

中空素材에 의한 스퍼어기어의 냉간단조에 관한 연구

최재찬,* 김창호,*** 허관도,** 최영***

A Study on the Cold Forging of Spur Gears from Hollow Cylindrical Billets

J. C. Choi,* C. H. Kim,*** K. D. Hur,** Y. Choi***

ABSTRACT

Closed-die forging of spur gears with hollow cylindrical billet 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 the forging die profile. In the analysis, the deformation region has been divided into nine zones. A constant frictional stress has been assumed on the contacting surfaces. Utilizing the formulated velocity field, numerical calculations have been carried out to investigate the effects of various parameters, such as module, number of teeth and friction factor, on the forging of spur gears. Hardness and accuracy of forged gears are measured.

The following results have been obtained: (1) It is verified that an axisymmetric deformation zone exists between root circle and center of gear through forged gears. (2) The average relative forging pressure is predominantly dependent on the number of teeth and increases near the final filling stage as the addendum modification coefficient increases. (3) Close agreement was found between the predicted values of forging load and those obtained from experimental results.

Key Words : Axisymmetric Deformation Zone(축대칭 변형영역), Upper-Bound Method(상계법), Velocity Field(속도장), Cold Forging(냉간단조)

기호설명

r, θ, z : 중심 O의 원주좌표계

\dot{E}_T : 전체 에너지소비율

N : 기어의 잇수

r_m : 축대칭변형영역을 나타내는 반경

* 부산대학교 정밀정형 및 금형가공 연구센터/기계설계공학과

** 동의대학교 기계설계공학과

*** 부산대학교 대학원

- r_n : 이뿌리원 반경
- r_i : 맨드릴 반경
- t : 가공물의 높이
- u : 편치의 하강속도
- P_{av} : 평균 단조압력

1. 서 론

현재 자동차 등에 쓰이는 고정밀도와 강도를 필요로 하는 기어는 호빙, 셰이핑 및 셰이빙과 같은 절삭가공에 의해서 대량생산되고 있으나 기어의 제조에 있어서 생산성을 높이는 방법으로 전조, 압출 및 단조 등의 소성가공에 의한 기어의 성형법에 관한 연구가 활발히 진행되고 있다.⁽¹⁻⁸⁾

본 연구자들이 중실소재에 의한 스퍼어 기어의 단조에 관한 연구를 수행하면서 발표한 논문(9)와 (10)에서는 기어의 밀폐단조시 이뿌리부의 필렛이 직선 및 원호로 된 속도장을 제안하고 각 속도장에 대한 상계해를 통하여 해석하였다.

중실소재에 의해 기어를 단조할 경우, 단조성형 후 기어측정을 하거나 실제 산업에 응용하기 위해 축의 삽입용 내경을 추가로 선삭해야 하므로 내경가공을 위해 선반의 척(chuck)에 완성된 단조기어를 물릴 때 치의 손상을 막기 위하여 별도의 치구가 필요하다.

따라서 인발된 중공소재를 이용하여 기어를 단조할 경우 중실소재에 의한 단조기어에 비해 기어 축의 삽입용 내경가공을 위한 선삭이 불필요하고 내경이 클수록 소재절감효과가 있다. 또 맨드릴이 소재의 내경을 통과하므로 중실소재에 비해 다이의 소재에 대한 위치결정 및 중심내기(centering)가 용이하다.

본 논문은 앞의 발표한 논문들을 기초로 중공소재에 의해 스퍼어 기어를 밀폐단조시 이뿌리부의 필렛이 직선과 원호로 된 속도장을 구성하고 이 속도장에 의한 상계해를 수치적으로 구하여 가공물의 높이변화에 대응하는 단조하중, 초기소재의 내경크기에 대한 상대압력, 가공물의 높이 감소율에 대한 상대압력 및 기어의 잇수 변화에 대한 상대압력의 변화등을 해석하였다.

그리고 다이에서 중실소재 및 내경의 크기가 각각 다른 중공소재를 이용하여 단조하였을 때, 두 소재의 높이변화에 따라 단조하중을 비교하고 두 소재에 의한 단조에서 치의 성형에 대해 고찰하고자 한다.

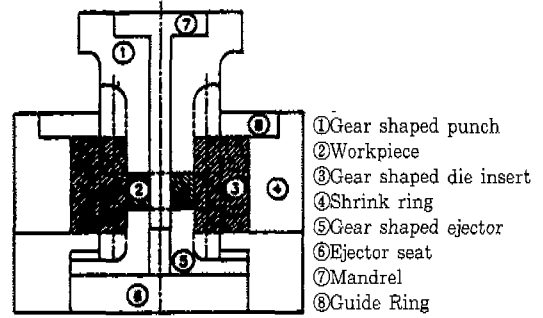


Fig. 1 Schematic drawing of die sets for spur gear forging.

2. 이론해석

중공소재를 이용한 스퍼어기어의 냉간밀폐단조에 관한 개략도를 Fig. 1에 나타낸다. 이 그림에 도시된 바와 같이 편치, 다이 및 이젝터에는 치가 가공되어 있고, 가공물을 단조할 때 이젝터는 정지상태를 유지하도록 한다. 그리고 맨드릴과 함께 편치가 일정속도로 하강함에 따라 재료는 다이의 치 공간으로 유동되어 간다.

재료유동을 관찰하기 위하여, 모델재료인 플라스틱인을 이용한 스퍼어기어 성형결과를 Fig. 2에 나타낸다. 이뿌리원과 중심사이에 축대칭 변형영역이 존재함을 알 수있다. 이와같은 재료유동을 표현하기 위한 변형영역을 Fig. 3에 나타낸다. 여기서 이뿌리원과 맨드릴 사이에 축대칭 변형영역이 존재한다고 가정하여 반경 r_m 을 도입하였다. 이 r_m 은 에너지 소비율이 최소가 되는 위치로 결정된다. Ohga와 Kondo등이 정다각형, 스플라인 등의 부품을 단조할 때 제안한 속도장⁽⁷⁾에 이러한 축대칭 변형영역이 있다.

Fig. 3과 같은 변형영역과 다이의 경계면에 대하여

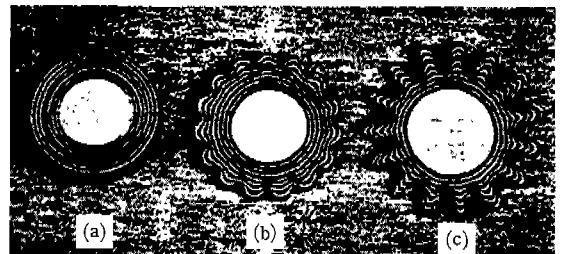


Fig. 2 Flow pattern produced by alternating layers of plasticine.

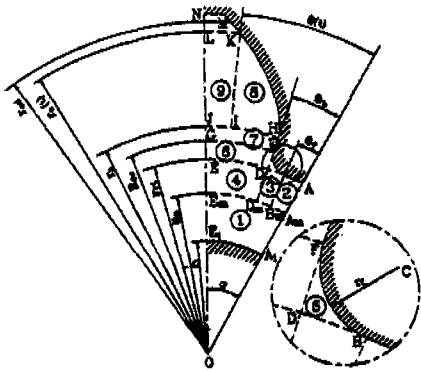


Fig. 3 Assumed deformation regions of involute tooth profile

체적일정조건과 수직속도성분의 연속성 및 경계조건을 만족하는 새로운 등적가용속도장을 구하고 이 속도장에 의한 상계해를 수치적으로 구한다. 여기에 사용된 좌표계는 중심 O의 r, θ, z 원주 좌표계이다. 그리고 이 문제해를 위해 가정한 내용은 다음과 같다.

- 1) 스퍼어기어 단조에 사용되는 급형은 단조제품의 이끌원 보다 조금 더 크게 가공되어 있다.
- 2) 다이, 펀치 및 치공구들은 완전강체로서 어떠한 변형이나 체적변화가 없다.
- 3) 단조될 재료는 등방성, 비압축성이고, Mises의 유동법칙을 따른다.
- 4) 재료 유동시의 자유면의 형상은 중심축O를 중심으로 하는 원호이다.
- 5) 가공물과 공구사이의 접촉면에서 마찰은 일정하다.
- 6) 초기소재의 외경은 이뿌리원 직경과 같고 내경은 맨드릴 직경과 같다.

2.1 등적가용속도장

본 논문의 모든 변형영역에서 z 축 방향 속도성분은 z 에 선형적으로 비례한다고 가정한다.

$$U_z = -\frac{uz}{t} \quad (1)$$

1) I 영역 속도장 ($0 \leq \theta \leq \alpha, 0 \leq r \leq r_m$)

$$U_r = \frac{u}{2t} \frac{r^2 - r_i^2}{r} \quad (2)$$

$$U_\theta = 0 \quad (3)$$

2) II 영역 속도장 ($0 \leq \theta \leq \theta_f, r_m \leq r \leq r_{rt}$)

$$U_r = \frac{u}{2t} \left\{ \frac{r^2 - r_i^2}{r} - \frac{r_{rt}^2 - r_i^2}{r_{rt}} \frac{(r - r_m)^2}{(r_{rt} - r_m)^2} \right\} \quad (4)$$

$$U_\theta = \frac{u}{2t} \frac{r_{rt}^2 - r_i^2}{r_{rt}} \frac{(3r^2 - 4rr_m + r_m^2)\theta}{(r_{rt} - r_m)^2} \quad (5)$$

3) III 영역 속도장

$$(r_m \leq r \leq r_{rt}, \theta_f \leq \theta \leq \theta(t), \text{ 단 } \theta(t) \leq \theta_b)$$

$$U_r = \frac{u}{2t} \left[\frac{r^2 - r_i^2}{r} + \frac{r_{rt}^2 - r_i^2}{2r_{rt}} \frac{(r - r_m)^2}{(r_{rt} - r_m)^2} - \{ \sin(\theta - \theta_f) - 2 \} \right] \quad (6)$$

$$U_\theta = \frac{u}{4t} \frac{r_{rt}^2 - r_i^2}{r_{rt}} \frac{(3r^2 - 4rr_m + r_m^2)}{(r_{rt} - r_m)^2} \{ \cos(\theta(t) - \theta_f) + 2\theta - 1 \} \quad (7)$$

4) IV 영역 속도장

$$(r_m \leq r \leq r_{rt}, \theta_f \leq \theta \leq \alpha, \text{ 단 } \theta(t) \leq \theta_b)$$

$$U_r = \frac{u}{2t} \left[\frac{r^2 - r_i^2}{r} + \frac{r_{rt}^2 - r_i^2}{2r_{rt}} \frac{(r - r_m)^2}{(r_{rt} - r_m)^2} \{ \cos(\theta(t) - \theta_f) + 2\theta(t) - 1 \} \frac{1}{\alpha - \theta(t)} \right] \quad (8)$$

$$U_\theta = \frac{u}{4t} \frac{r_{rt}^2 - r_i^2}{r_{rt}} \frac{(3r^2 - 4rr_m + r_m^2)}{(r_{rt} - r_m)^2} \{ \cos(\theta(t) - \theta_f) + 2\theta(t) - 1 \} \frac{\alpha - \theta}{\alpha - \theta(t)} \quad (9)$$

5) V 영역 속도장

$$(r_{rt} \leq r \leq r_{arc}(\theta), \theta_f \leq \theta \leq \theta(t), \text{ 단 } \theta(t) \leq \theta_b)$$

$r_{arc}(\theta)$ 는 중심 O에 대한 원호 필렛의 곡면을 나타내고 다음과 같이 정의 된다.

$$r_{arc}(\theta) = R_{fv} \cos(\theta - \theta_f) - \sqrt{R_{fv}^2 \cos^2(\theta - \theta_f) - (R_{fv}^2 - r_f^2)} \quad (10)$$

여기서 r_f 는 Fig. 3에서 이뿌리원과 인벌류트의 기초원에 접하는 중심 C의 원호 필렛 반경이다.

$$U_r = \frac{ur}{2t} \left\{ 1 - \frac{r_{\pi}^2}{r^2} + \frac{r_{\pi}^2 - r_i^2}{2r^2} \sin(\theta - \theta_f) \right\} \quad (11)$$

$$U_{\theta} = \frac{u(R_{fv}^2 - r_f^2 - r^2)}{2tr} \left[\frac{r^2 - r_{\pi}^2}{\sqrt{f(r)}} + \frac{r_{\pi}^2 - r_i^2}{4rR_{fv}} \right] \quad (12)$$

여기서, $f(r) = -r^4 + 2(R_{fv}^2 + r_f^2)r^2 - (R_{fv}^2 - r_f^2)^2$

6) VI 영역 속도장

($r_{\pi} \leq r \leq r_s(t)$, $\theta(t) \leq \theta \leq \alpha$, 단 $r_s(t) \leq R_{fv}$, $\theta(t) \leq \theta_b$)

$$U_r = \frac{ur}{2t} + \frac{C_6}{r} + \frac{u}{2tr(\alpha - \theta(t))} \left[\frac{2r_f^2 - r_{\pi}^2}{2} \sin^{-1} \left(\frac{R_{fv}^2 + r_f^2 - r^2}{2r_f R_{fv}} \right) + \frac{\sqrt{f(r)}}{2} - \frac{r_{\pi}^2}{2} \sin^{-1} \left\{ \frac{(R_{fv}^2 + r_f^2)r^2 - (R_{fv}^2 - r_f^2)^2}{2r_f R_{fv} r^2} \right\} + \frac{r_{\pi}^2 - r_i^2}{4R_{fv}r} (R_{fv}^2 - r_f^2 + r^2) \right] \quad (13)$$

$$U_{\theta} = \frac{u(R_f^2 - r_f^2 - r^2)}{2tr} \left[\frac{r^2 - r_{\pi}^2}{\sqrt{f(r)}} + \frac{r_{\pi}^2 - r_i^2}{4rR_f} \right] \frac{\theta - \alpha}{\theta(t) - \alpha} \quad (14)$$

$$C_6 = \frac{u}{2t} \left\{ \frac{(r_{\pi}^2 - r_i^2)(\cos(\theta(t) - \theta_f) + 2\theta_f + 1) - \pi r_f^2}{2(\alpha - \theta(t))} - r_i^2 \right\}$$

7) VII 영역 속도장

($R_{fv} \leq r \leq r_b$, $\theta_b \leq \alpha$, 단 $r_s(t) \leq r_b$)

$$U_r = \frac{u}{2t} \left(r - \frac{R_{fv}^2}{r} \right) + U_{r6}^* \frac{R_{fv}}{r} \quad (15)$$

$$U_{\theta} = 0 \quad (16)$$

여기서, $U_{r,VI} \Big|_{r=R_{fv}} = U_{r6}^*$

$$U_{r6}^* = \frac{u(R_{fv}^2 - r_i^2)}{2tR_{fv}} + \frac{u}{2tR_{fv}(\alpha - \theta_b)} \left\{ (\theta_b - \theta_f) (r_f^2 - r_{\pi}^2) + r_f R_{fv} - \frac{\pi}{2} r_f^2 + \frac{(r_{\pi}^2 - r_i^2)}{2} \right\}$$

$$\left(\frac{3R_{fv}}{R_f} + 2\theta_f + 1 \right) \Big\}$$

8) VIII 영역 속도장

($r_b \leq r \leq r_{inv}(\theta)$, $\theta_b \leq \theta \leq \theta(t)$)

여기서, $r_{inv}(\theta)$ 는 인벌류트 곡면을 나타내는 것으로 다음과 같이 정의된다.

$$\theta = \theta_b + \frac{\sqrt{r_{inv}(\theta)^2 - r_b^2}}{r_b} - \tan^{-1} \frac{\sqrt{r_{inv}(\theta)^2 - r_b^2}}{r_b} \quad (17)$$

$$U_r = \left\{ U_{r7}^* + \frac{u}{2t} \left(\frac{r^2}{r_b} - r_b \right) \right\} \frac{r_b}{r} \quad (18)$$

$$U_{\theta} = \left\{ U_{r7}^* + \frac{u}{2t} \left(\frac{r^2}{r_b} - r_b \right) \right\} \frac{\sqrt{r^2 - r_b^2}}{r} \quad (19)$$

$$U_{r,VI} \Big|_{r=r_b} = U_{r7}^* = \frac{u}{2t} \left(r_b - \frac{R_{fv}^2}{r_b} \right) + U_{r6}^* \frac{R_{fv}}{r_b}$$

9) IX 영역 속도장

($r_b \leq r \leq r_s(t)$, $\theta(t) \leq \theta \leq \alpha$, 단 $\theta(t) \geq \theta_b$)

$$U_r = \frac{ur}{2t} + \frac{1}{\alpha - \theta(t)} \left(U_{r7}^* - \frac{ur_b}{2t} \right) \left\{ \frac{\sqrt{r^2 - r_b^2}}{r} - \frac{r_b}{r} \cos^{-1} \frac{r_b}{r} \right\} + \frac{1}{\alpha - \theta(t)} \frac{u}{6tr_b} \frac{\sqrt{(r^2 - r_b^2)^3}}{r} + \left(U_{r7}^* - \frac{ur_b}{2t} \right) \frac{r_b}{r} \quad (20)$$

$$U_{\theta} = \left\{ U_{r7}^* + \frac{u}{2t} \left(\frac{r^2}{r_b} - r_b \right) \right\} \frac{\sqrt{r^2 - r_b^2}}{r} \frac{\theta - \alpha}{\theta(t) - \alpha} \quad (21)$$

제안한 속도장에서, 필렛부의 형상은 직선과 원호로 구성되어 있다. 저자들에 의해 발표된 직선 필렛^[6]과 원호 필렛^[10]에 대한 속도장을 조합하여 직선과 원호로 된 필렛의 속도장을 구성하였다. 다이 인서어트를 방전가공하기 위하여 와이어컷 방전가공기(AGIECUT 200D, Swiss)를 이용하여 필렛이 직선과 원호로 구성된 전극을 가공하였으므로 필렛 형상은 전극의 형상에 따른다. 본 논문에서는 필렛 형상을 임의로 가정하지 않고 실제 기어의 필렛과 동일하게 속도장을 구성하였

다. 또한 증공소재를 이용한 단조에 적용되도록 속도장의 범위를 확대하였다.

이상과 같이 제한한 속도장은 체적일정조건과 경계면에서 수직속도 연속조건을 만족하는 동적가속속도장이다.

2.2 상계해

각각의 영역에 대한 내부에너지 소비율, 전단에너지 소비율 및 마찰에너지 소비율은 수치적으로 계산되며, 전체에너지 소비율은 내부에너지 소비율, 전단에너지 소비율과 마찰에너지 소비율의 총합이다. 즉,

$$\dot{E}_t = \sum \dot{E}_p + \sum \dot{E}_s + \sum \dot{E}_f \quad (22)$$

전체에너지 소비율은, 일정한 속도 u 로 움직이는 편치에 제공된 동력과 같아야 한다. 그러므로 스퍼어기어 전체에너지 소비율은

$$\dot{E}_T = 2N \dot{E}_t = P_{av} \cdot A \cdot u \quad (23)$$

이고, 상대압력에 관한 상계값은 다음식으로 평가한다.

$$\frac{P_{av}}{\bar{\sigma}} = \frac{\dot{E}_T}{\bar{\sigma} \cdot u \cdot A} \quad (24)$$

여기서, A 는 해석하려는 순간의 편치의 가공물의 접촉면적이다.

3. 실험

본 연구에서는 시험용 소재로서 저탄소강인 S12C와 알루미늄합금 Al 2024를 완전 풀림처리 하여 사용하였다. Al2024의 열처리는 415℃로 가열하여 3시간 동안 유지한 다음 12시간 노냉 하였다. S12C의 경우는 800℃까지 가열하여 2시간 동안 유지, 650℃까지 50℃/hr 씩 노냉, 300℃까지 노내에서 서냉한 후 공냉하였다. 물성시험을 수행하기 위해 사용한 프레스는 Toyo Baldwin사의 25톤 만능시험기 (Universal Testing Machine)이며 기어의 단조실험은 300톤 유압 프레스로서, 30 톤의 이젝터 장치, X-Y기록계를 이용하여 프레스 램스트로크와 가압력을 기록하였다.

3.1 소재 물성실험

실린더 압축시험 수행하기 위해 소재직경을 24mm로 하고 높이를 24mm, 12mm, 8mm의 원통형으로 가공

하였다. 본 연구에서는 마찰효과를 최소화하는 외삽법 (extrapolation method)⁽¹¹⁾으로 응력-변형을 관계식을 구하였다. 응력과 변형율의 관계식은 시험에 의하여 구한 값을 최소자승법으로 보간하였고 그 결과, Al-2024는 $\bar{\sigma} = 340.67 \bar{\epsilon}^{0.1718}$ MPa, S12C는 $\bar{\sigma} = 641.17 \bar{\epsilon}^{0.27}$ MPa이고, 상계해석에서의 유효변형율은 가공물의 높이 변화에 대한 대수변형율을 이용했다. 시편은 외경:내경:두께 비를 6:3:2로 가공하였고, 실제 스퍼어기어의 냉간단조에서 사용되는 소재와 동일하게 윤활피막처리를 하였다. 윤활피막처리는 Al 2024의 경우 1. 탈지, 2. 수세, 3. 에칭, 4. 수세, 5. 산세, 6. 수세, 7. 탕세, 8. 피막, 9. 수세, 10. 중화, 11. 윤활, 12. 건조의 순서로, S12C의 경우 인산염 피막처리를 1. 탈지, 2. 수세, 3. 산세, 4. 수세, 5. 인산염피막, 6. 수세, 7. 중화, 8. 윤활, 9. 건조의 순서로 시행하였다. 링 압축시험시 결과 마찰상수는 0.1~0.15 사이 값으로 보인다.

3.2 단조실험

단조용 다이는 원통형 다이 인서트를 정삭하여 열처리한 다음, 보강링에 억지끼워 박은 후 방전가공 했다. 방전가공에 사용된 전극은 순도 99.9%의 전기동이며, 황삭용 전극과 정삭용 전극을 와이어컷 방전가공기 (AGIECUT 200D, Swiss)로 치절성형했다. 방전가공된 다이면은 유동성 접토를 이용한 호우닝기 (Extrude Hone Corp. Vector 4/, 영국)에서 호우닝가공함으로써 방전된 면의 조도를 향상시켰다. 가공된 다이의 모둘은 2.0, 잇수는 15이다.

편치 및 이젝터 역시 치절성형기 (gear hobbing machine)로 다이보다 전위계수를 작게 치절성형하여 다이와 틈새를 두어 치면안으로 미끄러지게 하였다. 스퍼어기어의 냉간밀폐단조실험은 링 압축시험에서와 같이 윤활막처리된 소재표면에 윤활성을 향상시키기 위하여, 팜유와 MoS₂가 혼합된 윤활제를 분무도포하여 다이에 넣은 후, 치절성형된 편치를 다이내로 가압하여 성형하고, 치절성형된 이젝터를 이용하여 제품을 취출하는 방법으로 수행했다. 소재의 높이는 10mm이다. 실험한 스퍼기어의 제원은 Table 1과 같다.

4. 결과 및 고찰

4.1. 재료유동

Fig. 4는 초기소재의 높이가 10mm일 때 잇수, 모

Table 1 Specification of spur gear

tooth profile	standard involute
module	2.0
no. of teeth	15
pressure angle	20°
diameter of base circle	φ 28.190 mm
displacement over a given no. of teeth(n=2)	9.6869 mm
addendum modification coefficient	0.3

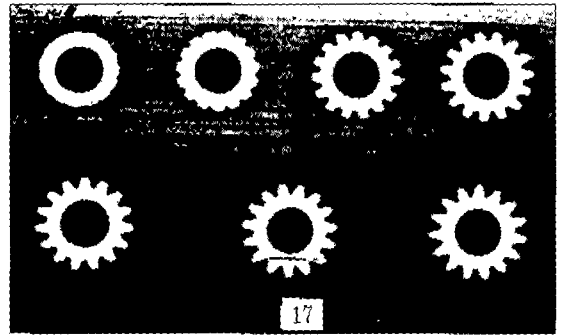


Fig. 6 Forging sequence (S12C, φDi=17mm)

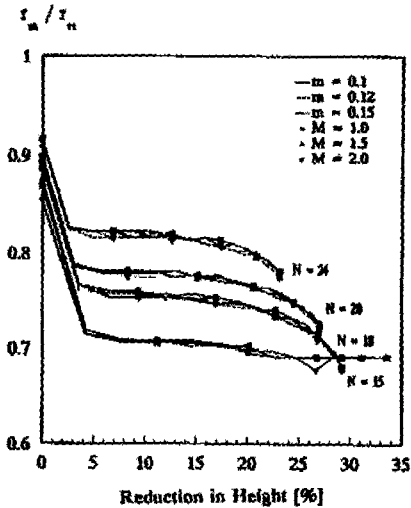


Fig. 4 Predicted variation of the fractional radius to reduction in height.

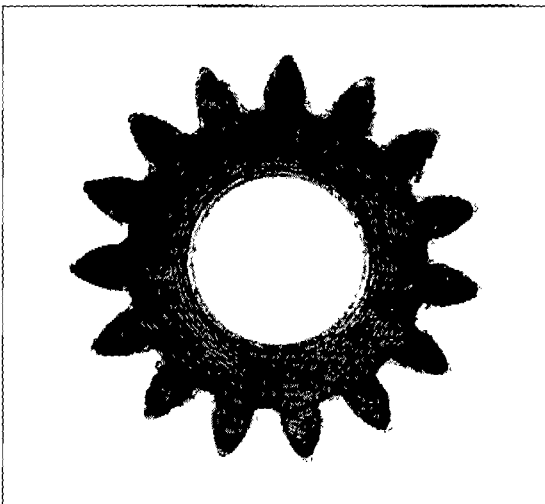


Fig. 5 Cold forged spur gear. (A12024, φDi=15mm)

돌 및 마찰상수를 변화시켰을 때 준독립변수 r_m 의 이뿌리원 반경에 대한 비 r_m/r_n 와 가공물의 높이 감소율과의 관계를 해석적으로 구한 결과이다. 이 때 내경은 치저원 직경의 50%로 하였다. 해석결과는 기어의 잇수가 많을수록 r_m/r_n 이 큰 값을 보이고 있다.

그리고 마찰상수 0.1, 0.12 및 0.15에 대해 잇수 및 모듈변화 1.0, 1.5 및 2.0에 대해서도 r_m/r_n 값 차이는 거의 없다. 그림에서 약 5%정도까지의 높이 감소율에서는 r_m/r_n 의 변화가 커지만, 그 이후에는 큰 변화가 없는 것으로 나타났으며 기어의 잇수가 15인 경우, r_m/r_n 값은 대략 0.7이다.

Fig. 5는 A12024를 직경26mm, 두께10mm, 내경15mm로 가공하여 윤활과막처리한 후 단조한 기어로서 이뿌리원과 중심사이에 축대칭 변형영역이 보이며, 대략적인 r_m/r_n 값이 0.7이다.

Fig. 6은 직경26mm, 두께10mm, 내경17mm로 가공된 S12C의 소재가 다이의 이팔쪽으로 채워져 갈 때, 여러단계에 걸쳐 소재의 다이 채움상태와 단조하중을 점검하면서 행한 실험결과로서 펀치와 접촉된 부분이 이젝터와 접촉된 부분보다 재료유동이 조금 빠른 것을 볼 수 있었다.

Fig. 7은 단조된 기어의 미시적 조직사진으로 치면을 따라서 흐르는 재료의 유동을 볼 수 있으며 특히 이뿌리면에서 조직이 치밀해짐을 알 수 있다.

4.2 상대압력

Fig. 8과 Fig. 9는 잇수가 각각 15와 24일 때, 중공 원주빌렛의 내경증가에 따른 상대압력의 변화를 각각의 마찰상수, 모듈등의 조건에서 해석한 결과이다. 중공소재의 내경이 이뿌리원 직경에 접근할수록 상대압

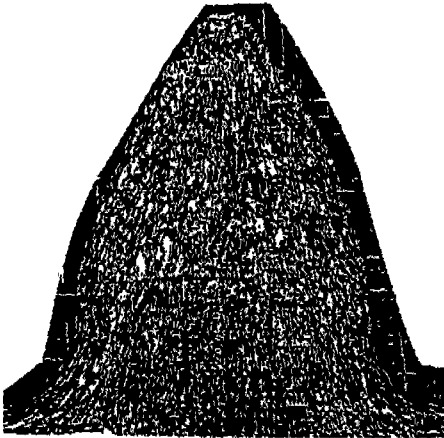


Fig. 7 Micro Structure of cold forged gear (S12C, φDi=13mm)

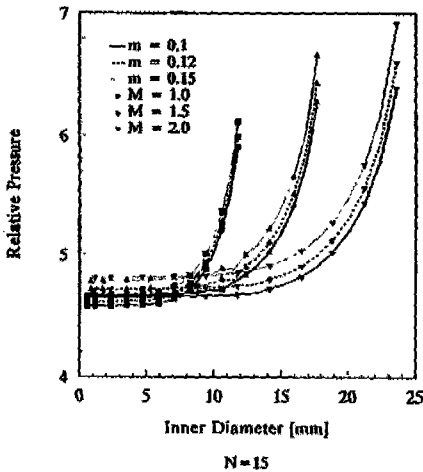


Fig. 8 Predicted variation of the relative pressure with respect to inner diameter of hollow cylindrical billet. (N=15)

력이 급상승하는 것을 보이나, 이뿌리원 직경의 약 50%이하의 내경에서는 상대압력의 변화가 커지않다.

모듈이 커질수록 최종단계의 상대압력이 증가하는 것은 모듈이 증가함에 따라 치가 커지면서 마찰력이 증가하기 때문이라고 생각된다.

이와 같은 내경과 상대압력의 관계를 참고하여 잇수 15, 모듈2.0의 스퍼어기어 냉간단조시, 상대압력이 5를 넘지않는 범위에서 중공소재의 직경을 13mm, 15mm 및 17mm로 선택하였다.

Fig. 10 은 스퍼어기어의 잇수 증가에 따른 상대압

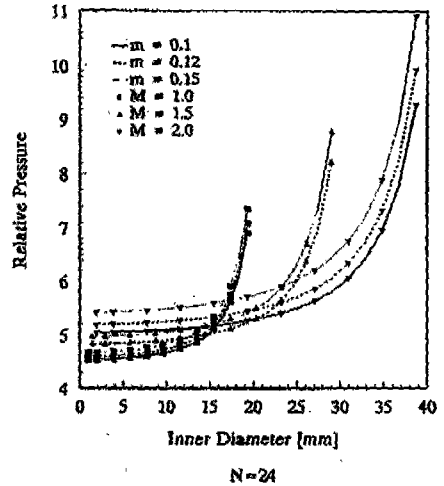


Fig. 9 Predicted variation of the relative pressure with respect to inner diameter of hollow cylindrical billet. (N=24)

력의 변화를 여러가지의 마찰상수, 모듈 조건에서 해석한 결과이다. 이 그림에서 잇수가 같을때 마찰상수와 모듈이 클수록 상대압력이 큰 값을 가진다. 제품의 피치원지름은 잇수와 모듈의 곱으로서 잇수와 모듈에 비례하므로 잇수가 점차 많아지면 마찰면적의 증가에 의해 상대압력도 증가하기 때문이라고 생각된다. 또한 잇수가 적을 때 보다 잇수가 많을수록 마찰상수와 모듈증가에 의한 상대압력의 증가현상이 현저하다.

4.3. 단조 하중 및 기어정밀도

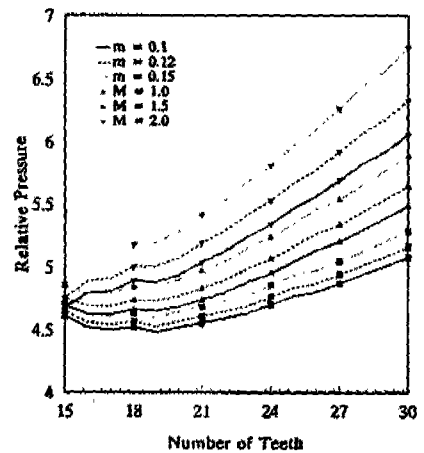


Fig. 10 Predicted variation of the relative pressure to number of teeth.

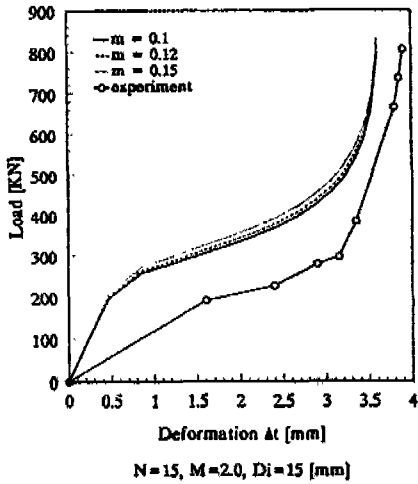


Fig. 11 Comparison of the experimental results with the upper bound solutions. (Al2024, ϕ Di=15mm)

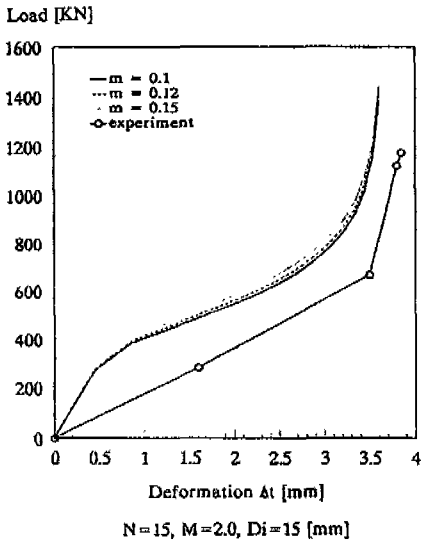


Fig. 12 Comparison of the experimental results with the upper bound solutions. (S12C, ϕ Di=15mm)

소재의 높이변형량과 단조하중의 관계에 대해, 실험한 결과와 상계해석한 결과를 비교한 것이 Fig. 11과 Fig. 12로서, Fig. 11은 Al2024에 대한 것이고, Fig. 12는 S12C에 대한 것이다.

여기서 상계해석한 결과와 실험한 결과는 상계해석결과가 실제 단조하중보다 높게 평가되었으나 그 경향이

유사하다. 여기서 해석한 결과와 실험한 결과에서 Δt 만큼 차이가 있는 것은, 가공된 다이의 치높이가 해석에 적용된 치높이보다 조금 크기 때문에 이를 채우기 위해 더 많은 하중이 필요하고 또한 다이와 펀치, 다이와 이젝터간에 미소한 플래시가 발생하였을 뿐만 아니라 치공구들의 탄성압축량등에 그 원인이 있다고 본다.

Fig. 13은 다이에서 중실소재 및 내경의 크기가 각기 다른 증공소재를 단조하였을 때 두 소재의 높이변화에 대한 단조하중을 비교한 것이다. 동일한 변형량에 대해 중실소재의 경우보다 증공소재의 하중이 작은 것은, 증공소재에 삽입된 맨드릴의 체적에 해당하는 양만큼의 소재를 변형시키기 위한 에너지소비가 없기 때문이라고 생각된다. 그러나 동일한 하중에 대해 중실소재의 경우보다 증공소재의 높이 변형량이 더 크다. 따라서 증공소재의 가공경화가 크고 이로 인하여 공구에 미치는 압력면에서 증공소재가 받드시 유리하다고는 할 수 없다.

Fig. 14는 다이에서 중실소재와 증공소재를 동일한 하중(100 ton)으로 단조하였을 때 치의 성형정도를 비교한 것으로 중실소재에 의한 단조는 이젝터쪽의 치끝코너에서 미충진되었으나 증공소재의 경우는 양호하게 충전되었다. 이것은 맨드릴에 의한 영향 때문이라고 생각된다.

Fig. 15는 S12C로 이용하여 단조된 스퍼어기어의

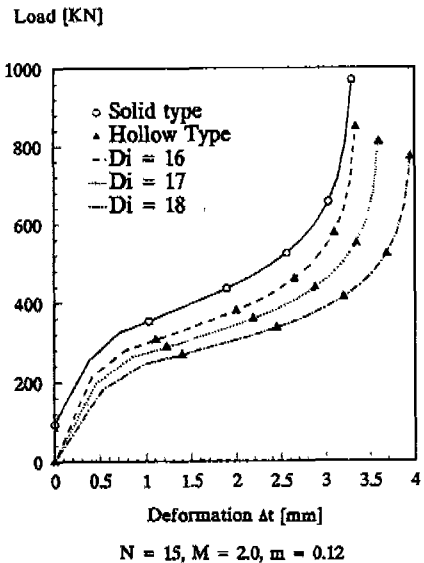


Fig. 13 Predicted variation of the load with respect to deformation.

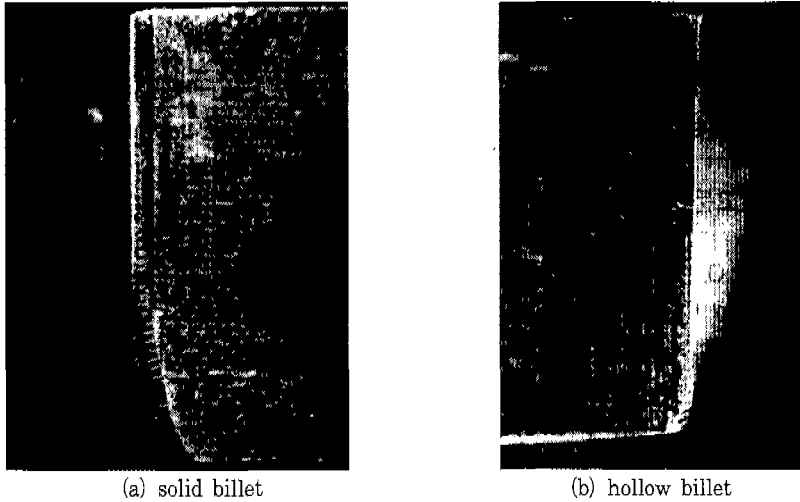


Fig. 14 Comparison between corner filling of solid billet and that of hollow one. (Al 2024, ϕ Di=17mm)

경도분포를 마이크로 비커스경도계에서 구한 것으로, 이뿌리된 필렛부에 높은 경도분포를 나타내고 있다. 이것은 필렛부가 가공경화를 많이 받아 치형강도가 증가했음을 보인다. 풀림처리된 소재의 경도는 89 (Hv)이다.

S12C로 냉간단조된 기어를 CNC 기어측정기 (Osaka Seimitsu CLP-35, Japan)에서 정밀도를 측정된 결과로서, KS 6등급 정도임이 판측되었다. (Table 2)

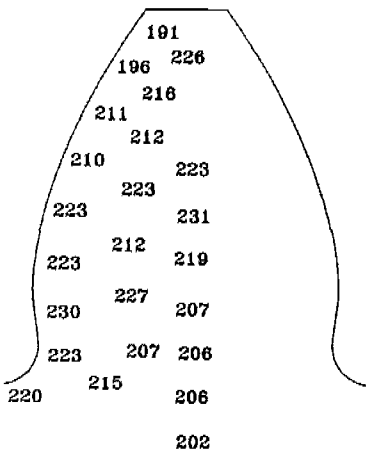


Fig. 15 Results of micro vickers hardness test. (S12C, ϕ Di=15mm)

5. 결 론

중공소재를 이용하여 스퍼어기어를 냉간밀폐단조를 상계해석하고 실험한 결과, 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 스퍼어기어를 단조할때 이뿌리원과 중심사이에 축대칭 변형영역이 존재함을 플라스틱신을 이용한 실험에서 확인했다. 이를 속도장에 표현하였고 실제 단조실험에서 이를 입증하였다.

(2) 상계해석 결과, 해석치가 실제 단조하중보다 큰 값을 가지며 그경향은 유사하였고 스퍼어기어의 잇수가 많을수록 r_m/r_n 이 큰 값을 가진다.

(3) 중공소재의 내경이 이뿌리원에 접근할수록 상대압력이 급상승하지만, 이뿌리원 직경의 약 50%이하의 내경에서는 상대압력이 거의 일정하다.

(4) 냉간단조한 기어의 정밀도는 KS 6등급 정도이다.

(5) 동일한 하중조건에서 치의 성형정도는 중실소재보다 중공소재를 이용한 단조가 유리하다.

Table 2 The element errors and grading of forged gear (S12C, ϕ Di=17mm)

Element	Error value	Grade
profile error	24 μ m	6
pitch variation	27 μ m	6
single pitch error	21 μ m	5
accumulative pitch error	75 μ m	6

후 기

본 연구는 정밀정형 및 금형가공 연구센터의 지원하에 연구되었으며 이에 감사드립니다.

참고문헌

1. F. Dohmann and O. Traudt, "Metal Flow and Tool Stress in Cold Forging of Gear Components," Proc. 2th ICTP, Vol. II, pp.1081-1089, 1987.
2. S. Fujikawa, H. Yoshioka and S. Shimamura, "Cold and Warm Forging Applications in the Automotive Industry," J. Mater. Process. Technol., 35, pp.317-342, 1992.
3. I. Moriguchi, "Cold Forging of Gear and Other Complex Shapes," J. Mater. Process. Technol., 35, pp.439-450, 1992.
4. M. Meidert, M. Knoerr, K. Westphal, T. Altan, "Numerical and Physical Modeling of Cold Forging of Bevel Gears," J. Mater. Process. Technol., Vol.33, pp.75-93, 1992.
5. K. Lange, A. Hettig, M. Knoerr, "Increasing Tool Life in cold Forging through Advanced Design and Tool Manufacturing Techniques," J. Mater. Process. Technol., Vol. 35, pp.495-513, 1992.
6. K. Lange, "Some Aspects of the Development of Cold Forging to High-Tech Precision Technology," J. Mater. Process. Technol., Vol. 35, pp.245-257, 1992.
7. K. Ohga, K. Kondo, T. Jitsunari, "Research on Precision Die Forging Utilizing Divided Flow," Bull. of JSME, Vol.28, No.244, pp.2451-2459, 1985.
8. K. Kondo and K. Ohga, "Research on Application of the Precision Cold Die Forging Utilizing Divided Flow to Thick Products," Advanced Technology of Plasticity, Vol. II, pp.1239-1244, 1993.
9. 최재찬, 허관도, 김창호, 최 영, "인벌류우트 스퍼어 기어의 밀폐단조에 관한 상계 해석," 韓國塑性加工學會誌, 第2卷, 第4號, 通卷 第5號, pp.22-37, 1993
10. 최재찬, 허관도, 김창호, 최 영, "원호필렛-인벌류트 스퍼어 기어의 밀폐단조에 관한 상계해석," 韓國塑性加工學會誌, 第3卷, 第1號, 通卷 第6號, pp.97-109, 1994.
11. W.F. Hosford, R.M. Caddel, "Metal Forming, Mechanics and Metallurgy," Prentice-Hall International, Inc. 1983.