大韓機械學會論文集 第18卷 第6號, pp. 1483~1495, 1994

〈論 文〉

자유곡면의 정밀가공을 위한 표면거칠기의 정량적 해석에 관한 연구

김병희* · 주종남**

(1993년 11월 27일 접수)

A Study Quantitative Analysis of Surface Roughness for Precision Machining of Sculptured Surface

Byeong Hee Kim and Chong Nam Chu

Key Words: Cutter Mark(공구마크), Nose Radius(노우즈반경), Inclined Flat Endmilling(경사밀링가공), Superposition(중첩), Surface Roughness(표면거칠기), Cusp Height(커스프높이)

Abstract

A quantitative analysis of a surface roughness for a precision machining of a sculptured surface in milling process is treated under superposition theory in this paper. The geometrical surface rouhgness is calculated as a function of feed per tooth, path interval, radii of tool and cutting edge, and radii of curvatures of workiece. Through machining experiments in a 3-axis machining center, we confirmed the adequacy of the analysis. While cutter mark is neglegible in ball endmilling, it is significant in flat endmilling. When feed per tooth is very small, flat endmilling gives superior surface finish to ball endmilling. In flat endmilling, cutting condition and cutter path should be strategically chosen to balance the cutter mark height and cusp height.

1. 서 론

자동차, 우주항공, 가전분야의 기계부품의 생산공정은 제품의 고정밀도화, 복잡화, 기능의 고밀도화 시대를 맞이하여 기존의 대량생산방식으로부터 기능의 다양화에 대응해 위한 다품종 소량생산방식으로 전환되어 가고 있다. 이 같은 흐름속에서 금형업계도 수작업에 의한 기능산업으로부터 장치산업으로의 전환을 통해 금형의 납기단축, 제조비용의 절감, 기계부품의 기능향상 등을 통해 금형의 복잡화및고정밀도화에대처해나가려하고있다. 이를 위해서는 수치제어기술과 CAD/CAM 시스템의 개발을 통해 금형제조공정을 자동화하는 것이 필수적이며, 절삭가공 단계에서 금형의 정밀가공을 실현함으로써 방전가공시간으로 대표되는 후처리 가공시간을 줄이고 금형가공공정을 집약화(integration)하는 가공전략을 수립할 필요가 있다.

최근 절삭가공에 의한 고정밀, 초정밀가공에 대한 관심이 높아지면서 CNC초정밀 공작기계 상에서의 고정밀, 초정밀가공에 관한 연구가 활발히 진행되었다.[1,2] 그러나 대부분의 연구가 선삭이나 연삭에 한정되었고, 자유곡면을 가진 금형가공의 경우에는 아직 보통가공의 수준에 머물고 있다. 일반적으로 자유곡면을 가진 금형의 가공공정은 3축 공작기계 상에서의 일련의 기계가공과정과 방전가공

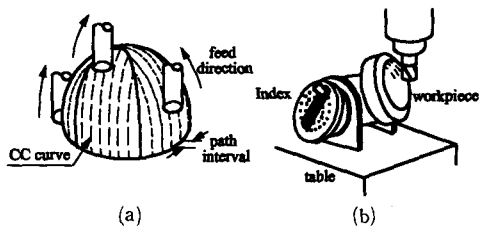
*정회원, 서울대학교 대학원
**정회원, 서울대학교 기계설계학과

및 수작업자의 연삭(grinding), 연마(polishing)작업을 통해 요구되는 정밀도를 획득하는 후처리 가공과정으로 이루어지고 있다. 이러한 기존공정은 시간이 오래 걸릴뿐 아니라, 매 작업마다 고가의 전용 공작기계 및 숙련된 작업자가 필요하고, 금형의 품질이 수작업자의 능숙도에 의존되는 단점을 가지고 있다. 따라서 금형가공의 집약화를 위해서는, 정밀절삭가공을 통해 기존 절삭공정에서 획득할 수 있는 표면거칠기보다 높은 정밀도를 가지는 금형가공을 실현함으로써 방전가공이나 연삭과정을 생략하고, NC공작기계에 의한 절삭가공과 로봇 등에 의한 자동 연마과정만으로 높은 정밀도를 가지는 금형을 생산하는 기술의 개발이 필요하게 되었다. 이러한 시도는 공작기계의 고강성화, 주축의 고속화, 이송의 고분해능화 등에 의한 고정밀도화와 초경, 세라믹, CBN 등 고정밀가공이 가능한 새로운 절삭공구의 출현으로 그 실현성이 더욱 높아져왔다. 한편, 3축 공작기계 상에서의 볼엔드밀에 의한 자유곡면의 가공의 경우 절삭날이 주축회전수에 따른 최대 절삭속도를 가지지 못하기 때문에 생산성이 저하될 뿐 아니라, 절삭날의 정점부 근방에서 절삭속도가 극히 작게 되어 절살낙이 공작물을 문지르는 현상인 Rubbing현상이 발생하게 된다 따라서 Miyazawa 등[3]이 제안했던 볼엔드밀에 의한 미소밀링으로는 높은 생산성과 표면 정밀도를 얻는 것이 불가능한 것으로 알려져 왔다. 이를 극복하기 위하여 Kishinami[4,5]와 Aoyama[6] 등은 절삭능력의 향상을 위해 원호 및 타원 초경절삭날을 가지는 볼엔드밀을 개발하고 가공실험을 통해 1 μm R_{max} 이하의 고정밀가공을 실현하였다고 보고하고 있으나 정점부 근방의 Rubbing현상을 해결하지는 못하였다. 한편, Vickers,[7,8] Tönshoff,[9] Choi[10] 등은 5축 공작기계 상에서 가공성이 뛰어난 평엔드밀(flat endmill)이나 정면밀링커터(face-mill) 등을 자유곡면에 대하여 특정한 각도로 경사지게 하여 가공하는 경사밀링가공(inclined milling process)을 도입하였다. 그러나 5축 공작기계의 가격이 고가이고, CL데이터와 NC code를 생성하기가 어려우며, 생성된 NC code를 작업 중에 유연하게 수정하는 것이 곤란하고, 공작기계의 강성부족으로 인한 기계오차가 큰 단점이 있으며, 황삭가공경로 생성방법과 정삭 가공경로의 생성방법 사이에 차이가 있어 공구경로의 연속성이 저하되는 문제가 발생하게 된다. 또한 가공형상에 한계가 있고 이송방향의 공구마크(cutter mark)가 현저히 발생하는 문제가 있어 실제 현장에서의 적용사례가 미미한 실정이다.

따라서 본 연구에서는 5축 NC공작기계에서 일반적으로 수행되어 왔던 엔드밀에 의한 경사밀링가공을 3축 공작기계에 응용하여 정밀가공을 수행함으로써 전체적인 금형가공공정을 축소하고, 자동화를 도모하며, 가공비용의 절감과 정밀도의 향상이라는 두가지 목적을 동시에 달성하고자 한다. 이를 위해서 본 연구에서는 현재 널리 사용되고 있는 절삭공구들 — 볼엔드밀, 평엔드밀 등 — 의 절삭성능평가를 수행하였고, 공구마크의 중첩시킨 커스프의 높이를 변수로 평가하여 정밀한 표면거칠기를 얻는 공구경로생성법을 제안함으로써 정밀 3축 경사밀링가공 응용의 기초를 마련하였다.

2. 3축 공작기계에서의 경사밀링가공

3축 공작기계에서 자유곡면을 가공할 때에는 일반적으로 형상의 적합성을 고려하여 볼엔드밀이 널리 사용되고 있다. 그러나 위에서 언급한 바와 같이 볼엔드밀로 정밀가공을 수행하기에는 한계가 있다. 따라서 많은 연구자들은 표면거칠기를 향상시키고, 기계가공 이후의 작업시간을 줄임으로써 금형의 정밀도 향상과 납기단축 등을 실현하기 위하여 5축 가공에서의 경사밀링가공에 관한 연구를 수행해왔다. 그러나 5축 공작기계 역시 많은 단점을 가지고 있어 현장 적용기계의 장점을 3축 공작기계에 적용할 경우 정밀도 향상과 납기단축 뿐 아니라 생산비 절감의 이득도 얻을 수 있다는 가정아래 3축 경사밀링가공(inclined endmilling process)를 도입하였다. Fig. 3은 3축 경사밀링가공의 두가지 응



(a) Dividing machining
(b) Index machining

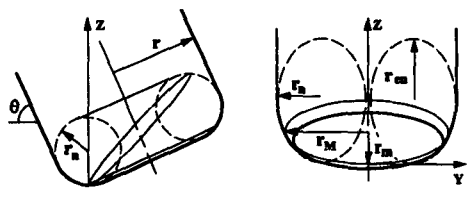
Fig. 1 Two machining methods on a 3-axis inclined endmilling

용예를 보여주고 있다. Fig. 1(a)는 자유곡면을 표면거칠기를 변수로 적절한 영역으로 분할한 후 상방향절삭(upward machining)만으로 가공하는 분할가공법이며, Fig. 1(b)는 인덱스테이블이나 치구(jig)를 이용하여 공작물을 표면거칠기를 최소로 하는 각도로 회전하면서 가공하는 인덱스가공법이다. 이 두가지 가공법을 실현시키기 위해서는 공통적으로 표면거칠기의 정량적인 해석이 요구되며 이 해석을 기초로 공구경로를 생성할 수가 있다.

3. 중첩이론에 의한 표면거칠기의 해석

3.1 노우즈반경과 경사밀링의 가공기하

엔드밀의 인선부는 기하학적으로 완전히 예리할 수 없을 뿐 아니라 절삭개시 순간날 끝에 무한대의 응력이 집중되므로 칩핑에 의하여 특정한 크기의 노우즈반경(nose radius)을 가지게 되며, 가공이 진행될 수록 마모의 영향으로 그 크기가 변화하는 것으로 알려져 있다.[1] 일반적으로 보통 가공정도의 정밀도를 갖는 기존의 밀링가공의 경우 절삭깊이에 비하여 노우즈반경의 크기가 매우 작기 대문에 노우즈반경의 방향이 무시되어 왔다. 그러나 절삭깊이나 경로간 간격이 매우 미소할 경우 노우즈반경은 이론적인 표면거칠기 뿐만 아니라 절삭기구와 가공특성에 매우 큰 영향을 미치게 된다. 따라서 정밀가공된 자유곡면의 표면거칠기의 정확한 해석을 위해서는 밀링용공구가 가지는 노우즈반경의 영향을 고려하여야만 한다. Fig. 2는 자유곡면의 경사밀링가공시 접선벡터(tangential vetor)와 엔드밀의 중심축이 이루는 각 θ —공구 기울기각— 와 (Fig. 2(a)) 유효 커스프를 형성하는 엔드밀의 절삭부가 접선방향에 수직인 평면에 투사된 궤적 (Fig. 2(b))을 보여주고 있다. 절삭조건 및 절삭기



(a) Cutter inclination angle
(b) Projection of cutting plane

Fig. 2 Cutting geometry of inclined endmill machining

하에 따라 유효 커스프를 이루는 궤적은 투사의 원리에 의해 Fig. 2(b)와 같이 세 타원이 복합된 형상으로 근사할 수 있는데, Fig. 2(b)의 타원 E_b의 유효 장반경 r_M과 유효 단반경 r_m을 공구의 노우즈반경 r_n과 공구 기울기각 θ의 함수로 표시하면,

$$r_M = r + r_n(\cos\theta - 1) \text{ at } 0 \le r_n < r,$$
$$r_M = 0 \text{ at } r_n = r \tag{1}$$
$$r_m = r_M \cos\theta \tag{2}$$

가 되고 절삭평면의 투사궤적인 타원 E_b의 식은[8]

$$E_b : \frac{y^2}{r_M^2} + \frac{(z - r_m)^2}{r_m^2} = 1 \tag{3}$$

이 된다. Fig. 2(b)에서 노우즈부가 투사된 타원의 장반경 r_{en}은

$$r_{en} = (r - r_n)\cos\theta + r_n \tag{4}$$

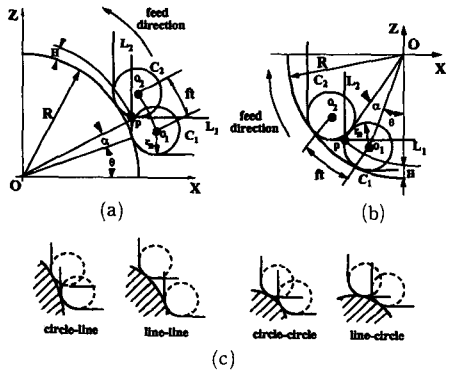
이 되고 단반경은 공구의 노우즈반경과 같으므로 타원 E_n은

$$E_n : \frac{\{y - (r \pm r_n)\}^2}{r_n^2} + \frac{\{z - r_{en}\}^2}{r_{en}^2} = 1 \tag{5}$$

의 식으로 표현될 수가 있다.

3.2 공구마크의 해석

공구마크(cutter mark)는 공구가 이송될 때, 날 사이의 간격 때문에 공작물을 단속적으로 절삭함으로써 발생하게 된다. 일반적으로 볼엔드밀이나 볼노우즈 엔드밀의 경우에는 공구마크가 매우 작으므로 무시할 수도 있으나, 엔드밀의 경우에는 볼엔드



(a) Convex surface
(b) Concave surface
(c) Intersection types

Fig. 3 Cutter mark resulting from feed per tooth

밀의 경우 보다 공구마크가 수배에서 수십 배 정도 크게 나타나므로 표면거칠기에 큰 영향을 미친다. 날당이송이 공구반경에 비하여 매우 작다고 가정하면, 이송반각(half angle of the feed per tooth) α는 ft를 날당이송, R을 자유곡면의 구름평면 상에서의 곡률반경이라고 할 때, Fig. 3(a), (b)로부터 볼록한 면의 경우 $ft/2(R+r_n)$이 되고, 오목한 면의 경우 $ft/2(R-r_n)$이 된다. 또한 두 근접위치 공구(consecutive posetion cutter)의 노우즈반경의 중심 $O_1(x_1, z_1)$과 $O_2(x_2, z_2)$및 교점 $p(x, z)$의 위치에 따라 공구마크의 형태는 Fig. 3(c)와 같이 네 가지로 분류된다.

$|x_2-x_1|<r_n$, $|z_2-z_1|\geq r_n$: Circle-line intersection
$|x_2-x_1|\geq r_n$, $|z_2-z_1|\geq r_n$: Line-line intersection
$|x_2-x_1|<r_n$, $|z_2-z_1|<r_n$: Circle-circle intersection
《exception》

If $\theta\leq\frac{\pi}{4}$ and $z>z_i$: Circle-line intersection

If $\theta>\frac{\pi}{4}$ and $x>x_i$: Circle-line intersection

$|x_2-x_1|\geq r_n$, $|z_2-z_1|<r_n$: Line-circle intersection

공구마크의 크기 H는 구름원의 중심으로부터 두 인접공구의 교점까지의 거리가 구름원의 곡률반경 사이의 차로 곡면의 형태에 따라

● Convex surface : $H=\sqrt{x^2+z^2}-R$ (6)

● Concave surface : $H=R-\sqrt{x^2+z^2}$ (7)

이 되고, 각 공구마크의 형태에 따라 그 높이를 구하면

● Circle-line intersection

Convex :

$$H=\sqrt{(x_1-r_n)^2+(z_2-\sqrt{r_n^2-(x_1-r_n-x_2)^2})^2}-R \quad (8)$$

Concave :

$$H=R-\sqrt{(x_1-r_n)^2+(z_2-\sqrt{r_n^2-(x_1-r_n-x_2)^2})^2} \quad (9)$$

● Line-intersection

Convex : $H=\sqrt{(x_1-r_n)^2+(z_2-r_n)^2}-R$ (10)

Concave : $H=R-\sqrt{(x_1-r_n)^2+(z_2-r_n)^2}$ (11)

● Circle-circle intersection

Convex :

$$H=R(\cos\alpha-1)+r_n\cos\alpha-\sqrt{r_n^2\cos^2\alpha-2Rr_n\sin^2\alpha-R^2\sin^2\alpha} \quad (12)$$

Concave :

$$H=R(1-\cos\alpha)-r_n\cos\alpha+\sqrt{r_n^2\cos^2\alpha-2Rr_n\sin^2\alpha-R^2\sin^2\alpha} \quad (13)$$

● Line-circle intersection

Convex :

$$H=\sqrt{(x_1-\sqrt{r_n^2-(z_2-r_n-z_1)^2})^2+(z_2-r_n)^2}-R \quad (14)$$

Concave :

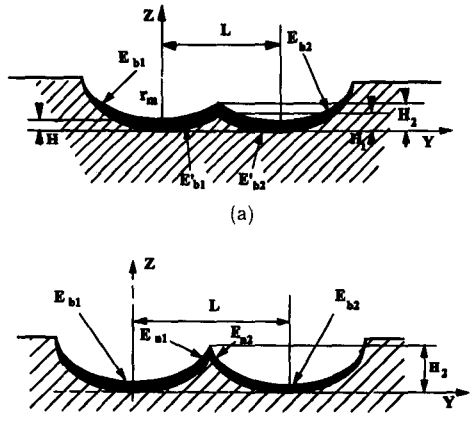
$$H=R-\sqrt{(x_1-\sqrt{r_n^2-(z_2-r_n-z_1)^2})^2+(z_2-r_n)^2} \quad (15)$$

가 된다. 단,

$x_1=(R+r_n)\cos\theta$; $z_1=(R+r_n)\sin\theta$
$x_2=(R+r_n)\cos(\theta+2\alpha)$; $z_2=(R+r_n)\sin(\theta+2\alpha)$

3.3 원통면 상에서의 중첩에 의한 유효 커스프 높이의 계산

기존의 연구에서는 커스프의 높이를 볼엔드밀의 경우 공구반경 r과 경로간 간격 L만의 함수로, 평엔드밀이나 정면밀링공구의 경우 공구 기울기각 θ만을 새로운 변수로 추가하여 표현하여 왔다. 그러나 본 연구에서는 정밀가공을 위한 정밀한 해석을 위해 공구의 노우즈반경의 영향과 공구마크의 영향



(a) Case 1 : Intersection between ellipses parallel to bottom plane
(b) Case 2 : Iintersection between nose part ellipses

Fig. 4 Superposition of conventional cusp and cutter mark on a cylindrical surface

을 고려하여 볼엔드밀로부터 엔드밀까지를 포괄적으로 표현할 수 있는 새로운 절삭기구를 설정하였다. Fig. 4는 공구마크가 경로간 간격에 의해 발생되는 기존의 커스프에 중첩(superposition)되는 절삭기구를 보여주고 있다.

3.3.1 CASE 1

경사밀링가공시 노우즈반경이 공구반경에 비하여 상대적으로 작거나 경로간 간격이 매우 작아 아래와 같은 조건을 만족할 경우

$$L \leq 2\{r + r_n(\cos\theta - 1)\} \tag{16}$$

두 인접 엔드밀은 Fig. 4(a)와 같이 엔드밀의 밑면에 평행한 절삭평면(cutting plane)의 투사궤적으로 유효 커스프를 형성되게 된다. 그림에서 해칭된 부분은 경로간 간격에 의해 발생된 커스프의 궤적이며 검게 칠해진 부분은 공구마크의 중첩량이다. E'_{b1}, E'_{b2}로 나타낸 타원은 엔드밀의 절삭평면의 투사궤적이며 타원 E_{b1}, E_{b2}는 절삭날의 단속절삭에 의해 발생하는 공구마크의 산의 궤적이다. 또한 H는 공구마크의 최대 높이이고, H_1은 기존의 표면거칠기 해석법에 의해 계산된 커스프의 높이이며, H_2는 중첩이론(theory of superposition)을 통해 공구마크를 중첩시킨 유효 커스프의 높이이다.

Fig. 4(a)로부터 유효 커스프의 정점을 다루는 타원 E_{b1}과 E_{b2}는 유효 단반경 r_m과 유효 장반경 r_M 및 공구마크의 높이 H의 함수로 아래와 같이 표현할 수 있다.

$$E_{b1}: \frac{y^2}{r_M^2} + \frac{(z-r_m)^2}{(r_m-H)^2} = 1 \tag{17}$$

$$E_{b2}: \frac{(y-L)^2}{r_M^2} + \frac{(z-r_m)^2}{(r_m-H)^2} = 1 \tag{18}$$

식(17)과 (18)을 연립하여 유효 커스프를 구하기 위한 정점의 좌표(y, z)를 구하면

$$(y, z) = \left(\frac{L}{2},\ r_m - \frac{r_m-H}{r_M}\sqrt{r_M^2 - \left(r_M^2 - \left(\frac{L}{2}\right)^2\right)}\right) \tag{19}$$

가 된다. 따라서 유효 커스프의 높이는 공구 접촉점의 z좌표로부터 식(19)에서 구한 정점의 z좌표까지의 거리로 나타낼 수가 있다. 즉, 유효 커스프의 높이 H_2는

$$H_2 = r_m - \frac{r_m-H}{r_M}\sqrt{r_M^2 - \left(\frac{L}{2}\right)^2} \tag{20}$$

3.3.2 CASE 2

Case 1과는 반대로 가공기하가 아래와 같은 조건을 만족할 경우

$$L > 2\{r + r_n(\cos\theta - 1)\} \tag{21}$$

노우즈반경이 상대적으로 크므로 공구마크에 의한 영향은 무시되고 유효 커스프는 노우즈부의 투사궤적에 의하여 형성되게 된다. 즉, Fig. 4(b)의 두 타원 E_{n1}, E_{n2}는

$$E_{n1}: \frac{\{y-(r-r_n)\}^2}{r_n^2} + \frac{\{z-r_{en}\}^2}{r_{en}^2} = 1 \tag{22}$$

$$E_{n2}: \frac{\{y+(r-r_n)-L\}^2}{r_n^2} + \frac{\{z-r_{en}\}^2}{r_{en}^2} = 1 \tag{23}$$

의 식으로 나타낼 수 있으며 식(22)와 (23)을 연립하면 정점의 좌표(y, z)는

$$(y, z) = \left(\frac{L}{2},\ r_{en} - \frac{r_{en}}{r_n}\sqrt{r_n^2 - \left(\frac{L}{2} - r + r_n\right)^2}\right) \tag{24}$$

이 되고 유효 커스프의 높이는

$$H_2 = r_{en} - \frac{r_{en}}{r_n}\sqrt{r_n^2 - \left(\frac{L}{2} - r + r_n\right)^2} \tag{25}$$

로 얻을 수가 있다.

3.4 구면체 상에서의 중첩에 의한 유효 커스프 높이의 계산

구면체 및 자유곡면의 경우 그 기하학적 특성으로 인해 구름평면 상의 곡률반경은 공통평면(common plane) 위의 공구의 회전위치에 따라 그 값이 달라지게 된다.[11] 즉, Fig. 5(d)로부터 이송반각 α는 다음과 같이 변형된다.

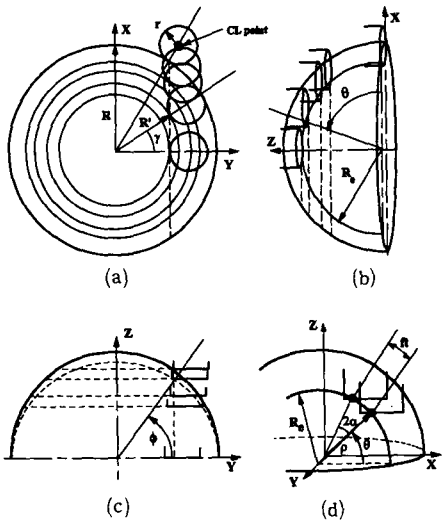
$$\alpha = \sin^{-1}\left[\sin\phi\sin\left\{\frac{ft}{2(R+r_n)\sin\phi}\right\}\right] \tag{26}$$

단, ϕ는 구름평면 상의 회전각이다.

구면체를 가공할 때의 공구접촉점은 Fig. 5(a), (b), (c)로부터 다음과 같이 구할 수가 있다.

$$(x, y, z) = (R\cos\theta\sin\phi,\ R\cos\phi,\ R\sin\theta\sin\phi) \tag{27}$$

단, R은 구면체의 중심으로부터 공구접촉점까지의 거리이다. 그러나 NC데이터로 입력될 3축 공작기계의 공구경로 값은 공구접촉(Cutter Contact, CC) 데이터가 아니라 공구의 노우즈중심의 위치데이터



(a) X-Y plane
(b) X-Z plane
(c) Y-Z plane
(d) 3-D view

Fig. 5 The trajectory of the flat endmill on a spherical workpiece

로 하는 것이 일반적이므로 공구접촉 데이터로부터 공구위치(Cutter Location, CL)데이터를 구해내는 작업을 수행해야만 한다. Fig. 5로부터 노우즈반경을 가진 엔드밀의 공구위치데이터는

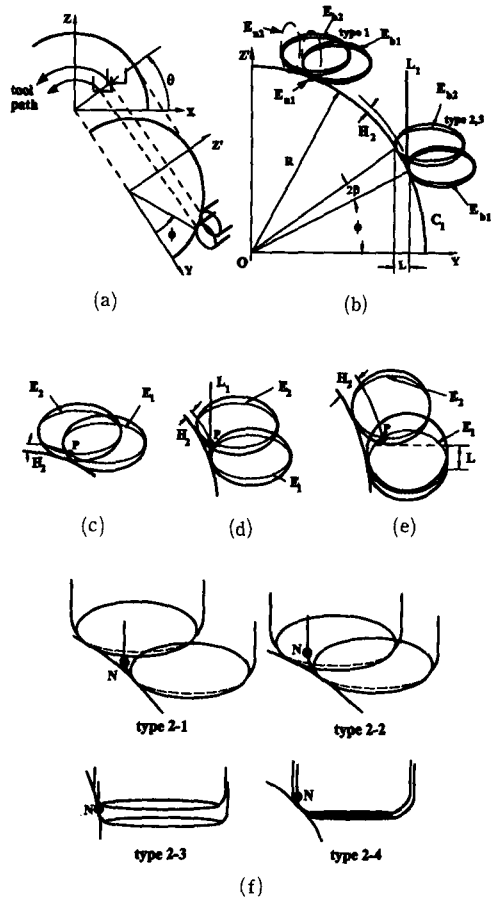
$$(x,\ yz)=((R'+r-r_n)\sin\gamma,$$
$$(R'+r-r_n)\sqrt{1-\sin^2\gamma},\ R\sin\theta\sin\phi) \qquad (28)$$

단, $R'=(R+r_n)\sqrt{1-\sin^2\theta\sin^2\phi}$

$$\sin\gamma=\frac{\cos\theta\sin\phi}{\sqrt{1-\sin^2\theta\sin^2\phi}}$$

이며 볼엔드밀의 경우 노우즈반경 r_n을 공구반경 r로 대체하면 된다.

식(28)로 얻어진 공구경로로 구면체를 가공할 때의 유효 커스프의 높이는 공구마크의 계산방법과 유사하게 구할 수가 있다. Fig. 6(a), (b)에서 보는 것처럼, 공구접촉점의 위치가 최소거리에 있는 두 근접 타원은 공통평면 상에 위치하게 되고, 유효 커스프높이를 구하기 위한 교점은 엔드밀의 절삭위치에 따라 타원 E_{b1}과 E_{b2}, E_{n1}과 E_{n2} 및 직선 L_1의 교점으로 얻어진다. 이 때, 파선으로 표현된 타원 E_{b1}과 E_{b2}는 절삭평면의 투사궤적에 공구마크의 영향을 중첩시킨 궤적이다. Fig. 6(b)로부터 파선으로 표현된 타원 E_{b1}, E_{b2}및 E_{n1}, E_{n2}와 실선으로 표현된 직선 L_1은 아래와 같이 수식화할 수 있다.



(a) The common plane
(b) Relative location of the flat endmill
(c) Intersection type 1
(d) Intersection type 2
(e) Intersection type 3
(f) Classification of type 2

Fig. 6 Cusp height resulting from milling process on a spherical surface

$$E_{b1}:\frac{(y-y_1)^2}{r_M^2}+\frac{(z-z_1)^2}{(r_m-H)^2}=1 \qquad (29)$$

$$E_{b2}:\frac{(y-y_2)^2}{r_M^2}+\frac{(z-z_2)^2}{(r_m-H)^2}=1 \qquad (30)$$

$$E_{n1}:\frac{(y-y_3)^2}{r_n^2}+\frac{(z-z_3)^2}{r_{en}^2}=1 \qquad (31)$$

$$E_{n2}:\frac{(y-y_4)^2}{r_n^2}+\frac{(z-z_4)^2}{r_{en}^2}=1 \qquad (32)$$

$$L_1: y=y_1-r \qquad (33)$$

단, $y_1=R\cos\phi+\frac{r_M}{\sqrt{1+\cos^2\theta\tan^2\phi}}$

$z_1=R\sin\phi-\cos^2\theta\tan\phi(R\cos\phi-y_1)$

$y_2=R\cos(\phi+2\beta)+\frac{r_M}{\sqrt{1+\cos^2\theta\tan^2(\phi+2\beta)}}$

$z_2=R\sin(\phi+2\beta)-\cos^2\theta\tan(\phi+2\beta)$
$(R\cos(\phi+2\beta)-y_2)$

$\beta=\frac{\cos^{-1}\left(\cos\phi-\frac{L}{R}\right)-\phi}{2}$

$y_3=y_1-r+r_n\,;\,z_3=z_1-r_m+r_{en}$

$y_4=y_2-r+r_n\,;\,z_4=z_2-r_m+r_{en}$

이다.

한편, 상대적인 공구의 교점은 Fig. 6(c), (d)와 (e)와 같이 세가지 유형으로 분류될 수가 있는데,[10,12] 각 유형을 분류하기 위하여 식(29)와 (30)을 직접 연립하는 것은 매우 복잡하다. 따라서 계산의 편리를 위하여 타원 E_{b1}과 E_{b2}의 식을 y와 z방향으로 각각 $1/r_M$과 $1/(r_m-H)$로 scaling하면, 식(29), (30)은 다음과 같은 원의 식 C_1과 C_2로 변환된다.

$$C_1:(y'-y_1')^2+(z'-z_1')^2=1 \tag{34}$$

$$C_2:(y'-y_2')^2+(z'-z_2')^2=1 \tag{35}$$

식(33), (34), (35)를 연립하면 세가지 유형은

Type 1:

$$\sqrt{y_2-y_1+r_M)^2(r_m-H)^2+(z_2-z_1)^2r_M^2}\le r_M(r_m-H) \tag{36}$$

Type 2:

$$\sqrt{y_2-y_1+r_M)^2(r_m-H)^2+(z_2-z_1)^2r_M^2}>r_M(r_m-H) \tag{37}$$

Type 3:

$$R\sin^2\theta(\sin(\phi+2\beta)-\sin\phi)<z_2-(r_m-H)\sqrt{1-\frac{(y_1-y_2-r)^2}{r_M^2}}-R\sin\phi \tag{38}$$

로 표현할 수 있다. 한편 Type 2의 경우에는 가공기하에 따라 Fig. 6(f)와 같이 다시 네가지 형태로 세분된다. Fig. 6(f)의 N점의 좌표값을 (y_p, z_p)라고 할 때

$$(y_p, z_p)=(y_1-r, z_1-r_m+r_{en}) \tag{39}$$

이 되고 N점의 위치에 따라 Type 2는 아래와 같이 세분된다.

● $y_p\ge y_1-r_M$일 때

점 N이 타원 E_{b2}의 외부에 있으면 직선 L_1과 타원 E_{b2}의 교점에 의해 유효 커스프가 형성되고 내부에 있으면 타원 E_{b2}와 타원 E_{n1} 사이의 교점에 의해 유효 커스프가 형성된다. 즉,

$$\text{Type 2-1}:\frac{(y_p-y_2)^2}{r_m^2}+\frac{(z_p-z_2)^2}{(r_m-H)^2}-1>0 \tag{40}$$

$$\text{Type 2-2}:\frac{(y_p-y_2)^2}{r_m^2}+\frac{(z_p-z_2)^2}{(r_m-H)^2}-1\le 0 \tag{41}$$

와 같이 분류된다.

● $y_p\le y_2-r_M$일 때

점 N이 타원 E_{n2}의 외부에 있으면 직선 L_1과 타원 E_{n2}의 교점에 의해 유효 커스프가 형성되고 내부에 있으면 타원 E_{n1}와 타원 E_{n2} 사이의 교점에 의해 유효 커스프가 형성된다. 즉,

$$\text{Type 2-3}:\frac{(y_p-y_4)^2}{r_n^2}+\frac{(z_p-z_4)^2}{r_{en}^2}-1>0 \tag{42}$$

$$\text{Type 2-4}:\frac{(y_p-y_4)^2}{r_n^2}+\frac{(z_p-z_4)^2}{r_{en}^2}-1\le 0 \tag{43}$$

과 같이 분류된다.

3.4.1 Types 1 & 3

Fig. 6(b)와 (e)로부터 커스프의 정점부는 타원 E_{b1}과 E_{b2}의 교점으로 나타낼 수 있다. 식(34)와 (35)를 연립하여 그 해를 구하고 이를 다시 scaling back하면 정점 P를 얻을 수가 있다.

$$P=(y, z)=\left(\frac{y_1+y_2}{2}-r_M\frac{z_2-z_1}{r_m-H}\sqrt{\frac{1}{D^2}-\frac{1}{4}},\ \frac{z_1+z_2}{2}+(r_m-H)\frac{y_2-y_1}{r_M}\sqrt{\frac{1}{D^2}-\frac{1}{4}}\right) \tag{44}$$

단, $D=\frac{1}{r_M(r_m-H)\sqrt{(r_m-H)^2(y_1-y_2)^2+r_M^2(z_1-z_2)^2}}$

3.4.2 Types 2

Fig. 6(f)로부터 유효 커스프의 정점부는 절삭형태에 따라 아래와 같이 구할 수가 있다.

● Type 2-1

Type 2의 대표적인 형태로 노우즈반경이 작고 경로간 간격이 큰 절삭조건에서 절삭기하가 식(21)을 만족하는 경우 대부분 이 형태의 유효 커스프를 형성하게 된다.

Fig. 6(f)로부터 Type 2-1의 유효 커스프 정점은 타원 E_{b2}의 하단부와 직선 L_1과의 교점이므로 정점 P는

$$P=(y,\ z)$$
$$=\left(R\cos\phi-r+\frac{r_M}{\sqrt{1+\cos^2\theta\tan^2\phi}},\ z_2\right.$$
$$\left.-(r_m-H)\sqrt{1-\frac{(y_1-y_2-r)^2}{r_M^2}}\right) \quad (45)$$

● Type 2-2

이 형태는 노우즈반경과 경로간 간격이 크고 공통평면 상에서의 회전각이 클 경우 제한적으로 발생한다. Fig. 6(f)로 부터 Type 2-2의 유효 커스프 정점은 타원 E_{62}의 하단부와 타원 E_{n2}의 하단부와의 교점이므로 두 타원의 식을 직접 연립하여 정점 P를 구하기가 어려우므로 수치해석법을 이용하여 근사적인 해를 구해야 한다. 일반적으로 경로간 간격이 미소한 정밀가공에는 발생확률이 극히 적으므로 근사해법 시에 발생하는 계산오차는 전체적인 구면체의 표면거칠기에는 큰 영향을 미치지 못할 것으로 생각된다.

● Type 2-3

이 형태는 노우즈반경이 크고 공통평면 상에서의 회전각이 작으며 공구 기울기각이 클 경우 구면체의 하부에 국부적으로 발생한다. Fig. 6(f)로부터 Type 2-3의 유효 커스프 정점은 타원 E_{n2}의 하단부와 직선 L_1과의 교점이므로 타원 E_{n2}의 식과 직선 L_1의 식을 연립하면 정점 P는 아래와 같다.

$$P=(y,\ z)$$
$$=\left(R\cos\phi-r+\frac{r_M}{\sqrt{1+\cos^2\theta\tan^2\phi}},\ z_4\right.$$
$$\left.-r_{en}\sqrt{1-\frac{(y_1-y_4-r)^2}{r_n^2}}\right) \quad (46)$$

일반적으로 경사밀링가공시에는 공통평면 상의 회전각이 큰 경우가 유리하므로 곡률이 크지 않은 부드러운 자유곡면을 정밀가공할 때에는 Type2-3와 같은 형태는 발생확률이 극히 적다.

● Type 2-4

이 형태는 노우즈반경이 크고 공구 기울기각이 90°에 접근할 경우 발생확률이 높다. Fig. 6(f)로부터 Type 2-4의 유효 커스프 정점은 타원 E_{n1}의 하단부와 타원 E_{n2}의 하단부와의 교점이므로 Type 1과 같이 계산의 편리를 위하여 타원 E_{n1}과 E_{n2}의 하단부와의 교점으므로 Type 1과 같이 계산의 편리를 위하여 타원 E_{n1}과 E_{n2}의 식을 y와 z방향으로 각각 $1/r_n$과 $1/r_{en}$로 scaling한 후 원의 방정식을 연립하여 풀고 다시 scaling back하면 정점 P

$$P=(y,\ z)$$
$$=\left(\frac{y_3+y_4}{2}-r_n\frac{z_4-z_3}{r_{en}}\sqrt{\frac{1}{D_n^2}-\frac{1}{4}},\ \frac{z_3+z_4}{2}\right.$$
$$\left.+r_{en}\frac{y_4-y_3}{r_n}\sqrt{\frac{1}{D_n^2}-\frac{1}{4}}\right) \quad (47)$$

단, $D_n=\frac{1}{r_nr_{en}}\sqrt{r_{en}^2(y_3-y_4)^2+r_n^2(z_3-z_4)^2}$

결국 두 최근접 공구에 의해 발생하는 공통평면 상의 유효 커스프의 크기는 곡면의 형태에 따라 식(43)부터 (47)을 이용하여 얻은 교점의 좌표값을 다음 식에 대입함으로써 얻을 수 있다.[12]

$$\text{Convex surface}: H_2=\sqrt{y^2+z^2}-R \quad (48)$$
$$\text{Concave surface}: H_2=R-\sqrt{y^2+z^2} \quad (49)$$

3.5 자유곡면에의 응용

자유곡면(sculptred surface)의 경우에 구면체에서 사용한 계산식을 이용하여 임의의 위치에서의 유효 커스프의 높이를 구하기 위해서는 자유곡면으로부터 몇가지 기하학적 데이터를 추출할 필요가 있다. Fig. 7로부터 임의의 두 공구접촉점에서 구름원의 국부적인 곡률반경 ρ_2와 ρ_3를 구하고, 구름원의 형상 및 공구 노우즈반경의 중심위치에 따라 식(8)~(15)를 이용하여 공구마크 H_i와 H_{i+1}를 구한다. 다음으로 인접 엔드밀의 두 공구접촉점을 지나며 두 구름평면에 수직한 평면을 근사적으로 정의하여 그 평면상에서의 곡면의 국부적인 곡률반경 ρ_1과 곡률중심을 구하여 유효 커스프를 구하기 위한 정보를 확보한 후 인접 공구의 위치에 따라 식(43)부터 식(47)을 이용하여 교점의 좌표값을 얻을

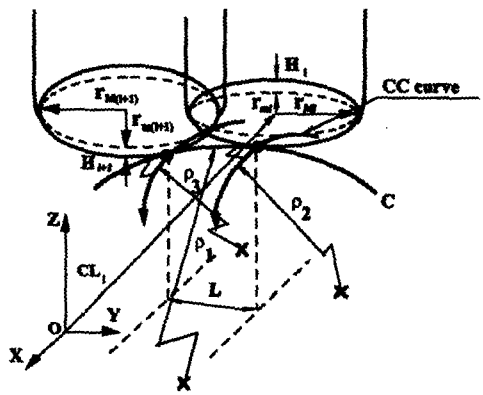


Fig. 7 Cusp height calculation on a sculptured surface

수가 있다. 예를 들면 Fig. 7과 같은 Type 1의 경우 교점계산을 위한 타원은,

$$E_{bi}: \frac{(y-y_i)^2}{r_{Mi}^2}+\frac{(z-z_i)^2}{(r_{mi}-H_i)^2}=1 \quad (50)$$

$$E_{b(i+1)}: \frac{(y-y_{i+1})^2}{r_{M(i+1)}^2}+\frac{(z-z_{i+1})^2}{(r_{m(i+1)}-H_{i+1})^2}=1 \quad (51)$$

와 같이 나타낼 수가 있다. 따라서 식(50), (51)을 연립하여 유효 커스프의 정점좌표값을 얻은 후 곡면의 형상에 따라 식(48), (49)를 이용하면 자유곡면 상의 유효 커스프의 높이를 구할 수가 있다. 한편, 식(50), (51)의 경우 장반경과 단반경의 길이가 다르므로 엄밀한 의미에서는 구면체에서 제안한 교점의 식을 직접 적용할 수가 없으며 근사적인 해법을 이용해야 한다. 그러나 일반적으로 부드러운 자유곡면의 경우 동일한 공통평면 상에 있는 두 인접공구의 공구 기울기각의 차이는 미소하므로 장반경과 단반경을 모두 $r_{M1}-H_i$와 $r_{mi}-H_i$로 근사할 경우 구면체에서 얻어낸 식을 이용하여 유효 커스프의 정점의 좌표를 구할 수 있다. 한편 기타의 접촉형태(Type 2)도 Type 1과 동일한 기하학적 정보를 토대로 구면체의 식을 변형하여 유효 커스프의 높이를 구할 수 있다.

4. 실험결과 및 고찰

4.1 실험장비 및 재료

앞절에서 제안된 표면거칠기 해석법의 타당성을 검증하기 위하여 3축 머시닝센터 상에서 볼엔드밀과 평엔드밀을 사용하여 절삭실험을 수행하였다. 일반적으로 강성이 높은 재료일 수록 Rubbing현상 및 구성인선(built-up-edge)의 발생이 작아 실제 표면거칠기가 이론적인 표면거칠기에 가까워지므로 공작물로는 고강성의 금형강을 사용하였으며, 금형강을 가공하기 위하여 절삭성 및 강성이 뛰어난 초경일체형 공구를 사용하였다. 가공된 시편의 측정은 촉침식 표면거칠기 측정기 상에서 수행하였고, 광학현미경으로 가공표면 및 절삭공구를 확대 촬영하였다. Table 1은 사용된 실험장비 및 재료를 나타내고 있다.

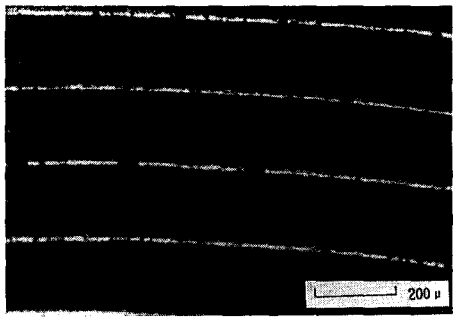
Table 1 Specification of experimental apparatus

Machine tool	3-Axis vertical maching center (Tong Il)
Tool	ϕ10, ϕ16, Tungsten carbide endmill & ball endmill (Korea Tungsten)
Workpiece	STD11(H_B 350)
Measuring equipment	Rank Daylor-Hobson styius-type roughness measuring maching Optical microscope

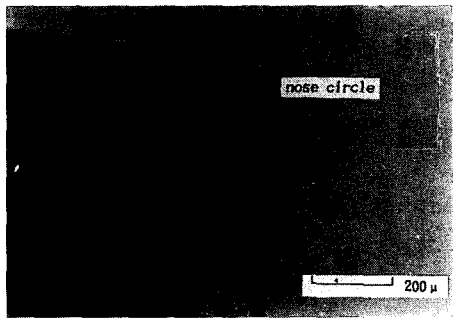
4.2 결과 및 고찰

4.2.1 공구마크 및 노우즈반경에 관한 고찰

Fig. 8은 날당이송 200 μm/tooth, 이송 80 mm/min, 주축회전수 2000 rpm, 절삭깊이 0.5 mm의 절삭조건으로 두날 엔드밀의 공작물에 대하여 80° 기울여 SKD11을 가공하였을 때의 가공면상에 나타난 공구마크(Fig. 8(a))와 사용된 엔드밀 날 선단부의 광학사진(Fig. 8(b))을 보여주고 있다. Fig. 8(b)로 부터 엔드밀의 노우즈반경이 약 90 μm 정도 되는 것을 알 수 있으며, 가공이 계속될 수록 엔드밀의 마모가 진행되어 노우즈반경이 커지는 현상이



(a)



(b)

Fig. 8 Optical photographs of
(a) Cutter mark
(b) Nose radius of flat endmill

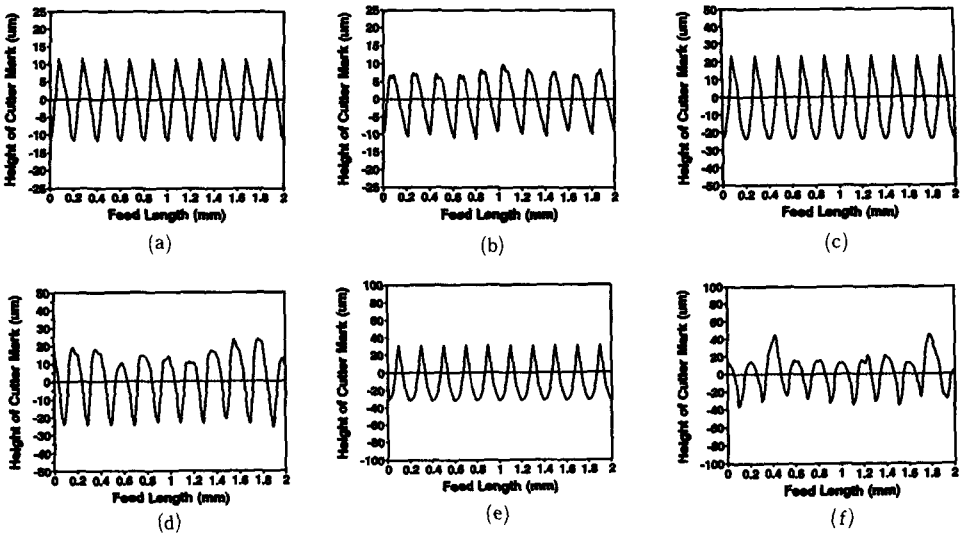


Fig. 9 Variation of cutter marks due to cutter inclination angle(C. I. A.) at ft=0.2 mm/tooth, r_n = 0.09 mm : (a) ; (c) ; (e) are calcualted and (b) ; (d) ; (f) are measured when C. I. A. is 10° ; 30° ; 45° respectively

발생하였다. 결국 노우즈반경으로 인해 엔드밀의 외곽형상은 이상적인 직사각형을 이룰 수 없으므로 공구마크 및 커스프의 정밀한 해석 시에는 반드시 노우즈반경의 영향을 고려해야만 한다.

Fig. 9(a), (c), (e)와 (b), (d), (f)는 Fig. 8과 같은 절삭조건 하에서의 엔드밀에 의한 공구마크의 크기의 시뮬레이션결과와 실험결과를 각각 나타내고 있다. 외란의 영향을 상대적으로 줄이기 위해 날당이송을 크게 하였으며 측정된 공구마크의 크기는 약 20 μm~70 μm 정도로 나타났다. 비교적 시뮬레이션결과와 실험결과 사이의 크기와 유형이 잘 일치하는 것을 통해, 본 논문에서 제안한 공구마크 계산 알고리즘의 타당성이 증명되었다. 실험결과와 시뮬레이션결과의 차이는 공구마크의 경우 공구의 런아웃 및 채터와 거스르미의 발생으로부터 기인한 것이며 기계 및 콘트롤러의 정밀도 오차는 공구마크보다는 커스프의 크기에 주로 영향을 미치게 된다.

Fig. 10은 노우즈반경에 따른 공구마크의 크기를 본 논문에서 제안한 알고리즘을 통해 계산한 시뮬레이션결과이다. 같은 절삭조건에서 공구반경이 노우즈반경과 동일한 볼엔드밀의 경우(r=3 mm)에는 그 크기가 엔드밀에 비하여 매우 작을 뿐 아니라, 날당이송이 충분히 작을 경우에는 무시할 수 있는 값이 되므로, 볼엔드밀의 커스프높이 계산시에는 공구마크의 영향을 무시해도 큰 차이는 없게 된다. 그러나 노우즈반경이 작은 엔드밀 쪽은 공구마크의 크기가 볼엔드밀에 비하여 5~10배 정도 크게 나타나므로 무시할 수 없는 값이 된다. 한편 날당이송이과 절삭속도가 너무 미소하거나 너무 큰 경우에는 실제 공구마크의 크기가 이론적인 값보다 커지므로 위에서 구한 이론적인 값은 표면거칠기를 안정화하는 절삭조건을 찾는 토대로 활용될 수 있다.

결국, 실험 및 시뮬레이션결과를 통해 공구마크가 엔드밀에 의한 경사밀링가공에서는 매우 중요한 인자임을 알 수 있었으며, 이를 무시하고 커스프의 높이를 계산하거나 절삭방향에 수직한 방향으로의

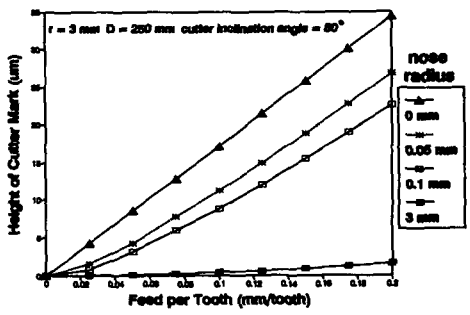


Fig. 10 The effect of nose radius and feed per tooth on cutter mark height

표면거칠기만을 표면의 정밀도 판정의 근거로 삼는 것은 오류가 있음을 알 수가 있었다. 또한, 공구마크의 해석을 통해 공작물 표면에 남은 가공 texture를 예측하는 것이 가능하게 되었다. 금형가공에 있어서, 공작물 표면에 남은 texture는 연삭이나 연마작업에 큰 영향을 미치게 되는데, 본 논문에서 제안된 알고리즘을 통해 절삭가공 후 발생할 texture를 직접적인 측정없이 예측함으로써 연삭가공이나 연마작업시 합리적인 작업경로를 생성할 수 있게 된다.

4.2.2 중첩이론에 관한 고찰

경사밀링가공시 발생하는 커스프 예측에 관한 기존의 연구결과들은 그 예측결과가 실제 실험결과와 큰 차이를 보여 왔으며, 대부분의 연구자들은 이 차이가 단순히 구성인선, 채터, 칩의 영향과 공작기계 운동오차 등 자연적인 표면거칠기(natural surface roughness)로부터 기인한다고 주장해 왔다. Fig. 11은 원통면을 경사밀링가공할 때 Fig. 9의 공구마크를 본 연구에서 제안한 중첩이론을 통해 평행한 경로간 간격에 의해 발생한 커스프에 중첩시킨 유효 커스프높이를 계산한 결과이다. Fig. 11으로부터 알 수 있듯이 본 연구에서 제안한 방법에 의해 계산된 커스프의 높이는 기존의 방법에 의한 커스프의 높이에 비하여 크게 나타나게 되며, 그 차이는 날당이송에 비례하는 특성을 가지고 있음을 알 수 있었다. 따라서 지금까지 경사밀링가공시 발생했던 실험값과 측정값 사이의 오차의 많은 부분이 공구마크의 영향을 무시한 것으로부터 기인하며 이 오차는 기하학적인 오차 보상이 가능한 값이다. 또한 유효 커스프의 높이는 공구 기울기각이 커질수록 작아지게 되는데 이는 공구 기울기각이 커질수록 Fig. 4에 실선으로 표현된 엔드밀하면 궤적의 곡률반경이 커지기 때문이다. 노우즈반경이 커지게 되면 공구마크의 영향이 줄어들어 커스프에 중첩되는 공구마크의 양은 줄어들지만 엔드밀하면의 곡률반경이 작아지게 되어 커스프의 높이가 높아지게 되므로, 임의의 절삭조건에 있어서 최적의 노우즈반경 값이 존재하게 되는데 연구결과, 일정한 커스프를 유지하면서 가공시간을 최소로 하는 노우즈반경은 10 mm의 공구반경을 갖는 엔드밀의 경우 절삭조건과 상관없이 약 3 mm 정도로 큰 값을 갖게 되는데 이는 약 3 mm 노우즈반경 까지는 공구마크의 감소비율이 노우즈반경의 증가로 인한 커스프증가 비율보다 크므로 유효 커스프가 감소하는 효과가 있기 때문이다.

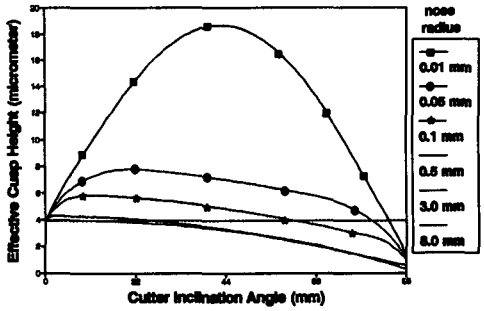


Fig. 11 Effective cusp height on a cylindrical surface at different cutter inclination angles and nose radiuses

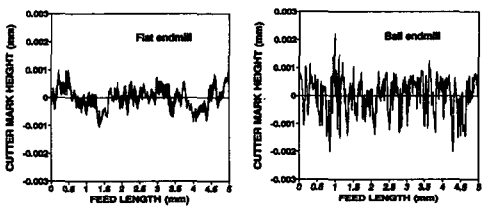


Fig. 12 Comparison of cutter marks between flat endmill and ball endmill

한편 Fig. 4에서 보는 것과 같이 공구마크의 능선부 궤적은 타원형이므로 공구마크의 영향은 경로간 간격에 반비례하게 된다. 따라서 경로간 간격이 좁은 정밀밀링일 수록 공구마크의 영향은 커지게 된다.

4.2.3 정밀가공 특성에 관한 고찰

Fig. 12는 SKD11을 날당이송 0.02 mm/t, 경로간 간격 0.7 mm, 절삭깊이 0.5 mm, 공구반경 8 mm, 공구 기울기각이 80°인 절삭조건하에서 엔드밀과 볼엔드밀로 평면을 정밀가공하였을 때 생성된 공구마크의 크기를 비교하고 있다. 이론적으로 구한 공구마크의 크기는 엔드밀의 경우 약 0.6 μm이고 볼엔드밀의 경우 거의 0(zero)의 값에 가깝다. 엔드밀에 의한 측정결과는 이론치와 큰 차이가 없으며, 공작물의 가공면 상에 발생한 가공 texture도 Fig. 8(a)의 공구마크처럼 이송방향으로 평행한 형태를 이루고 있었으나, 볼엔드밀의 경우에는 측정결과가 계산된 결과보다 수십 배 크게 나타났을 뿐 아니라, 동일 이송조건에서의 엔드밀의 측정결과 보다

도 그 값이 크게 나타났다. 또한 가공 texture도 불규칙하게 발생했을 뿐 아니라 가공면의 여러곳에 미세한 돌출부나 함몰부가 발생하여 표면거칠기에 나쁜 영향을 미치는 것을 볼 수 있었다. 그 이유는 볼엔드밀에 의한 미소밀링시 공구정점부 금방에서 Rubbing현상이 발생하므로 정상상태인 칩형성기구(chip formation mechanism)가 이루어지지 못하고 소성변형(plastic deformation)이 일어나 거스르미(burr) 같은 것이 발생하게 되거나, 유효 여유각(effective clearance angle)이 엔드밀에 비하여 상대적으로 작아 칩포켓(chip pocket)이 좁아지므로 칩에 의한 재절삭현상이 발생하는 것으로 생각된다. 이러한 절삭특성은 등산가공(upward machining)과 하산가공(downwrad machining) 뿐 아니라 상향절삭(up milling)이나 하향절삭(down milling)의 절삭특성의 해석에도 유효할 것으로 생각된다.

본 논문에서 추구하는 정밀밀링가공의 목적은 연삭 및 연마작업 등 후처리 가공시간을 줄이는데 있고, 실제로 최대 표면거칠기가 약 3 μm 이하일 경우 연삭작업의 생략이 가능하며, 1 μm 이하일 경우에는 고정밀가공를 실현할 수도 있다. 결국 정밀 혹은 고정밀가공에 있어서는 엔드밀이 볼엔드밀에 비하여 상대적으로 안정됨을 알 수 있었다.

한편 노우즈반경을 갖는 엔드밀이나 볼노우즈 엔드밀의 경우 노우즈반경이 커질수록 공구마크의 크기가 작아지므로 당연히 이론적인 커스프의 높이는 작아지게 된다. 그러나 정밀가공 시에는 미소한 절삭깊이, 경로간간격, 날당이송 등에 비하여 노우즈반경의 크기가 상대적으로 클 경우 볼엔드밀과 유사한 절삭기구를 형성하여 표면 정도를 떨어뜨릴 것으로 예상된다. 따라서 어느 정도의 노우즈반경이 공구마크를 최소화하면서 정밀가공시에 안정된 절삭을 수행할 수 있는지에 대한 해석이 앞으로의 과제이다.

5. 결 론

경사밀링가공시의 표면거칠기 및 절삭특성의 해석을 통해 아래와 같이 결론을 얻었다.

(1) 공구의 단속절삭에 의해 발생하는 공구마크가 표면거칠기 해석의 중요한 인자임을 밝히고 공구마크를 고려한 절삭기구를 해석하였다.

(2) 공구의 노우즈반경이 정밀밀링가공에서는 표면상태에 큰 영향을 미침을 알 수 있었다.

(3) 중첩이론을 기초로 한 표면거칠기 해석법을 통해 보다 정밀하게 표면상태를 예측할 수 있었다.

(4) 경사밀링가공을 3축 가공에서 실현할 수 있는 기본적인 공구경로를 계산해내었다.

(5) 시뮬레이션결과 및 절삭실험을 통해 정밀가공을 위한 기반기술을 확보하였다.

참고문헌

(1) 江田弘, "超精密加工技術," TRICAPS, 1985.

(2) Seyfried, P. and Kunzmann, H., 1991, *Progress in Precision Enginneering*, Springer-Verlag.

(3) Miyazawa, S. and Takada, K., 1981, "Micro Milling of Three-dimensional Surface," *JSPE*, Vol. 47, pp. 234~239.

(4) Kishinami, T., et al., 1981, "A Theoretical Analysis of Cutting Operation Angle of Circlar Cutting Edge Ball End Mill," *JSPE*, Vol. 47, pp. 459~465.

(5) Kishinami, T., et al., 1982, "On Relationsgip beween Cutting Ability and Cutting Edge Shape of Circular Cutting Edge Ball End Mill," *JSPE*, Vol. 48, pp. 906~912.

(6) Aoyama, H., et al., 1987, "Study on Development and Cutting Performance of Elliptic Ball-End-Mill," *JSPE*, Vol. 53, pp. 461~466.

(7) Vickers, G. W., Bedi, S. and Haw, R., 1985, "The Definition and ManufacturE of Compound Curvature Surfaces Using G-Surf," *Computers in indrstry*, Vol. 6, pp. 173~183.

(8) Vickers, G. W. and Quan, K. W., 1989, "Ball-Mills Versus End-Mills for Curved Surface Machining," *Trans. of ASME, J. of Eng. for Industry*, Vol. 111, pp. 22~26.

(9) Tönsgoff, H. K. and Camacho, J. H., 1989, "Die Manufacturing by 5-Axis and 3-Axis Milling," *J. of Mechanical Working Technology*, Vol. 20, pp. 105~119.

(10) Choi, B. K., Park, J. W. and Jun, C. S., 1993, "CL-DATA Optimization in 5-Axis Suface Machining," *Computer-Aided Design*, Vol. 25, pp. 277~286.

(11) Cho, H. D., 1993, *Tool Path for Machining of Precision Sculptured Surface in Five-Axis End*

Milling, Ph. D. Thesis KAIST.

(12) Kim, B. H. and Chu, C. N., 1994, "The Effect of Cutter Mark on Surface Roughness and Scallop height in Sculptured Surface Machining *Computer-Aided Design*, Vol. 26.