

<논 문>

헬리컬기어의 구속형 단조에 관한 연구

최재찬* · 최 영** · 탁성준*** · 조해용****

(1996년 12월 24일 접수)

A Study on the Clamping Type Forging of Helical Gear

J. C. Choi, Y. Choi, S. J. Tak and H. Y. Cho

Key Words : Forging of Helical Gear (헬리컬기어 단조), Clamping Type Forging (구속형 단조), Upper-bound Analysis (상계해석), Forging Experiment (단조실험)

Abstract

In this paper, the clamping type forging of helical gears has been investigated. Clamping type forging is an operation in which the product is constrained to extrude sideways through an orifice in the container wall. Punch is cylindrical shaped. The punch compresses a cylindrical billet placed in a die insert. As a consequence the material flows in a direction perpendicular to that of punch movement. The forging has been analysed by using the upper-bound method. A kinematically admissible velocity field has been developed, wherein, an involute curve has been introduced to represent tooth profile of the gear. Numerical calculations have been carried out to investigate the effects of various parameters, such as module, number of teeth, helix angle, friction factor and initial height of billet on the forging of helical gears. Some forging experiments were carried out with aluminium alloy to show the validity of the analysis. Good agreement was found between the predicted values of the forging load and obtained from the experimental results.

기 호 설 명

r, θ, z : 중심 O 의 원주좌표계
 \dot{E}_p : 한 피치에 대한 내부에너지 소비율
 \dot{E}_r : 기어 전체에 대한 에너지 소비율
 r_m : 에너지 소비율이 최소로 되는 반경
 r_b : 기초원 반경
 r_{od} : 이끝원 반경
 $r_s(t)$: 가공물의 높이가 t 일 때 자유표면의 반경
 β : 헬리스각
 \dot{E}_f : 한 피치에 대한 마찰에너지 소비율

\dot{E}_s : 한 피치에 대한 전단에너지 소비율
 N : 기어의 잇수
 r_{rt} : 이뿌리원 반경
 R_p : 피치원 반경
 $r_{inv}(\theta)$: 중심 O 에 대한 인벌류트곡선의 반경
 P_{av} : 평균 단조압력
 θ_z : 임의의 z 에서 축직각 단면이 회전한 각도

1. 서 론

기어는 용도가 대단히 많고 종류가 다양한 기계 부품 중의 하나이다. 기어의 제조방법으로는 호빙 가공, 세이빙가공, 밀링가공 등과 같은 절삭가공법과 주조, 분말야금, 소성가공 등의 비절삭가공법이

*회원, 부산대학교 정밀정형 및 금형가공 연구센터

**회원, 부산대학교 대학원 기계설계공학과

***회원, LG산전(주) 전력연구소 메카닉스연구팀

****회원, 충북대학교 기계공학과

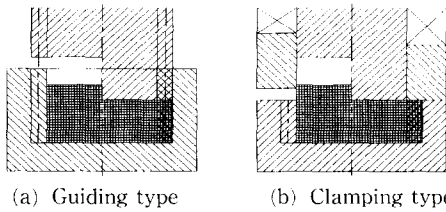
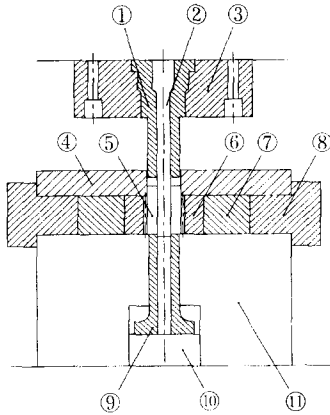


Fig. 1 Die design schematics for the gear forging^(7,8)



- ① Cylindrical punch ② Mandrel
- ③ Punch holder ④ Clamping die
- ⑤ Workpiece ⑥ Gear shaped die insert
- ⑦ Inner shrink ring ⑧ Outer shrink ring
- ⑨ Ejector ⑩ Ejector seat
- ⑪ Lower die

Fig. 2 Schematic drawing of die set for helical gear forging

있으며, 고정밀도를 필요로 하는 기어는 현재 절삭가공에 의하여 대부분 생산되고 있다. 그러나 소성가공에 의해 성형된 기어는 절삭가공에 의해 제조된 기어에 비하여 재료 및 비용절감과 강도증가를 기대할 수 있으므로, 최근 기어 제조에 있어서 소성가공에 의한 기어의 성형방법에 대한 연구가 진행되고 있다. 특히 소형 기어에 대해서 압출과 단조공정에 의한 성형법 개발과 이에 대한 새로운 해석방법의 연구가 활발히 진행되고 있다.

헬리컬기어 성형에 관해서는 Samanta⁽¹⁾에 의해서 스피어기어와 헬리컬기어의 냉간압출공정이 제시되었으며, Choi^(2,3) 등은 새로운 냉간압출법을 제안하고 상계해석, 전극설계 및 금형강도를 평가하였다. 단조공정은 압출공정에 비해 기어의 치폭이 좁은 경우에도 적용하기 유리하고 생산성이 높다. 이러한 단조공정에 의한 헬리컬기어 성형에 관한

연구를 살펴보면, Dohman과 Traudt⁽⁴⁾는 냉간단조에 의한 헬리컬기어 성형시 금속유동과 공구하중을 슬래브법으로 해석하였다. Lange^(5,6) 등은 헬리컬기어의 냉간단조를 3차원 유한요소해석하고 변형해석 결과를 이용하여 3차원 경계요소법으로 금형변형을 해석하였다. 또한 Yang 등⁽⁷⁾은 반복경계조건을 이용하여 헬리컬기어의 냉간단조에 대한 3차원 유한요소해석을 하였다.

기어를 냉간단조에 의해 성형하기 위한 방법으로는 Fig. 1과 같은 기본적인 두 가지 공정으로 분류된다.^(7,8) Fig. 1에서 (a)는 내부에 치형을 갖는 다이속으로 외부치형을 갖는 상부 펀치를 안내하므로써 기어가 성형되는 안내형 공정(guiding type)이며, (b)는 단순 원통형 펀치에 의해 성형재료를 다이의 치형으로 성형시키는 축방압출방식의 구속형 공정(clamping type)이다. 이때 구속 다이(clamping die)는 단조공정 후반기에 다이로부터 재료가 후방으로 변형되는 것을 방지하기 위해 사용된다.

Choi 등⁽⁹⁾은 이와 같은 두 가지 단조공정 중에서 안내형 공정으로 헬리컬기어를 성형할 수 있는 금형구조를 제안하고 상계해석 및 단조실험을 수행하였다.

본 논문에서는 헬리컬기어의 단조에 있어서 원통형 펀치를 사용하여 재료가 축방의 치형부로 압출되는 유동형태를 가지는 단조공정인 구속형 공정에 대하여 연구하였다. 이러한 단조공정에 대해 헬리컬기어의 단조실험을 수행하였다. 또한 성형하중을 예측하기 위해, 치형이 인벌류트 곡선인 헬리컬기어 단조에 대한 동적 가용속도장을 구성하고 상계해석 하였다.

2. 이론해석

Fig. 2는 헬리컬기어를 구속형 공정으로 냉간단조하기 위한 금형구조 개략도를 나타낸다. 구속형 단조는 Fig. 2에 도시된 바와 같이 원통형 펀치가 하강함에 따라 재료가 축방의 치형부로 유동되어 간다.

이와 같은 재료유동에 대한 속도장을 표현하기 위하여, Fig. 3과 같이 헬리컬기어의 반피치를 7개의 영역으로 분할한다. 여기서, r_m 과 ε 은 전체 에너지 소비율이 최소가 되도록 하는 반경 및 높이, θ_2 는 임의의 z 에서 축직각 단면이 회전된 각도이

다.

2.1 동적 가용속도장

Fig. 2에서와 같이 원통형 펀치의 수직운동에 의해 재료가 치형을 갖는 다이속으로 반경방향의 유동이 일어나므로, ① 영역은 펀치의 수직운동에 의한 강제운동을 하는 영역, ②~⑦ 영역은 실제 변형이 일어나는 영역으로 가정한다.

본 연구의 속도장은 필렛부 형상을 반경방향의 직선으로 가정하고 인벌류트 치형을 갖는 헬리컬기어에 대해 저자의 헬리컬기어의 안내형 단조공정에 대한 속도장⁽⁹⁾을 토대로 구속형 단조공정의 경계조건⁽¹⁰⁾을 만족하도록 재구성하였다.

⑤~⑦ 영역에서는 축방향 속도성분 V_z 는 존재하지 않고 이에 대한 추가적인 회전속도는 없다. 따라서 경계조건을 만족시키기 위한 추가되는 회전속도 성분은 ②~④ 영역에서만 고려된다. ② 영역에 추가되는 회전속도는 반경의 제곱에 비례한다고 가정하였고 ③, ④ 영역에 추가되는 회전속도는 반경에 비례한다고 가정하였다. 이렇게 구성된 헬리컬기어의 구속형 단조공정에 대한 동적 가용속도장을 Table 1에 나타낸다.

Table 1에서 영역 ①과 영역 ②, ③과의 경계 $Z(r)$ 은 다음의 식 (1)로 나타낸다.

$$Z(r) = \begin{cases} \frac{H-\epsilon}{r_m-r_i}r + \epsilon - \frac{H-\epsilon}{r_m-r_i}r_i, & (r_i \leq r \leq r_m) \\ H, & (r_m \leq r \leq r_{ri}) \end{cases} \quad (1)$$

2.2 상계해

각각의 영역에 대한 내부에너지 소비율과 전단에너지 소비율은 Table 1을 이용하여 수치적으로 계산된다. Table 1의 동적 가용속도장은 반피치에 대한 것이고 추가되는 회전속도는 Fig. 3에 대칭인 반피치에 대해서 반대부호로 더해지므로 치 한계에 대응하는 에너지 소비율은 대칭인 반피치에 대해서 각각 계산한다. 치 한계에 대응하는 에너지 소비율은 다음과 같다.

$$\dot{E}_t = \sum \dot{E}_p + \sum \dot{E}_s + \sum \dot{E}_r \quad (2)$$

여기서, \dot{E}_p 는 내부에너지 소비율, \dot{E}_s 는 전단에너지 소비율이고, \dot{E}_r 는 마찰에너지 소비율이다.

헬리컬기어 전체에 대한 에너지 소비율은 일정한 속도 u 로 움직이는 펀치에 제공된 동력과 같아야

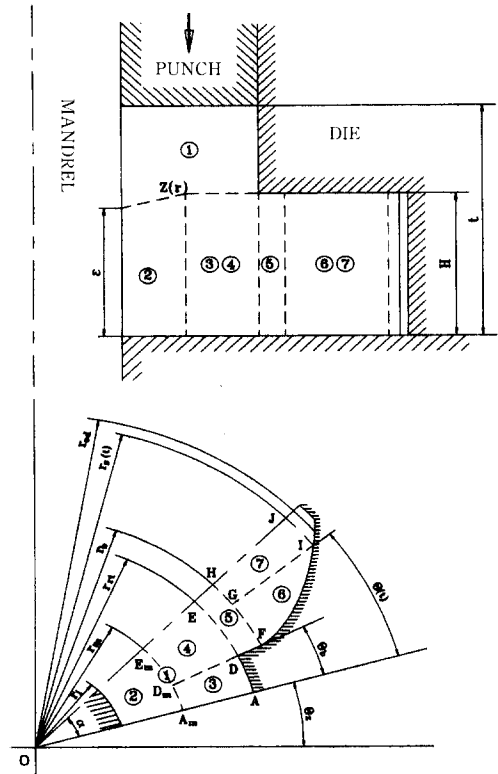


Fig. 3 Assumed deformation regions of helical gear forging

함으로 헬리컬기어 전체에서의 소비율은 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \dot{E}_r &= N\dot{E}_t \\ &= P_{av} \cdot A \cdot u \end{aligned} \quad (3)$$

여기서, N 은 헬리컬기어의 잇수이다. 그리고 상대 압력에 관한 상계해는

$$\frac{P_{av}}{\sigma} = \frac{\dot{E}_r}{\sigma \cdot u \cdot A} \quad (4)$$

이다. 여기서, A 는 해석하려는 순간의 펀치와 가공물의 접촉면적이다.

3. 헬리컬기어의 단조실험

3.1 소재 물성시험⁽⁹⁾

본 연구에서는 시험용 소재로 상용 알루미늄 합금을 완전 풀림처리하여 사용하였다. 응력과 변형률의 관계식을 결정하기 위해 압축시험을 행하였

Table 1 Kinematically admissible velocity fields of clamping type forging for helical gear

Region 1 $\theta_z \leq \theta \leq \theta_z + \alpha$ $r_i \leq r \leq r_t$ $Z(r) \leq z \leq t$	$U_r = 0$
	$U_\theta = 0$
	$U_z = -u$
Region 2 $\theta_z \leq \theta \leq \theta_z + \alpha$ $r_i \leq r \leq r_m$ $0 \leq z \leq Z(r)$	$U_r = \frac{u}{2} \frac{r^2 - r_i^2}{r} \frac{1}{Z(r)}$
	$U_\theta = -\frac{r^2}{r_m} \frac{u \tan \beta}{HR_p} z$
	$U_z = \frac{u}{2} \frac{z}{Z(r)} \left(\frac{r^2 - r_i^2}{r} \frac{1}{Z(r)} \frac{\partial Z(r)}{\partial r} - 2 \right)$
Region 3 $\theta_z \leq \theta \leq \theta_z + \theta_b$ $r_m \leq r \leq r_{rt}$ $0 \leq z \leq H$	$U_r = \frac{u}{2H} \left\{ \frac{r^2 - r_i^2}{r} + \frac{r_{rt}^2 - r_i^2}{r_{rt}} \frac{(r - r_m)^2}{(r_{rt} - r_m)^2} \right\}$
	$U_\theta = \frac{u}{2H} \frac{r_{rt}^2 - r_i^2}{r_{rt}} \frac{(3r^2 - 4rr_m + r_m^2)}{(r_{rt} - r_m)^2} (\theta - \theta_z) - \frac{u \tan \beta}{HR_p} r z$
	$U_z = -u \frac{z}{H}$
Region 4 $\theta_z + \theta_b \leq \theta \leq \theta_z + \alpha$ $r_m \leq r \leq r_{rt}$ $0 \leq z \leq H$	$U_r = \frac{u}{2H} \left\{ \frac{r^2 - r_i^2}{r} + \frac{r_{rt}^2 - r_i^2}{r_{rt}} \frac{(r - r_m)^2}{(r_{rt} - r_m)^2} \frac{\theta_b}{\alpha - \theta_b} \right\}$
	$U_\theta = \frac{u}{2H} \frac{r_{rt}^2 - r_i^2}{r_{rt}} \frac{(3r^2 - 4rr_m + r_m^2)}{(r_{rt} - r_m)^2} \theta_b \frac{\alpha - (\theta - \theta_z)}{\alpha - \theta_b} - \frac{u \tan \beta}{HR_p} r z$
	$U_z = -u \frac{z}{H}$
Region 5 $\theta_z + \theta_b \leq \theta \leq \theta_z + \alpha$ $r_{rt} \leq r \leq r_b$ $0 \leq z \leq H$	$U_r = \frac{u}{2H} \left(\frac{r_{rt}^2 - r_i^2}{r} + \frac{\theta_b}{\alpha - \theta_b} \frac{r_{rt}^2 - r_i^2}{r} \right)$
	$U_\theta = 0$
	$U_z = 0$
Region 6 $\theta_z + \theta_b \leq \theta \leq \theta_z + (t)$ $r_b \leq r \leq r_{inv}(\theta)$ $0 \leq z \leq H$	$U_r = \frac{u}{2H} \left(\frac{r_{rt}^2 - r_i^2}{r} + \frac{\theta_b}{\alpha - \theta_b} \frac{r_{rt}^2 - r_i^2}{r} \right)$
	$U_\theta = \frac{u}{2H} \left(\frac{r_{rt}^2 - r_i^2}{r_b} + \frac{\theta_b}{\alpha - \theta_b} \frac{r_{rt}^2 - r_i^2}{r_b} \right) \frac{\sqrt{r^2 - r_b^2}}{r}$
	$U_z = 0$
Region 7 $\theta_z + \theta(t) \leq \theta \leq \theta_z + (\alpha)$ $r_b \leq r \leq r_s(t)$ $0 \leq z \leq H$	$U_r = \frac{u}{2H} \left(\frac{r_{rt}^2 - r_i^2}{r} + \frac{r_{rt}^2 - r_i^2}{r} \frac{\theta_b}{\alpha - \theta_b} \right) + \frac{u}{2H} \left(\frac{r_{rt}^2 - r_i^2}{r_b} + \frac{r_{rt}^2 - r_i^2}{r_b} \frac{\theta_b}{\alpha - \theta_b} \right) \frac{1}{\alpha - \theta(t)} \cdot \left\{ \frac{\sqrt{r^2 - r_b^2}}{r} - \frac{r_b}{r} \tan^{-1} \frac{\sqrt{r^2 - r_b^2}}{r_b} \right\}$
	$U_\theta = \frac{u}{2H} \left(\frac{r_{rt}^2 - r_i^2}{r_b} + \frac{\theta_b}{\alpha - \theta_b} \frac{r_{rt}^2 - r_i^2}{r_b} \right) \frac{\sqrt{r^2 - r_b^2}}{r} \frac{(\theta - \theta_z) - \alpha}{\theta(t) - \alpha}$
	$U_z = 0$

다. 압축시험을 행하기 위해 직경을 26 mm, 높이를 52 mm, 26 mm, 15 mm, 13 mm의 원통형으로 소재를 가공하였다. 마찰효과를 최소화하는 외삽법 (extrapolation method)⁽¹¹⁾으로 응력과 변형률의 관계식을 구하였다. 상용 알루미늄 합금의 응력과 변형률 관계식은 다음과 같다.

$$\bar{\sigma} = 287.742 \bar{\epsilon}^{0.128} \text{ (MPa)} \quad (5)$$

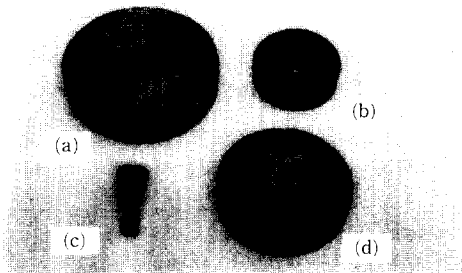
마찰상수의 결정을 위해 링압축시험을 행하였다. 시편은 외경 : 내경 : 높이비율 6 : 3 : 2로 가공하고 실제 헬리컬기어의 단조에서 사용되는 소재와 동일하게 윤활피막처리를 하였다. 링압축시험 결과 마찰상수는 0.14이다.

3.2 단조실험

Fig. 2와 같은 금형구조로 헬리컬기어를 성형하기 위하여 (a) 원통형 펀치, (b) 펀치홀더, (c) 다이와 (d) 구속다이(clamping die)를 제작하였다. 이를 Fig. 4에 나타낸다.

다이의 방전가공에 사용된 전극의 세원은 Table 2와 같다.

Fig. 5에 초기 시편의 직경이 25 mm, 높이가 43



(a) Die (b) Cylindrical shaped punch (c) Punch holder (d) Clamping die

Fig. 4 Aspects of clamping type forging for helical gear

Table 2 The specification of helical gear

No. of teeth	20
Normal module	1.343291
Normal pressure angle	20°
Helix angle	23.626° (RH)
Standard pitch circle diameter	29.3237mm
Whole depth	3.3161mm

mm인 경우 구속형 단조공정으로 실험한 결과를 나타내었다. 초기 시편 (a), 단조가 진행됨에 따라 얻어진 중간 변형제품 (b), (c), (d)와 최종 제품 (e)을 나타낸다.

4. 결과 및 고찰

4.1 속도장의 타당성 검토

구속형 단조공정에 대한 본 속도장에서의 영역분할이 타당함을 검토하기 위해 Fig. 6과 같은 측방 압출(radial extrusion) 형식의 단조형태에 대하여 Bramley등의 상계해⁽¹²⁾와 본 연구에서의 상계해석 결과를 비교한다.

Fig. 6에서 보인 측방압출(radial extrusion) 형식의 단조에 대하여, Bramley가 제안한 속도장을 나타내면 Table 3과 같다. Fig. 6에 보인 단조공정에 대한 본 연구의 속도장은 앞서 보인 헬리컬기어 속

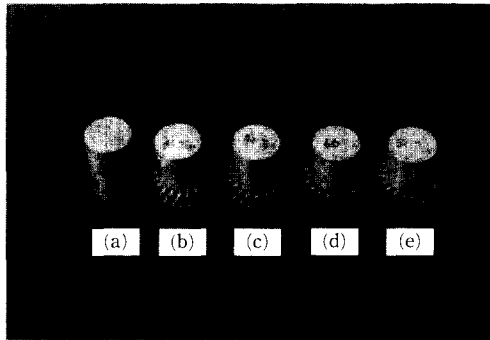


Fig. 5 Cold forged workpieces of helical gear

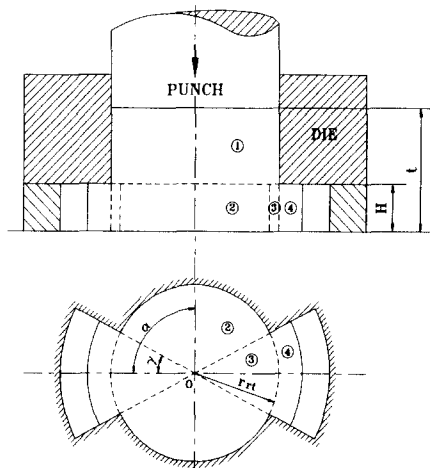


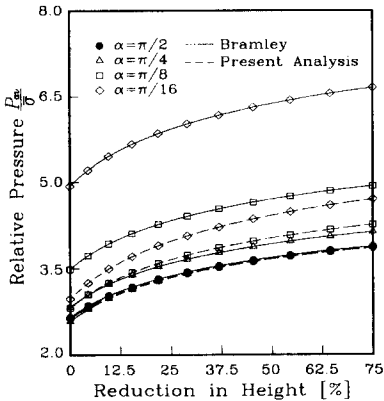
Fig. 6 Deformation regions of radial extrusion

도장의 제 ①~⑤ 영역과 같음을 알 수 있다.

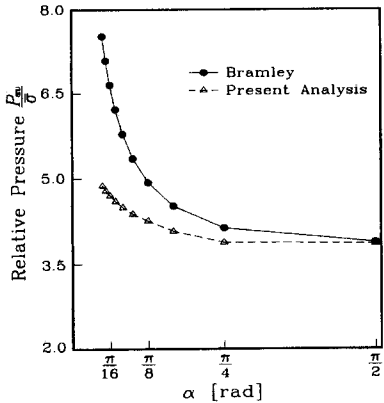
Fig. 7은 Fig. 6과 같은 측방압출형식의 단조에

Table 3 The proposed velocity fields for radial extrusion by Bramley⁽¹²⁾

Region	Velocity		
1	$U_r=0$	$U_\theta=0$	$U_z=-u$
2	$U_r=0$	$U_\theta=-u(\alpha-\theta)\frac{r}{H}$	$U_z=-u\frac{z}{H}$
3	$U_r=u\frac{\alpha r}{2H\gamma}$	$U_\theta=-u(\alpha-\gamma)\frac{\theta r}{H\gamma}$	$U_z=-u\frac{z}{H}$
4	$U_r=u\frac{r_0^2\alpha}{2Hr\gamma}$	$U_\theta=0$	$U_z=0$



(a) Variation of relative pressure with respect to reduction in height for different segment angles "α"



(b) Variation of relative pressure with respect to segment angles "α"

Fig. 7 Comparisons of relative pressure for radial extrusion

대하여 Bramley의 상계해와 본 연구에서의 상계해를 비교한 결과이다. Fig. 7의 (a)는 두 속도장의 편차 압하율에 대한 상대압력을 반피치각 α 를 변화시키면서 해석한 결과이다. Fig. 7의 (b)는 최종 상태에 대해서 반피치각 α 에 대한 상대압력의 변화를 나타내었다.

Fig. 7에서 Bramley에 의해 제안된 속도장보다 본 저자에 의해 제안된 속도장의 상계해가 낮음을 알 수 있다. 따라서 본 저자에 의해 제안된 속도장의 영역분할이 측방압출형식의 단조에 대해 좀 더 타당하다고 할 수 있다.

4.2 단조하중

Fig. 8은 Yang 등⁽⁷⁾의 FEM 해석결과 및 실험결과와 비교한 것으로, 예측된 상계하중이 실험치와 FEM 해석결과보다 조금 높게 평가되었음을 알 수 있다. 단조 최종단계에서 유한요소해석의 단조하중(5303.6 kN) 및 본 연구에서의 상계하중(4671.3 kN)이 실험값(3269.2 kN)에 비해 높은 값을 보이고 있다. 헬리컬기어의 구속형 단조는 밀폐단조임으로 단조 최종단계를 정확하게 설정하는 것이 곤란하기 때문에 실험으로 얻은 단조 최종단계의 하중이 이론적인 하중보다 낮음을 알 수 있다. 단조 최종단계에서는 실험에서 발생하는 플래시를 고려하지 않은 유한요소해석 결과가 실제 하중보다 62.2% 크다. 제안한 동적 가용속도장으로 단조 최

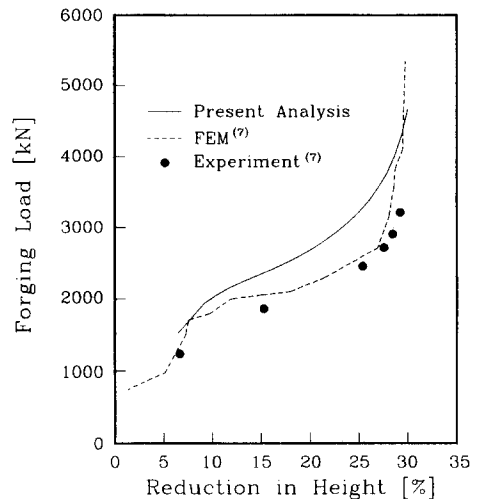


Fig. 8 Comparison of the FEM solution and the experimental results⁽⁷⁾ with the upper bound solutions

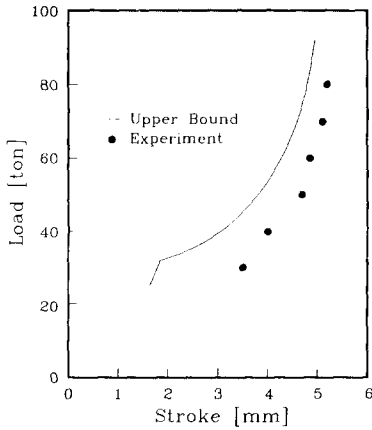


Fig. 9 Comparison of the experimental results with the upper bound solutions

중단계에서 유한요소해석 보다 작고 실험치보다 42.9% 큰 단조하중을 예측하였다.

본 연구에서 수행한 실험과의 비교를 Fig. 9에 나타낸다. Fig. 9에서는 높이 변형량에 대한 단조하중을 표현한다. 치형의 형성정도와 플래시의 발생 등에 기초하여 단조 최종단계를 설정하였다. 즉 기어의 상하부분의 치형이 모두 성형되고 펀치쪽 부분에서 기어 치형을 따라 플래시가 발생한 경우에 이를 단조 최종단계로 하고 실험에서 10톤 (ton) 씩 증가시키며, 실험하였기 때문에 단조 최종단계 하중은 대략 80톤 (ton)으로 설정되었다. 필렛부 형상을 반경방향의 직선으로 가정함으로써 단조 초기에 상계하중이 실험값보다 높게 평가되고 단조 최종단계에서도 이러한 영향으로 상계하중(92.2ton)이 12.75% 높게 평가되었다. 수행한 실험에서, 플래시의 발생과 다이의 이끝면이 조금 더 깊게 가공되어 있고 소재의 직경이 기어의 이뿌리원의 직경보다 작음으로 실험에서의 높이 변형량이 더 크다. 상계하중은 대체적으로 실험하중과 비슷한 경향이고 근사한 값을 보인다. 예측된 상계하중은 펀치와 같은 공구의 강도설계 (strength analysis)에 쉽게 이용될 수 있다.

4.3 상대압력

본 연구에서는 치각각 압력각 20°, 치높이 2.25 M인 헬리컬기어에 대해 내경을 0으로 하여 치각각 모듈, 잇수, 헬릭스각, 마찰상수, 그리고 초기소재 높이 등에 따라 상대압력을 계산하였다. 또한 초기소재의 직경은 단조되는 기어의 이뿌리원 직경과

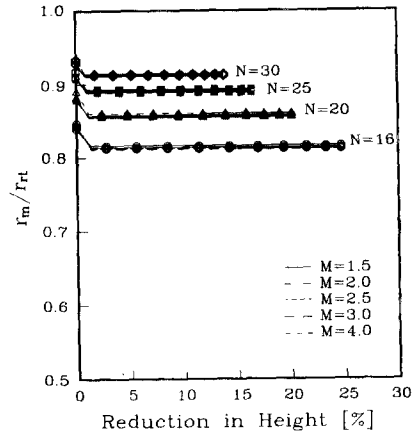


Fig. 10 Variation of the fractional radius with respect to reduction in height for different number of teeth and normal modules ($m=0.1$, helix angle=23.626°)

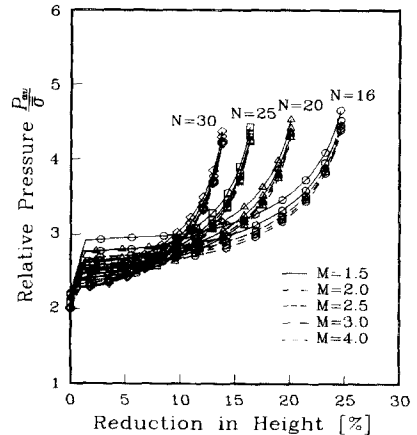


Fig. 11 Variation of the relative pressure with respect to reduction in height for different number of teeth and normal modules ($m=0.1$, helix angle=23.626°)

같다고 가정하였고, 전위계수는 0으로 선택하였다.

Fig. 10과 Fig. 11는 마찰상수 0.1, 헬릭스각 23.626°일 때의 해석결과이며, Fig. 10은 에너지 소비율이 최소로 되는 반경변수 r_m 을 펀치 압하율에 대해 구한 결과이다. 이 결과에 의하면 펀치행정이 어느 정도 진행될 후에는 r_m/r_t 이 거의 일정한 값을 갖는다. 그리고 모듈변화 따르는 영향은 없다. 또 잇수가 많은 경우가 잇수가 적은 경우보다 r_m/r_t 값이 더 크다. 또한 $\epsilon/H \approx 1$ 의 값이 얻어졌다. 이와 같이 얻어지는 r_m, ϵ 값을 해석에 적용한다.

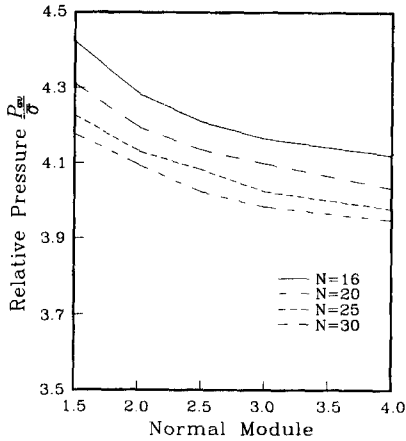


Fig. 12 Variation of the relative pressure with respect to normal module different number of teeth ($m=0.0$, helix angle $\approx 23.626^\circ$)

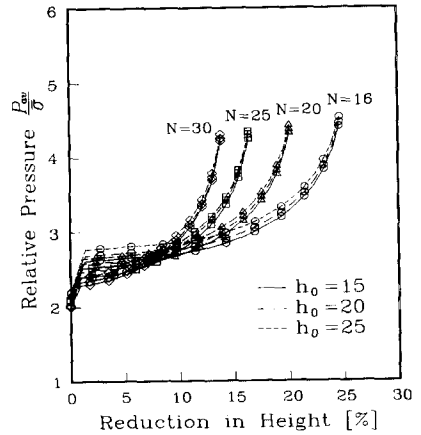


Fig. 14 Variation of the relative pressure with respect to reduction in height for different number of teeth and initial heights ($m=0.1$, normal module = 2.0, helix angle $= 23.626^\circ$)

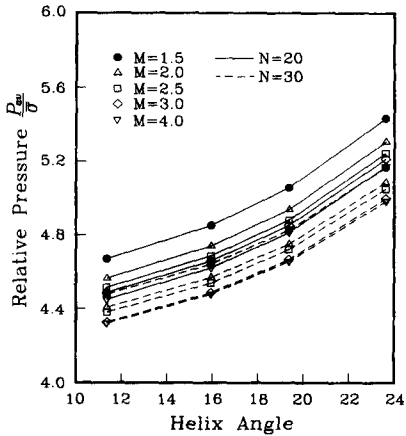


Fig. 13 Variation of the relative pressure with respect to helix angle for different number of teeth and transverse modules ($m=0.1$)

Fig. 11는 펀치 압하율에 대한 상대압력을 나타낸 것으로 단조 최종단계에 접근하면 상대압력이 급상승하는 경향을 보이고 있다. 이것은 단조 최종단계에 접근할수록 축직각 단면적의 확대에 비해 다이면의 구속이 더 심해져서 에너지 소비율이 크게 작용된 것으로 생각된다.

Fig. 12과 Fig. 13은 단조 최종상태의 해석결과이다. Fig. 10은 헬릭스각이 23.626° 일 때, 이상적인 단조조건으로 마찰상수가 0.0인 경우에 대한 것으로 각각의 잇수에 대해 치직각 모듈과 상대압력의 관계를 나타낸 것이다.

Fig. 11와 Fig. 12의 두 경우 모두 치직각 모듈이

증가함에 따라 상대압력이 감소하고, 잇수가 증가함에 따라 상대압력이 감소함을 알 수 있다. 치직각 모듈이 증가하거나 잇수가 증가하면 헬릭스각의 축직각 단면적이 커지므로, Figs. 11, 12의 결과 축직각 단면적이 큰 헬릭스각이 구속형 공정으로 단조하기 유리함을 나타낸다.

헬릭스각의 구속형 냉간단조에서 헬릭스각의 영향을 살펴보기 위하여 마찰상수 0.1, 잇수 20과 30에 대하여, 헬릭스각의 변화에 대한 상대압력의 변화를 Fig. 13에 나타내었다. 비교를 명확히 하기 위해 각각의 축직각 단면이 동일한 축직각 모듈에 대해 도시하였다. 이 결과 헬릭스각이 작은 헬릭스각이 구속형 공정으로 단조하기 유리함을 나타낸다.

Fig. 14는 초기소재 높이의 영향을 살펴보기 위하여 치직각 모듈 2.0, 마찰상수 0.1, 헬릭스 각 23.626° , 초기소재 높이 15 mm, 20 mm, 25 mm에 대해 해석한 것으로 각각의 잇수에 대해 펀치 압하율에 대한 상대압력을 도시하였다. 초기 소재높이가 높아질수록 상대압력은 미소하게 증가하는데, 이것은 높이의 증가에 따른 마찰면적의 증가 때문이라 생각된다.

4.4 안내형 공정과 구속형 공정의 비교

기어단조에 있어서 안내형 공정(guiding type)과 구속형 공정(clamping type)에 대하여 저자가 제안한 안내형 공정의 펀치 평균압력⁽⁹⁾과 구속형 공

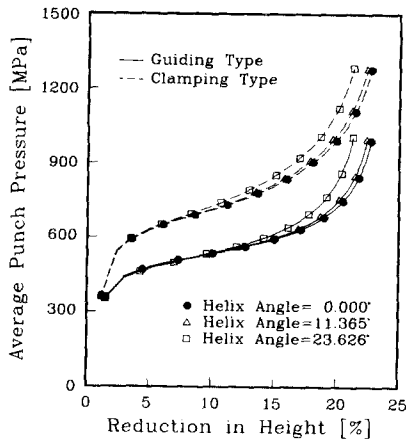


Fig. 15 Comparison of the guiding type forging with the clamping type forging of helical gear (N=20, transverse module=1.5, m=0.14)

정의 펀치 평균압력을 Fig. 15에 나타내었다. Fig. 15는 잇수 20, 축직각 모듈 1.5인 같은 축직각 단면을 갖는 헬리컬기어의 단조에 대해서 헬릭스 각을 0°(스피어기어), 11.365°, 23.626°로 변화시키면서 해석한 것으로, 펀치 압하율에 대한 펀치 평균압력을 도출하였다. 해석에 필요한 유효응력과 변형률의 관계는 $\sigma = 287.742 \epsilon^{0.128}$ (MPa)이며, 마찰상수값은 $m = 0.14$ 이다. 구속형 공정은 안내형 공정보다 금형구조는 간단하나 펀치 평균 압력이 상대적으로 높음을 알 수 있다. 따라서 두가지 공정중에서 목표로 하는 제품의 특성과 기술수준에 따라 적절한 방법의 선택이 요구된다.

5. 결론

본 연구에서는 원통형 펀치를 사용하는 구속형 공정으로 헬리컬기어를 냉간단조하고, 이를 상계해석할 수 있는 동적가속도장을 제안하였으며, 이 속도장에 의한 상계해를 이용하여 헬리컬기어의 구속형 단조공정에 대한 여러 공정변수의 변화에 대한 상대압력 변화를 고찰하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 측방압출형식의 단조형태에 대해 Bramley의 상계해와 비교한 결과 본 속도장의 타당성을 알 수 있었다.

(2) 상계해석 결과 잇수가 증가하거나 치직각 및 축직각 모듈이 증가할수록 상대압력이 낮다. 이것은 헬리컬기어의 단면이 커질수록 구속형 공정으로

단조하기 유리함을 나타낸다.

(3) 상계해석 결과 헬릭스각이 작을수록 상대압력이 작다. 이것은 헬릭스각이 작은 헬리컬기어가 구속형 공정으로 단조하기 유리함을 나타낸다.

(4) 상계해석 결과 초기소재의 높이가 높을수록 상대압력이 미소하게 증가한다.

(5) 기존의 실험치 및 유한요소해석치와 상계해석으로 예측한 단조하중을 비교한 결과 조금 높은 값을 가지나 전체적으로 유사한 경향을 보인다. 예측된 상계하중은 펀치의 강도해석(strength analysis)와 같은 금형설계에 쉽게 이용될 수 있다.

(6) 구속형 공정은 안내형 공정보다 금형구조는 간단하나 펀치 평균압력이 상대적으로 높다. 따라서 두가지 공정중에서 목표로 하는 제품의 특성과 기술수준에 따라 적절한 방법의 선택이 요구된다.

후 기

본 연구는 부산대학교의 기성희 연구비 지원에 의한 것입니다.

참고문헌

- (1) Samanta, S. K., 1976, "Helical Gear: A Noble Method of Manufacturing It," *Proc. 4th North American Metalworking Research Conf.*, Battele's Columbus Labs, OH, USA, Society of Manufacturing Engineers, pp. 199~205.
- (2) 최재찬, 조해용, 권혁홍, 이언호, 1992, "헬리컬기어의 새로운 냉간압출법과 상계해석에 관한 연구," *한국정밀공학회지*, 제9권, 제3호, pp. 12~28.
- (3) Choi, Jaechan, Cho Haeyong and Kwon, Hyuk-hong, 1994, "A New Extrusion Process for Helical-Gears : Experimental Study," *J. Mater. Process. Technol.*, Vol. 43, pp. 35~53.
- (4) Dohmann, F. and Traudt, O., 1987, "Metal Flow and Tool Stress in Cold Forging of Gear Components," *Advanced Technology of Plasticity*, Vol. II, pp. 1081~1088.
- (5) Szentmihalyi, V., Lange, K., Tronel, Y., Chenot J. L. and Ducloux, R., 1994, "3-D finite-Element Simulation of the Cold Forging of Helical Gears," *J. Mater. Process. Technol.*, Vol.

- 43, pp. 279~291.
- (6) Lange K. and Szentmihalyi, V., 1995, "Optimized Cold Forging of Helical Gears by FEM - Simulation," *Proc. of 9th International Cold Forging Congress*, Solihull, UK, 22-26 MAY, pp. 283~289.
- (7) 박용복, 양동열, 1995, "반복경계조건을 이용한 헬리컬기어의 정밀 냉간단조에 유한요소해석," 대한기계학회 춘계학술대회 논문집(I), pp. 296~301.
- (8) 심상운, 송기섭, 윤두성, 박용복, 양동열, 1995, "자동차용 후진 아이들 기어의 정밀 냉간단조," 단조기술의 진보, pp. 145~157.
- (9) 최재찬, 최 영, 탁성준, 1996, "헬리컬 기어의 냉간단조에 관한 상세해석," 대한기계학회 춘계학술대회 논문집(I), pp. 296~301.
- (10) Gordon, W. A. and Van Tyne, C. J., 1987, "Injection Upsetting - An Upper Bound Analysis," *15th NAMRC*, MAY, pp. 278~284.
- (11) Hosford, W. F. and Caddell, R. M., 1983, *Metal Forming, Mechanics and Metallurgy*, Prentice-Hall International Inc., pp. 61~64.
- (12) Plancak, M., Bramley, A. and Osman, F., 1992, "Non-conventional Cold Extrusion," *J. Mater. Process. Technol.*, Vol. 34, pp. 465~472.