

본 연구는 1990년도 학술진흥재단의 지방대육성 학술연구조성비에 의하여 연구되었음.

## 헬리컬기어의 새로운 냉간압출법과 상계해석에 관한 연구

최재찬\*, 조해용\*\*, 권혁홍\*\*\*, 이언호\*\*\*

### A New Cold Extrusion Process of Helical Gear and its Upper Bound Analysis

J. C. Choi\*, H. Y. Cho\*\*, H. H. Kwon\*\*\*, E. H. Lee\*\*\*

#### ABSTRACT

A New helical gear extrusion process was proposed and its numerical solution program based on the upper bound method was developed. In the analysis the involute curve was used as a shape of die and the upper bound method was used to calculate energy dissipation rate. By this method the power requirement and optimum conditions necessary for extruding helical gear were successfully calculated. These numerical solutions were in good agreement with experimental data. In the experiment, die life was greatly improved compared with that of Samanta process and 4~5 class helical gear of KS standard for automobile transmission was successfully manufactured.

#### 기호설명

<p>e : 기어의 전위량</p> <p>L : 기초원까지의 다이길이</p> <p>L : 치가 없는 부분의 다이길이</p> <p>m : 마찰상수</p> <p>N : 기어의 잇수</p> <p>R<sub>1</sub> : 빌렛 반경</p> <p>R : 치저원 반경</p> <p>R : 치선원 반경</p> <p>RS(r, θ, Z) : 다이의 형상함수</p> <p>V<sub>0</sub> : 편차 하강속도</p> <p>α : 다이경사각</p> <p>γ : 헬리컬로 되는 피치원주상의 전단변형량</p> <p>ε̄ : 유효 변형률 속도</p> <p>δ(Z) : 인벌류트로 변형될 부분의 각도</p> <p>θ : 피치원주상의 나선각 방향으로 변형되는 전단변형도</p>	<p>θ : 1/2 피치의 각도</p> <p>J* : 에너지 소비율의 상계</p> <p>L : 다이 경사부 전체길이</p> <p>M : 축직각 모듈</p> <p>r, θ, Z : 원주좌표계</p> <p>R<sub>1</sub> : 기초원 반경</p> <p>R<sub>m</sub> : 맨드렐 반경</p> <p>R<sub>2</sub> : 피치원 반경</p> <p>U, U<sub>1</sub>, U<sub>2</sub> : 원주좌표계의 속도성분</p> <p>W, W<sub>1</sub>, W<sub>2</sub> : 에너지 소비율</p> <p>β : 나선각</p> <p>ε : 변형률 속도</p> <p>ω : 각속도</p> <p>σ̄ : 평균 유동 응력</p> <p>φ : 축직각 압력각</p>
---	---

\* 부산대학교 기계설계공학과 (정회원)

\*\* 부산대학교 기계기술연구소 (정회원)

\*\*\* 부산대학교 기계공학과 대학원

## 1. 서 론

기어의 가공법은 절삭가공법과 비절삭기어 가공법이 있다. 절삭가공법에는 호빙, 기어 세이빙, 세이핑 가공 등의 여러가지 방법이 있으나 일반적으로 자동차용 기어는 주로 호빙가공한 다음 세이빙가공을 거쳐 버어니싱 연마 혹은 래핑 등의 공정으로 가공된다. 이와같은 절삭기어 가공법 외에 기어주조법과 분말야금, 단조, 압연 및 압출과 같은 금속성형공정을 이용한 소성가공에 의한 기어성형법 등이 있으나 주조법은 품질과 생산성 면에서 불리하여 많이 이용되지 못하고 최근 들어 고도의 정밀성, 다량 생산화를 지향하는 경향에 따라 소성가공에 의한 기어의 성형법 개발과 이에 대한 새로운 해석방법의 연구가 활발하게 진행되고 있다.

Dean 등<sup>1</sup>은 정밀 단조법에 의한 스퍼어기어 성형시의 치형상에 대하여 온도의 영향과 공구의 하중을 조사하여 금형설계시에 치와 모듈의 수정량을 제시하였으며, Badawy<sup>2</sup>와 Sabroff<sup>3</sup>는 밀폐 단조에 의하여 스파이럴 베벨기어 성형시의 치형 형상을 계산하고 컴퓨터에 의하여 금형을 설계·제작하였다. Kondo<sup>4</sup>는 분할유동(divided flow)을 이용하여 스퍼어기어를 정밀단조법으로 가공하고, 공구하중을 상계법으로 해석하였다. Dohmann과 Traudt<sup>5</sup>는 냉간단조에 의한 헬리컬기어 성형시의 금속유동과 공구하중을 슬래브법으로 해석하였다.

기어압출에 관하여서는 1970년 Mill<sup>6</sup>이 헬리컬기어를 정수압압출에 의해 가공하였으나, 이 방법은 성형 방법상 다량생산에의 적용이 곤란하였다. 이후 1974년 Samanta 등<sup>7</sup>에 의하여 스퍼어기어와 헬리컬기어의 냉간압출공정이 제시되었으며, 이는 자동차의 스타트 피니언(start pinion) 생산에 적용되어 정밀공차 등이 같은 종류의 절삭기어에 비하여 만족할 만한 수준으로 만들어 지진 못하였지만, 가공 시간과 비용을 크게 줄일 수 있었다. 泉澤正良 등<sup>8</sup>은 냉간압출에 의한 헬리컬기어 성형조건을 실험에 의해 검토하였으며, Choi 등<sup>9</sup>은 냉간압출에 의한 헬리컬기어(Fig. 1(a)) 제조에 관하여 연구하였다. Omori 등<sup>10</sup>은 자동차의 변속기에 사용되는 헬리컬기어를 초경금형으로 알루미늄, 동, 탄소강(SM15C, SM30C)과 크롬몰리브덴강(SCM318H) 등의 재료로써 실험하여 금형과 성형품의 치수 차이(전사정도)를 예측하였다.

3차원 압출에 관한 상계해석으로, Altan 등<sup>11</sup>은 유

선함수를 이용하여 원형소재로부터 타원형상으로의 압출을 상계해석하였으며, 이후 Yang 등<sup>12</sup>은 축방향 속도가 단면내에서 일정하다는 가정하에 등각사상(conformal transformation) 등을 사용하여 상사형단면, 일반적 3차원 단면형태의 압출을 해석하였고, Avitzur 등<sup>13</sup>과 Gunasekera 등<sup>14</sup>은 원형봉재로부터 정사각형재로의 압출에 대하여 각기 다른 속도장으로 해석하였다. 한편 Kiuchi 등<sup>15</sup>은 3차원 비축대칭 압출 혹은 인발에 대한 일반화된 동적가속도장을 제시하였다.

본 연구에서는 Fig. 1(b)와 같이 내부에 서로 다른 나선각의 치형을 지닌 압출다이에서 먼저 스퍼어 기어로 성형된 후 압출이 진행됨에 따라 헬리컬기어로 성형되는<sup>16</sup> 새로운 공정에 대하여 연구하고자 하였다. 즉 최초의 소재는 압출이 진행됨에 따라 처음에 만들고자 하는 헬리컬기어에 앞서 스퍼어기어로 성형된 다음 후속되는 비틀림가공에 의하여 만들고자 하는 나선각을 가진 헬리컬기어로 성형되어진다. 또한 이 공정으로의 헬리컬기어 압출을 Kiuchi 등<sup>15</sup>이 제시한 일반화된 3차원 비축대칭 압출에 대한 동적가속도장에 적용시켜 상계해를 구하고자 하였다. 이를 위하여 원형에서 임의 형상으로 비틀림 가공하는 경우에 적용할 수 있는 동적가속도장을 유도하여 이론적인 해석을 하고, 금형을 제작한 후 실험을 행하여 비틀림가공의 성형성 연구와 일련의 가공방식에 대한 연구를 수행하였다.

## 2. 이론해석

### 2.1 기본 가정

금속을 소성가공할 경우 그 금속의 기계적 성질과 가공재료와 금형간의 마찰력 등은 변형에 필요한 하중, 유동특성에 영향을 미친다. 금속의 유동특성은 매우 복잡하므로 실제 현상과 같은 속도장을 찾는 것은 매우 어려우므로 적당한 가정을 도입하여 실제현상에 근사적인 모델을 선정하여 해석한다. 3차원 압출시 재료의 유동은 압출축방향 속도성분 뿐만 아니라 축방향 주위의 회전 및 반경방향 속도성분 등으로 나누어지며, 여기에 비틀림 가공시의 회전유동이 추가되어 더욱 복잡하게 된다. 따라서, 금속 변형영역을 몇 개로 구분하여 각 영역들이 경계조건을 만족하는 범위 내에서 적당한 가정을 하여 실제 형상에 근사한 모델을 선정하여야 한다. 이를 위해서 다음 몇가지 기본적인 가정이 필요하다.

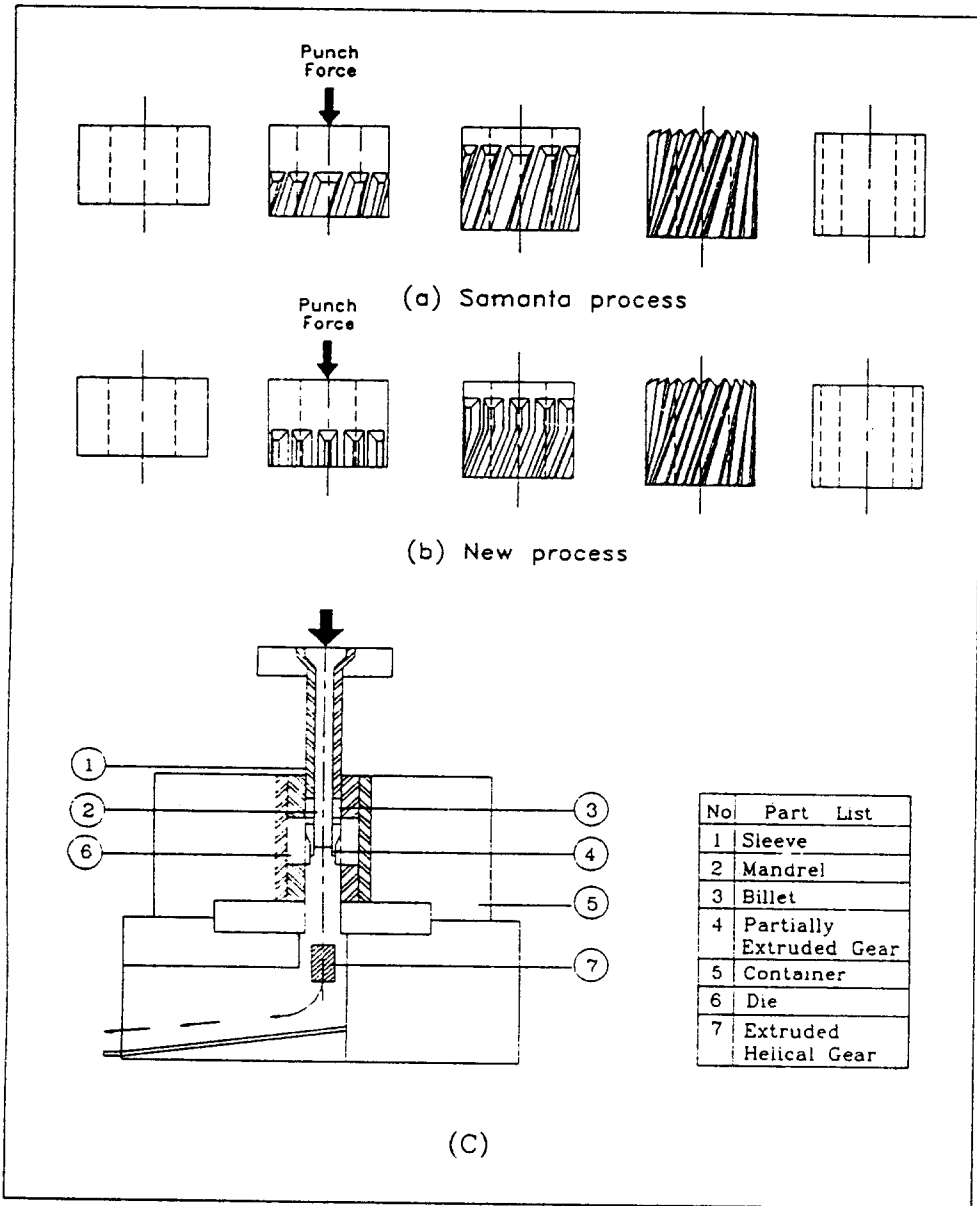


Fig.1 Comparison of (a) Samanta process and(b) New process for forming process of helical gear and (c) Process of gear extrusion

- i) 재료는 등방성, 비압축성이고 강소성체이며, Von-Mises의 유동법칙을 따른다.
- ii) 다이, 펀치 및 다이 구속장치는 완전 강체로서 어떠한 변형이나 체적변화가 없다.
- iii) 다이 입구와 출구의 단면은 강소성의 경계이며, 압출축에 수직한 평면이다.

- iv) 회전방향 성분은 반경방향에 선형으로 분포하며, 다이내의 압출축에 수직한 단면상의 압출축방향 속도성분은 일정하다.

## 2.2 각 변형영역의 각도계산

기어의 1/2 피치에 대하여 치저부(기초원부)의 각도를

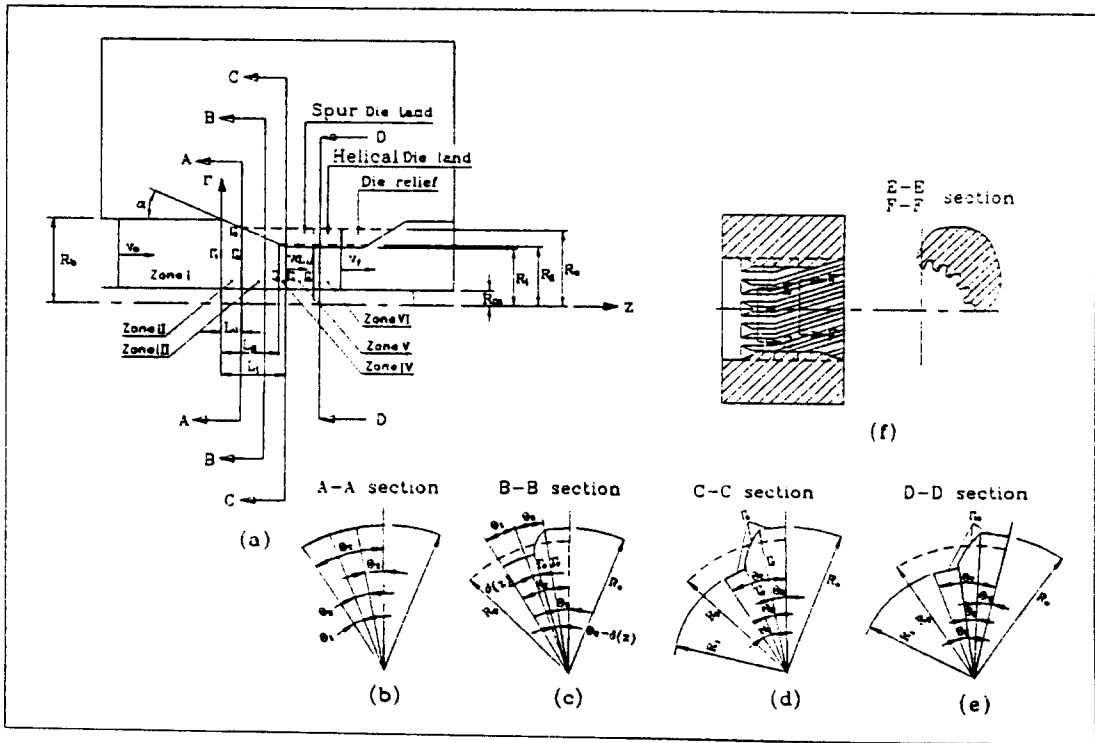


Fig. 2 Geometry of gear extrusion die, (a) longitudinal, (b), (c), (d) and (e) cross-sectional and (f) detail views for tooth profile forming part of die

$\theta_1$ , 인벌류트부의 각도를  $\theta_2$ , 그리고 치선부의 각도를  $\theta_3$ 라 하면 다이의 형상은 Fig. 2와 같으며 (a)는 압출축 방향 단면의 상을 나타내고, (b), (c), (d) 및 (e)는 압출이 진행된 지점에서 압출축(Z)에 수직인 단면의 형상을 나타낸 것이다. Fig. 2(f)에서 스퍼어기어와 헬리컬기어의 모듈이 같으므로 헬리컬기어 성형부의 축직각 단면은 스퍼어기어 성형부의 축직각 단면과 치형형상이 동일하다. 실제 기초원 이하의 필렛부분은 형상이 매우 복잡하므로 형상함수의 정의 시에는 필렛의 형상을 Fig. 2(d)와 같이 반경방향에 직선으로 가정한다.

Fig. 3은 수치해석을 위한 메시 생성형태와 금형내에서 압출이 진행되면서 스퍼어기어에서 헬리컬기어로 변형되는 형태를 1/2 피치에 대하여 나타낸 것이다.

Fig. 4에서 기어의 공구압력각을  $\phi_a$ 라 하고, 피치원상의 이두께 반을  $t_a$ 라 하면 식 (1)과 같다.

$$t_{rp} = \pi M/4 + e \tan \phi_a \quad (1)$$

여기서, e는 기어의 전위량을 나타낸다. 그리고, 치선에서의 이두께의 반을  $t_a$ 라 하면

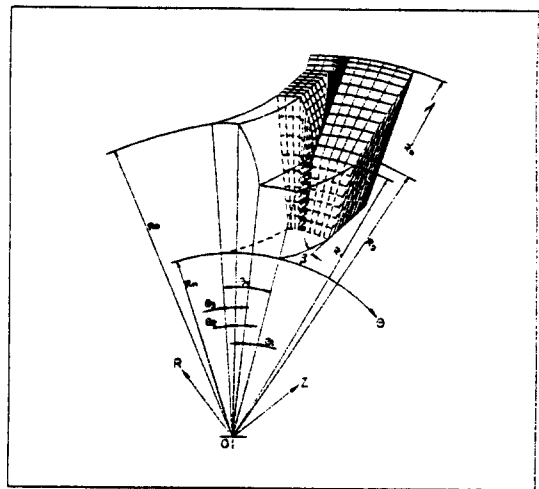


Fig. 3 Schematic illustration of gear tooth forming in the die and mesh generation for numerical solution program

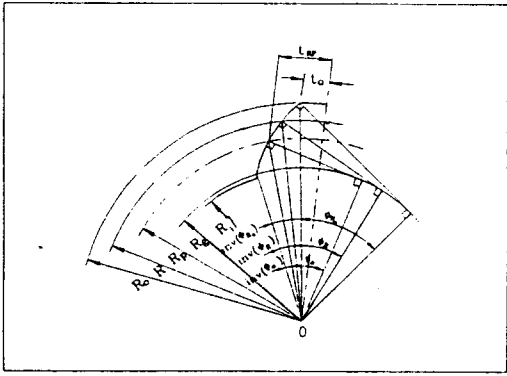


Fig. 4 Pressure angle for each radius and tooth thickness at tooth end and pitch circle

$$t_o = R_o \left( \frac{t_{RP}}{R_p} + \text{inv} \phi_{\alpha} - \text{inv} \phi_{R_o} \right) \quad (2)$$

와 같이 되고, 치선에서의 압력각  $\phi_{R_o}$ 는 식 (3)으로 된다.

$$\phi_{R_o} = \cos^{-1} (R_g / R_o) \quad (3)$$

그런데,

$$\theta_3 = \frac{t_o}{R_o} \quad (4)$$

가 된다. 인벌류트 함수로부터  $\theta_2$ 는

$$\theta_2 (= \text{inv}(\phi_{R_o})) = \tan \phi_{R_o} - \phi_{R_o} \quad (5)$$

로 되고, Fig. 2(b)에서 1/2 피치의 각을  $\theta$ 라 하면

$$\theta_T = \frac{\pi}{N} \quad (6)$$

가 된다. 따라서, 기초원부의 각도  $\theta_1$ 은

$$\theta_1 = \theta_T - (\theta_2 + \theta_3) \quad (7)$$

로 계산된다.

### 2.3 형상함수의 정의와 동적가용 속도장

변형영역은 Fig. 2(a)와 같이 소성변형이 아직 진행되지 않은 영역과 소성변형이 진행되고 있는 영역 및 다이랜드로 구분한다. 영역 I의 전방유동은 강체(rigid body)운동을 하는 소재부이고, 영역 II는 원추형 성형부, 영역 III는 스퍼어기어 성형부, 영역 IV는 기초원과 치저원 사이의 스퍼어기어 성형부, 영역 V는 스퍼어기어 강체부이고, 영역 VI는 헬리컬기어 강체부로서 축방향속도는 영역 V와 같고 회전운동이 추가된 강체부이

다. Fig. 2(a)에서 다이랜드부( $Z=L_i$ )에 이르면 성형되는 영역의 축방향 압출속도성분을  $V(L_i)$ 라 하고, 스퍼어기어를 거쳐 헬리컬 다이랜드를 빠져 나가는 속도성분을  $V_i$ 라 정의한다. 이때, 속도성분  $V_i$ 는 스퍼어기어의 축방향 속도성분  $V(L_i)$ 와 헬리컬기어의 회전방향 속도성분의 합성으로 된다.

다이의 형상함수는 Fig. 2(b), (c), (d) 및 (e)와 같이 압출축방향으로 세 영역으로 나누고, 이들 각각의 영역에 대하여 다시 치저부(기초원부), 필렛부, 인벌류트부, 치선부의 변형영역으로 나뉜다. 기초원 이하의 필렛 부분은 형상이 매우 복잡하므로 형상함수의 정의시에는 필렛의 형상을 Fig. 2(d)에서와 같이 반경방향에 직선으로 가정한다.

기어압출을 해석하기 위하여 Kiuchi 등<sup>15</sup>이 제시한 속도장에 적용하면 다이내로의 초기속도를  $V_o$ 라 하면 압출축방향 속도는

$$U_z(Z) = \frac{V_o \int_0^{\theta_T} \{ RS^2(\theta, 0) - R_m^2 \} d\theta}{\int_0^{\theta_T} \{ RS^2(\theta, Z) - R_m^2 \} d\theta} \quad (8)$$

이다. 여기서,  $R_m$ 은 맨드렐면의 형상함수로서, 본 연구에서는 맨드렐형상이 원주이므로 그 반경을 나타낸다. 다이내의 회전방향 변형영역의 범위를 몇 개의 등가인 영역으로 분할할 경우 경계면으로 되고, 재료는 경계면을 넘어서 유동이 일어나지 않게 속도장이 구성된다. 회전방향 속도성분은

$$U_\theta(r, \theta, Z) = r \cdot \omega(\theta, Z) = -r \left[ \frac{1}{RS^2(\theta, Z) - R_m^2} \int_0^{\theta} \frac{\partial}{\partial Z} \left\{ \left\{ RS^2(\theta, Z) - R_m^2 \right\} U_z(Z) \right\} d\theta \right] \quad (9)$$

로 된다. 여기서,  $\theta$ 의 범위는  $0 < \theta < \theta$ 이다. 원주 좌표계에서 비압축성 조건에 의하여 반경방향속도성분은 다음식과 같다.

$$U_r(r, \theta, Z) = -\frac{r}{2} \left\{ \frac{\partial U_z(Z)}{\partial Z} + \frac{\partial \omega(\theta, Z)}{\partial \theta} \right\} + \frac{1}{r} \left[ \frac{RS^2(\theta, Z)}{2} \left\{ \frac{\partial U_z(Z)}{\partial Z} \right\} \right]$$

$$\left. \begin{aligned} & + \frac{\partial \omega(\theta, Z)}{\partial \theta} \} + RS(\theta, Z) \omega(\theta, Z) \\ & \frac{\partial RS(\theta, Z)}{\partial \theta} + RS(\theta, Z) U_z(Z) \frac{\partial RS(\theta, Z)}{\partial Z} \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

(1) 영역 II의 형상함수와 동적가용 속도장

Fig. 2(a), (b)와 같이 다이입구에서부터 치가 형성되기 직전까지 ( $Z=L$ )는 일반적인 원추형 다이와 같이 변형되는 영역으로 이 영역에서의 형상함수와 속도장은 다음과 같다.

$$RS_2(r, \theta, Z) = \frac{R_i - R_b}{L_i} Z + R_b \quad (11)$$

단,  $0 < Z < L_o$ ,  $0 < \theta < \theta$  이다.

$$U_z = \frac{V_o (R_b^2 - R_m^2)}{RS_2^2(Z) - R_m^2} \quad (12a)$$

$$U_\theta = 0 \quad (12b)$$

$$U_r = \frac{V_o}{r} \frac{RS_2(Z) (R_b^2 - R_m^2) (r^2 - R_m^2)}{(RS_2^2(Z) - R_m^2)^2}$$

$$\left\{ \frac{R_i - R_b}{L_i} \right\} \quad (12c)$$

(2) 영역 III의 형상함수와 동적가용 속도장

기초원 ( $Z=L$ )까지 성형되는 영역의 형상함수는 기초원부(III-1), 인벌류트부(III-2) 및 치선부(III-3)의 세 영역으로 다시 나뉘어지고, 각각의 영역구별은 원추형 다이와 같이 변형되는 영역 ( $Z=L$ 인 점)까지는 나타나지 않고, 이후 압출이 진행되면 즉, 치형이 성형되면서 나타나서 기초원까지의 다이길이에 이르면 기초원부, 인벌류트부 및 치선부로 구별된다.

Fig. 2(a), (b)에서 압출이 진행된 임의의 지점에서 인벌류트부로 변형될 부분의 각도를  $\delta(Z)$ 라 하면 이는 다음과 같이 구해진다. 즉, 압출이 진행된 임의의 점에서의 압력각을  $\phi(Z)$ 로 정의하면

$$\phi_R(Z) = \cos^{-1} \left[ \frac{R_g}{R(Z)} \right] \quad (13)$$

이며, 여기서  $R(Z) = \frac{R_i - R_b}{L_i} \cdot Z + R_b$  이다.

$$\text{inv}(\phi_R(Z)) = \tan \phi_R(Z) - \phi_R(Z) \quad (14)$$

이다. 따라서,

$$\delta(Z) = \text{inv}(\phi_R(Z)) \quad (15)$$

로 된다.

기초원부 변형영역(III-1)

$$RS_{3-1}(r, \theta, Z) = R(Z) \quad (16)$$

단,  $L < Z < L_o$ ,  $0 < \theta < \theta$ ,  $\delta(Z)$  이다.

영역 III의  $\frac{1}{2}$  피치에 대한 면적은 다음과 같다.

$$A_3(Z) = \frac{1}{2} \left\{ (RS_{3-1})^2(\theta_1 + \delta(Z)) + \frac{R_g^2}{3} \left\{ \left[ \frac{\sin \phi_{R_o}}{\cos^3 \phi_{R_o}} - \tan \phi_{R_o} \right] - \left[ \frac{\sin \phi_R(Z)}{\cos^3 \phi_R(Z)} - \tan \phi_R(Z) \right] \right\} + R_o^2 \theta_3 - R_m^2 \theta_T \right\} \quad (17)$$

편차가 다이내로의 초기속도  $V_o$ 로 움직임에 따라, 영역 III의 축방향 동적가용 속도장은 다음식으로 동일하게 된다.

$$U_z = \frac{V_o (R_b^2 - R_m^2) \theta_T}{2 \cdot A_3(Z)} \quad (18)$$

영역 (III-1)의 회전방향 속도성분은 식 (20a)와 같다.

$$U_\theta = \frac{r \theta V_o (R_b^2 - R_m^2) \theta_T}{(RS_{3-1}^2 - R_m^2) A_3(Z)} \left\{ \frac{(RS_{3-1}^2 - R_m^2) \partial A_3(Z)}{2 A_3(Z)} - RS_{3-1} \frac{R_i - R_b}{L_i} \right\} \quad (19a)$$

반경방향 속도성분( $U_r$ )은 식 (10)에서 다음과 같이 된다.

$$U_r = \frac{V_o}{2} \frac{(R_b^2 - R_m^2) \theta_T RS_{3-1}}{r A_3(Z)} \frac{r^2 - R_m^2}{RS_{3-1}^2 - R_m^2} \frac{R_i - R_b}{L_i} \quad (19b)$$

인벌류트부 변형영역(III-2)

$$RS_{3-2}(r, \theta, Z) = \frac{R_g}{\cos \phi_R} \quad (20)$$

단,  $L < Z \leq L_i$ ,  $\theta_1 + \delta(Z) \leq \theta \leq \theta_1 + \theta_2$  이다.

여기서,  $\theta - \theta_1 (= \text{inv}(\phi_R)) = \tan \phi_R - \phi_R$  이다.

영역 (III-2)의 회전방향 속도성분은 식 (22a)와 같으며

$$U_\theta = \frac{r V_0 (R_b^2 - R_m^2) \theta_T}{2 (RS_{3-2}^2(\theta) - R_m^2) (A_3(Z))^2} \frac{\partial A_3(Z)}{\partial Z} \left[ \frac{R_g^2}{3} \left\{ \left[ \frac{\sin \phi_{R_0}}{\cos^3 \phi_{R_0}} - \tan \phi_{R_0} \right] - R_m^2 \theta_T \right\} - \left[ \frac{\sin \phi_R}{\cos^3 \phi_R} - \tan \phi_R \right] - R_m (\theta_1 + \theta_2 - \theta) \right] \quad (21a)$$

반경방향 속도성분은 식 (11)로부터 다음과 같이 된다.

$$U_r = \left[ \frac{-V_0 (R_b^2 - R_m^2) \theta_T}{2 (A_3(Z))^2} \frac{\partial A_3(Z)}{\partial Z} \frac{(2 RS_{3-2}^2 - R_m^2 \csc^2 \phi_R)}{RS_{3-2}^2 - R_m^2} + \frac{2 RS_{3-2}^2}{RS_{3-2}^2 - R_m^2} \cdot \frac{\omega(\theta, Z)_{3-2}}{\tan \phi_R} \right] \left[ \frac{RS_{3-2}^2 - r^2}{2 r} \right] \quad (21b)$$

○ 치선부 변형영역(III-3)

$$RS_{3-3}(r, \theta, Z) = R_0 \quad (22)$$

단,  $L < Z \leq L_i$ ,  $\theta_1 + \theta_2 \leq \theta \leq \theta$  이다.

영역 (III-3)의 회전방향 속도성분은 식 (24a), 반경방향 속도성분은 0으로 된다.

$$U_\theta = \frac{r V_0 (R_b^2 - R_m^2) \theta_T}{2 (A_3(Z))^2} \frac{\partial A_3(Z)}{\partial Z} \theta \quad (23a)$$

$$U_r = 0 \quad (23b)$$

(3) 영역 IV의 형상함수와 동적가용 속도장

Fig. 2(d)에서와 같이 완전한 치로 성형되는 영역의 형상함수는 치저부, 인벌류트부 및 치선부의 세 영역으로 다시 나뉘지고 아울러 진행되어서 아이랜드부( $Z=L_i$ )에 이르면 완전한 치형이 성형되고 치저부(IV-1), 필렛부(IV-2)와 인벌류트부(IV-3) 및 치선부(IV-4)로 구별되어지면서 기어 성형이 끝난다.

○ 치저부 변형영역(IV-1)

$$RS_{4-1}(r, \theta, Z) = R(Z) \quad (24)$$

단,  $L < Z \leq L_i$ ,  $0 \leq \theta \leq \theta_1$  이다.

영역 IV에서의  $\frac{1}{2}$  피치에 대한 면적은 다음과 같다.

$$A_4(Z) = \frac{1}{2} \left[ R_{4-1}^2(Z) \cdot (\theta_1) + \frac{R_g^2}{3} \left[ \frac{\sin \phi_{R_0}}{\cos^3 \phi_{R_0}} - \tan \phi_{R_0} \right] + R_0^2 \theta_3 - R_m^2 \theta_T \right] \quad (25)$$

편차가 다이내로의 초기속도  $V_0$ 로 움직임에 따라 영역 IV의 각 변형영역의 축방향 동적가용 속도장은 다음식과 같다.

$$U_z = \frac{V_0 (R_b^2 - R_m^2) \theta_T}{2 \cdot A_4(Z)} \quad (26)$$

영역 (IV-1)의 회전방향 속도성분과 반경방향 속도성분은 각각 다음식으로 된다.

$$U_\theta = \frac{r \theta V_0 (R_b^2 - R_m^2) \theta_T}{(RS_{4-1}^2 - R_m^2) A_4(Z)} \left\{ \frac{(RS_{4-1}^2 - R_m^2) \partial A_4(Z)}{2 A_4(Z) \partial Z} - RS_{4-1} \frac{R_i - R_b}{L_i} \right\} \quad (27a)$$

$$U_r = \frac{V_0 (R_b^2 - R_m^2) \theta_T}{2} \frac{RS_{4-1}}{r A_4(Z)} \frac{r^2 - R_m^2}{RS_{4-1}^2 - R_m^2} \frac{R_i - R_b}{L_i} \quad (27b)$$

○ 필렛부 변형영역(IV-2)

$$RS_{4-2}(r, \theta, Z) = RS_{4-1}(r, \theta_1, Z) \quad (28)$$

단,  $L < Z \leq L_i$ ,  $\theta = \theta_1$  이다.

영역 (IV-2)의 동적가용 속도성분은 영역 (IV-1)의 동적가용 속도성분의  $\theta = \theta_1$ 에서 동일한 속도장이 구해진다.

○ 인벌류트부 변형영역(IV-3)

$$RS_{4-3}(\theta) = \frac{R_g}{\cos \phi_R} \quad (29)$$

단,  $0 \leq \phi_r \leq \phi_{r_{\max}}$  이다.

영역 (IV-3)의 회전방향 속도성분과, 반경방향 속도성분은 다음식과 같다.

$$U_{\theta} = \frac{r V_0 (R_b^2 - R_m^2) \theta_T}{2 (RS_4 - 3^2(\theta) - R_m^2) (A_4(Z))^2} \frac{\partial A_4(Z)}{\partial Z} \left[ \frac{R_g^2}{3} \left\{ \left[ \frac{\sin \phi_{R_0}}{\cos^3 \phi_{R_0}} - \tan \phi_{R_0} \right] - \left[ \frac{\sin \phi_R}{\cos^3 \phi_R} - \tan \phi_R \right] \right\} - R_m(\theta_2 - \theta) \right] \quad (30a)$$

$$U_r = \left[ \frac{-V_0 (R_b^2 - R_m^2) \theta_T}{2 (A_4(Z))^2} \frac{\partial A_4(Z)}{\partial Z} \frac{(2 RS_4 - 3^2 - R_m^2 \csc^2 \phi_R)}{RS_4 - 3^2 - R_m^2} + \frac{2 RS_4 - 3^2}{RS_4 - 3^2 - R_m^2} \frac{\omega(\theta, Z)_{4-3}}{\tan \phi_R} \right] \left[ \frac{RS_4 - 3^2 - r^2}{2 r} \right] \quad (30b)$$

치선부 변형영역 (IV-4)

$$RS_4 - 4(r, \theta, Z) = R_0 \quad (31)$$

단,  $L < Z < L$ ,  $\theta_1 + \theta_2 < \theta < \theta$  이다.

영역 (IV-4)의 회전방향 속도성분은 식 (32a)이고,

반경방향 속도는 0으로 계산된다.

$$U_{\theta} = \frac{r V_0 (R_b^2 - R_m^2) \theta_T}{2 (A_4(Z))^2} \cdot \frac{\partial A_4(Z)}{\partial Z} \theta \quad (32a)$$

$$U_r = 0 \quad (32b)$$

(4) 영역 V의 동적가용 속도장

영역 V에서는 스퍼어기어로 완전히 성형된 후 변형은 일어나지 않고 마찰에 의한 에너지소비만 일어나므로 축방향 속도성분만 존재한다. 영역 V의 1/2 피치에 대한 면적은

$$A_5(Z) = \frac{1}{2} \left[ R_1^2 (\theta_1) + \frac{R_g^2}{3} \left[ \frac{\sin \phi_{R_0}}{\cos^3 \phi_{R_0}} - \tan \phi_{R_0} \right] + R_0^2 \theta_3 - R_m^2 \theta_T \right] \quad (33)$$

으로 되고, 이때의 속도장은 다음과 같이 된다.

$$U_z = \frac{V_0 (R_b^2 - R_m^2) \theta_T}{2 \cdot A_5(Z)} \quad (34a)$$

$$U_r = U_{\theta} = 0 \quad (34b)$$

따라서 마찰에너지소비율은 치의 표면적을 계산하여 위의 속도장으로 구한다.

(5) 영역 VI의 동적가용 속도장

Fig. 2(e)에서와 같이 스퍼어기어로 성형된 다음, 피치원주상의 나선각 방향으로 전단변형에 의한 비틀림가공이 시작되어 나선각을 가진 헬리컬기어로 성형된다. 이에 대한 전단변형량  $\gamma$ 는

$$\gamma_p = \tan \beta \quad (35)$$

피치원주상에서 원주방향으로 변형되는 축방향 단위길이에 대한 회전각도  $\theta$ 는 다음과 같다.

$$\theta_p = \frac{\tan \beta}{R_p} \quad (36)$$

압출방향의 속도성분  $U$ 는 영역 V와 동일하며, 회전방향 속도성분은 반경방향에 선형으로 분포하므로 반경에 따른 각변형량으로 계산된다. 따라서, 영역 VI의 회전방향 속도성분은 식 (37a)이고, 반경방향 속도성분은 0이다.

$$U_{\theta}(r, \theta, Z) = r U_z(Z) \cdot \theta_p = \frac{r V_0 (R_b^2 - R_m^2) \theta_T}{2 A_5(Z)} \theta_p \quad (37a)$$

$$U_r = 0 \quad (38b)$$

여기서, Fig. 2(a)의 V는 다음식과 같이 계산된다.

$$V_f = (U_z^2(Z) + U_{\theta}^2(r, \theta, Z))^{1/2} \quad (39)$$

헬리컬 다이랜드부에서 1/2 피치에 대한 지표면적은 스퍼어기어와 헬리컬기어의 축직각 모듈이 같으므로 스퍼어기어의 지표면적에서 계산가능하다.

## 2.4 변형률속도 및 에너지 소비율의 계산

### 2.4.1 변형률속도와 내부에너지 소비율

원주좌표계에서 다이내의 임의점에 대한 변형률속도는 앞 절에서의 동적가용속도장에 의하여 다음과 같이 계산된다.

$$\begin{aligned} \dot{\epsilon}_r &= \frac{\partial U_r}{\partial r} \\ \dot{\epsilon}_{\theta} &= \frac{U_r}{r} + \frac{1}{r} \frac{\partial U_{\theta}}{\partial \theta} \\ \dot{\epsilon}_z &= \frac{\partial U_z}{\partial Z} \end{aligned} \quad (40)$$



$$\begin{aligned} \dot{\epsilon}_{r\theta} &= \frac{1}{2} \left[ \frac{1}{r} \frac{\partial U_r}{\partial \theta} + \frac{\partial U_\theta}{\partial r} - \frac{U_\theta}{r} \right] \\ \dot{\epsilon}_{\theta^2} &= \frac{1}{2} \left[ \frac{\partial U_\theta}{\partial Z} + \frac{1}{r} \frac{\partial U_z}{\partial \theta} \right] \\ \dot{\epsilon}_{zr} &= \frac{1}{2} \left[ \frac{\partial U_z}{\partial r} + \frac{\partial U_r}{\partial Z} \right] \end{aligned}$$

식 (40)의 변형률속도에서 유효 변형률속도는 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \dot{\epsilon} &= \frac{2}{\sqrt{3}} \left[ \frac{\dot{\epsilon}_{r^2} + \dot{\epsilon}_{\theta^2} + \dot{\epsilon}_{z^2}}{2} + \dot{\epsilon}_{r\theta}^2 \right. \\ &\quad \left. + \dot{\epsilon}_{\theta^2}^2 + \dot{\epsilon}_{zr}^2 \right]^{1/2} \end{aligned} \quad (41)$$

각각의 영역에 대하여 식 (41)에서 구한 유효 변형률 속도를 체적에 대하여 적분한 다음, 이들을 합하여 1/2 파치에 대한 내부변형 에너지를 계산한다.

$$\dot{W}_i = \int_V \frac{\sigma}{\sqrt{3}} \dot{\epsilon} dV \quad (42)$$

단,  $dV = r \cdot dr \cdot d\theta \cdot dZ$ 이다.

#### 2.4.2 전단에서 소비율

##### 전단경계면 $\Gamma_1, \Gamma_2, \Gamma_3, \Gamma_4$

영역 I과 II, 영역 II와 III, 영역 III과 IV, 영역 IV와 V사이의 강소성 경계는 속도불연속면으로 되고, 여기서의 전단경계면은  $\Gamma_1, \Gamma_2, \Gamma_3, \Gamma_4$ 에 해당하고, 상대 속도 불연속량은  $\Delta V_i$  ( $i=1, 2, 3, 4$ )이므로 전단에너지 소비율은 다음과 같이 계산된다.

$$\begin{aligned} \dot{W}_{si} &= \frac{\sigma}{\sqrt{3}} \int_{S_i} |\Delta V_{\Gamma si}| dS_i \\ (i &= 1, 2, 3, 4) \end{aligned} \quad (43)$$

$$|\Delta V_{\Gamma si}| = \left[ \left[ U_\theta^2(r, \theta, Z) + U_r^2(r, \theta, Z) \right]^{1/2} \right]$$

단,  $Z=0, Z=L_0, Z=L_1, Z=L_2$ 이다.

여기서,  $dS_i$ 는 영역들사이의 속도불연속면의 미소면적을 나타낸다.

##### 전단경계면

스퍼어기어로 성형된 다음 비틀림가공이 시작되어 나선각을 가진 헬리컬기어로 성형되는 영역 V와 VI사이에서는 순수전단으로 비틀림 전단에너지가 작용하여 성형되므로 이 면에서의 상대속도 불연속량  $\Delta V_{s5}$  및 비틀림 전단에너지 소비율은 다음과 같다.

$$W_{s5} = \frac{\sigma}{\sqrt{3}} \int_{S_5} |\Delta V_{\Gamma s5}| dS_5 \quad (44)$$

$$|\Delta V_{\Gamma s5}| = \left[ \left[ U_\theta^2(r, \theta, Z) + U_z^2(r, \theta, Z) \right]^{1/2} \right]$$

여기서,  $dS$ 는 전단경계에서의 속도불연속면의 미소면적을 나타낸다.

##### 전단경계면 $\Gamma_6, \Gamma_7$

영역 III-1과 III-2, 영역 III-2와 III-3, 영역 IV-1과 IV-2, 영역 IV-2와 IV-3의 경계는 반경방향 속도불연속면으로 되고, 이 면에서의 속도불연속량  $\Delta V_{s6}, \Delta V_{s7}$  및 전단에너지 소비율은 다음과 같이 된다.

$$\dot{W}_{s6,7} = \frac{\sigma}{\sqrt{3}} \int_{S_{6,7}} |\Delta V_{\Gamma s6,7}| dS_{6,7} \quad (45)$$

$$|\Delta V_{\Gamma s6,7}| = |U_r(r, \theta^* + 0, Z) - U_r(r, \theta^* - 0, Z)|$$

여기서, 영역 III-1과 III-2, 영역 IV-1과 IV-2의 경계에서는  $\theta^* = \theta_1 + \delta(Z)$ 이고, 영역 III-2과 III-3, 영역 IV-2와 IV-3의 경계에서는  $\theta^* = \theta_1 + \theta_2$ 이다.

#### 2.4.3 마찰에너지 소비율

콘테이너와 다이임구면에서의 마찰손실이 있으며, 상대미끄럼 속도  $\Delta V_{fi}$ 에서의 마찰에너지 소비율은 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \dot{W}_{fi} &= \frac{m\sigma}{\sqrt{3}} \int_{f_i} |\Delta V_{\Gamma fi}| dA_i \\ (i &= 1, 2, 3, 4) \end{aligned} \quad (46)$$

$$|\Delta V_{\Gamma fi}| = \left[ \left[ U_z^2(Z) + U_\theta^2(RS, \theta, Z) + U_r^2(RS, \theta, Z) \right]^{1/2} \right]$$

여기서,  $dA_s$ 는 마찰면의 미소표면적을 나타낸다.

영역 V에서의 마찰경계면  $\Gamma_s$ ,

$$\dot{W}_{f9} = \frac{m\sigma}{\sqrt{3}} \int_{\Gamma_s} | \Delta V_{\Gamma f9} | dA_9 \quad (47)$$

$$| \Delta V_{\Gamma f9} | = \left| \left[ U_z^2(Z) + U_\theta^2(RS, \theta, Z) \right]^{1/2} \right|$$

여기서,  $dA_s$ 는 스퍼어기어 다이랜드부의 미소표면적을 나타낸다.

영역 VI에서의 마찰경계면  $\Gamma_{10}$ ,

$$\dot{W}_{f10} = \frac{m\sigma}{\sqrt{3}} \int_{\Gamma_{10}} | \Delta V_{\Gamma f10} | dA_{10} \quad (48)$$

$$| \Delta V_{\Gamma f10} | = \left| \left[ U_z^2(Z) + U_\theta^2(RS, \theta, Z) \right]^{1/2} \right|$$

여기서,  $dA_{10}$ 은 헬리컬기어 다이랜드부의 미소표면적을 나타낸다.

#### 2.4.4 전체에너지 소비율

1/2 피치에 대한 에너지 소비율은 기어 전체로 확장해서 구한다. 즉, 전체 에너지 소비율은 식 (49)로 된다.

$$J^* = 2N ( \sum W_i + \sum W_s + \sum W_f ) \quad (49)$$

### 3. 실험

#### 3.1 전극봉과 금형설계 제작

본 논문에서는 새로운 헬리컬기어 성형방법을 적용하기 위해서 성형대상으로 한 기어는 자동차의 자동변속기에 사용되는 롱 피니언(long pinion)이라 불리는 헬리컬 기어의 일종으로 Table 1에 그 제원을 나타낸다.

Table 1과 같은 헬리컬기어를 압출하기 위해서 베릴륨동(Cu-Be)으로 전극설계, 제작하였다. Fig.5(a), (b)는 스퍼어기어와 헬리컬기어 전극의 호빙과 셰이빙가공량으로 헬리컬기어 압출금형에서는 방전가공의 과방전(over-burn)량, 래핑가공여유, 압출시 금형의 탄성변형량 및 압출후 소재의 탄성회복량 등을 예측하여 이들을

Table 1 Dimension of helical gear

Transverse module (M)	1.466185
Number of teeth (N)	20
Transverse pressure angle( $\phi$ )/°	21.82975
Helix angle ( $\beta$ )/°	23.6260 (R/H)
Dia. of standard pitch circle/mm	29.3237
Dia. of base circle/mm	27.2520
Dia. of bore/mm	16

고려한 값이다. 전극의 치형은 전위기어 그리고, 치형 기준단면은 축직각 방식으로 채택하였다. Fig.6은 전극 설계 프로그램의 결과를 이용한 전극설계 도면이다.

방전가공용 전극을 호빙과 셰이빙가공을 거쳐서 실제 제품과 유사하게 제작하였다. 이렇게 제작된 전극으로 압출다이 모재를 직류 전동기를 이용한 수치제어 3축 방전기(CNC E.D.M, A3C-R, SODICK Co.)에 고정시켜 방전가공한 후, 금형을 래핑하여 Fig.7과 같은 최종 금형을 완성했다.

INPUT DATA FOR SPUR GEAR DESIGN		
NO.	ITEM	DIMENSION (mm)
(1)	TOOTH NO. (PINION)	Z = 20
(2)	MODULE	M = 1.466185
(3)	PRESSURE ANGLE	A <sub>s</sub> = 20
(4)	AMOUNT OF ADDENDUM MOD.(P)	c = 0.8
(5)	PIN (BALL) DIAMETER	Bd = 2.381
(6)	BACKLASH (MINIMUM)	J = 0.0
(7)	OUTER DIAMETER	Do = 32.14

Do you want input amendment? (y/n) n  
 [A] Over pin diameter [B] Between pin diameter  
 What key do you want (A or B)?

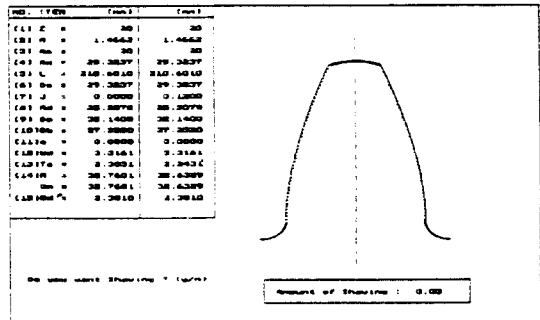


Fig.5(a) Input data and display of tooth geometries of electrode for hobbing and shaving calculated by CAD program for spur gear electrode design

>>> INPUT DATA FOR HELICAL GEAR DESIGN (TRANSVERSE) <<<

NO.	ITEM	DIMENSION (mm)
(1)	TOOTH NO. (PINION)	Z = 28
(2)	MODULE	Mn = 1.466185
(3)	PRESSURE ANGLE	An = 21.82975
(4)	MELIX ANGLE	Beta = 23.6268
(5)	AMOUNT OF ADDENDUM MOD.(P)	c = -0.875
(6)	PIN (BALL) DIAMETER	Bd = 2.381
(7)	BACKLASH (MINIMUM)	J = 0.8
(8)	OUTER DIAMETER	Do = 32.14

Do you want input amendment ? (y/n) a  
 (A) Over pin diameter (B) Between pin diameter  
 What key do you want (A or B) ?

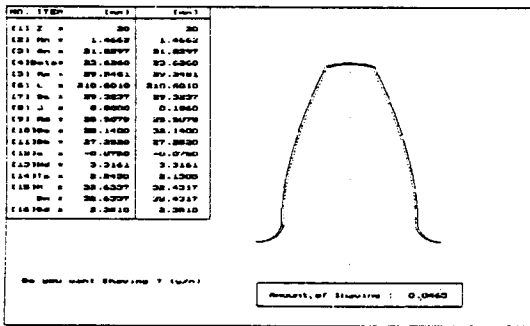


Fig.5(b) Input data and display of tooth geometries of electrode for hobbing and shaving calculated by CAD program for helical gear electrode design

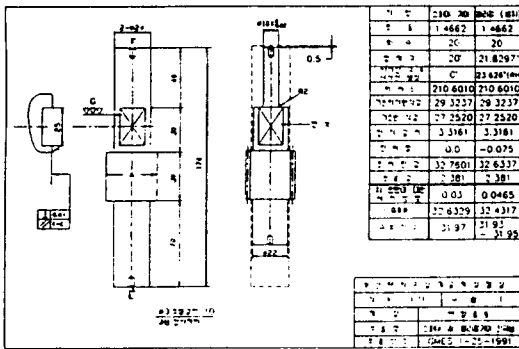


Fig.6 Drawings of spur and helical gear extrusion electrode for electric discharge

금형은 압출시의 고압력을 견디기 위해 2중 보강링으로 열박음했다. 다이인서트(die insert)는 열간 다이스강(KS : STD61 JIS : SKD61)으로 하고 내경은  $\phi$  33.5mm, 제1 보강링도 STD61, 제2 보강링은 SCM4로 제작했다. 다이 인서트는 응력집중이 예상되는 부분이므로 가로분할하여 설계·제작하였다. 편치는 Fig.8과 같이 편치와 맨드릴이 분리되는 분리형 편치를 제작하고, 편치는 STD61, 맨드릴은 SKH9으로 한다.

3.2 실험

실험에 사용한 소재는 Table 2와 같은 화학적 조성을 지닌 알루미늄합금(AL2218), 자탄소강(SM10C) 및 크롬몰리브덴강(SCM21) 등의 봉재를 Fig.9(a)와 같이 제작하였다. 이렇게 제작된 소재는 Fig.10과 같이 질소분위기(N<sub>2</sub> atmospheric furnace)속에서 크롬몰리브덴강소재는 구상화풀림처리하고 저탄소강은 연화풀림 처리하였으며 알루미늄합금은 풀림처리(T6)를 하였다.

소재의 유효응력-변형도 관계를 알기 위하여 압축시험에서 얻은 하중-변위 관계를 최소 사승법(least square method)을 이용하여 커브 피팅(curve fitting)한 결과 다음의 관계식을 얻었다.

$$AL2218 : \bar{\sigma} = 37.795 \varepsilon^{0.2734} \text{ ( Kg/mm}^2 \text{ )}$$

$$SM10C : \bar{\sigma} = 67.354 \varepsilon^{0.2320} \text{ ( Kg/mm}^2 \text{ ) (50)}$$

$$SCM21 : \bar{\sigma} = 76.231 \varepsilon^{0.2481} \text{ ( Kg/mm}^2 \text{ )}$$

마찰상수는 링 압축시험을 하여 구하였다. 링 압축시험에 사용된 시편은 압출 소재와 동일한 소재를 외경 25mm, 내경 12.5mm, 높이 8.33mm로 비가 6:3:2가 되도록 제작하여 압출소재와 동일한 조건으로 풀림처리된 소재는 압출시험 소재와 동일하게 윤활처리하였다. 링 압축시험 결과 m 값은 0.1 정도인 것을 알 수 있었다.

압출시험은 제작된 금형을 설치한 400톤 유압프레스에서 수행하였다. 압출된 헬리컬기어는 양쪽면을 선삭하고, 내경면을 셰이빙 아머(arbor)에 맞도록 라이밍하여

Table 2 The chemical compositions of billet materials

Mat.	Composition (%)											
	Fe	C	Mn	P	S	Si	Ni	Cr	Mo	Al	Cu	V
AL2218	0.28	.051	.01	-	-	7.51	-	-	-	88.95	2.43	-
SM10C	99.305	.051	.399	0.0156	0.011	0.142	.051	-	-	0.009	0.016	-
SCM21	97.80	.148	.621	<0.01	<0.01	0.185	.068	.857	.149	0.043	0.117	<0.01

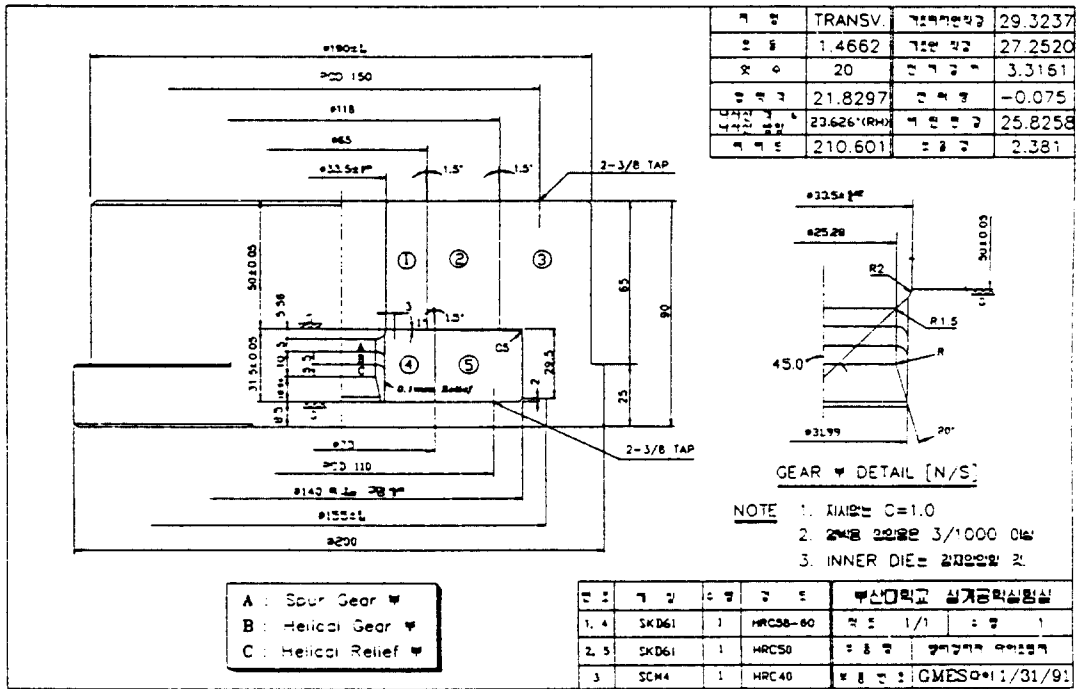


Fig. 7 Drawings of helical gear extrusion die and container

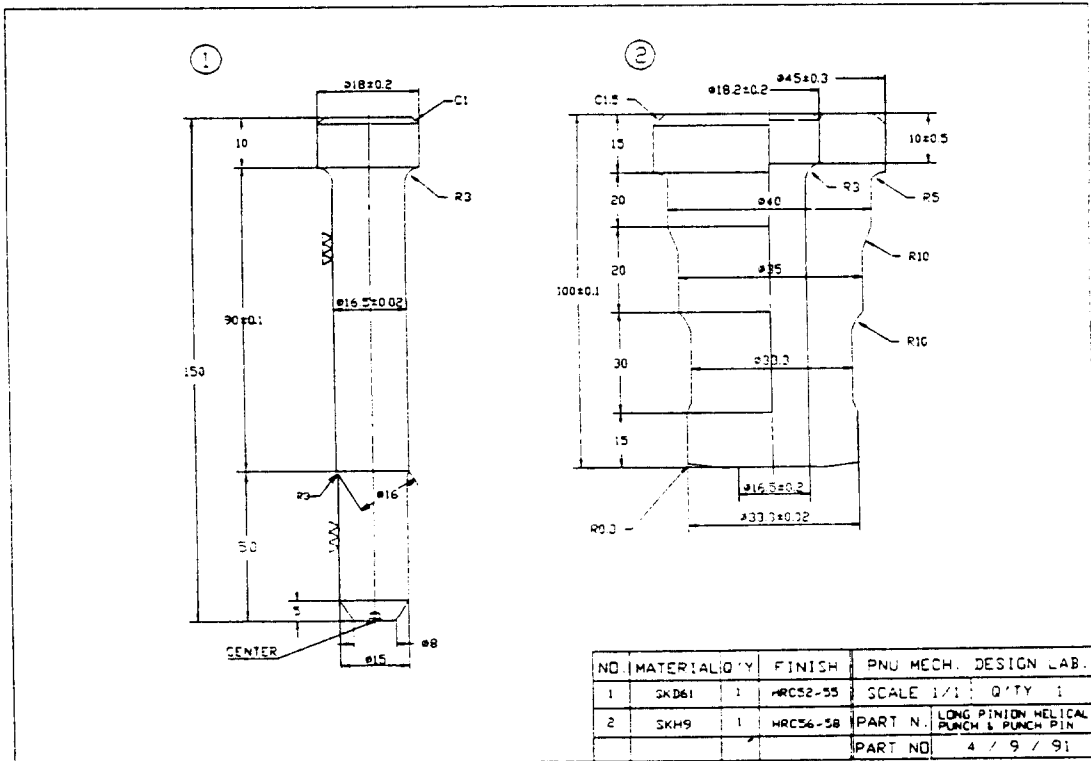


Fig. 8 Drawings of gear extrusion punch and mandrel

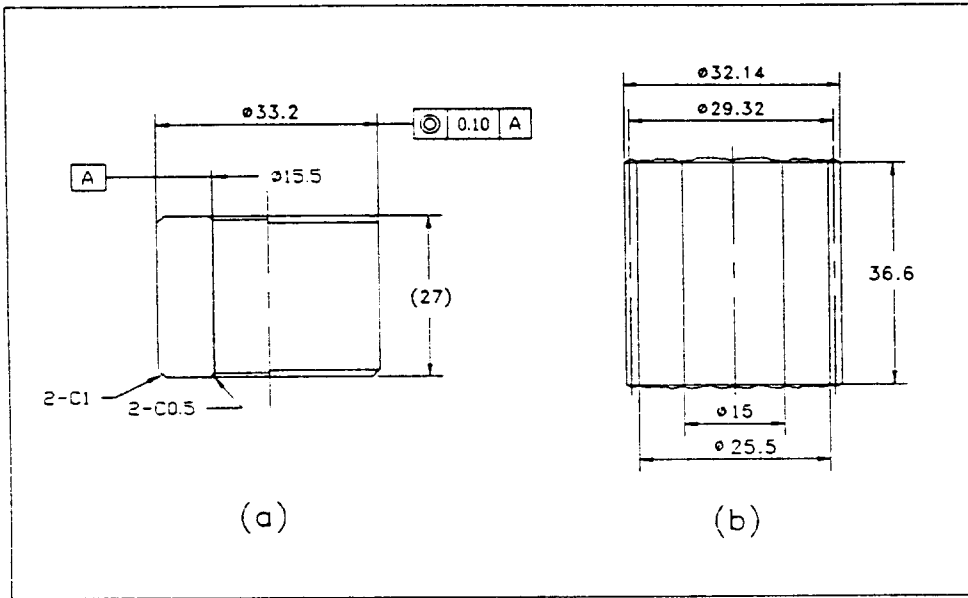


Fig. 9 Drawings of (a) billet, (b) extruded helical gear

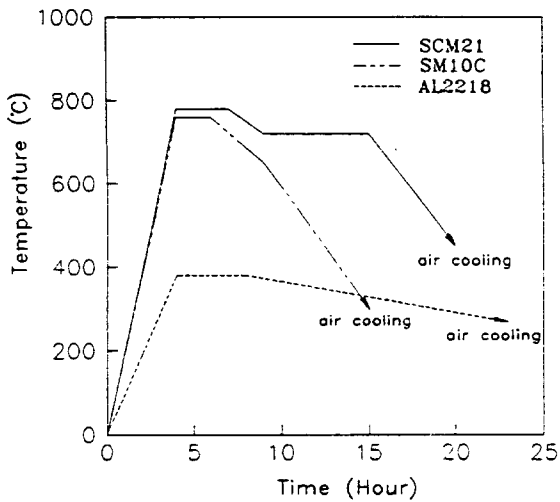


Fig. 10 Heating and cooling cycle for annealing of billet

세이빙가공한다. 압출된 기어, 세이빙된 기어와 전면 침탄처리된 기어는 기어검사기에서의 각종 오차와 오버 편 경(O. B. D) 등 기어정밀도를 측정하고, 금속조직과 기계적 성질을 조사한다.

#### 4. 결과 및 고찰

Fig. 1과 같은 새로운 헬리컬기어의 성형방법으로 된 실험장치로 Fig. 9(a)와 같은 소재를 압출하여 (b)와 같은 헬리컬기어를 성형하였다. 크롬몰리브덴강 소재로 사만타공정과 새로운 공정으로 압출하고, 세이빙가공을 한 후의 치형오차와 리이드오차를 측정하고, 마무리가공된 기어를 전면 침탄담금질한 후의 치형과 리이드오차를 측정하여 Fig. 11에 나타내었으며 이를 KS 규격으로 환산한 결과를 Table 3에 나타내었다. 여기서, 사만타공정으로 압출후 치의 오른쪽면 치형오차는 KS 기어규격의 급수 3급에 해당되며, 오른쪽면과 왼쪽면의 리이드 오차는 7급에 해당되었다. 그러나 Fig. 11에 보는 바와 같이 이빨의 왼쪽면의 치형오차는 기어의 규격을 크게 벗어났고, 피치오차는 측정범위를 벗어났다. 반면에 새로운 공정으로 실험한 결과 이빨의 오른쪽면 치형오차는 2급, 리이드오차는 6급에 해당하며 왼쪽면 치형오차는 4급, 리이드오차는 3급에 해당되었다.

압출후에 세이빙 마무리가공된 기어의 정도를 측정한 결과, 사만타공정에서의 단일피치오차는 오른쪽과 왼쪽면이 각각 3, 4급, 피치변동이 양쪽 모두 4급 등 이빨

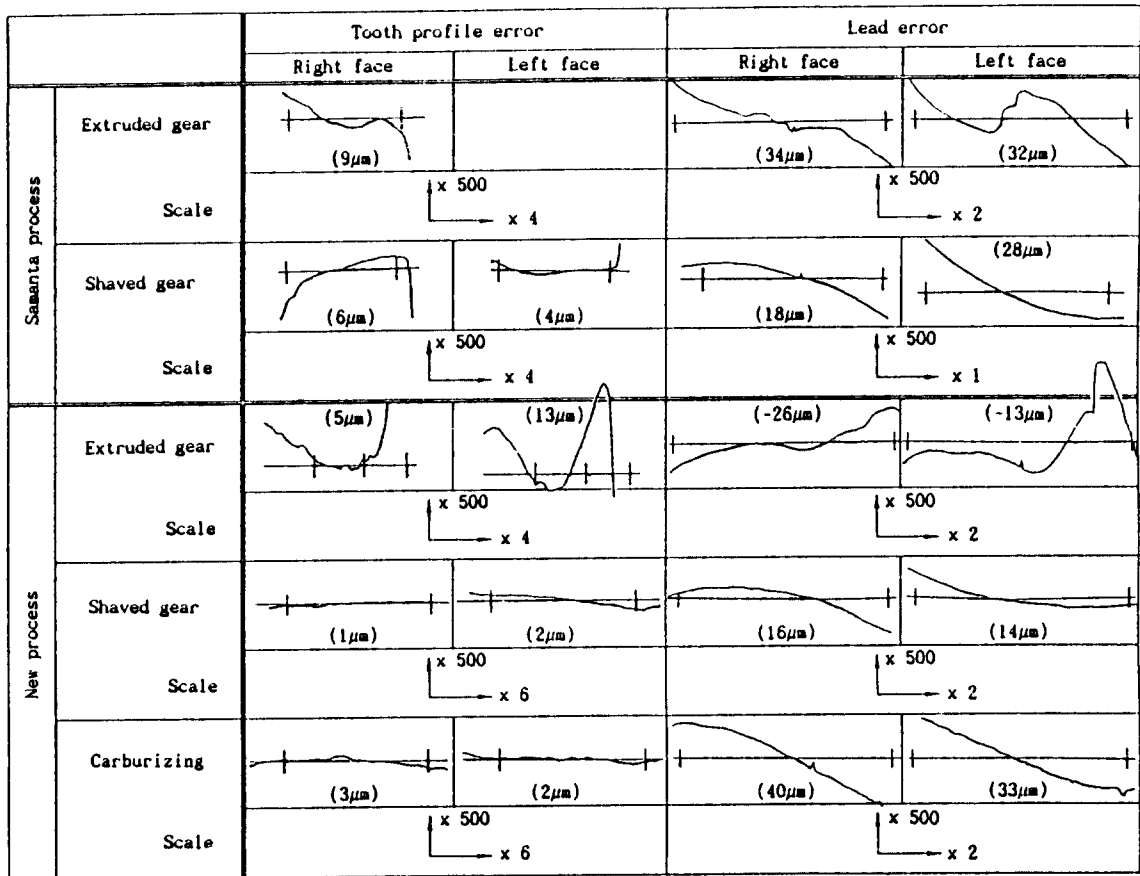


Fig.11 Charts of tooth profile and lead measurement

Table 3 Tolerances extruded, shaved and carburizing-quenched helical gear (μm)

Items	Process Tolerance	Samanta process				New process									
		Shaved		KS Class		Extruded		KS		Shaved		KS		Carb.-Que.	
		Right	Left	R	L	Right	Left	R	L	R	L	R	L	R	L
Measurement over pin (Pin Dia. φ2.381mm)		φ32.654				φ32.842				φ32.668					
Single pitch error		8.8	14.4	3	4	22.3	45.4	6	7	9.9	8.5	3	3	12.9	10.9
Pitch variation		16.5	14.4	4	4	19.1	28.9	5	6	14.0	13.6	4	4	11.1	13.3
Accumulative pitch err.		82.7	68.0	6	5	51.6	57.5	4	5	65.7	65.6	5	5	55.7	47.5
Tooth profile error		6.0	4.0	2	1	5.0	13.0	2	4	1.0	2.0	0	0	3.0	2.0
Runout		20.0		3		65.2		6		49.6		5		16.5	
Lead error		18.0	28.0	5	6	-26.0	-13.0	6	3	16.0	14.0	4	3	40.0	33.0

의 오른쪽면과 왼쪽면이 차이가 거의 없었다. 따라서 세이빙가공 후의 기어 검사 결과를 종합해 보면 KS 기어급수 5급 정도에 해당된다. 이에 반해 신공정에서

세이빙가공 후의 단일피치오차는 양쪽면이 모두 3급이며, 치형오차와 리드오차가 Fig.11에서 보는 바와 같이 사만타공정에서 보다 향상되었다. 이는 신공정에서는

Table 4 Hardness of billet, extruded and carburizing-quenching gears

Material	Befor Extrusion (full annealed)	After Extrusion	Hardness increase after extrusion	Carburizing- quenching
AL2218	16 (HR.)	25 (HR.)	9 (HR.)	—
SM10C	43 (HR.)	87 (HR.)	44 (HR.)	25.3HR.
(Samanta)	58 (HR.)	94 (HR.)	36 (HR.)	58.4HR. (662H)
SCM21	58 (HR.)	95 (HR.)	37 (HR.)	58.1HR. (656H)

먼저 평치차로 성형되었다가 비틀림가공에 의하여 헬리컬기어로 되므로 치의 금형내 충만도가 사만타공정보다 좋았기 때문이라 생각된다.

Table 3에서 신공정으로 압출된 기어와 세이빙가공 후의 기어 그리고 전면침탄처리한 후의 기어를 측정 한 결과로, 치흔흔들림(runout)이 사만타공정의 3급에서 신공정에서는 5급으로 나빠진 이유는 축공의 편심때문으로 생각된다.

Table 4는 압출전·후의 경도치와 침탄처리 후의 미소경도치를 나타낸 것으로 압출후 경도치가 크게 증가하는 것으로 보아 가공경화가 많이 일어남을 짐작할 수 있으며, 실제 현장에서 사용되는 최종제품의 경도치가 H 650 이상이므로 침탄 처리된 기어는 사용가능한 수준의 경도치를 갖는다.

원형봉재로부터 헬리컬기어의 압출에 대하여 원주좌표계를 사용하여 다이의 기하학적 형상을 형상함수로 나타내어 동적가속도장을 유도하고 이를 수치계산하여 상계해를 구하였다. 특히, 치면의 형상함수를 실제의 치형곡선인 인벌류트곡선으로 하고, 나선각( $\beta$ )과 마찰상수

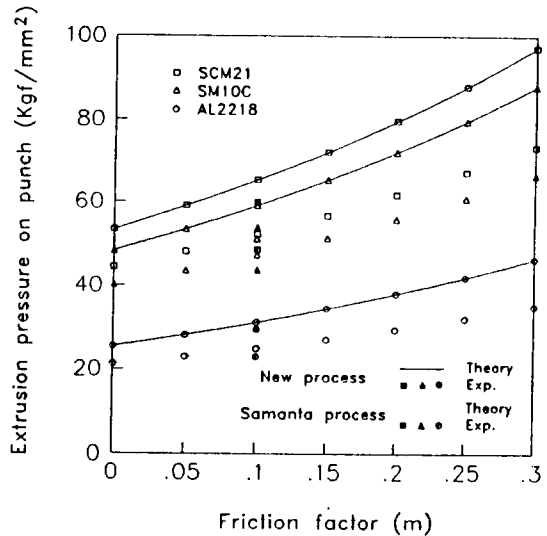


Fig. 12 Comparison between theoretical and experimental extrusion pressure on punch for various friction factors

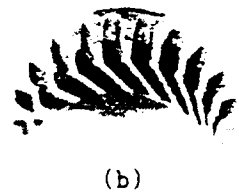
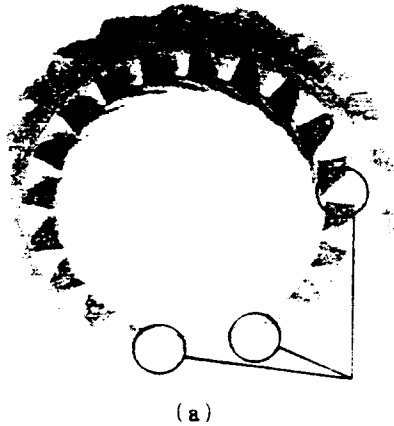


Fig. 13 The photo. of (a) Crack on tooth face at die entrance of Samanta and (b) die dual structure shape of New process

(m)을 변화시켜 상계해석한 결과를 고찰해 보면 다음과 같다.

Fig. 12는 실험에 사용한 각 소재에 대한 마찰상수의 변화에 따른 이론치와 실험치의 편차압출압력을 비교한 것으로 여기서, 사만타공정 보다 신공정에서 편차압출압력이 대략 10%정도 높게 나타났다. 이는 신공정에서의 다이랜드길이 가 사만타공정에서 보다 2배이고, 스퍼어기어로 성형된 다음 비틀림가공이 시작되어 나선각을 가진 헬리컬기어로 성형되는 전단경계면 T<sub>3</sub>에서의 순수전단으로 인한 비틀림 전단에너지 소비율이 크기 때문이다. 그러나, 다이의 강도는 좋아지기 때문에 상대적으로 금형의 강도가 향상된다. 사만타공정에서는 금형의 휨으로 인해 다이입구부 치면이 Fig. 13과 같이 균열이 일어났다.

Fig. 14는 모듈이 1.466185일 때 마찰상수의 영향에 따른 상대압출압력의 변화를 상다이랜드 각도( $\alpha$ )의 변화에 대하여 계산한 결과를 나타낸 것으로, 상다이랜드 각도가 증가하면 상대압출압력은 감소하게 된다. 또한 마찰조건에 따라서는 각 나선각에 대하여 거의 선형적으로 증가하고 있는 것을 볼 수 있다.

그리고, 편치의 상대압출압력은 각 소재들에 대한 실험범위에서 거의 1로 안정한 값을 나타냈다.

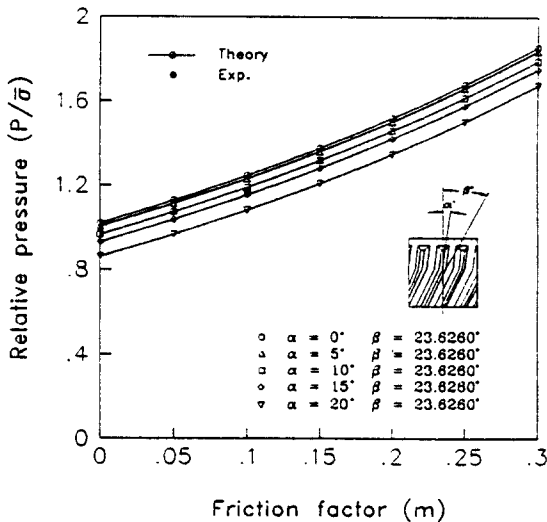


Fig. 14 Relationships between relative pressure and friction factor for each dieland angle of spur gear part

## 5. 결론

원형봉재로부터 헬리컬기어를 압출함에 있어서 압출압력을 계산하기 위하여 상계정리를 적용하여 수치계산하고, 수치해석 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

1. 원형봉재 소재를 헬리컬기어로 압출하는 공정에 대하여 다이의 형상을 스퍼어기어부와 헬리컬기어부의 이중 구조로 함으로써 금형의 강도를 향상시킬 수 있었다.
2. 다이의 치면형상을 인벌류트곡선으로 하여 동적가용속도장을 유도하고 수치계산으로 상계해를 구하였다.
3. 새로운 공정으로 인한 냉간압출에 의하여 KS 기어급수 6급의 기어를 성형하고, 이를 세이빙가공하여 4~5급에 해당하는 기어를 가공하였다. 이는 사만타 공정에서보다 향상된 정밀도를 얻었다.

## 참고문헌

- 1) Dean, T. A. and Abdel-Rahman, A. R. O., 1981, "The Quality of Hot Forged Spur Gear Forms, Parts I and II", Int. J. Mach. Tool Des., 21, 2.
- 2) Badawy, A., Schultes, T., Raghupathi, P. S. and Altan, T., 1982, "Gear Tooth Geometry Calculations for Close Tolerance Forging of Spiral Bevel Gears" NAMRC X Conference Proceeding, pp.191~195.
- 3) Sabroff, A.M. and Douglas, J.R., 1982, "Application of CAD/CAM Techniques to Close Tolerance Forging of Spiral Bevel Gears", Annals of the CIRP, 31, 1.
- 4) Ohga, K., Kondo, K. and Jitsunari, T., 1985, "Research on Precision Die Forging Utilizing Divided Flow (5th Report, Application to Actual Machine Parts)", Bull. of JSME, 28, 244.
- 5) Dohmann, F. and Traudt, O., "Metal Flow and Tool Stress in Cold Forging of Gear Components" Advanced Technology of Plasticity, Vol. II, pp.1081~1088.
- 6) Hornmark, N., Hilsson, J. O. H. and Mills,



- C.P., 1970, "Metal Forming", 227.
- 7) Stickels, C. A. and Samanta, S.K., 1974, "Cold Forming in Gear Manufacture", Metals Engineering.
- 8) 泉澤 正郎, 吉田 始, 長瀬 康男, 1989, "はずば 齒車の冷間押し成形", 平成元年度 塑成加工春季講演會, pp.515~518.
- 9) Choi, J. C., Cho, H.Y., Kwon, H.H., Han, J.C., 1991, "A Study on the Helical Gear Forming by Cold Extrusion", J. of KSME, Vol.15, No.1, pp.127~138.
- 10) Omori, S., Sueda, M., Furumoto, H and Masumoto, M., 1991, "Accuracy in Transferring the Tool Geometry to the Product in the Extrusion of Helical Gear", J. of the JSTP, Vol.32, No.361, pp.214~221.
- 11) Nagpal, V. and Altan, T., 1975, "Analysis of the Three-Dimensional Metal Flow in Extrusion of Shapes with the Use of Dual Stream Functions", Proc. of NAMRC, pp.26~40.
- 12) Yang, D.Y., 1978, "Analysis of Three-Dimensional Extrusion of Sections Through Curved Dies by Conformal Transformation" Int. J. Mech. Sci., Vol.20, pp.541~552.
- 13) Boer, C.R., Schneider, W.R., Eliasson, B. and Avitzur, B., 1979, "An Upper Bound Approach for the Direct Drawing of Square Section Rod from Round Bar", 20th Int. Mach. Tool. Des. Res. Conf., pp.149~156.
- 14) Hoshino, S. and Gunasekera, J.S., 1980, "An Upper Bound Solution for the Extrusion of Square Section from Round Bar Through Converging Dies", 21st Mach. Tool Des. Res., pp.97~105.
- 15) Kiuchi, M., 1984, "Overall Analysis of Non Axisymmetric Extrusion and Drawing" Proc. of 12th NAMRC, pp.111~119.
- 16) J.C. Choi, J.C. Han, 1991, "헬리컬기어 성형 방법 및 헬리컬기어 제조용 금형구조", 특허출원 No.2596.