

기어단조시 변형과 하중의 예측

박종진, 이정환*

홍익대학교 공과대학 기계공학과, 한국기계연구원 소재성형실*

Prediction of Deformation and Load in Gear Forging

Jong Jin Park, Jung Ilwan Lee*

Department of Mechanical Engineering, Hong-Ik University

Materials Processing Section, KIMM*

ABSTRACT

As high capacity and precision forging presses have become available, it is possible to manufacture gears by forging technology. In gear manufacturing by forging, however, there are problems of designs of dies and preforms. In the present paper, two examples are presented to show how the rigid plastic finite element method can be utilized to overcome the problems. The examples are spur gear forging and internal-spline gear forging. Both analyses are three dimensional using eight node linear block elements with an approximation that the involute curve can be represented by lines and arcs. Results of the analyses include metal flow in dies and required load during forging which aid to decide proper designs.

1. 서론

일반적으로 자동차부품으로 사용되는 기어들은 절삭가공 후, 연삭가공과 열처리를 하여 제작된다. 이러한 절삭가공은 치형을 한개씩 가공하여야 하므로 상당한 작업시간이 소요된다. 최근 단조에 의한 기어성형기술이 연구되고 있다[1-6]. 단조가공은 절삭가공보다 소재의 기계적 성질을 높여주는 것으로 알려져 있다. 예를 들면 단조에 의하여 제작된 기어는 미세조직이 치형을 따라 연속적으로 존재함에 따라 피로강도가 향상되며, 단조된 면의 내마모성이 좋아진다. 또한 절삭가공은 소재에 잔류응력을 존재시키므로 열처리시 변형을 유발하나, 단조가공은 잔류응력의 존재가 미약하여 열처리시 변형의 문제점이 적다. 하지만 기어와 같은 정밀부품의 단조가공에서는 프레스와 다이의 진동과 강성, 금형설계와 가공기술이 문제가 된다. 본 논문에서는 기어단조시 소재의 소성유동과 단조하중을 유한요소법을 사용하여 구한 예를 제시하고 이러한 결과를 이용하여 금형설계시 유의할 점을 요약하였다.

일반적으로 부피성형(bulk forming)에서는 탄성에 의한 영향이 무시할 만 하므로 소재를 강소성(rigid plastic)으로 가정하여 해석한다[7-11]. 본 연구에서는 스퍼어기어의 열간가공과 냉간사이징, 내부 스프라인기어 냉간단조를 삼차원 강소성 유한요소법으로 해석하여 소재변형과 단조하중을 구하였다. 기어단조와 같이 형상이 복잡하고 변형이 큰

경우에는 해석도중 요소망을 재구성하여야 한다. 최근 기어단조의 삼차원 해석에 요소망재구성이 시도되었는데, 소재를 여러 부분으로 나누어 여러 유형의 요소망을 적절히 배치하고, 금형을 분할표면으로 나누어 근사적으로 표현하였다[11]. 이러한 방법은 특정한 형태의 기어단조해석시 하중과 전반적인 변형을 구할 수는 있지만, 유동결합등을 발견하기가 어려우며 인벌류트곡선의 민감성을 잃기 쉽다. 따라서 본 연구에서는 삼차원 강소성 유한요소법에 의한 기어단조의 해석을 다음과 같은 방법에 의하여 수행하였다. 첫째, 요소망의 구성 및 재구성은 IDEAS시스템의 이차원 자유요소구성기법(free mesh generation)을 이용하여 삼차원으로 연장하는 방법을 시도하였다. 둘째, 금형의 인벌류트 치형곡선을 가장 근접한 원주로 대신하여 접촉문제를 해결하였다. 셋째, 해석 결과의 도시에 필요한 후처리(post processing)는 IDEAS시스템을 사용하였다.

2. 강점소성 유한요소해석

해석에 사용된 유한요소는 8절점 선형육면체요소(8-node linear hexahedral element)이다. 이와 관련된 강소성체의 변형해석을 위한 유한요소식은 참고문헌[12]에 자세히 설명되어 있다. 단조와 같이 체적변형이 심한 소성가공에서의 금형과 소재사이의 접촉마찰은 일정전단응력(constant shear stress)마찰로 표현된다. 금형의 표면은 일반적으로 유한요소로 분할되어 있는 소재의 표면과는 일치하지 않는다. 두 면 중 어느 면도 접촉면으로 취할 수 있는데, 본 연구에서는 유한요소로 이루어진 소재표면을 경계면으로 취하였다. 8절점 선형육면체요소의 각 면은 네 개의 절점으로 구성되는데, 그 중 세 개 또는 네 개의 절점이 금형과 접촉되어 있으면 접촉면으로 고려하였다.

본 연구에서 성형하고자 하는 기어의 치형은 인벌류트곡선이다. 인벌류트곡선은 기초원에서 이끝원으로 전개됨에 있어서 전반에는 곡률이 크고 후반에는 곡률이 작아지는 반면 원주는 곡률이 일정하다. 즉, 전반에는 인벌류트곡선이 원주의 외부에 형성되고 후반에는 원주의 내부에 형성되는데 이들 두 곡선이 이루는 면적의 차이가 가장 적은 원주를 인벌류트곡선에 가장 근사한 원주로 정의하였다. 기어의 인벌류트곡선을 이와같은 방법에 의하여 가장 근사한 원주로 커브핏팅한 후 이를 universal file로 출력한다. 이 화일을 IDEAS상에서 읽고 각 점을 이용하여 시편의 형상을 완성하고 여기에 이차원 유한요소망을 구성한다(그림 1-(a)). 그 다음 삼차원 요소망으로 확장시키기 위하여 높이방향으로의 요소망밀도를 요소의 크기와 갯수등으로 지정하여준다(그림 1-(b)). 생성된 삼차원 요소망을 해석프로그램의 입력방식으로 출력한다. 후처리과정은 해석결과를 universal file로 변환하고, 변형된 유한요소망, 변형률분포등을 도시하였다.

해석프로그램을 실행함에 있어서 전처리과정에서 형성된 요소망이 해석이 진행됨에 따라 점차 모양이 변하게 되며 마침내는 더 이상 유한요소망으로서의 역할을 수행할 수 없게 된다. 이러한 경우는 소재의 외곽형상을 유지하면서 요소망을 다시 구성하여야 한다. 이를 요소망 재구성이라고 하는데 이는 다음 순서에 따른다. 첫째, 대상이 되는 요소망의 외곽절점을 판단하여 IDEAS상에 평면상의 점으로 도시한다. 도시된 이전의 외곽절점이 모두 새로운 요소망의 절점에 포함되도록 시편의 형상을 완성하고 필요에 따라 절점을 가감하여 요소망을 구성한다. 둘째, 이차원 요소망을 삼차원 요소망으로 전환하고

이 결과를 universal file로 저장한다. 이전의 요소망에서의 경계조건을 재구성된 요소망에 부여하고 이를 프로그램의 입력데이터로 전환하여 해석을 계속한다.

3. 스피어기어단조의 유한요소해석

소재는 1045강이며, 기어의 피치원 반경은 20mm, 이끝원 반경은 21.6mm, 이뿌리원 반경은 18.2mm이다. 또한 기초원 반경은 18.4mm이고, 클리어런스는 0.2mm이다. 이 기어는 열간 단조와 냉간사이징의 복합공정으로 이루어지므로 각 공정을 유한요소법으로 해석하였다.

3.1 열간단조

초기소재는 외경이 32mm, 내경이 15mm이고, 높이가 20mm인 중공원통형이다. 작업시에는 중앙에 직경이 15mm인 맨드렐이 삽입된다. 작업온도는 1200℃인데 이 온도에서 1045강의 유동응력은 $\bar{\sigma} = 74.4 \varepsilon^{0.18}$ (MPa)로 표현된다. 금형은 네점에 의하여 결정되는 세개의 직선과 내접하는 두개의 원주로 표현되었다. 네점의 좌표는 각각 (19.984, 5.0), (20.474, 1.904), (17.48, 1.212), (17.48, -1.0)이며, 원주반경은 각각 1.28mm, 1.76mm이다. 이 단조공정은 상부와 하부다이가 같은 속도로 상하압축하는 것으로 가정하였으며, 이 경우에 각 다이의 속도는 10mm/sec이다. 소재와 금형간의 마찰계수 μ 은 0.2로 가정하였다. 대칭면을 고려하면 소재의 변형은 치형의 반쪽부분의 해석으로써 가능하다.

유한요소해석을 위하여 188개의 요소가 분포되었고 절점수는 434개이다. 소재의 외부부분은 복잡한 금형의 형상과 접촉하게 되므로 조밀한 요소가 분포된 반면 내부부분은 변형이 비교적 균일하므로 큰 요소가 분포되었다. 그림 2에 압축거리에 따른 유한요소망의 변형이 도시되어 있다. 압축거리가 약 2mm가 되었을 때 소재의 외부는 금형의 이뿌리부분에 접촉하기 시작한다. 압축거리가 약 3mm가 될 때까지 소재의 접촉면은 이뿌리부분에서 이끝부분으로 점차적으로 증가한다. 이 상태가 되면 이끝부분에 접촉하고 있는 요소의 변형상태가 매우 커서 유한요소해석을 계속할 수 없다(그림 2-(b)). 따라서 유한요소망 재구성법에 의하여 새 요소망을 구성하였다(그림 2-(c)). 새 요소망을 사용하여 열간단조의 컴퓨터 시뮬레이션을 완료하였다. 그림 2-(e)에서 보여지듯이 이끝부분에 소재가 채워지지 않을 우려가 있다. 소재의 초기 높이는 20mm인데 열간단조후 높이는 12.9mm이다. 그림 3에는 압축거리에 따른 단조하중의 증가를 보여주고 있다. 압축거리가 약 2mm되었을 때 금형과의 접촉이 시작되므로 하중이 급격히 증가하는 것이 나타나 있고 압축거리가 약 3.5mm되었을 때부터 이끝부분을 성형해 나가므로 하중이 거의 수직으로 증가하는 것이 나타나 있다.

3.2 냉간사이징

열간단조에서 성형된 소재는 냉간사이징 공정에 의하여 최후의 치형으로 완성된다. 상온에서 1045강의 유동곡선은 $\bar{\sigma} = 950 \varepsilon^{0.14}$ (MPa)으로 표현된다. 인벌류트곡선은 중심의 좌표가 (16.869, 7.838)이고, 반경이 7.072mm인 원주로 근사되었다. 인벌류트곡선

과 원주와의 최대간격은 0.022mm이다. 이뿌리코너의 반경은 0.2mm이다. 소재의 외부부분에는 비교적 조밀한 요소가 분포되었고, 내부에는 큰 요소가 분포되었다. 108개의 요소가 분포되었고 절점의 수는 270개이다. 소재와 금형과의 마찰계수 μ 은 0.2로 가정하였다. 그림 4에 압축거리에 대한 유한요소의 변형이 도시되어있다. 압축거리가 약 0.6mm 되었을 때 이뿌리코너부분에서 접촉이 시작되었다. 압축거리가 0.9mm되었을 때 이뿌리부분은 완전히 성형되었으며 소재는 이끝부분으로 변형되어 간다. 압축거리가 1.1mm되었을 때 이끝부분이 성형되고, 잇면부분의 성형이 시작된다. 압축거리가 1.14mm되었을 때 잇면부분의 성형이 완료된다. 그림 5는 압축거리가 1.14mm일 때 금형에 작용하는 압력의 분포를 나타내고 있다. 압력의 크기는 약 2,000 ~ 4,000 MPa이다. 이 압력분포로부터 금형의 설계와 재료의 선택을 결정할 수 있다. 그림 6에는 압축거리에 따른 하중의 변화를 나타내었다. 압축거리가 0.9mm일 때부터 변형모드는 이뿌리부분으로 압출비가 계속 증가하는 압출상태와 유사하며, 따라서 하중의 급격한 증가가 나타나 있다. 그림 7에 초기, 열간단조후, 냉간단조후의 유한요소망이 도시되어있다.

4. 내부 스프라인기어단조의 유한요소해석

본 연구의 목적은 차동사이드기어를 냉간단조에 의해서 제작하는데 외부의 베벨기어만 아니라 내부의 스프라인기어도 동시에 성형이 가능한가를 예측하고자 하는 것이다. 실험결과에 의하면 내부스프라인기어에 해당하는 부피를 계산하여 초기성형체의 상부길이를 조정하였으나 그 결과 스프라인은 기어상부에만 성형되고 하부에는 성형되지 않았다. 다이를 계속 하강시킨다면 소재는 하부로 유동되어 하부에도 스프라인이 성형될 수 있으나, 단조하중의 급격한 증가로 실제로 불가능하다. 또한 스프라인기어가 성형된 부분과 성형되지 않은 부분에 경계가 뚜렷하여 성형된다 하더라도 랩결합이 발생할 가능성이 높다. 따라서 본 연구에서는 상부와 하부 스프라인의 부피를 고려하여 각각 초기성형체의 상부와 하부길이를 조정하였을 경우의 성형과정을 해석하였다. 외부 베벨기어와 내부 스프라인기어의 성형을 동시에 해석하는 것은 계산시간의 문제로 말미암아 불가능하므로 본 연구에서는 외부 베벨기어의 성형이 완료된 후 내부 스프라인기어가 성형되기 시작한다고 가정하였다. 따라서 외부 베벨기어부분은 더 이상의 유동이 없으므로 원통형으로 가정하였다.

그림 8에 초기성형체와 단조품의 평면도와 단면도가 도시되어있다. 초기성형체의 단면은 “7”자형상을 하고 있고 높이는 28.8mm이다. 초기성형체의 높이가 26.58mm로 압축되면서 내부 스프라인부분이 성형된다. 스프라인면은 인벌루트곡선으로 되어 있으나, 거의 직선에 가까우므로 해석상 편의를 위하여 직선의 연결로 가정한다. 스프라인기어의 치수는 25개로써, 대칭성을 고려하여 원주각 7.2°인 부피만 해석에 고려하였다. 그림 9에 초기성형체가 다이세트내에 위치한 형상을 도시하였다. 초기성형체는 외부에 스프라인기어가 가공되어 있는 만드렐에 끼워있고, 상부다이가 하강함에 따라 초기성형체는 압축되며 내부 스프라인기어를 성형하게 된다.

해석결과로써 초기성형체의 변형과정이 그림 10에 도시되어 있다. 압축초기에는 하부부분, 특히 목부분에 변형이 집중되어 스프라인이 성형된다. 스트로크가 1.7mm가 되었을 때

는 소재의 상부부분이 압축되기 시작하고 상부의 스프라인이 성형되어 진다. 그림 9에 표시한 A부분은 좌굴현상이 발생하나 매우 미세하여 곧 콘테이너에 의하여 밀려들어간다. 하지만 A부분에서 콘테이너와 소재와의 간격이 크게되면 좌굴에 의한 랩결합이 발생할 가능성이 커지게 된다. 상부면과 하부면에는 마찰($m=0.1$)이 작용하기 때문에 성형이 가장 늦게 된다. 그림 11에 소재의 평면도가 도시되어있다. 그림에서 보여주듯이 목부분의 스프라인성형이 우선으로 되고 있으며 스트록이 2.235mm가 될 때까지 윗면의 성형은 완성되지 않고 있다. 이 사실은 또한 아랫면에서도 관찰할 수 있다. 단조하중과 스트록의 관계가 그림 12에 도시되어있다. 하중의 증가는 스트록이 약 1.7mm까지 매우 완만하다. 이 단계는 주로 소재의 하부부분만이 압축되며 상부는 거의 변형없이 움직이는 상태이므로 하중이 매우 작다. 스트록이 1.7mm를 넘게되면 비로서 상부가 압축되기 시작하고 소재는 스프라인기어부분으로 유동하기 시작한다. 따라서 하중은 급히 증가하고 마지막 부분에서는 상부면과 하부면이 성형되면서 하중은 거의 수직으로 증가한다.

5. 결 론

본 연구에서는 스퍼어기어와 내부 스프라인기어 단조공정을 삼차원 강점소성 유한요소법을 사용하여 해석하였다. 요소망의 구성과 재구성등을 포함한 전처리와 유효변형률분포를 도시하는 후처리는 IDEAS 시스템에 의하여 수행되었다. 기어표면의 인볼류트곡선은 가장 근사한 원주로 표현하였다.

스퍼어기어는 열간단조에 의하여 대략적인 치형이 성형되고 냉간사이징에 의하여 정확한 치수로 성형된다. 단조공정의 해석으로 소재의 변형과정, 접촉과정, 하중의 증가, 접촉압력, 유효변형률분포등을 예측할 수 있었다. 열간단조 해석결과에 의하면 이끝부분이 덜 채워지는 우려가 있다. 냉간사이징의 해석결과에 의하면 이끝부분의 성형된 후, 잇면부분이 성형된다. 이것은 바람직하지 않은 현상으로써 열간단조금형을 조절하여 냉간사이징시 잇면부분이 성형되면서 이끝부분으로 성형이 유도되도록 한다.

내부 스프라인기어 냉간단조의 해석결과에 의하면 초기성형체의 설계와 단조하중의 조정이 필요하다는 사실을 알게 되었다. 즉 소재의 상부부분이 압축되기 전에 하부 스프라인기어의 성형이 많이 완료되는 것이 바람직하다. 이를 위해서는 스프라인기어의 부피를 소재의 상부와 하부에 적당히 분배하여야 하는데 하부에 분배를 많이 하였을때 하부 스프라인기어의 성형을 많이 완료시킬 수 있으나, 좌굴현상의 확대로 랩결합을 발생시킬 수 있다. 그렇지 않을 경우에는 소재의 유동이 마치 압출과 유사하게 됨에 따라 단조하중이 급증하여 결함을 초래할 수 있다. 또한 단조하중은 외부 베벨기어만 성형했을 시 600톤정도가 필요하나 내부 스프라인기어 성형을 위해서는 약 1,100톤이 필요하다. 따라서 내부 스프라인기어를 부로칭가공하였을 경우와 비교하여 보면 치면의 기계적 성질과 생산성의 향상을 도모할 수 있으나 단조하중의 증가로 말미암아 금형의 재설계와 대용량 프레스가 요구된다.

참고문헌

1. M. Izumisawa, "Effects of Die and Workpiece Geometry on the Defect Formation on the Tooth Face of Hot Forged Straight Bevel Gears", J. of JSTP, Vol.16, No.178, p.1049(1975)
2. M. Izumisawa, "Effects of Die and Workpiece Geometry on the Flow Line in the Teeth of Hot Forged Straight Bevel Gears", J. of JSTP, Vol.17, No.180, p.14(1976)
3. F. Dohmann and O. Traudt, "Metal Flow and Tool Stress in Cold Forging of Gear Component", Adv. Tech. Plasticity, Vol.2, p.1081(1984)
4. N. Abdul and T. Dean, "An Analysis of the Forging of Spur Gear Forms", Int. J. Mach. Tool Des. Res., Vol.26, No.2, p.113(1986)
5. A. Abdel-Rahman and T. Dean, "The Quality of Hot Forged Spur Gear Forms. Part I : Mechanical and Metallurgical Properties", Int. J. Mach Tool Des. Res., Vol.21, No.2, p.109(1981)
6. A. Abdel-Rahman and T. Dean, "The Quality of Hot Forged Spur Gear Forms. Part II : Tooth Form Accuracy", Int. J. Mach. Tool Des. Res., Vol.21, No.2, p.129(1981)
7. C. Lee and S. Kobayashi, "New Solution to Rigid-Plastic Deformation Problems Using a Matrix Method, Trans. ASME, J. Eng. for Ind., Vol.95, p.865(1973)
8. S. Oh, "Finite Element Analysis of Metal Forming Processes with Arbitrarily Shaped Dies Int. J. Mech. Sci., Vol.24, p.249(1982)
9. J. Park and S. Kobayashi, "Three-Dimensional Finite Element Analysis of Block Compression", Int. J. Mech. Sci., Vol.26, p.165(1984)
10. R. Duggirala and A. Badawy, "Finite Element Method Approach to Forging Process Design", J. Mater. Shaping Tech., Vol.6, No.2, p.81(1988)
11. J. Yoon and D. Yang, "A Three-Dimensional Rigid-Plastic Finite Element Analysis of Bevel Gear Forging by Using a Remeshing Technique", Int. J. Mech., Sci., Vol.32, p.277(1990)
12. S. Kobayashi, S. Oh and T. Altan, Metal Forming and the Finite Element Method, Oxford University Press(1989)

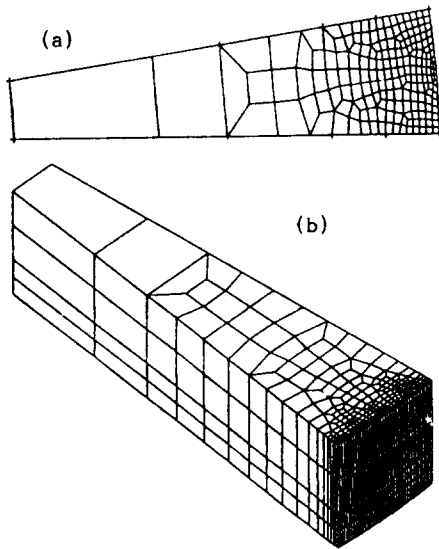


Fig.1 (a) Mesh generated on a plane by free mesh generation of IDEAS. (b) Three dimensional mesh generated from (a)

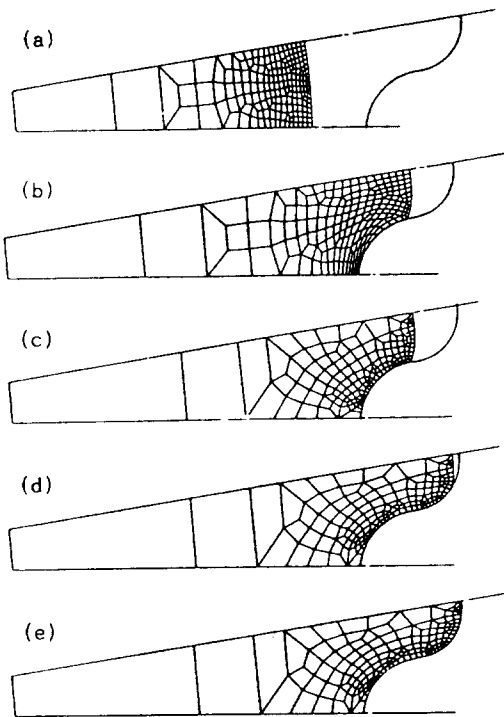


Fig.2 Distorted meshes at various strokes in hot forging: (a) 0mm, (b) 3.1mm, (c) 3.1mm, (d) 3.53mm, (e) 3.55mm

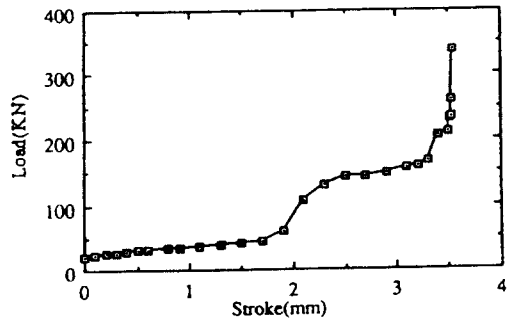


Fig.3 Forging load vs stroke in hot forging

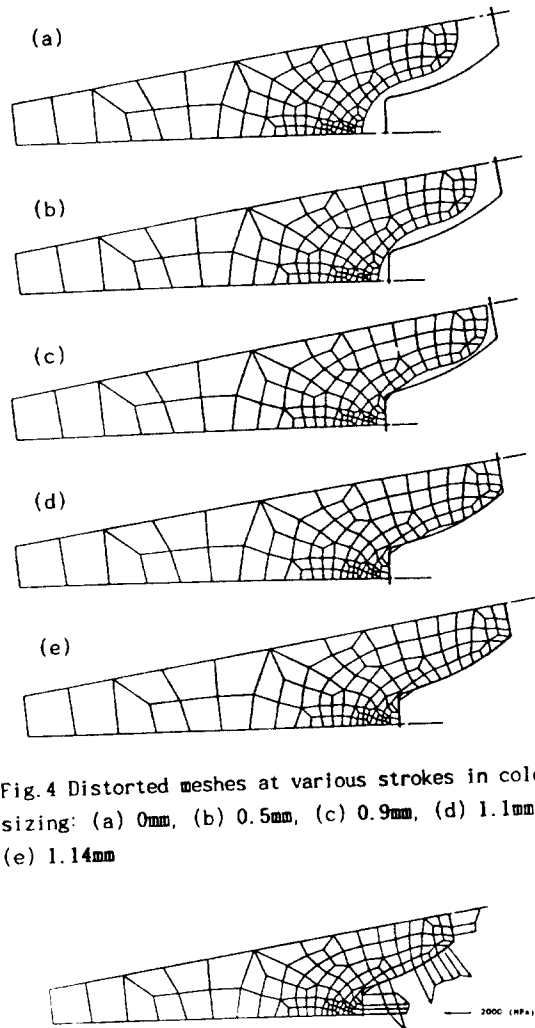


Fig.4 Distorted meshes at various strokes in cold sizing: (a) 0mm, (b) 0.5mm, (c) 0.9mm, (d) 1.1mm, (e) 1.14mm

Fig.5 Pressure distribution on the cold sizing die (stroke=1.14mm)

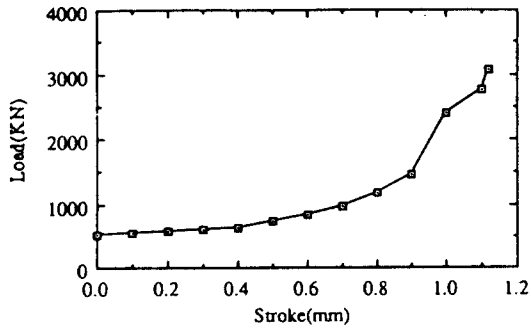


Fig.6 Forging load vs stroke in cold sizing

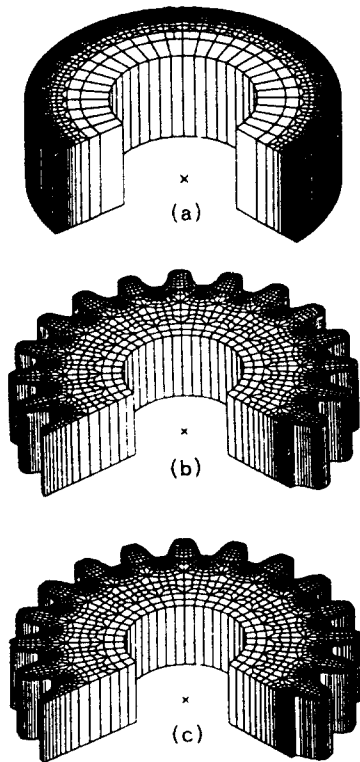


Fig.7 Meshes at various stages: (a) initial stage, (b) before and (c) after cold sizing

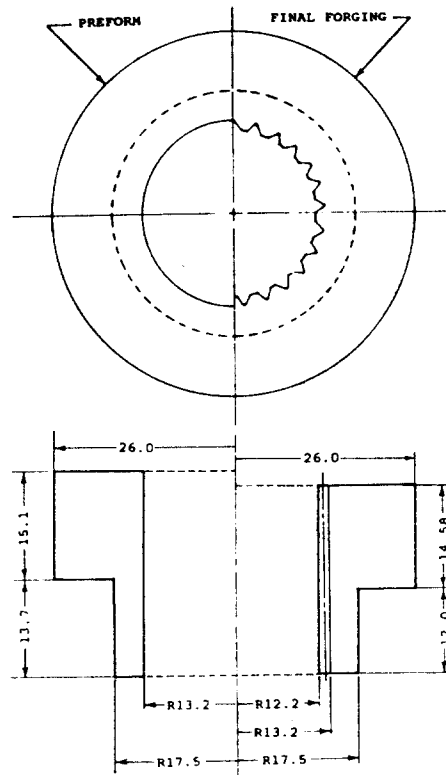


Fig.8 Schematic view of preform and final forging

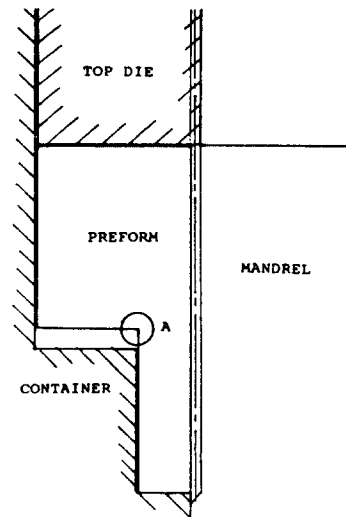


Fig.9 Schematic view of preform in die set

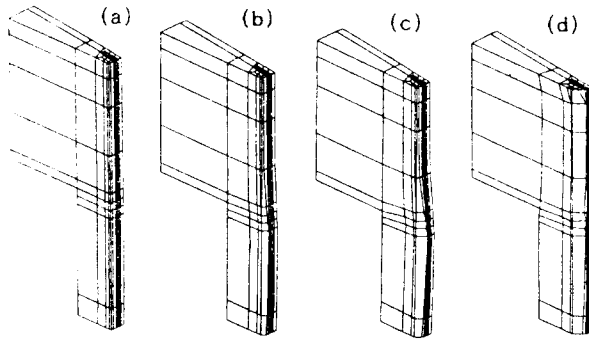


Fig.10 Distorted meshes at various strokes: (a) 0mm, (b) 0.985mm, (c) 1.735mm, (d) 2.265mm

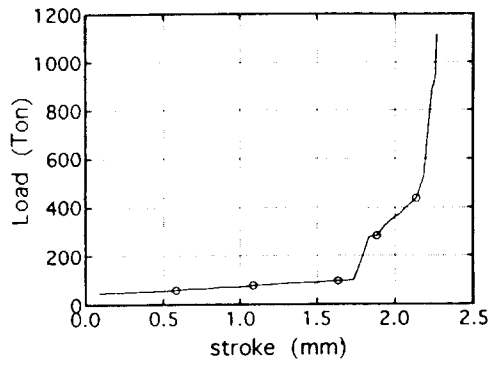


Fig.11 Forging load vs stroke