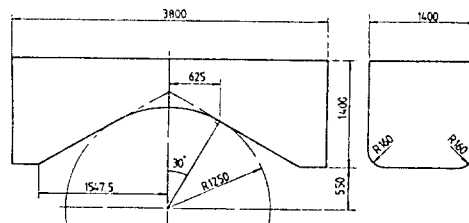


Fig. 2 V- die geometry and dimensions

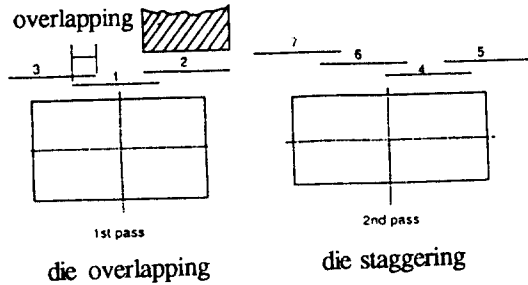


Fig. 3 Schematic representation of die overlapping and die staggering

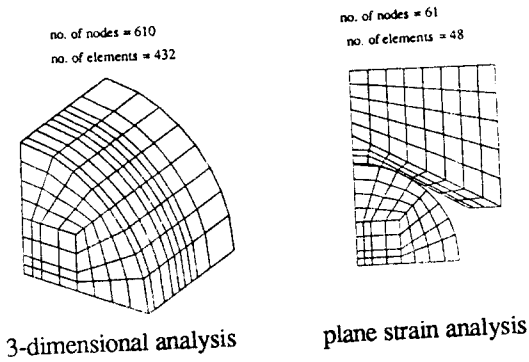


Fig. 4 Initial finite element mesh system

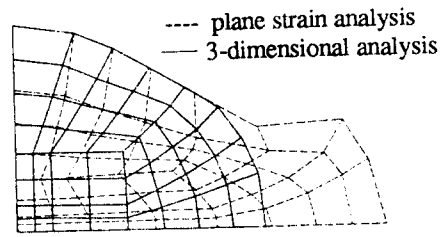


Fig. 5 Comparison of deformed pattern at 200 mm penetration in section OAB

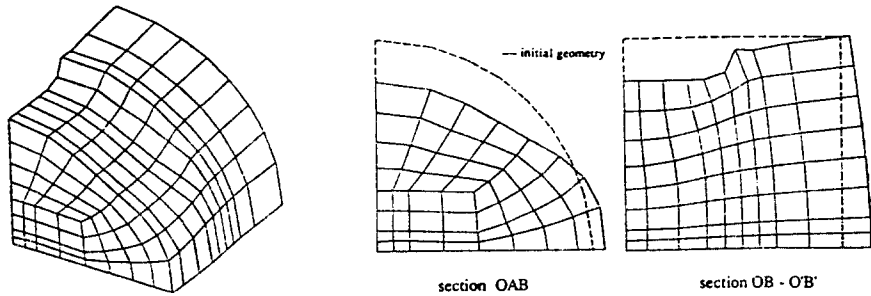


Fig. 6 Deformed pattern at 300 mm penetration by v-die

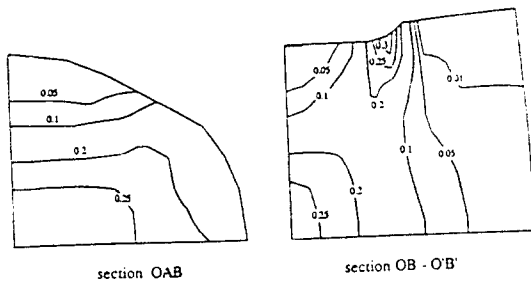


Fig. 7 Effective strain at 200 mm penetration by v-die

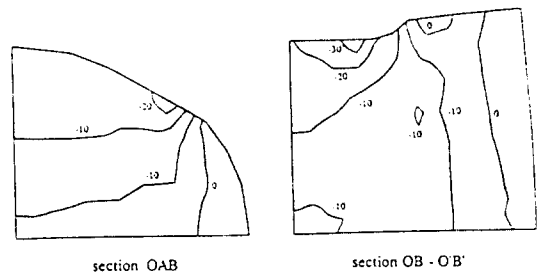


Fig. 8 Hydrostatic stress(kg/mm²) at 200 mm penetration by v-die

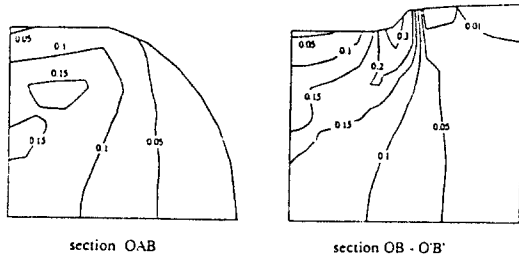


Fig. 9 Effective strain at 200 mm penetration by flat die

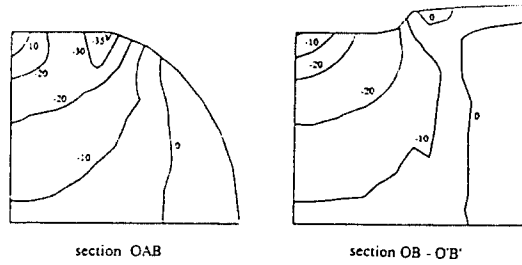


Fig. 10 Hydrostatic stress(kg/mm²) at 200 mm penetration by flat die

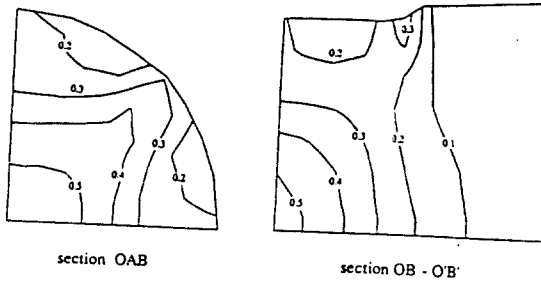


Fig. 11 Effective strain after 90° rotation by v-die

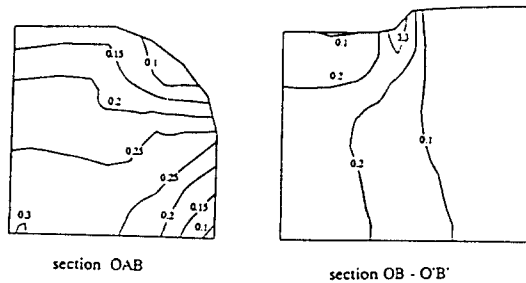


Fig. 12 Effective strain after 90° rotation by flat die

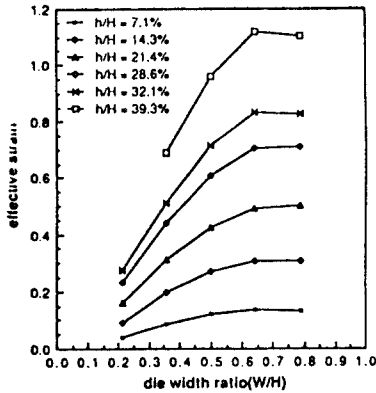


Fig. 13 Effect of die width ratio(W/H) on effective strain at the center(v-die)

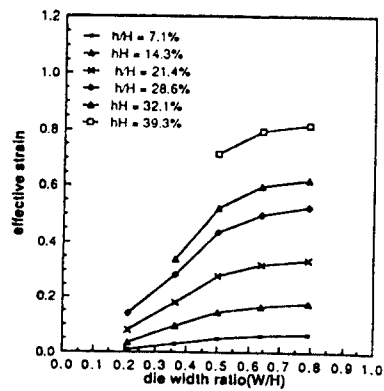


Fig. 14 Effect of die width ratio(W/H) on effective strain at the center(flat die)

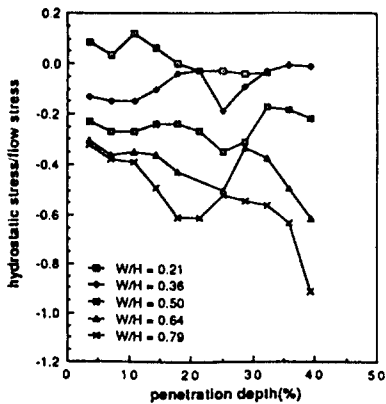


Fig. 15 Effect of penetration depth ($\Delta H/H, \%$) on hydrostatic stress at the center (v-die)

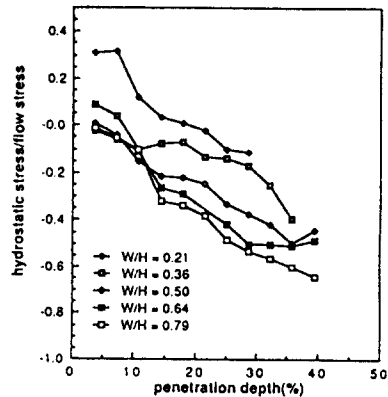


Fig. 16 Effect of penetration depth ($\Delta H/H, \%$) on hydrostatic stress at the center (flat die)

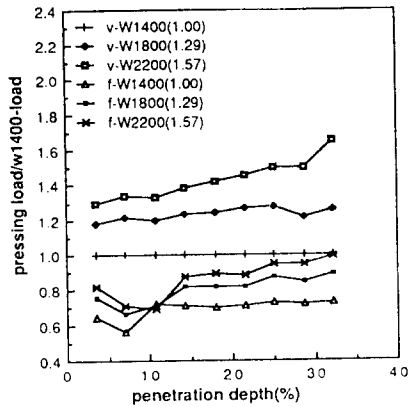


Fig. 17 Effect of penetration depth ($\Delta H/H, \%$) on pressing load w.r.t. w1400 die

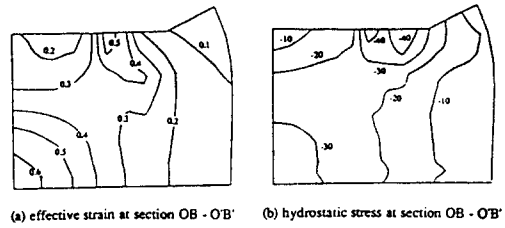


Fig. 18 Distribution of effective strain and hydrostatic stress after 90° rotation and half width ($1/2w$) overlapping by v-die

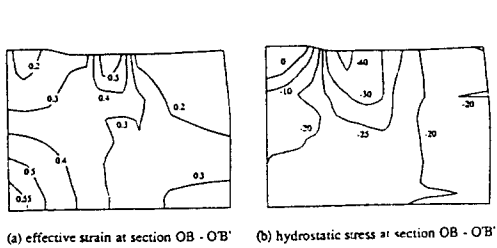


Fig. 19 Distribution of effective strain and hydrostatic stress after 90° rotation and quarter width ($1/4w$) overlapping by v-die

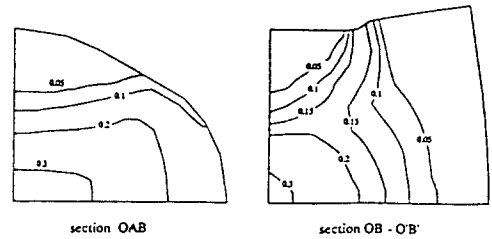


Fig. 20 Distribution of effective strain at 200mm penetration after 20 min. pre-cooling by v-die

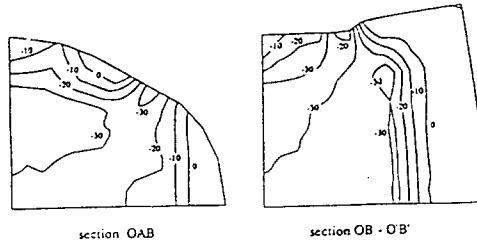


Fig. 21 Distribution of hydrostatic stress at 200mm penetration after 20 min. pre-cooling by v-die

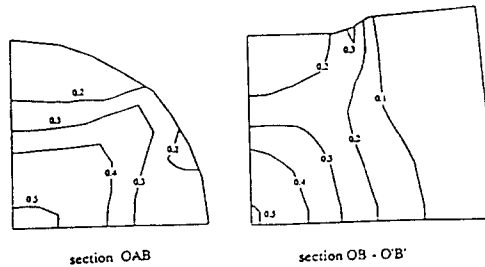


Fig. 22 Distribution of effective strain after two rotation (200mm penetration depth/rotation)