

엔드밀의 형상이 가공특성 및 절삭시간에 미치는 영향에 관한 연구

Study on the effects of endmill's shape on the machinability and the cutting time

김병희* (정밀기계설계공동연구소), 주종남 (서울대학교 기계설계학과)
B. H. Kim*(Inst. of A. M. & D.), C. N. Chu(Seoul National Univ.)

Keywords : inclined endmilling(경사밀링가공), jig(치구), nose radius(노우즈반경), runout(런아웃), effective cusp(유효커스프), surface texture(표면형상)

Abstract: In this study, the inclined endmilling process with a 3-axis machining center using inclined jigs is introduced for the purpose of reducing overall Dies/Molds machining time and improving the machining accuracies. In order to analyse the cutting mechanism of a given endmill more accurately, the unification of the cutting mechanism model of 3-different-kind endmills is examined by using the nose radius as a parameter. By adding radial runouts as a parameter which influences on surface roughness, the superposition method which defines the effective cusp height superposing the cutter mark height and the conventional cusp height is modified. And 3-D surface topography predicted in this paper looks like the surface normally observed in practice. Through machining experiments, the adequacy of the superposition algorithm was confirmed

1. 서 론

기계가공기술과 연삭가공기술의 급속한 기술적 진보에도 불구하고 3차원 자유곡면을 가진 금형의 가공은 3축 공작기계에서 인련의 기계가공을 통해 기본형상을 획득한 후, 방전가공(EDM) 및 수작업자의 연삭, 연마작업을 통해 요구되는 정밀도를 획득하는 후처리 가공과정으로 이루어지고 있다. 그러나 후처리가공공정은 시간이 오래 걸릴 뿐 아니라, 각 공정마다 전용공작기계 및 숙련된 작업자가 필요하고, 연삭작업에 따른 형상정밀도의 저하가 발생하며, 방전가공으로 인한 금형표면의 상태변화로 금형의 수명이 단축되고, 금형의 품질을 수작업자의 능숙도에 의존해야 하는 단점을 가지고 있다. 최근 로봇에 의한 자동연마가공에 관한 연구를 기초로 연마작업의 자동화는 급속히 발전되어 왔으나, 연삭과정은 작업 자체가 정형화되기 어려우므로 자동화가 한계까지는 요원한 실정이다. 따라서 현실적인 금형가공 자동화를 위해서는, 정밀절삭가공을 통해 연삭과정을 생략하고, NC공작기계에 의한 절삭가공과 로봇에 의한 자동연마과정 만으로 높은 정밀도를 가지는 금형을 생산하는 가공집약화기술의 개발이 필요하다.

따라서 본 연구에서는 3축 공작기계상에서 치구(jig)와 볼 노우즈 엔드밀을 이용한 정밀밀링에 대한 5축 경사밀링가공기법의 응용기술에 관한 연구를 수행하였다. 먼저 널리 사용되고 있는 엔드밀들 - 볼 엔드밀, 볼 노우즈 엔드밀, 평 엔드밀 등 - 의 형상에 따른 절삭특성

및 절삭시간의 평가를 위해 절삭기구에 대한 통합모델링(unified modeling)을 노우즈반경을 변수로 수행하였으며, 런아웃을 고려한 중첩이론을 기초로 정량적인 표면기질기 해석을 수행하여 경사밀링가공면의 3차원형상을 예측하였다. 또한 가공시간을 최소화 하는 엔드밀의 형상정보를 생성함으로써 가공비용의 절감과 정밀도의 향상이라는 두가지 목적을 동시에 달성할 수 있었다.

2. 경사밀링가공기구의 해석

본 연구에서는 5축공작기계의 장점속 3축공작기계상에 적용할 경우 정밀도 향상과 납기단축 뿐 아니라 생산

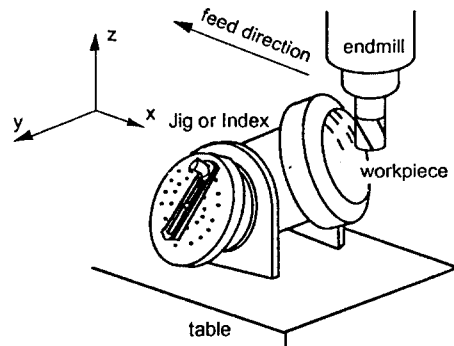


Fig.1 Inclined endmill machining using jig or index on 3-axis M/C

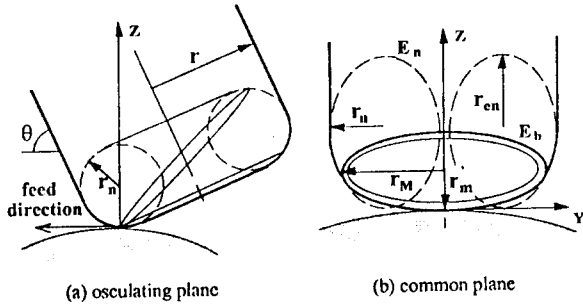


Fig. 2 Cutting geometry model of inclined endmilling

비 절감의 이득도 얻을 수 있다는 판단 아래 치구 및 인덱스를 이용한 3축경사밀링가공을 사용하였다. Fig. 1은 본 논문에서 사용한 3축공작기계상에서의 치구를 이용한 경사밀링가공법을 보여주고 있다.

2.1 엔드밀 가공기구의 통합

본 논문에서는 경사밀링가공시의 엔드밀의 형상에 따른 절삭기구 및 기공특성을 해석하기 위하여 공구의 공구반경과 노우즈반경을 변수로 한 통합화된 가공기구모형을 설정하였다. Fig. 2는 경사밀링가공 시 칩선백터와 엔드밀의 중심축이 이루는 공구기운기각 0와 엔드밀의 절삭부가 칩선방향에 수직인 평면에 투사된 궤적을 보여주고 있다. 절삭조건 및 절삭기하에 따라 가공면의 최대기침기를 결정하는 유효키스프를 이루는 궤적은 Kim⁽⁴⁾ 등의 중첩이론에 의해 그림과 같이 세 타원이 복합된 형상으로 근사하였다.

2.2 절삭날의 런아웃(runout)

회전하는 절삭날이 여러가지 외적요인에 의하여 목적하는 이상적인 궤적으로 부터 이탈하는 양을 나타내는 런아웃은 일반적으로 주축의 편심, 절삭날의 불균일, 진동 및 채터, 절삭력에 의한 공구변형 등의 원인에 의하여 복합적으로 발생하게 된다. 기하학적인 오차(geometric error)로 분류되는 주축의 편심과 날의 불균일에 의한 런아웃은 공구 및 공작기계의 고유의 오차로 공구의 유효반경(effective radius)을 변화시키므로 공구마크와 키스프(cusp) 등 표면기침기의 변화에 영향을 미치며 형상오차에 미치는 영향은 상대적으로 작다. 그와는 반대로, 정적, 동적기동에 의한 오차로 분류되는 진동 및 공구변형에 의해 발생하는 런아웃의 경우는 유효반경의 변화 없이 단순히 축 중심만이 이동하기 때문에 형상오차 발생의 주된 원인이 되며 부드러운 자유곡면의 가공 시에는 표면

기침기에 미치는 영향은 미소하다고 할 수 있다. 3축경사 밀링가공에 의한 정밀절삭의 경우 한회전 당 한 절삭날이 이루는 마절삭칩의 궤적이 매우 짧고, 절삭깊이와 날 당 이송이 작아 절삭력의 크기가 매우 작으므로 공구변형이 미소하고 절삭력에 의한 진동의 발생이 적을 뿐 아니라, 가능한 한 절삭계가 안정된 상태로 가공을 수행해야 하므로 본 논문에서는 공구와 공작물이 이루는 계를 강체-강체(rigid-rigid)개로 가정하고 기하학적인 런아웃만을 고려하였다. 날의 불균일과 주축의 편심으로 발생하는 기하학적 런아웃을 δ_i 라고 하면 런아웃에 의한 공구의 유효반경 r_{ei} 는

$$r_{ei} = r - \delta_i \quad i = 1, \dots, 4 \quad (1)$$

이 되고, 결국 Fig. 2-(b)의 기하학적인 변수들은 각 날의 런아웃량에 따라 아래와 같이 나타낼 수 있다.

$$r_{M1} = r_n + r_n(\cos\theta - 1) \quad (2)$$

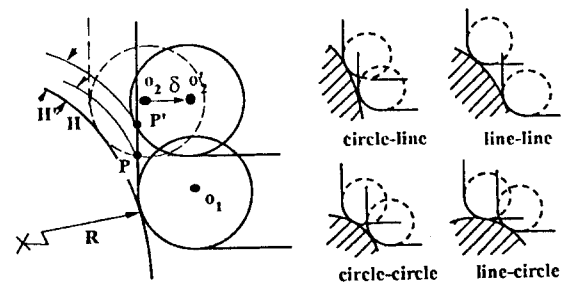
$$r_{M2} = r_M \cos\theta \quad (3)$$

$$r_{en} = (r_i - r_n)\cos\theta + r_n \quad (4)$$

3. 중첩이론(superposition theory)의 변화

3.1 런아웃을 고려한 공구마크(cutter mark)의 구성

런아웃은 정밀절삭 시에 공구마크 및 키스프의 크기에 큰 영향을 미침으로써 불규칙한 표면texture를 발생시키 표면기침기를 이상적인 값보다 크게 증가시킬 뿐 아니라, 런아웃이 절삭깊이 및 날 당 이송에 비하여 상대적으로 클 경우 절삭에 참여하지 못하는 날들이 발생하게 되어 표면기침기를 증가시키게 된다. Fig. 3-(a)는 공구의 반경방향의 런아웃에 의한 노우즈원의 중심위치의 변화를 보여주고 있다. 결국, 이송각을 α 라고 하면, 공구기운기각 및 반경방향의 런아웃 δ_i 에 의해 결정되는 임의



(a) runout to radial direction (b) intersection types

Fig.3 Radial runout and cutter mark types

의 노우즈반경의 구름평면 상의 좌표값 (x_i, z_i) 는

$$x_i = (R + r_n)\cos(\theta + 2i\alpha) + \delta_i \quad i = 0, \dots, N \quad (5)$$

$$z_i = (R + r_n)\sin(\theta + 2i\alpha) \quad \delta_0, \delta_N = 0 \quad (6)$$

이 된다. 단, R 은 구름평면의 곡률반경이고, N 은 절삭날의 개수이다.

3.1.1 절삭유�효조건 및 공구마크 계산 알고리즘

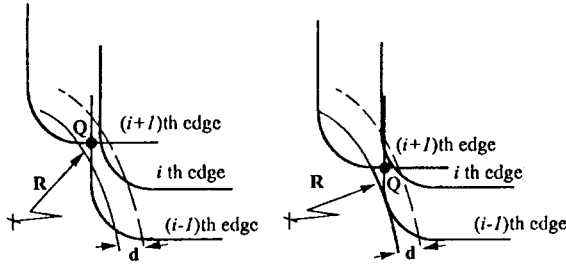
3.1.1.1 절삭유�효조건 1

절삭날 i 의 반경방향 런아웃량이 절삭깊이 보다 상대적으로 커지면 절삭날이 공작물로 부터 과도하게 이탈함으로써 절삭에 참여하지 못하는 현상이 발생한다. 즉, i 번째날이 절삭에 참여하기 위한 절삭유�효조건 1은 마우리가공여율 d 라고 할 때 아래와 같다.

$$\frac{z_i}{\sin \theta_i} \leq R + r_n + d, \quad \theta_i = \tan^{-1}\left(\frac{z_i}{x_i}\right) \quad (7)$$

3.1.1.2 절삭유�효조건 2

i 번째 절삭날이 절삭유�효조건 1을 만족하더라도 Fig. 4-(a)와 같이 절삭날($i-1$)이나 ($i+1$)이 과도한 옴의 런아웃을 가지게 되는 경우 과절삭(overcut)이 발생하여 절삭작용을 수행해야 할 재거부가 절삭날($i-1$)에 의해 미리 제거되거나, Fig. 4-(b)와 같이 절삭날 i 가 절삭작용을 수행하더라도 절삭날($i+1$)에 의해 재절삭이 발생하여 절삭흔적이 사라지게 되는 현상이 발생한다. 결국 i 번째



(a) overcut by ($i-1$)th edge (b) overcut by ($i+1$)th edge

Fig. 4 The effect of overcut due to excessive radial runouts

절삭날이 공구마크를 형성하기 위해서는날 ($i-1$)과 ($i+1$)의 교점 Q 를 (x_Q, z_Q) 라고 할 때 아래와 같은 조건을 만족하여야 한다.

$$x_i < x_{i+1}(\text{convex}) \text{ or } x_i > x_{i+1}(\text{concave}) : \text{무조건 참여 (8)}$$

$$x_i \geq x_{i+1}(\text{convex}) \text{ or } x_i \leq x_{i+1}(\text{concave}) : \text{조건부 참여 (9)}$$

< 교점 Q: C-L, L-L intersection >

$$\sqrt{(x_i - x_Q)^2 + (z_i - z_Q)^2} < r_n \text{ and } x_i - r_n < x_Q$$

< 교점 Q: C-C, L-C intersection >

$$\sqrt{(x_i - x_Q)^2 + (z_i - z_Q)^2} < r_n \text{ and } x_i < x_Q$$

3.1.2 공구마크의 형태 및 높이의 계산

노우즈원의 중심의 위치에 따라 공구마크의 형태는 Fig. 3-(b)로 부터 아래와 같이 네가지 형태로 분류할 수가 있다.

$$\# |x_{i+1} - x_i| < r_n, |z_{i+1} - z_i| \geq r_n : \text{circle-line}$$

$$\# |x_{i+1} - x_i| \geq r_n, |z_{i+1} - z_i| \geq r_n : \text{line-line}$$

$$\# |x_{i+1} - x_i| < r_n, |z_{i+1} - z_i| < r_n : \text{circle-circle}$$

<< exception >>

$$\text{if } \theta \leq \frac{\pi}{4} \text{ and } qz_i > z_i : \text{circle-line}$$

$$\text{if } \theta > \frac{\pi}{4} \text{ and } qx_i > x_{i+1} : \text{line-circle}$$

$$\# |x_{i+1} - x_i| \geq r_n, |z_{i+1} - z_i| < r_n : \text{line-circle}$$

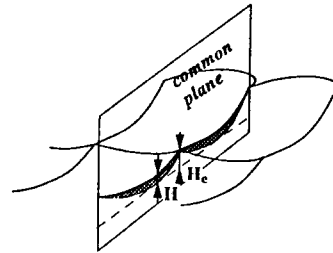
한편, 공구마크의 크기 II_i 는 구름원의 중심으로 부터 두 인접날의 교점 (x_{Qi}, z_{Qi}) 까지의 거리로 부터 구름원의 곡률반경을 차로써 구할 수 있으므로, 공구마크의 높이는

$$\text{Convex: } H_i = \sqrt{x_{Qi}^2 + z_{Qi}^2} - R; \text{ Concave: } H_i = R - \sqrt{x_{Qi}^2 + z_{Qi}^2} \quad (10)$$

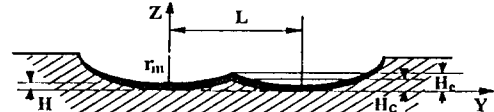
로 얻을 수 있다.

3.2 유효커스프(effective cusp)의 해석

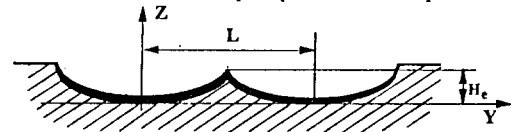
절삭조건 및 공구기울기각과 공구의 형상에 따라 유효커스프의 형태는 런아웃을 무시할 경우 공통평면상에서 (Fig. 5-(a))와 같이 절삭평면에 의해 결정되는 경우 (Fig. 5-(b))와 절삭평면과 노우즈부에 의해 결정되는 경우 (Fig. 5-(c))의 2가지로 분류할 수가 있다.



(a) effective cusp on the common plane



(b) intersection between ellipses parallel to bottom plane



(c) intersection between nose part ellipses

Fig. 5 Superposition of conventional cusp and cutter mark on a cylindrical surface

3.2.1 절삭평면이 이루는 타원에 의한 유효커스프

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

$$L \leq 2(r + r_n(\cos \theta - 1)) \text{ or } r_n \leq (r - 0.5L)/(1 - \cos \theta)$$

두 인접엔드밀은 Fig. 5-(b)와 같이 엔드밀의 밀면에 평행한 절삭평면(cutting plane)의 투사궤적으로 유효커스프를 형성되게 된다. 따라서 유효커스프의 높이는

$$H_e = r_m - \frac{r_m - H}{r_m} \sqrt{r_m^2 - \left(\frac{L}{2}\right)^2} \quad (11)$$

로 얻어진다.

3.2.2 노우즈부가 이루는 타원에 의한 유효커스프

반대로 가공기하가 아래와 같은 조건을 만족할 경우

$$L > 2(r + r_n(\cos \theta - 1)) \text{ or } r_n > (r - 0.5L)/(1 - \cos \theta)$$

유효커스프의 높이는 아래와 같이 얻을 수가 있다.

$$H_e = r_{en} - \frac{r_{en}}{r_n} \sqrt{r_n^2 - \left(\frac{L}{2} - r + r_n\right)^2} \quad (12)$$

3.2.3 런아웃에 의한 유효커스프의 변화

한편, 런아웃에 의해 유효반경이 변화할 때에는 두 인접타원의 장반경과 단반경의 크기가 달라지게 된다. 따라서 런아웃이 없는 경우와 같이 eq. (11), eq. (12)을 직접 사용할 수는 없다. 따라서 이 경우에는 수치해석법을 이용하여 교점을 근사적으로 구해야 한다.

4 결과 및 고찰

Fig. 6은 날 당 이송 200mm/tooth, 이송 800mm/min, 주축회전수 2000rpm, 절삭깊이 0.5mm의 절삭조건으로 노우즈반경이 90μm인 φ16 두 날 평 엔드밀을 공작물에 대하여 80° 기울어 가공하였을 때 형성된 구름평면상의 공구마크 프로파일의 시뮬레이션 및 실험결과이다. 비교적 시뮬레이션 결과와 실험결과 사이의 크기와 유형이 잘 일치하는 것을 통해 본 논문에서 제안한 공구마크 계산 알고리즘의 타당성이 증명되었다.

Fig. 7-(a), (b), (c)는 4날 평 엔드밀($r_n = 0$)을 사용하여 이송속도 500mm/min, 주축회전수 2000rpm, 절삭깊이 0.5mm인 절삭조건과 80°의 공구기울기각으로

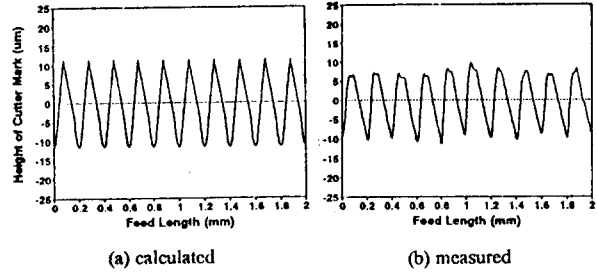


Fig.6 Comparison of cutter mark profiles

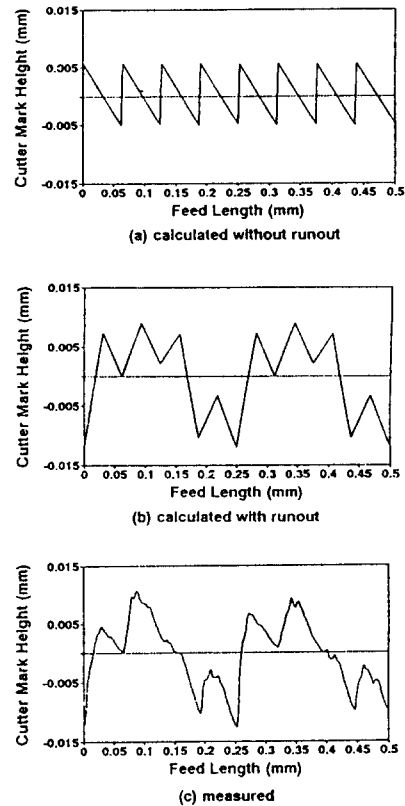


Fig.7 The effect of runout on the variation of cutter mark profiles; (a) $R_{max} = 10.8\mu\text{m}$; (b) $R_{max} = 23.4\mu\text{m}$; (c) $R_{max} = 25.4\mu\text{m}$

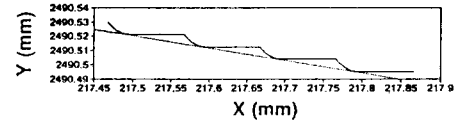
경사밀링가공을 하였을 때 런아웃(각날의 회전순서에 따라 약 0mm, 0.003mm, -0.06mm, -0.07mm)에 의한 공구마크의 형상변화의 시뮬레이션결과(Fig. 7-(a), (b))와 측정결과(Fig. 7-(c))를 비교하고 있다. 그림으로부터 날 당 이송과 절삭깊이가 작은 정밀가공에서는 미세한 런아웃의 영향으로도 이송방향의 표면기질기가 크게 증가하고 표면texture도 불규칙하게 남음을 알 수가 있다.

Fig. 8은 노우즈반경이 0.05mm이고, 날 당 이송이 0.1mm/tooth일 때 런아웃(0mm, -0.045mm, 0.015mm, 0.01mm)의 편차가 너무 커 특정한 절삭날이 절삭에 참여하지 못할 경우의 공구마크 프로파일의 시뮬레이션 결과이다.

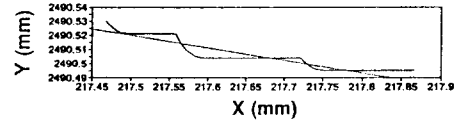
Fig. 9- (a)는 이송속도를 1200mm/min로 일정하게 주고 주축회전수 3000rpm, 절삭깊이 0.5mm 인 절삭조건하에서 노우즈반경이 300 μ m인 두날 엔드밀로 경사밀링가공을 수행할 때의 공구마크의 변화를 공구기울기각에 따라 나타내고 있다. 0° - 15° 에서는 공구마크의 크기가 급격히 증가했다가 75° - 90° 영역에서는 그 크기가 대칭적으로 감소하는 것을 알 수가 있다. 결국 공구기울기각에 상관없이 일정한 이송속도를 줄 경우 불규칙한 가공표면을 만들 뿐 아니라 가공시간의 낭비를 가져오게 된다. 따라서 Fig. 8- (b)와 같이 나머지 절삭조건은 Fig. 8- (a)와 같지만 공구기울기각에 따라 이송속도는 변화시킬 경우, 일정한 표면기질기를 유지하며 가공시간을 단축할 수가 있으므로 경사밀링가공시에는 가공기하에 따라 이송속도를 적절히 조절 할 필요가 있다.

Fig. 10은 공구반경 각각 5, 8, 10mm인 엔드밀로 100mm \times 100mm인 평면을 공구기울기각 80°로 경사밀링가공할 때, 공구의 노우즈반경 및 절삭조건 변화(날 당 이송: 0.03mm/tooth-0.15mm/tooth; 최소절삭속도: 65mm/min; 경로간간격: 0.5mm-1.5mm; 요구 표면기질기: 10 μ mR_{max})에 따른 절삭소요시간의 변화를 시뮬레이션한 결과이다. 그림으로 부터 약 2mm의 노우즈반경에서 절삭소요시간이 가장 작게 나타나고 있음을 알 수가 있다. 또한, 2mm 정도의 노우즈반경을 가진 엔드밀을 사용할 경우 절삭날의 강도가 뛰어나므로 고강성의 재료의 가공에도 유효하다.

Fig. 11은 경로간 간격 1.0mm이고, 날 당 이송이 0.3mm/tooth이며, 런아웃의 크기가 각각 0mm, 0.005mm, 0mm, -0.005mm일 때, 기존의 이론에 의해 구성한 경사밀링가공면의 형태 (Fig. 11- (a))와, 공구마크의 존재에 따른 경사밀링가공면의 변화 (Fig. 11- (b)) 및 런아웃에 의해 중첩되는 공구마크의 크기가 달라짐에 따른 절삭면의 불규칙한 굴곡 (Fig. 11- (c))을 보여주고 있다. 지금까지는 경사밀링에 의해 형성되는 가공 texture가 Fig. 11- (a) 같이 이송방향에 평행한 단순한 형태를 이루고 있다고 인식되어 왔으나, 본 논문의 중첩 이론을 이용한 3차원 시뮬레이션 결과, 가공 texture는 Fig. 11- (b)와 같이 이송방향에 평행한 키스프와 이송방향에 수직한 공구마크가 중첩된 형태로 나타나고 있음을 알 수 있다. 또한 런아웃에 의한 구름평면상의 공구마크의 크기변화로 런아웃을 고려한 가공 texture의 3차원시뮬레이션 결과는 Fig. 11- (c)와 같이 이송방향으로의 요동(fluctuation)이 심해지게 된다. 결국 Fig. 11- (c)의

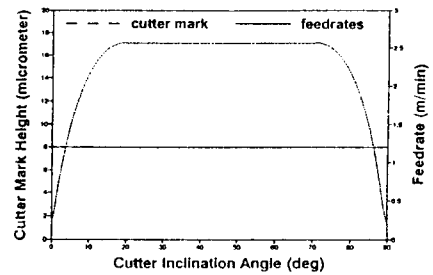


(a) cutter mark profile without runouts

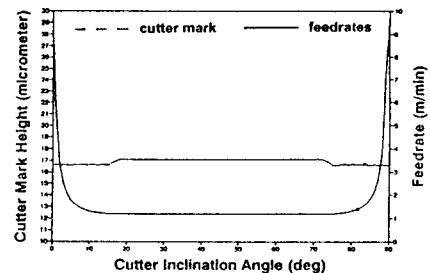


(b) cutter mark profile with runouts

Fig. 8 Cutter mark profiles with excessive runouts



(a) variation of cutter mark due to the constant feedrate



(b) variable feedrate for the constant cutter mark

Fig. 9 Constant feedrates vs variable feedrates

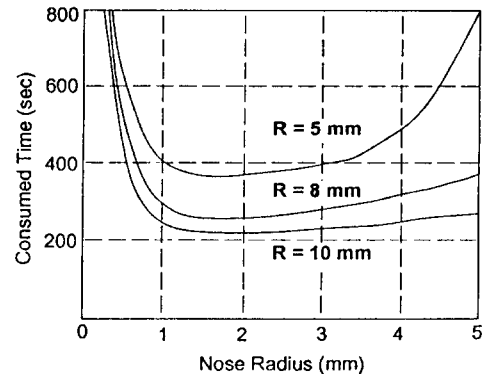


Fig. 10 Overall cutting time due to the variation of nose radius

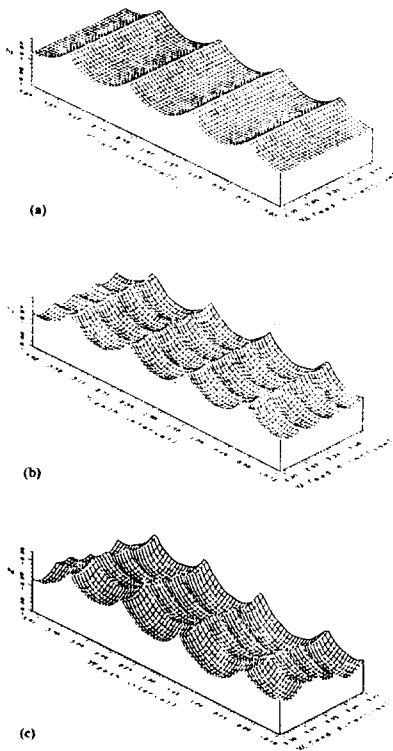


Fig.11 3-dimensional shapes of the machined surface: (a) conventional concept; (b) considering cutter mark only; (c) considering cutter mark and runouts

3차원 시뮬레이션 결과가 실제 가공실험을 수행한 공작물의 가공texture를 가장 잘 반영한다고 할 수 있으며, 이러한 결과들은 정밀가공면의 평가 및 후가공경로의 결정에 기초가 될 수가 있다.

5 결 론

- 1) 경사밀링가공 시의 정밀한 표면기질기의 해석을 위해서는 반드시 이송방향의 공구마크의 영향을 고려해야만 하며 공구마크 및 유효키스프의 크기는 기하학적인 런아웃에 큰 영향을 받는다.
- 2) 치구등을 이용한 3축공작기계상에서의 경사밀링가공 시에는 공구기울기각이 가공위치에 따라 변화하는 경우가 발생하므로 공작물의 곡률에 따라 공구마크의 크기가 달라지게 된다. 이 경우 가공기하에 따라 이송속도를 적절히 조절하면 일정한 최대기질기를 유지면서 짧은 시간에 가공을 수행할 수가 있게 된다.
- 3) 실험을 통해 중첩이론의 유효성이 증명되었으며 3차원 시뮬레이션 결과를 통해 표면 texture의 예측이 가능해지므로, 공작물의 가공이전의 위상학적인 평가

및 연삭, 연마가공시 작업경로생성의 기초가 될 수 있다.

- 4) 3축경사밀링가공으로 5축밀링가공을 대체할 경우 전체적인 금형가공공정을축소하고, 자동화률 도모하며, 가공비용을 절감하고 정밀도의 향상을 얻을 수 있다.

6. 참 고 문 헌

1. S. Miyazawa and K. Takada, 1981, 'Micro Milling of Three-dimensional Surface', JSPE, Vol.47, No.2, , pp 94-99
2. Y.Takeuchi and T. Watanabe, 1993, 'Generation of Sculptured Surfaces by Means of an Ultraprecision Milling Machine', Annals.of CIRP, Vol.42, pp 611-614
3. G. W. Vickers and K. W. Quan, 1989, 'Ball-Mills Versus End-Mills for Curved Surface Machining', Trans. ASME, J. of Eng. for Industry, Vol.111, No.2, pp 22-26
4. B.H.Kim and C.N.Chu, 1994, "Effect of Cutter Mark on Surface roughness and Scallop Height in Sculptured Surface Machining", Computer-Aided Design, Vol.26, No.3, pp179-188
5. Y. Takeuchi and et al., 1992, 'Study on Post-processor for 5-axis Control Machining Center', JSPE, Vol.58, No.9, pp 128-134