

< 논 문 >

베벨기어 폐쇄단조의 유한요소해석

박종진* · 이정환** · 이영선**

(1995년 9월 4일 접수)

FEM Analysis of Closed-Die Forging of a Bevel Gear

Jong-Jin Park, Jung-Hwan Lee and Young-Sun Lee

Key Words: Bevel Gear(베벨기어), FEM(유한요소법), Closed-Die Forging(폐쇄단조), Hot Forging(열간단조), Cold Sizing(냉간사이징)

Abstract

The rigid-plastic finite element analysis was performed for analyses of hot forging and cold sizing of a bevel gear. Two dimensional analysis was carried out to investigate the defect occurrence on vertical symmetric planes during hot forging and three dimensional analysis was to understand the filling behavior on horizontal planes during cold sizing. The involute curve of a tooth was approximated by a circle for convenience in the present analysis. In order to estimate the elastic deformation of the gear and dies during cold sizing, linear elastic finite element analysis was performed. Results of the analyses can be used to predict grain flows and strength distributions in the forged gear, and to design dies and an appropriate preform for the cold sizing.

1. 서 론

자동차부품 등으로 사용되는 정밀도가 높은 베벨기어는 글리이슨식에 의하여 가공한 후, 연삭가공과 열처리를 하여 사용한다. 이와 같은 기어의 절삭가공은 치형을 한 개씩 순차적으로 절삭하여야 하므로 상당한 시간이 소요된다. 최근 단조에 의한 기어 성형방법이 개발되어 일부는 실용화되고 있다.^(1~7) Fig. 1에 베벨기어의 폐쇄단조에 의한 성형이 도시되어 있다. 일반적으로 단조에 의한 가공품은 절삭에 의한 가공품보다 기계적 성질이 우수하다. 예를 들면 단조에 의한 베벨기어는 미세조직이 치형을 따라 연속적으로 존재함에 따라 피로강도가 향상되며, 단조된 면의 내마모성이 좋아진다. 또한 절삭가공은 재료에 잔류응력을 존재시키므로

열처리시 변형을 유발하나, 단조가공은 잔류응력의 존재가 미약하여 열처리시 변형의 문제점이 적다. 하지만 기어와 같은 정밀도를 요하는 제품의 단조가공에는 프레스와 다이의 진동과 강성, 기어 표면의 정밀성, 금형설계와 가공기술이 문제가 된다.

1970년대부터 시작하여 소성변형해석에 컴퓨터를 이용한 유한요소해석 기술이 급격히 발전되었다. 그리하여 과거에는 슬리브방법, 슬립방법, 상계법 등에 의해 수행되어 왔던 소성변형에 대한 해석도 유한요소법에 의하여 수행되게 되었다.^(8~11) 유한요소법에서는 해석하고자 하는 소재를 유한요소로 나누고, 각 유한요소에 연속적인 형상함수를 도입하여 요소내 임의의 점의 값을 그 유한요소를 둘러싸고 있는 절점의 값에 의하여 표현하게 된다. 유한요소로 구분된 소재를 종합시켜 내부일물과 외부일물의 차이를 최소화시키는 과정을 거침으로서 해를 구하게 된다. 본 연구에서는 베벨기어의 열간가공과 냉간사이징시 소재와 금형의 변형을 유한요소법

*회원, 홍익대학교 기계공학과

**한국기계연구원 소재성형실

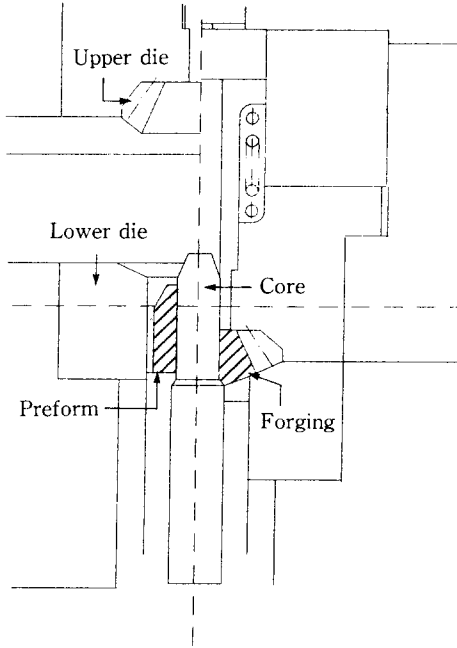


Fig. 1 A schematic view of closed-die forging of a bevel gear; left-view and right-view present the initial and the final stages of the process, respectively

을 사용하여 해석하고자 하였다. 이와 유사한 방법에 의하여 기어단조시 성형해석이 수행되어 왔는데, 기어와 같이 복잡한 형상의 단조는 위치에 따라 변형의 차이가 커서 해석 도중 종종 요소망재구성(remeshing)을 필요로 한다.^(12,13) 최근 삼차원 강소성 유한요소법에 의한 기어단조의 해석에 요소망재구성이 도입되었다.⁽¹⁴⁾ 소재를 여러 부분으로 나누고, 각 부분마다 여러 유형의 요소망을 적절히 배치하였다. 또한 복잡한 금형의 형상을 분할표면으로 나누어 근사적으로 표현하였다. 이러한 방법은 특정한 형태의 기어단조 해석시 하중과 전반적인 변형을 효율적으로 구할 수 있다. 하지만 유동결함 등을 발견하는데 무리가 따르고, 또한 인벌류트 곡선의 민감성을 잃기 쉽다. 따라서 본 연구에서는 삼차원 강소성 유한요소법에 의한 해석을 다음과 같은 방법에 의하여 수행하였다. 첫째, 요소망의 구성 및 재구성은 IDEAS 시스템에 의한 이차원 자유절점구성(free mesh)을 이용하여 이를 삼차원으로 연장하는 방법을 개발하였다. 둘째, 금형의 인벌류트 치형곡선을 가장 근접한 원주로 대신하여 연속적인 함수로 표현하였다. 셋째, 전, 후처

리(pre/post processing)는 IDEAS 시스템을 최대한 사용하여 해석 및 결과의 검토과정을 용이하게 하였다.

본 연구에서 수행한 이러한 유한요소해석의 결과는 첫째, 열간가공시 치형 각 부분의 변형량과 성형과정을 관찰하여 미세조직의 방향성, 강도와 경도를 예측할 수 있다. 둘째, 프레스의 필요한 단조하중과 금형에 작용하는 응력을 예측하여 프레스의 최적 선정과 안전한 금형설계를 도모할 수 있다. 셋째, 냉간사이징시 치형 각 부분의 성형과정을 관찰하여 예비성형체의 최적형상을 설계할 수 있다.

2. 강점소성 유한요소해석

일반적으로 소성가공시 발생하는 변형률은 매우 커서, 탄성변형률은 무시할 수 있다. 따라서, 소재를 강소성(rigid-plastic) 또는 강점소성(rigid-viscoplastic)으로 가정할 수 있다. 강점소성 소재의 유동법칙은 다음과 같이 표현된다.

$$\sigma_{ij}' = \frac{2}{3} \frac{\bar{\sigma}}{\bar{\epsilon}} \dot{\epsilon}_{ij} \quad (1)$$

σ_{ij}' 는 편차응력성분이고, $\dot{\epsilon}_{ij}$ 는 변형률속도성분이다. $\dot{\epsilon}_{ij} = \frac{1}{2}(v_{i,j} + v_{j,i})$ 로 정의되며, v_i 는 속도성분이다. 유효응력 $\bar{\sigma}$ 와 유효변형률속도 $\bar{\epsilon}$ 는 $\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{3}{2} \sigma_{ij}' \sigma_{ij}'}$ 과 $\bar{\epsilon} = \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\epsilon}_{ij} \dot{\epsilon}_{ij}}$ 로 정의된다.

강점소성 소재의 변형에 대한 변분함수(variational functional)는 다음과 같이 표현된다.

$$\phi = \int_V \bar{\sigma} d\dot{\epsilon} dV + \frac{K}{2} \int_V \dot{\epsilon}_v^2 dV - \int_{S_t} T_i v_i dS \quad (2)$$

K 는 매우 큰 양의 상수이고, 체적변형률성분 $\dot{\epsilon}_v$ 에 벌칙을 가하게 되어 체적일정조건을 만족시키게 된다. 따라서 정수압응력은 $\sigma_m = K\dot{\epsilon}_v$ 로 정의된다. 식 (2)의 세번째 항은 접촉면에서 발생하는 외부일률을 뜻한다.

강소성체에서는 변형률속도가 0일 때에는 유동응력이 정의되지 못한다. 즉 소재 중 일부가 강체 또는 근사강체운동을 하게 되면 해를 구하기 어렵게 된다. 이러한 문제를 해결하기 위해서 유동법칙에 수정을 가하여 유효변형률속도가 어떤 일정한 값 이하이면 편차응력과 변형률속도가 선형관계를 갖도록 가정하였다. 삼차원해석에 사용된 유한요소는

8절점 선형 육면체요소(8-node linear hexahedral element)이다. 이 요소는 자연좌표계에서 -1 과 $+1$ 사이의 값을 갖는다. 이와 관련한 유한요소식의 유도는 참고문헌^(15,16)에 자세히 설명되어 있다.

소재의 변형은 접촉하는 금형과의 마찰에 의하여 크게 영향을 받는다. 단조와 같이 체적변형이 심한 소성가공에서의 접촉마찰은 쿨롱(Coulomb)마찰보다는 일정전단응력(constant shear stress)마찰로 표현된다. 금형의 표면은 일반적으로 유한요소로 분할되어 있는 소재의 표면과는 일치하지 않는다. 두면중 어느 면도 접촉면으로 취할 수 있는데, 본 연구에서는 유한요소로 이루어진 소재표면을 경계면으로 취한다. 8절점 선형 육면체요소의 각 면은 네개의 절점으로 구성되는데, 그 중 세개 또는 네개의 절점이 금형과 접촉되어 있으면 접촉면으로 고려된다. 접촉되어 있는 절점의 법선방향은 접촉점에서 금형에 대한 법선방향으로 정의된다. 계산상의 편의를 위해서 접촉절점은 각각 국부좌표계를 갖게 되는데, z축은 법선방향을, x축과 y축은 접면을 정의하게 된다. 접촉절점에서 절점의 법선방향속도는 같은 방향으로의 금형속도와 같고, 접면에서의 상대속도는 그 접면에서의 절점속도와 금형속도의 차이에 의하여 결정된다. 식 (2)의 세째항은 국부좌표계로 표현된 절점속도성분에 대한 1차 및 2차 도함수를 구하여 접촉면에 대하여 적분을 하여야 한다. 경험에 의하면 접촉면 내에 중립면이 존재할 때에는 Gaussian quadrature 보다는 Simpson's rule이 더욱 안정된 해를 제공함으로써 인하여 본 연구에서는 후자를 사용하였다. 요소의 면중 세 절점만 접촉되었을 경우에는 세 절점으로 이루어지는 삼각형에 대해서만 적분을 수행하였다.

3. 근사치형곡선

본 연구에서 성형하고자 하는 기어의 치형은 인벌류트곡선이다. 따라서 소재와 접촉되어 치형을 형성하는 금형의 표면은 인벌류트곡선으로 정의되어야 한다. 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. 임

의 인벌류트곡선에 대한 근사원주의 중심과 반경은 다음과 같은 과정에 의해 구하였다.

(a) 인벌류트곡선식의 정의는 $X=R_b * (\sin\beta - \beta * \cos\beta)$, $Y=-R_b * (\cos\beta + \beta * \sin\beta)$ 로 주어진다. 주어진 치형에 대한 정보로부터 기초원반경 R_b , 이끝원반경 R_a 를 결정하고 인벌류트곡선이 시작되는 점 $O(X_0, Y_0)$, 끝나는 점 $A(X_a, Y_a)$ 를 결정한다. (Fig. 2(a))

(b) 이 두점 사이에서 인벌류트곡선과 원주곡선이 교차하여야 하므로 두 점 사이를 허용오차 이하의 값을 얻도록 등분하여 교점 $M(X_m, Y_m)$ 을 결정하고 세점 O, A, M 을 지나는 원주의 중심 $C(X_c, Y_c)$ 를 결정한다. (Fig. 2(b))

(c) 각각의 원주에 대하여 전반부 인벌류트곡선과 원주곡선이 이루는 면적과 후반부 원주곡선과

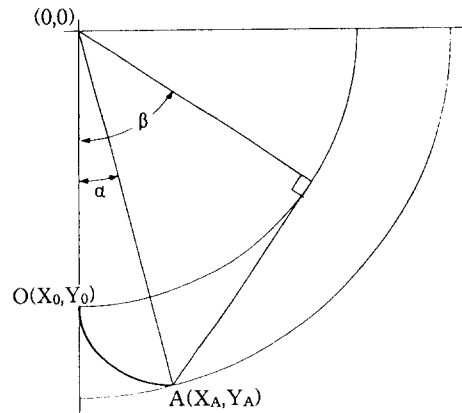


Fig. 2(a) Generation of an involute curve

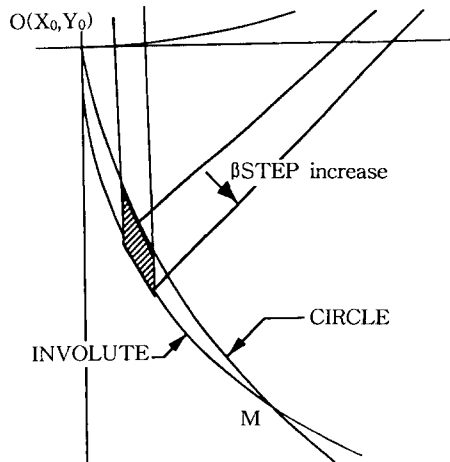


Fig. 2(b) approximation by a circle

인벌류트곡선이 이루는 면적을 계산하여 그 차가 가장 적은 원주를 찾아내어 인벌류트곡선에 가장 근사한 원으로 결정한다.

4. 전, 후처리 및 요소망재구성

기어단조의 유한요소해석을 수행함에 있어서 컴퓨터프로그램의 데이터 입출력을 위한 모델의 전, 후처리과정에는 IDEAS라는 범용 FEM 시스템이 사용되었다. IDEAS 시스템은 universal file에 의하여 운영되어지고 있으므로 이를 이용하여 해석프로그램과의 호환을 수행하였다.

4.1 전, 후처리

기어의 인벌류트곡선을 위의 방법에 의하여 가장 근사한 원주로 커브피팅한 후 이를 universal file로 출력한다. 이 화일을 IDEAS상에서 읽고 각 점을 이용하여 시편의 형상을 완성하고 여기에 이차원 유한요소망을 구성한다. (Fig. 3(a)) 그 다음 삼차원 요소망으로 확장시키기 위하여 높이방향으로의 요소망밀도를 요소의 크기와 갯수 등으로 지정하여준다. (Fig. 3(b)) 생성된 삼차원 요소망을 해석프로그램의 입력방식으로 출력한다. 후처리과정

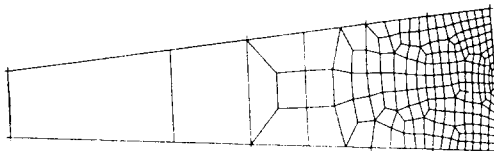


Fig. 3(a) A mesh generated on a plane by IDEAS

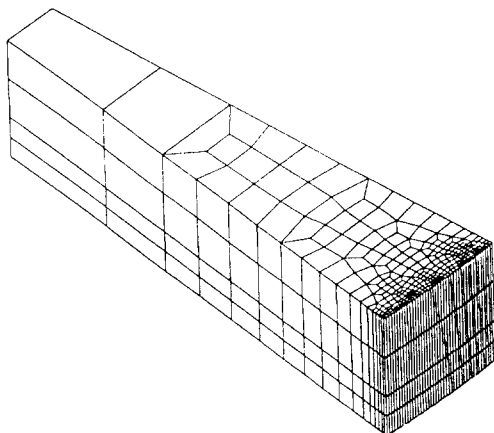


Fig. 3(b) 3D mesh generated by using several layers in thickness direction

은 해석결과를 universal file로 변환하고, 변형된 유한요소망, 변형률분포 등을 도시하였다.

4.2 요소망재구성

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 요소망구성을 다시 수행하여야 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.

5. 유한요소해석

본 연구에서 고려하고자 하는 베벨기어는 열간단조와 냉간사이징에 의한 복합단조방식에 의하여 생산된다. 생산방법은 우선 원통형 시편을 열간단조에 의하여 베벨기어 형상으로 성형하고, 냉각후 냉간사이징에 의하여 정확한 치수로 성형한다. 열간단조 중 원통형 시편은 이뿌리부분이 금형과 접촉되기 전까지는 축대칭변형을 하고, 그 후에는 소재가 치형으로 성형되면서 삼차원변형을 한다. 하지만 이러한 삼차원변형은 Fig. 4(a)에 도시되어 있듯이 단면 O-A와 단면 O-B내에서 이루어지게 된다. 이 두 단면은 대칭면이 되며 변형은 비교적 축방향으로 단순하나, 평면상에서 복잡하게 된다. 열간단조 시 치형은 피치원추를 기준으로 어덴덤과 디덴덤으로 구성된다. 이 두 부분의 부피가 비슷하므로 열간단조 시 하중과 유동해석은 Fig. 4(b)에 도시되어 있듯이 피치원추를 기준으로 축대칭변형을 가정하여 소재유동을 해석하였다. 하지만 이끝부분의 충전여부를 파악하기 위하여 이끝원추를 기준으로 평면변형률 변형을 가정하여 소재유동을 해석하였다. 또한 냉간사이징 공정시 하중변화에 따른 이끝부분의 충전현상은 위치에 따라 다르므로

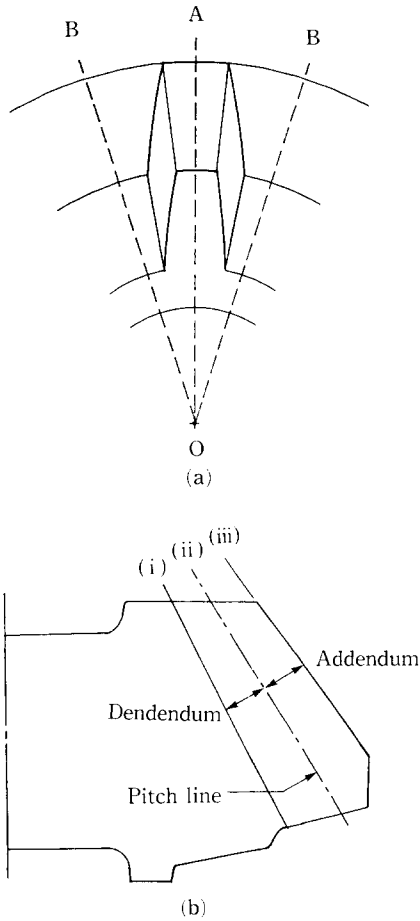


Fig. 4 A schematic view of a bevel gear; (a) plane view-OA and OB are symmetric planes, (b) cross section-(i), (ii) and (iii) represent dedendum, pitch and addendum cones, respectively

이를 분석하기 위하여 삼차원 유한요소해석을 수행하였다. 냉간사이징에서는 치수의 정밀도가 매우 중요하므로 성형중 금형의 탄성변형과 성형후 소재의 탄성회복을 예측하기 위하여 상용프로그램인 ADINA를 사용하였다.

베벨기어의 소재는 SCr420으로 열간에서는 유동응력을 $\sigma = 144 \epsilon^{0.1} (\text{MPa})$ 로 가정하고, 냉간에서는 $\bar{\sigma} = 848.8 \epsilon^{0.1} (\text{MPa})$ 로 가정하였다. 열간단조시 소재는 높이가 54.87 mm이고, 지름이 37 mm인 원통형이다. 피치원추를 기준으로 하여 상부와 하부금형을 구하였고, 축대칭변형 가정하에 소재유동을 해석하였다. Fig. 5에 도시되어 있듯이 상부금형이 하강함에 따라 소재의 유동이 순조롭게 진행되어

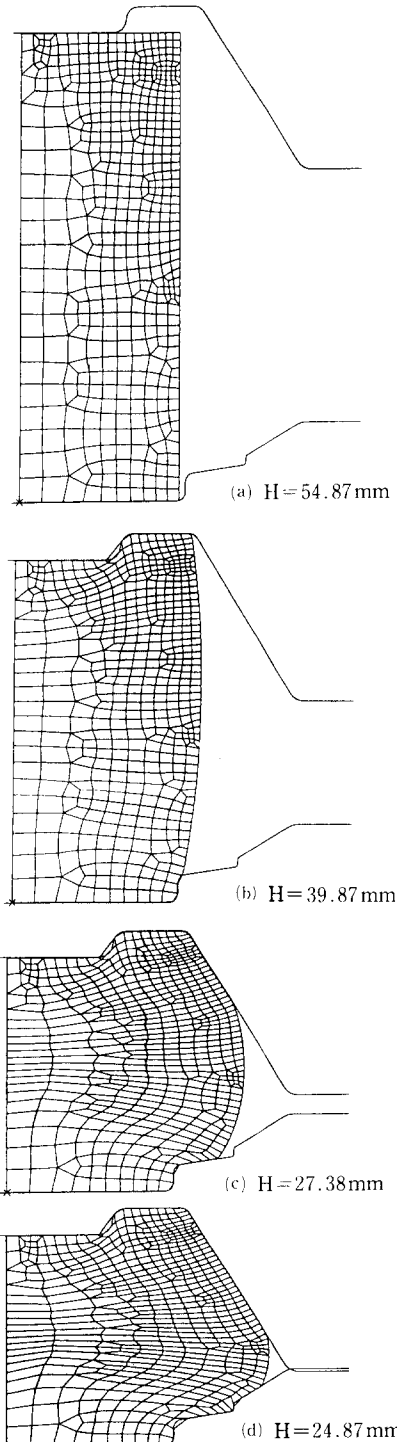
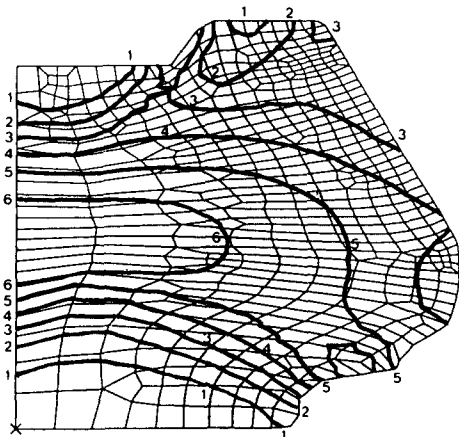


Fig. 5 Predicted deformations at several stages (pitch cone, axisymmetric, hot forging); diameter and height of the billet are 37 mm and 54.87 mm, respectively

감을 볼 수 있다. 즉, 내부에서 외부로 소재성형이 전개되어 가고 있다. 열간단조시 변형률분포가 Fig. 6에 도시되어 있다. 변형률은 소재의 중앙에서 1.2 정도이고 치형부분에서는 0.5~0.8 정도임을 알 수 있다. 이끝부분의 성형여부를 검토하기 위하여 이끝원추를 기준으로 구한 금형에서의 소재 유동을 평면변형률조건으로 해석하였다. Fig. 7에 도시되어 있듯이 미충진부분이 발생하지 않음을 알 수 있다. 열간단조후 소재는 냉각되는데 중탄소강일 경우 약 1.5%의 수축을 수반한다. 또한 열간단조시 발생하는 스케일손실은 온도와 시간에 따라 변화를 보이나 본 연구와 유사한 경우에는 약 0.1 mm 두께가 된다.⁽¹⁷⁾ 열간단조시 생성되는 플래쉬의 두께를 약 0.2 mm로 가정하고 냉각수축과 스케일손실을 고려하여 냉간사이징에서의 소재치수를 구할 수 있었다. 이 소재의 냉간사이징시 금형내에서의 변형과정이 Fig. 8에 도시되어 있다. 소재 상부의 중심과 소재하부의 가장자리부분이 금형과 접촉되어 있다. 따라서 냉간사이징공정이 진행함에 따라 소재는 내부와 외부사이에 굽힘형태의 변형이 발생하고, 치형의 하단부가 약간 빨리 성형됨을 보여주고 있다. 따라서 단조장비의 가용하중이 충분

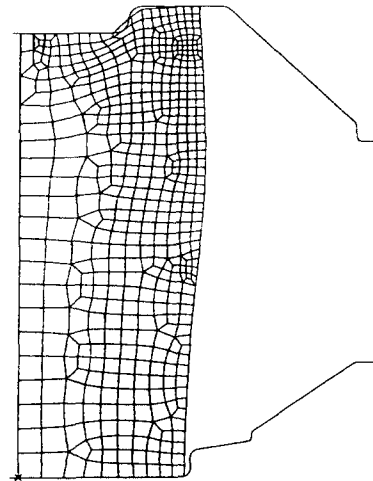
치 않을 경우 이끝의 상부에 불완전한 성형이 존재할 가능성이 있다.

냉간사이징시 금형의 탄성변형을 ADINA를 이

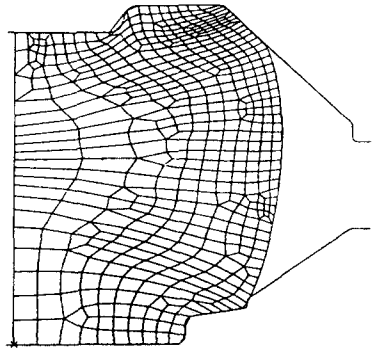


Level	Value
1	0.255
2	0.449
3	0.643
4	0.837
5	1.030
6	1.220

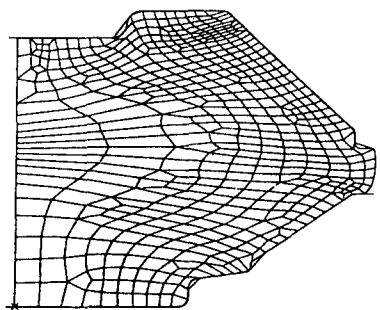
Fig. 6 Predicted strain distributions after hot forging



(a)



(b)



(c)

Fig. 7 Predicted deformations at several stages (addendum cone, plane strain, hot forging); diameter and height of the billet are 37 mm and 54.87 mm, respectively

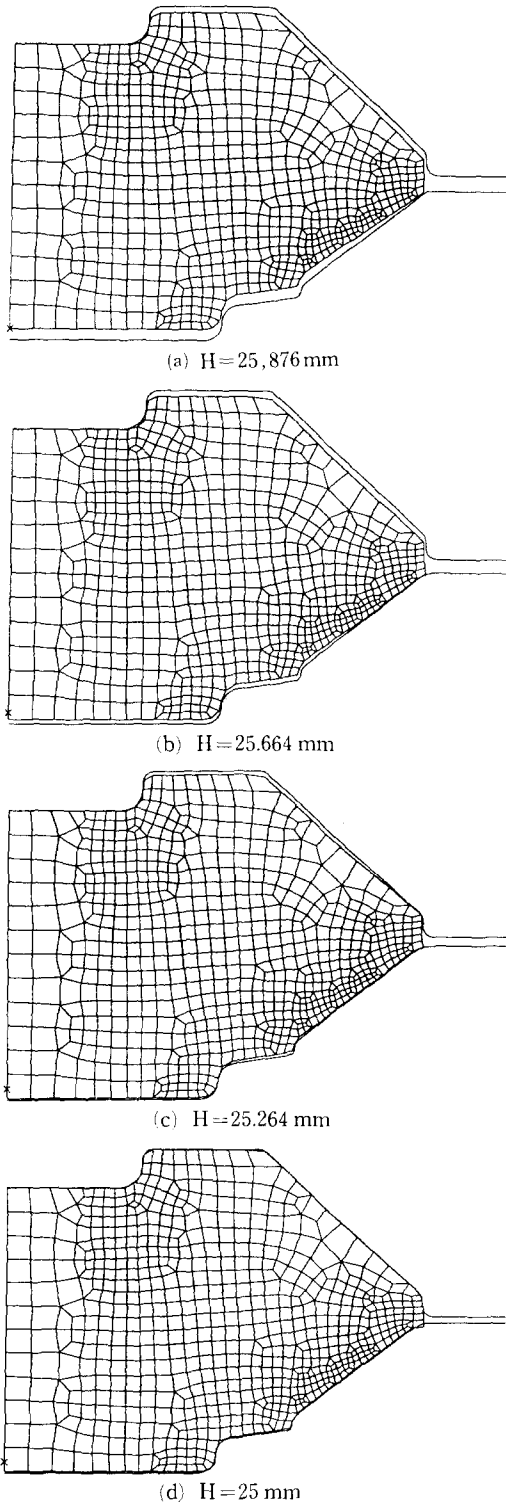


Fig. 8 Predicted deformations at several stages (addendum cone, plant strain, cold sizing)

용하여 해석하였다. 금형소재의 탄성계수는 2.94×10^5 (MPa)으로, 푸아송의 비는 0.3으로 가정하였다. 이끌원추를 기준으로 하여 축대칭변형 가정하에 압력분포를 구하였고, 이 압력분포를 사용하여 수행한 ADINA 탄성해석결과가 Fig. 9에 도시되어 있다. 상부금형에서 A점의 Y방향변위는 0.234 mm(0.265%)이고, B점의 X방향변위는 0.03 mm(0.03%)이다. 또한 C점의 X방향변위는 0.015 mm이고 Y방향변위는 0.065 mm이다. 하부금형에서 A점의 Y방향변위는 0.241 mm(0.28%)이고 B점의 X방향변위는 0.031 mm(0.04%)이다. 또한 C점의 X방향변위는 0.016 mm이고 Y방향변위는 0.07

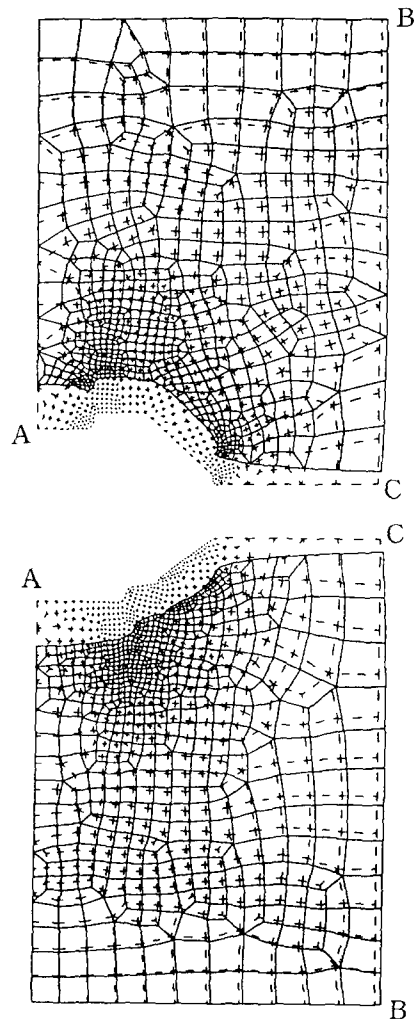


Fig. 9 Predicted elastic deformations of upper and lower dies in cold sizing

mm이다. 냉간단조후 소재의 탄성변형해석결과가 Fig. 10에 도시되어 있다. 소재의 탄성계수는 2.0×10^5 (MPa)으로, 푸아송의 비는 0.3으로 가정하였다. A점의 Y방향변위는 0.097 mm(0.38%)이고 B점의 X방향변위는 0.076 mm이고 Y방향변위는 0.05 mm이다. 또한 C점의 X방향변위는 0.095 mm(0.238%)이다.

냉간사이징시 치형의 충전여부는 위치에 따라 다르게 나타나는데 이를 예측하기 위하여 Fig. 11에 도시되어 있듯이 A-A, B-B, C-C의 세 평면에 대하여 삼차원 강소성 유한요소해석을 수행하였다. 이 그림에 도시되어 있는 각 평면의 충전비율을 기준으로 소재치수를 결정하였다. A-A단면의 충전해석결과가 Fig. 12에 도시되어 있다. 압축하중이 1.48 MN이 되었을 때 치형중간부분과 끝부분에서 접촉이 발생하고 하중이 증가됨에 따라 접촉면이 점점 증가되고 있다. (여기서 압축하중은 치수를 고려한 베벨기어 전체에 대한 하중임). 압축하중이 2.2 MN이 되었을 때 치형의 대부분이 충전됨을

볼 수 있다. 단면 B-B의 충전해석결과가 Fig. 13에 도시되어 있다. 압축하중이 1.75 MN이 되었을 때 치형중간부분과 끝부분에서 접촉이 발생하고 3.6 MN이 되었을 때 이뿌리부분을 제외한 치형전체가 충전됨을 볼 수 있다. 단면 C-C의 충전해석결과가 그림 14에 도시되어 있다. 압축하중이 1.6 MN이

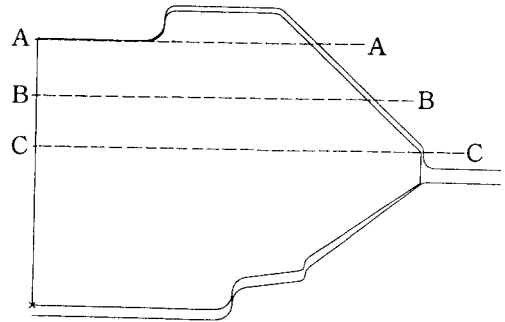


Fig. 11 Three planes taken for simulating die-filling in cold sizing

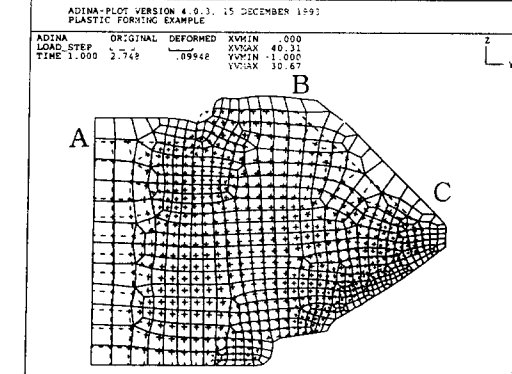
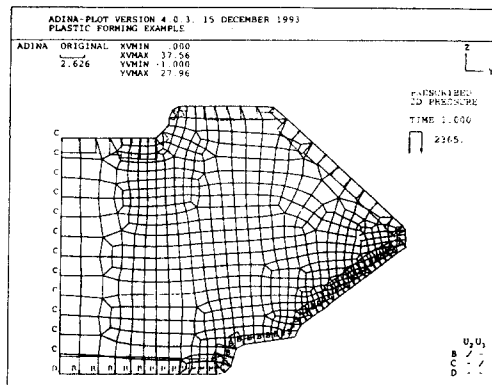


Fig. 10 Predicted elastic recovery of the gear after cold sizing

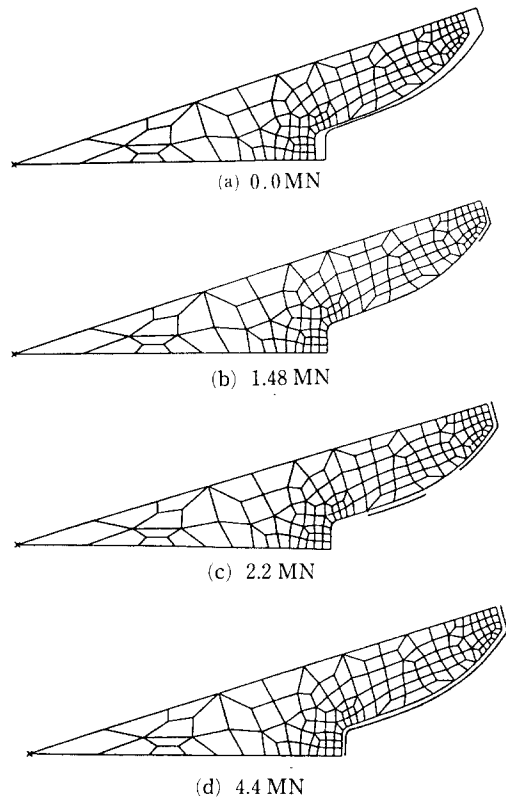


Fig. 12 Predicted die-filling on plane A-A in cold sizing

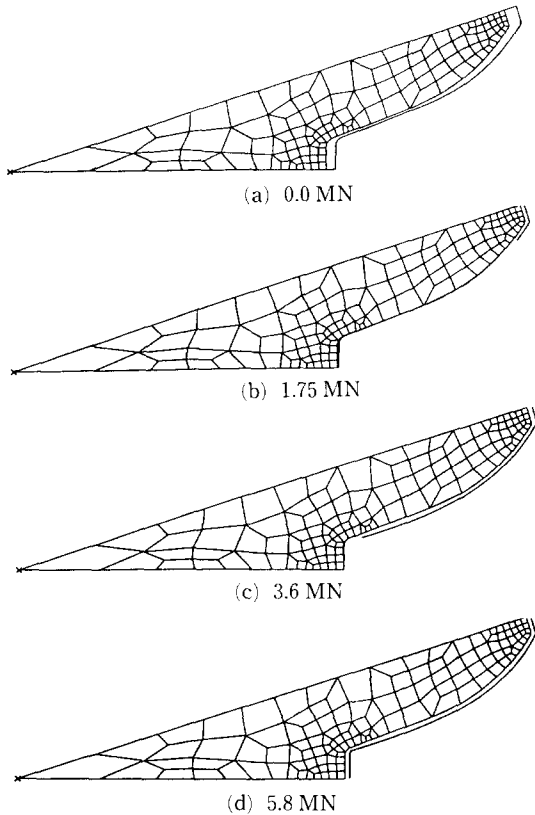


Fig. 13 Predicted die-filling on plane B-B in cold sizing

되었을 때 치형중간부분에서 접촉이 발생함을 볼 수 있고, 5.5 MN이 되었을 때 치형전체가 충전됨을 볼 수 있다. 이 결과들을 종합하여 보면 압축하중이 약 2 MN일 경우 A-A단면의 충전은 Fig. 12(c), B-B단면의 충전은 Fig. 13(b), C-C 단면의 충전은 Fig. 14(c)에 해당됨을 알 수 있다. 즉, 상부의 치형이 하부치형보다 먼저 충전됨을 볼 수 있다. 압축하중이 5 MN일 경우 각 단면은 거의 충전에 도달함을 알 수 있다.

6. 결 론

본 연구에서는 베벨기어의 단조공정을 유한요소법을 이용하여 해석하였다. 이를 위하여 기존의 강소성 이차원 해석기법을 사용하였고, 인블류트곡선을 가장 가까운 원주로 근사화하여 표현하고 접촉기법을 개발하여 강소성 삼차원해석을 수행하였다. 또한 냉간사이징 공정에서 금형의 탄성변형과 공정

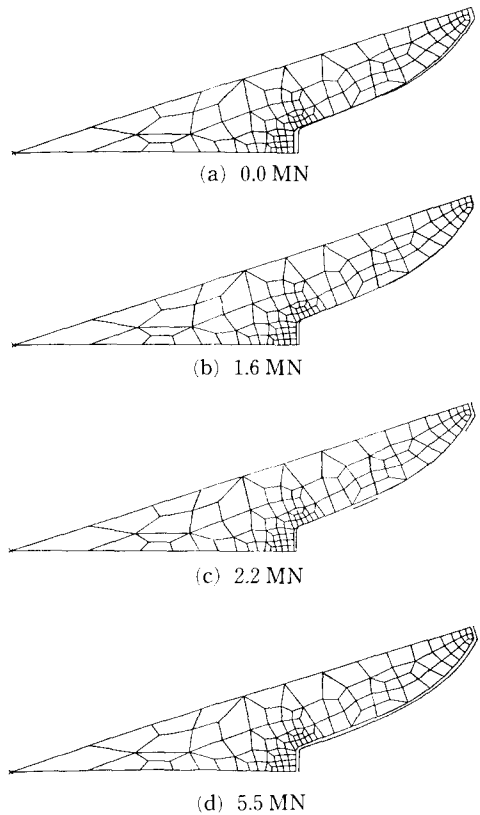


Fig. 14 Predicted die-filling on plane C-C in cold sizing

후 소재의 탄성변형을 해석하기 위하여 상용프로그램인 ADINA를 사용하였다. 개발된 프로그램들과 ADINA, IDEAS간의 연결프로그램을 개발하여진, 후처리와 정보전달을 용이하게 수행하였다.

연구결과를 요약하면 다음과 같다.

(1) 열간단조와 냉간사이징 모두 공정의 마지막 단계에서 하중의 급격한 증가로 인한 금형파괴와 단조장비의 과부하를 주의하여야 한다. 따라서 최대하중을 예측하기는 어려우나 본 연구에서 고려한 베벨기어의 경우, 열간단조는 1.5~2.0 MN의 하중이 필요하고, 냉간사이징은 4~5 MN의 하중이 필요하다.

(2) 냉간사이징시 치형의 충전성형은 상부에서 시작하여 하부로, 또한 이뿌리에서 이끝으로 전개되는 것이 바람직하다.

(3) 냉간사이징 금형은 과부하에 의한 파괴를 방지하기 위하여 보강링을 설치하여야 한다.

(4) 냉간사이징 금형의 탄성변형은 상부와 하부

각각 Y방향으로 0.2 mm 정도의 변위를 나타낸다. 또한 냉간사이징후 소재의 탄성변형은 Y방향으로 0.05 mm 정도이다.

(5) 열간단조에서 스케일손실과 플래쉬두께를 정량적으로 구한다면 냉간사이징에서의 충전유동을 정확히 예측할 수 있다.

후 기

본 연구는 한국기계연구원의 위탁과제 (computer 를 이용한 Gear제조의 Simulation기술)로 수행되었습니다. 이에 관계자 여러분께 감사드립니다.

참고문헌

- (1) Izumisawa, M., 1977, "Estimation of Forging Load by Upper Bound Approach-Study on Hot Forging of Straight Bevel Gears," *J. of JSTP*, Vol. 18, No. 193, p. 29.
- (2) Dohmann, F. and Traudt, O., 1984, "Metal Flow and Tool Stress in Cold Forging of Gear Component," *Adv. Tech. Plasticity*, Vol. 2, p. 1081.
- (3) Abdul, N. and Dean, T., 1986, "An Analysis of the Forging of Spur Gear Forms," *Int. J. Mach. Tool Des. Res.*, Vol. 26, No. 2, p. 113.
- (4) Izumisawa, M., 1975, "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.
- (5) Izumisawa, M., 1976, "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.
- (6) A. Abdel-Rahman and T. Dean, 1981, "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.
- (7) Abdel-Rahman, A. and Dean, T., 1981, "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.
- (8) Lee, C. and Kobayashi, S., 1973, "New Solution to Rigid-Plastic Deformation Problems Using a Matrix Method," *Trans. ASME, J. Eng. for Ind.*, Vol. 95, p. 865.
- (9) Chen, C. and Kobayashi, S., 1978, "Rigid-Plastic Finite Element Analysis of Ring Compression," *Applications of Numerical Methods to Forming Processes, ASME, AMD*, 28, p. 163.
- (10) Oh, S., 1982, "Finite Element Analysis of Metal Forming Processes with Arbitrarily Shaped Dies," *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 24, p. 249.
- (11) Park, J. and Kobayashi, S., 1984, "Three-Dimensional Finite Element Analysis of Block Compression," *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 26, p. 165.
- (12) Duggirala, R. and Badawy, A., 1988, "Finite Element Method Approach to Forging Process Design," *J. Mater. Shaping Tech.*, Vol. 6, No. 2, p. 81.
- (13) Yoon, J. and Yang, D., 1990, "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.
- (14) Lee, N., 1991, "Analysis of Gear Forging Process and Die Deformation by Using the Three-Dimensional Rigid-Plastic Finite Element Method," Ph.D. Dissertation, Korea Advanced Institute of Science and Technology.
- (15) Zienkiewicz, O., 1977, *The Finite Element Method*, 3rd ed., McGraw-Hill, New York.
- (16) Kobayashi, S., Oh, S. and Altan, T., 1989, *Metal Forming and the Finite Element Method*, Oxford University Press.
- (17) 폐쇄단조법의 연구보고서, 단조기술연구소, 소화 53년 3월.