

헬리컬 기어의 정밀 냉간 단조에 대한 연구

박용복\* · 양동열\*\*

(1999년 4월 13일 접수)

## Study on Precision Cold Forging of Helical Gear

Yong-Bok Park and Dong-Yol Yang

### Abstract

In metal forming, there are problems with recurrent geometric characteristics without explicitly prescribed boundary conditions. In such problems, so-called recurrent boundary conditions must be introduced. In this paper, as a practical application of the proposed method, the precision cold forging of a helical gear has been simulated by a three-dimensional rigid-plastic finite element method and compared with the experiment. The application of recurrent boundary conditions to helical gear forging analysis is proved to be effective and valid. The elastic stress analysis of the die for helical gear forging has been calculated by using the nodal force at the final stage obtained from the rigid-plastic finite element analysis. In order to obtain more precise gear products, the elastic analysis of the die after release of punch and the elastic spring-back analysis of product after ejection have been performed, and the final dimension of the computational product has been in good agreement with that of the experimental product.

**Key Words** : Precision Cold Forging, Helical Gear, Finite Element Method, Recurrent Boundary Conditions, Elastic Stress Analysis, Spring Back, Ejection

### 1. 서론

기어 제조에 있어서 냉간단조 공정은 높은 생산성 때문에 각종 산업 기계 뿐만 아니라 특히 자동차 산업에서 많이 사용되고 있다. 단조 공정을 효과적으로 설계하고 결함이 없는 제품을 생산하기 위해 금형설계와 제조에 대한 연구가 필수적이다. 컴퓨터 수치해석을 통하여 금형설계의 최적화가 생산시간과 비용의 큰 손실없이 가능하다.

단조 공정을 해석할 때 가장 많이 사용되는 방법 중의

하나는 유한요소법이다. 유한요소법은 단조 공정의 설계에 필수적인 변형형상과 단조하중, 변형율과 응력분포를 예측 가능하게 한다.

지금까지 기어단조를 위한 대부분의 해석은 단순화된 치형을 사용하여 2차원 문제에 국한되어 왔다.<sup>(1-2)</sup> 기어성형에 대한 3차원 해석은 비교적 최근에 수행되었다. Yoon과 Yang<sup>(3)</sup>은 격자 재구성 기법을 이용하여 베벨 기어 단조의 해석에 3차원 유한요소법을 사용하였으며 또한 단위체 격자 재구성 기법을 사용하여 평기어의 냉간단조를 해석한 바 있다.<sup>(4)</sup> 헬리컬 기어의 냉간 단조 해석을 위

\* 공주대학교 공과대학 기계공학부

\*\* 한국과학기술원 기계공학과

하여 V.Szentmihali 등<sup>(5)</sup>이 한 개의 치형의 무마찰 경계면에 수직으로 재료의 유동이 없다고 가정하고 10절점의 사면체 요소를 사용하여 해석하였으나 실제 상황에서는 수직면에 대해 재료의 유동이 발생하기 때문에 실제 변형과는 큰 차이를 보여주고 있다. Park 과 Yang<sup>(6)</sup>은 헬리컬 기어의 냉간 단조 해석에 소위 반복 경계 조건을 도입함으로써 한 개의 치형 해석만으로 전체를 해석하는 것과 동일한 결과를 얻으면서도 계산시간에 있어서 획기적인 단축을 가져온 바 있다.

헬리컬 기어의 금형에 대한 해석은 일부에서 시도한 바 있으나 금형 치형 한 개만을 해석할 때의 부정확한 경계조건으로 인하여 실제 상황을 제대로 반영하지 못하고 있다. 본 논문에서는 제품의 변형 해석을 위하여 저자<sup>(6)</sup>에 의해 도입된 반복 경계 조건을 이용하여 금형과 제품 치수 회복에 대해 정확하면서도 효율적인 계산을 수행하고자 한다.

## 2. 형상반복면에 대한 반복 경계조건의 부가

소성가공 공정 해석을 위해 강소성 유한요소법이 적용되었으며 변분방정식은 다음과 같다.

$$\int_V \bar{\sigma} \delta \bar{\epsilon} dV + k \int_V \dot{\epsilon}_v \delta \dot{\epsilon}_v dV - \int_S f_i \delta v_i dS = 0 \quad (1)$$

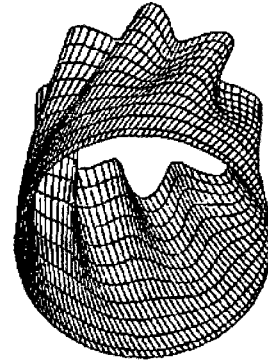
일반적으로 많은 문제들이 대칭면을 가지고 있고 그 대칭면에 적절한 경계조건을 부가함으로써 계산시간이 상당히 감소된다. 그러나 해석하고자 하는 형상의 대칭면에서 해석장의 변수가 일정한 값으로 부가되지 않고 단지 반복면들에 대한 관계만 주어질 경우 그에 따른 경계조건을 부가하여 줄 필요가 있다.

트로코이달 헬리컬 기어의 압출에 대한 해석의 경우<sup>(7)</sup> Fig. 1의 기어 단면을 보면 전체 영역의 1/8만이 계산시간을 최소화하기 위해 고려된다. Z-축의 임의의 위치에서 X-Y단면은 내부 영역  $\Omega$ 와 3개의 경계면  $\Gamma_1, \Gamma_2, \Gamma_3$ 로 이루어져 있다.

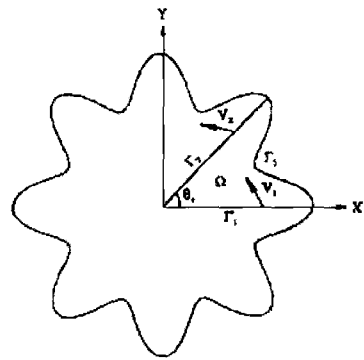
$\Gamma_1$ 과  $\Gamma_2$ 의 반복면 위에서 서로 마주보는 동일한 위치에 있는 절점의 속도 경계조건은 반복각  $\theta$ ,만큼 변환된 좌표계에 대해 다음과 같다.

$$V_{\Gamma_1} = V_{\Gamma_2} \quad (2)$$

뉴우튼-랩슨(Newton-Raphson)법을 사용하면 식(1)은 다음과 같이 선형화된다.



(a)



(b)

Fig. 1 Velocity boundary conditions in the recurrent surface (a) die shape of a twisted trochoidal gear section; (b) recurrent boundary conditions on a section

$$K \Delta V = R \quad (3)$$

$$\begin{bmatrix} [K_{\Omega\Omega}] & [K_{\Omega\Gamma_1}] & [K_{\Omega\Gamma_2}] & [K_{\Omega\Gamma_3}] \\ & [K_{\Gamma_1\Gamma_1}] & [K_{\Gamma_1\Gamma_2}] & [K_{\Gamma_1\Gamma_3}] \\ & & [K_{\Gamma_2\Gamma_2}] & [K_{\Gamma_2\Gamma_3}] \\ Sym. & & & [K_{\Gamma_3\Gamma_3}] \end{bmatrix} \begin{bmatrix} [\Delta V_{\Omega}] \\ [\Delta V_{\Gamma_1}] \\ [\Delta V_{\Gamma_2}] \\ [\Delta V_{\Gamma_3}] \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} [R_{\Omega}] \\ [R_{\Gamma_1}] \\ [R_{\Gamma_2}] \\ [R_{\Gamma_3}] \end{bmatrix}$$

반복면  $\Gamma_1$ 과  $\Gamma_2$ 에서 식(2)에 의해 식(3)에서의 속도 벡터는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\Delta V = \begin{bmatrix} [\Delta V_{\Omega}] \\ [\Delta V_{\Gamma_1}] \\ [\Delta V_{\Gamma_2}] \\ [\Delta V_{\Gamma_3}] \end{bmatrix} = T_{rec} \Delta V_r \quad (4)$$

$$T_{rec} = \begin{bmatrix} [I] & 0 & 0 \\ 0 & [I] & 0 \\ 0 & [I] & 0 \\ 0 & 0 & [I] \end{bmatrix}, \Delta V_r = \begin{bmatrix} [\Delta V_{\Omega}] \\ [\Delta V_{r_1}] \\ [\Delta V_{r_3}] \end{bmatrix}$$

and  $[I]$  = identity matrix

### 3. 헬리컬 기어의 단조 실험

일반적으로 두가지 방법이 Fig. 2에서 보는 것처럼 헬리컬기어 단조에 대해 가능하다. 한 가지는 내부에 치형을 갖는 다이 속으로 외부 치형을 갖는 상부 펀치를 안내함으로써 기어가 성형될 수 있는 안내형(guiding type)이며, 다른 한 가지는 단순 원통형 펀치에 의해 재료를 다이의 치형으로 성형시키는 측면 압출 방식의 구속형(clamping type)이다. 이 때 구속 다이(clamping die)가 단조공정

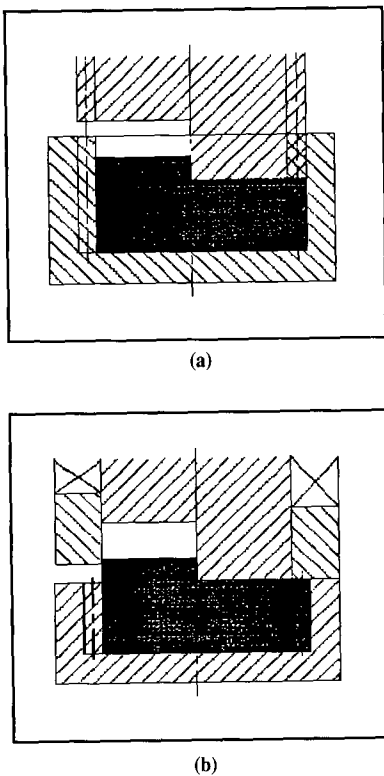


Fig. 2 Die design schematics for the gear forging  
(a) guiding type;  
(b) clamping type

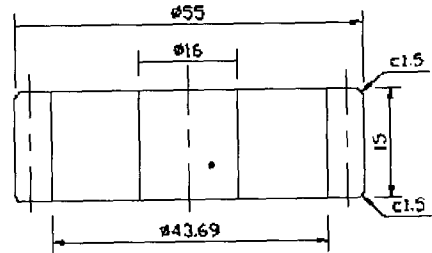
후반기에 다이로부터 재료가 후방으로 변형되는 것을 방지하기 위해 사용된다.

헬리컬 기어의 단조에 있어서는 매우 높은 성형력과 빠른 작업속도 때문에 다이 속으로 치형을 갖는 펀치의 안내 운동이 실현되기가 대단히 어렵게 된다. 결국, 구속형 공정만이 현재로서는 헬리컬 기어의 단조에 대해 유력한 공정으로 되어 있다. 구속형 단조에서는 재료가 치형을 갖는 다이의 반경방향으로 유동이 일어난다. 단조가 진행됨에 따라 재료 변형은 재료의 뒤틀림에 영향을 주는 다이의 헬릭스각 때문에 비대칭 유동이 된다.

따라서 가능한 한 상부와 하부의 동시 성형이 바람직하다. Fig. 3은 목표로 하는 단조 제품과 치치각 방식의 제원을 보여준다. 제품이 축방향으로 점대칭이고, 구속력과 단조 방향의 가변성을 부여하는 스프링들이 다이셋트의 상하부에 내장되어 있기 때문에 축방향으로의 동시성형이 가능하게 된다. Fig. 4는 헬리컬 기어 단조를 위한 다이셋트를 보여준다. 상하부 펀치는 단순 원통형상이며 최외곽 직경은 유동의 급격한 변화를 억제하기 위해 이뿌리원 직경보다 약간 작게 설계된다.

실험에서 사용된 시편재료는 기어용으로 많이 사용되는 완전 풀림처리된 SCM415강이다. 시편은 윤활을 위해 인산염 피막처리가 되며 실험은 1000톤 유압프레스에서 실시되었다.

Fig. 5는 초기시편과 중간 변형 제품, 최종 제품을 보여



no. of teeth	19
normal module	2.5
normal pressure angle	20°
helix angle	18°
outside diameter	55(mm)
root diameter	43.69(mm)

Fig. 3 Helical gear product and its specification

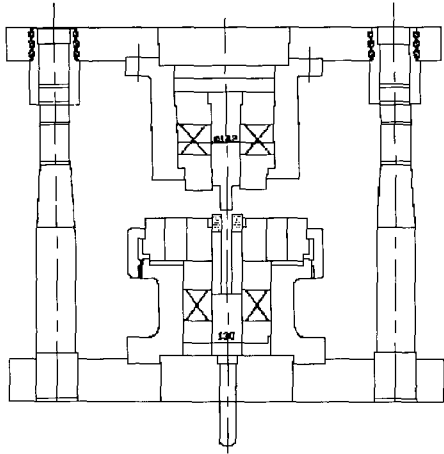


Fig. 4 Die set for helical gear forging

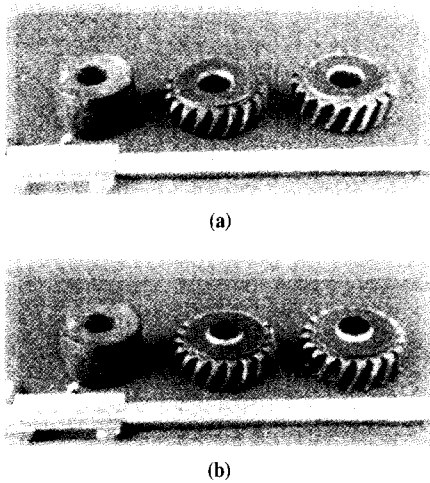


Fig. 5 Preform, intermediate and final workpieces of helical gear forging  
(a) loading direction view;  
(b) reverse direction view

준다. 비록 다이셋트의 상하부에 내장된 스프링의 강도가 어느 정도 차이를 나타내지만 축방향으로 거의 동시적인 단조가 이루어진다. 제품의 최종 형상에 있어서 상부 일부 부분이 스프링에 의한 구속력을 이기고 재료가 일종의 플래쉬(flash)로서 금형 외부로 유동된 것을 보여 준다. 만일 밀폐단조에서 시편의 초기 체적이 밀폐단조에서 최종제품의 체적보다 크면 여분의 재료를 단조하기 위한 과부하가

금형의 파손을 유발시킬 수도 있다. 이러한 플래쉬는 후가공에 의해 제거되어진다.

#### 4. 헬리컬 기어의 단조 해석

반복 경계 조건을 가진 강소성 유한요소법의 수식화에 의해 헬리컬 기어 단조가 해석된다. 해석에 사용된 시편 재료와 크기는 실험과 동일하다. 상용되어지는 완전 풀림 처리된 SCM415 강의 응력-변형률 관계는 다음과 같다.

$$\bar{\sigma} = 862.6(\bar{\epsilon})^{0.15} \text{ (MPa)}$$

마찰계수  $m$ 은 링 압축시험으로부터 0.12를 얻었다.

헬리컬 기어의 단조를 위한 금형 형상이 Fig. 6에 보여져 있으며, Fig. 7은 초기 소재와 금형면을 보여 준다.

반복 경계 조건을 사용함으로써 단지 한 개의 치형 영역만을 고려하면 충분하게 된다. 1512 개의 8절점 6면체 요소와 1986개의 절점이 초기 격자 구성을 위해 사용된다. 초기 시편의 반경은 헬리컬 기어의 이뿌리 반경  $R=21.85$  (mm)보다 약간 작은  $R=21$  (mm)로 선택된다. 초기 격자계에 대한 해석 영역은 변형 형상이 다음의

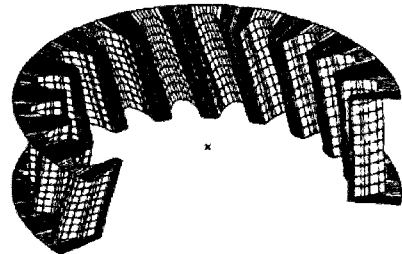


Fig. 6 Perspective view of a helical gear die

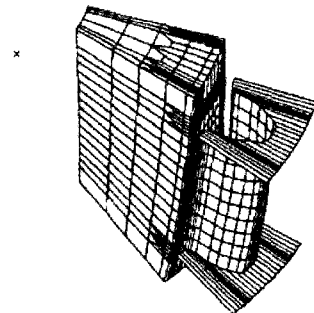
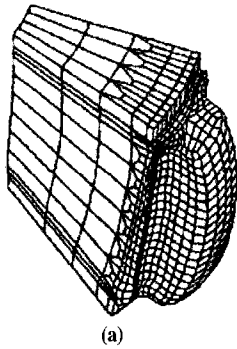
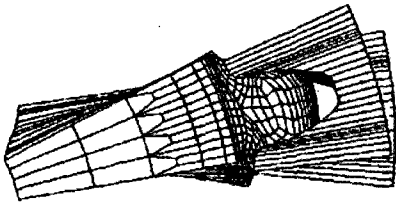


Fig. 7 Initial billet and die surface for one tooth region



(a)



(b)

Fig. 8 Mesh configuration at the height reduction of 23% (76% of forging completion) for helical forging (a) deformed pattern; (b) state of the workpiece and the die

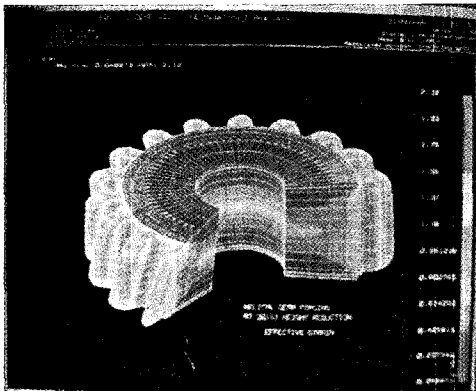


Fig. 9 Mesh configuration and distribution of effective strain at the height reduction of 30% (100% of forging completion)

헬릭스선을 따라 부드럽게 따라갈 수 있도록  $\beta=18^\circ$ 의 비틀림각을 가지고 구성된다.

Fig. 8(a)는 23%의 높이 감축율(단조완료 76%)을 보여주며 Fig. 8(b)는 같은 감축율에서 변형된 제품과 다이 면 상태를 보여 준다. 시편의 중심부는 다이의 외곽을 향

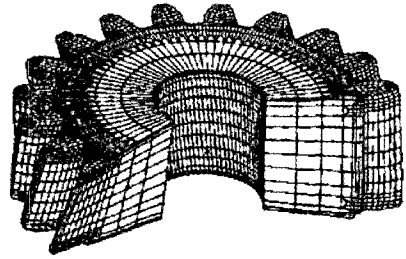


Fig. 10 Mesh configuration at the height reduction of 30.4%

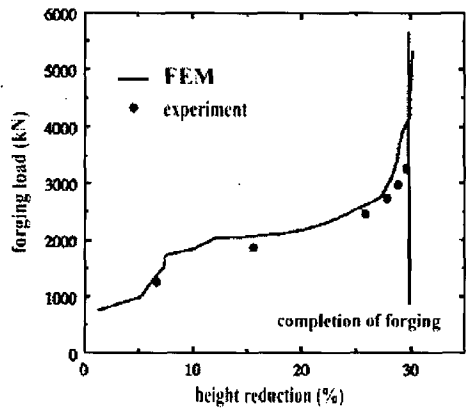


Fig. 11 Comparison of forging load between the computation and the experiment for helical gear forging

하여 빠르게 변형되지만 상하부는 구속 다이에 의한 반경 방향 유동의 억제 때문에 상대적으로 느리게 변형된다.

Fig. 9의 유효변형을 분포는 변형이 소재의 이뿌리(dedendum)부에 집중되어 있고 펀치와 접촉하는 상하부는 거의 강체로 남아 있음을 나타내고 있다. 치형의 이끝(addendum) 상하부는 아직 완전히 성형되지 않고 있다. 헬리컬 기어의 상하 끝부분은 모따기에 의해 절삭되므로 완전한 성형을 위한 더 이상의 단조는 불필요하다.

치형의 모따기가 고려된 최종 성형 단계는 30%의 높이 감축율(단조완료 100%)에서 이루어진다. Fig. 10은 계산상으로 거의 완전한 재료 충만을 보여주지만 실제로 그 이상의 단조는 불필요한 에너지 낭비와 금형의 파손을 야기시킬 수도 있다.

Fig. 11은 해석과 실험에 의한 단조하중을 비교하고 있다. 실험시 최종단계에서 소재의 뒷방향 유동이 스프링의 구속력을 이기고 플래쉬가 형성되기 때문에 완전한 밑폐 단조로 가정된 해석 하중보다 최종단계에서 실험하중이

해석하중보다 작게 나타나고 있으며 전체적으로 잘 일치하고 있음을 알 수 있다.

### 5. 단조 후 금형의 탄성 해석 및 제품의 탄성회복에 대한 해석

기어의 정밀 냉간 단조에서는 금형에 매우 높은 압력이 작용하므로 금형의 파손을 방지하고 제품의 정밀도를 만족시키기 위해서는 신중하고 정확한 금형설계가 요구된다.

금형설계와 관련해서 본 논문에서는 두 가지 설계요소를 고려한다. 첫째로 단조시 고하중을 받는 금형강도를 유지하기 위해 금형은 다중 보강될 필요가 있다. 둘째로 제품 정밀도는 단조 후 편치가 제거된 다음 금형의 탄성 변형과 제품 배출 후 제품치수의 탄성회복에 의해 영향을 받는다.

본 논문에서는 앞에서 소개한 제품 변형 해석 결과로부터 다음의 탄성해석을 수행한다.

- 단조 최종단계에서 금형 해석
- 편치 제거 후 금형 해석
- 제품 배출 후 제품의 탄성회복에 대한 해석

대부분의 유한요소 해석에서는 금형은 강체로 가정한다. 비록 이 가정이 많은 상황에서는 합리적이라고 할지라도 정밀 단조에서는 금형의 탄성 해석과 제품의 치수 회복에 대한 해석이 필요하며 그 결과가 최적의 금형설계를 위하여 활용되어야 한다. 탄성 해석에 대한 잘 알려진 유한요소법은 다음과 같이 정리된다.

$$KU = R^d$$

$K$ ,  $U$  와  $R^d$ 는 각각 강성행렬(stiffness matrix), 절점 변위와 외부의 절점에 대한 힘 벡터이다. 강성행렬은 다음과 같이 주어진다.

$$k = \sum_m \int_{V^{(m)}} B^{(m)T} C^{(m)} B^{(m)} dV^{(m)}$$

$B^{(m)}$ 와  $C^{(m)}$ 은 각각 변형률-변위 행렬과 응력-변형률 행렬이다.

강소성 유한 요소 해석으로부터 얻어진 절점력을 사용하여 평기어(spur gear) 금형에 대한 3차원 탄성 유한 요소 해석이 이루어진 바 있다.<sup>(8)</sup>

그러나 헬리컬 기어의 금형변형 해석을 위해서는 반복 경계 조건이 적용되어야만 한다. 강성행렬은 방정식(3)과 (4)에 의해 수정되어야 하고, 절점에 대한 외부힘 벡터는 단지 반복경계면의 한쪽면에만 주어져야 한다. 만일 양쪽

면에 주어진다면 금형은 의도된 힘의 두배를 받게 된다.

#### 5.1 단조 최종단계에서 금형 응력 해석

단조 금형은 단조중의 고하중에 견디기 위하여 충분한 강도를 유지하여야 한다. 따라서 가장 큰 응력을 받는 단조 최종단계에서 금형의 응력을 계산하여 최적의 금형조건을 만족시키는 것이 필요하다.

일반적으로 금형의 유효응력(특히 원주방향의 인장응력)이 금형 재료의 항복응력을 초과하지 않도록 금형을 설계한다. 금형외경과 내경의 비가 크면 클수록 금형내에 작용하는 응력은 감소하게 되나 그 효과는 급속히 작아지며 약 4배 이상이 되면 효과가 거의 없다는 것은 널리 알려져 있다. 따라서 금형내에 작용하는 응력을 감소시키기 위하여 필요하다면 삽입링에 압축력의 예압을 작용시키는 보강링을 도입할 필요가 있다.

본 논문에서는 SKD11이 삽입링의 재료로 선택되며 SKD11의 물성치는 종탄성계수  $E=210$  (GPa), 항복응력은 1600(MPa)이며 포아송비는 0.3이다.

보강링이 없는 바깥 반경  $R=120$  (mm)의 금형의 경우에 Fig. 12는 금형의 항복응력에 대해 유효응력의 비로 정의된 단위 유효응력(유효응력/항복응력) 분포를 보여준다. 현재의 금형해석은 금형이 탄성적으로 변형한다는 가정에 입각해 있다. 그러나 기어의 이끝부에서 유효응력이 항복응력을 초과할 것으로 예측하고 있다. 따라서 금형의 항복영역을 최대한 감소시켜 금형의 파손 및 영구변형을 방지하기 위해 한 개 또는 두 개의 보강링이 추천된다.

한 개의 보강링을 사용할 경우 항복응력이 1400 (MPa)인 SKD61 강이 보강링의 재료로 선택된다. 보강링의 안

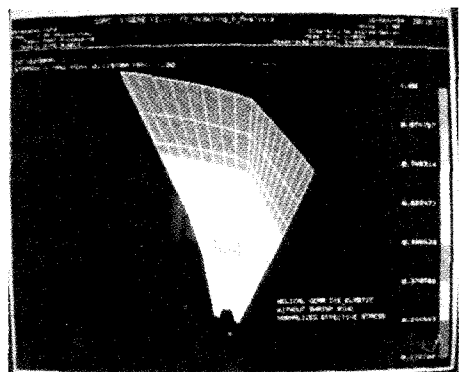


Fig. 12 Distribution of the normalized effective stress of the die(without shrink ring)

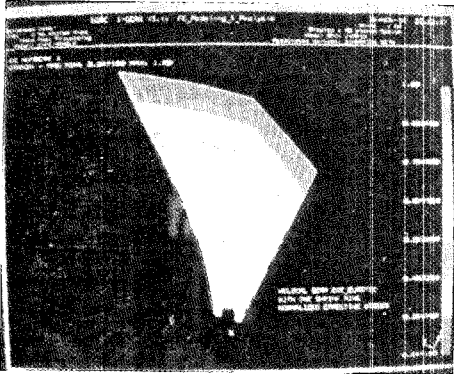


Fig. 13 Distribution of the normalized effective stress of the die insert and the shrink ring (with one shrink ring)

반경  $R_m$ 은 다음의 잘 알려진 경험식에 의해 57 (mm)로 계산되었다.

$$R_m = \sqrt{R_i R_o}$$

여기에서  $R_i$ 와  $R_o$ 는 각각 삽입링의 안반경과 보강링의 바깥반경이다. 반경  $R_m$ 에서 삽입링과 보강링 사이의 쪼여분(shrinkage allowance)은 반경의 0.3(%)와 0.8(%)사이에서 일반적으로 결정된다. 본 논문에서는 보강링이 단조시에 항복이 일어나지 않도록 쪼여분  $\delta_1$ 을 0.3(mm) (0.53%)로 선택한다. 끼워맞춤시의 급형에 작용하는 응력은 라메식(Lame's equation)에 의해 계산된다. Fig.13은 끼워맞춤시에 삽입링과 보강링에 발생한 잔류응력을 고려하여 다음식에 의해 계산된 최종단조시의 단위 유효응력을 보여준다.

$$\sigma_{ij} = \sigma_{ij}^F + \sigma_{ij}^W$$

여기에서  $\sigma_{ij}^F$ 와  $\sigma_{ij}^W$ 는 각각 끼워맞춤시와 단조 후의 응력이다.

비록 삽입링의 항복영역이 일중보강을 함으로서 감소되지만 여전히 항복영역이 기어의 이끝부에 존재한다. 만일 더 큰 쪼여분이 삽입링의 항복을 방지하기 위하여 주어진다면 더 큰 인장응력이 끼워맞춤시에 보강링의 내벽에 원주방향으로 작용하고 결국 윗 식에서 보는 것처럼 단조 후의 보강링에 작용하는 인장응력이 더하여져 보강링의 급속한 항복을 초래하여 급형의 파손을 야기시킬 수도 있다.

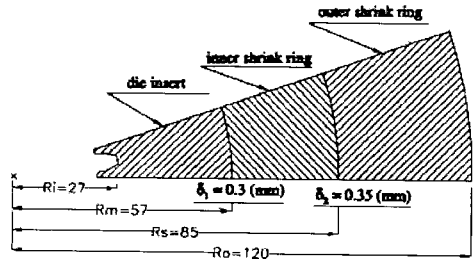


Fig. 14 Helical gear forging die with shrink rings

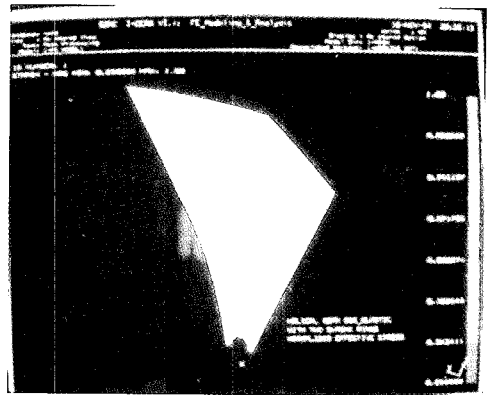


Fig. 15 Distribution of the normalized effective stress of the die insert and the shrink ring (with two shrink ring)

만일 두 개의 보강링이 사용된다면 바깥 보강링은 안쪽 보강링과 삽입링에 압축응력을 작용시키고 결과적으로 삽입링과 안쪽 보강링은 더 큰 압축 성분의 예압을 받게 되어 단조시에 항복이 지연되는 효과를 가져오게 된다. 두 개의 보강링을 사용하는 경우에 안쪽 보강링은 SKD61 강을, 바깥 보강링은 항복응력이 110(MPa)인 SCM4 강이 선택되며 급형 크기는 Fig. 14와 같다.

항복을 일으키지 않으면서 안쪽링과 바깥링을 끼워맞출 수 있는 최대 쪼여분은  $\delta_2 = 0.35$  (mm) (0.45%)으로 계산된다. Fig. 15는 이중보강을 하였을 때의 단위 유효응력을 보여준다. 기어 이끝부의 극히 일부분을 제외하고는 거의 항복이 발생하지 않는다. 일반적으로 고하중을 받는 밀폐단조에서 급형의 전영역을 탄성상태로 유지하는 것은 매우 어려우며 극히 국부적인 영역에서의 항복은 그 영역이 급형의 파손을 야기시키기에 충분히 넓지 않다면 어느 정도 허용되고 있다.

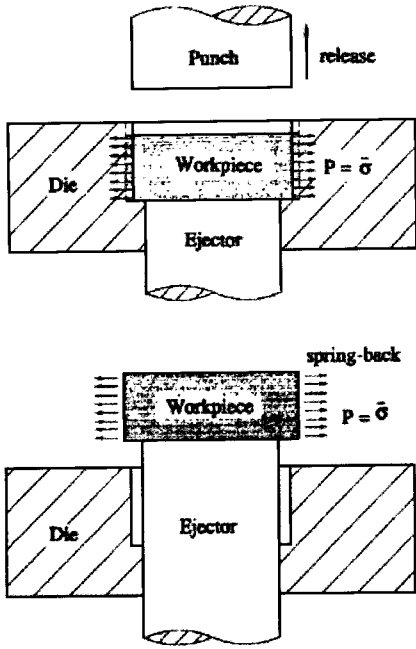
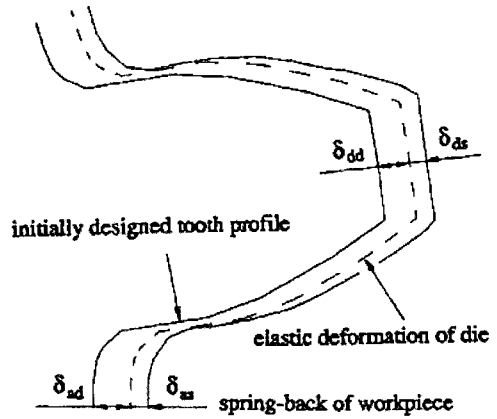


Fig. 16 Schematic drawing in elastic analysis for accuracy estimation of workpiece  
(a) elastic analysis of die after release of the punch;  
(b) elastic spring-back analysis of the product



workpiece	computation(mm)		measurement (mm)
	die deformation	spring-back of workpiece	
addendum part	$(\delta_{ad})$	$(\delta_{as})$	0.15
	sum = $\delta_{ad} + \delta_{as} = 0.178$		
dedendum part	$(\delta_{dd})$	$(\delta_{ds})$	0.14
	sum = $\delta_{dd} + \delta_{ds} = 0.163$		

Fig. 17 Computed dimensions at the middle section for the die and the workpiece, and the measurement of the workpiece

### 5.2 정밀도 평가를 위한 제품의 탄성해석

밀폐단조에서 제품의 치수는 금형의 탄성변형과 제품 배출 후의 제품치수 회복으로 금형치수보다 일반적으로 커지게 된다. 보통 단조를 완료하고 펀치가 제거된 후 금형과 제품 사이의 수직압력은 그 때의 제품의 유동응력과 같다고 가정된다.<sup>(9-10)</sup> 그러나 단조중에는 제품의 유동응력이 금형과 제품사이의 접촉압력보다 훨씬 작다. 그 결과 펀치가 제거된 후 금형은 단조중의 최대 탄성변형량보다 줄어들게 된다. 또한 제품은 금형으로부터 배출된 후 탄성 회복에 의해 팽창한다. 따라서 펀치의 제거 후에 금형의 탄성해석과 제품 배출 후에 제품에 대한 탄성 회복 해석이 최종적인 제품 정밀도를 평가하고 그 결과를 금형의 최적 설계에 반영하기 위해 필요하다.

제품의 탄성회복 해석을 위한 경계조건은 펀치가 제거된 후의 금형해석을 위해 사용된 금형에 작용하는 접촉력인 제품의 유동응력의 크기로 주어진다. 전체적인 방법이 Fig. 16에 주어져 있다.

Fig. 17은 금형과 제품의 축방향 중앙부에서의 기어 치수에 대해 계산과 실험 결과를 비교하여 보여주고 있다. 제

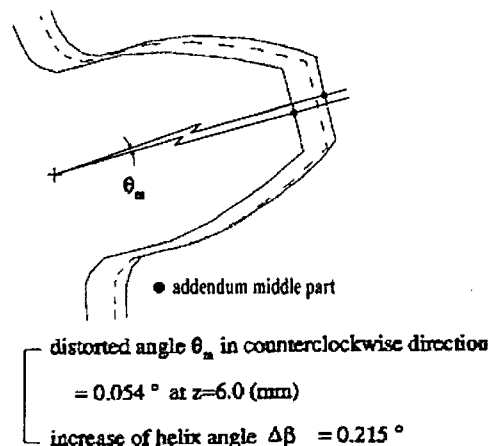


Fig. 18 Distortion of tooth form at the upper section of a helical gear



품의 최종치수는 펀치의 제거 후의 금형에 대한 변형해석과 제품 배출 후의 제품에 대한 탄성회복 해석 결과의 합으로 주어진다. 계산과 실험 결과사이의 차이는 0.03 (mm) 이내이다.

제품의 치수는 금형의 치수에 대해 주로 반경방향으로 팽창하기 때문에 제품의 인벌류우트(involute) 치형은 형상과 치수에 있어서 거의 변화가 없다. 또한 기어의 이끝부 및 이뿌리부는 기어의 작동면이 아니기 때문에 반경방향으로 0.03 (mm)의 오차는 제품의 정밀도에 있어서 거의 영향을 미치지 못하므로 본 해석 결과는 신뢰할 만한 기어 제품을 제작하는데 있어서 유용한 결과를 제시하고 있다.

제품의 축 중앙부로부터  $z=6$  (mm)의 상부에서 비틀림량에 대한 해석결과가 Fig. 18에 보여져 있다. 제품의 치형은 시계반대 방향으로  $\theta_m = 0.054^\circ$  만큼 돌아가며 이것은 헬리컬 기어의 비틀림각(helix angle)에 있어서  $\Delta\beta = 0.215^\circ$ 의 증가를 가져온다.

## 6. 결 론

헬리컬 기어의 정밀 냉간 단조 공정에 대한 실험과 해석 방법이 제시되었다. 실험은 실제 상용재료인 SCM415 소재를 1000톤 유압 프레스에 의해 성형하였으며 그 결과로부터 측면 압출방식의 공정에 의해 헬리컬 기어를 단조할 수 있는 가능성이 제시되었다. 해석 결과로부터 금형과 제품사이의 접촉 압력, 제품의 변형양상과 변형률 등이 얻어져 금형 및 제품의 탄성변형해석을 위한 자료로 사용되었다.

헬리컬 기어 단조 금형에 대한 탄성해석은 제품의 변형 해석으로부터 얻어진 최종단계에서의 절점력을 사용하여 계산되었다. 보강링이 없는 경우와 보강링이 있는 경우가 비교되었으며 금형의 항복을 방지하기 위해 두 개의 보강링이 추천되었다.

좀 더 정확한 기어 제품을 얻기 위하여 펀치 제거 후의 금형 탄성 해석과 제품 배출 후의 제품에 대한 탄성회복 해석이 수행되었으며 계산에 의한 최종 제품 치수는 실험 후 측정된 제품 치수와 비교적 잘 일치하였다.

## 참 고 문 헌

(1) R.Duggirala and A. Badawy, 1988, Finite Element Method Approach to Forging Process Design, J.Mater.Shaping Technol., Vol.6, No.2, p.81.

(2) R.Duggirala, 1989, Design of Forging Dies for Forming Frashless Ring Gear Blanks Using Finite Element Methods, J.Mater.Shaping Technol., Vol.7, No.1, p.33.

(3) J.H.Yoon and D.Y.Yang, 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.

(4) D.Y.Yang, N.K.lee, J.H.Yoon, J.L.Chenot and N.Soyris, 1991, A Three-Dimensional Rigid-Plastic Finite Element Analysis of Spur Gear Forging Using the Modular Remeshing Technique, Instn.Mech. Engrs., Part B : J. of Engng. Manufacture, Vol.205, p.111.

(5) V.Szentmihali, K.Lange, Y. Tronel, J.L.Chenot and R.Ducloux, 1994, 3-D Finite Element Simulation of the Cold Forging of Helical Gears, J.Mater.Process, Technol., Vol.43, p.279.

(6) Y.B.Park and D.Y.Yang, 1998, Finite Element Analysis for Precision Cold Forging of Helical Gear Using Recurrent Boundary Conditions, Proc. Instn.Mech. Engrs., Part B : J. of Engng. Manufacture, Vol.212, pp.231~240.

(7) Y.B.Park and D.Y.Yang, 1997, Investigation into Non-Steady-State Three-Dimensional Helical Extrusion of Twisted Sections by the Rigid-Plastic Finite Element Method, Engineering Computations, Vol.14, No.6, pp.649~668.

(8) N.K.Lee, 1992, Analysis of Gear Forging Process and Die Deformation by Using the Three-Dimensional Rigid-Plastic Finite Element Method, Ph.D.Thesis, Korea Advanced Institute of Science and Technology.

(9) M.H.Sadeghi and T.A.Dean, 1990, Analysis of Ejection in Precision Forging, Int.J.Mach.Tools Manufact. Vol.30. p.509.

(10) M.H.Sadeghi and T.A.Dean, 1992, The Ejection of Precision-Forged Straight and Helical Spur-Gear Forms, Int.J.Mach.Tools Manufact. Vol.31. p.147.