

# 3축 머시닝센터와 치구를 이용한 금형의 정밀가공시의 특성해석

김 병 희,\* 주 종 남\*\*

## Analysis of the Machinability of a Precision Machining of Molds/Dies by Using Jig and 3-Axis M/C

B. H. Kim\* and C. N. Chu\*\*

### ABSTRACT

In this paper, 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 analyze the cutting mechanism of a given endmill more accurately, the unification of the cutting mechanism model of 3-different-kind endmills is carried out by using a 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 advanced. 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 method was confirmed.

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

### 1. 서 론

기계가공기술과 연삭가공기술의 급속한 기술적 진보에도 불구하고 3차원 자유곡면(3-dimensional surface)을 가진 금형의 가공은 3축 공작기계에서 일련의 기계가공을 통해 기본형상을 획득한 후, 방전가공(EDM) 및 수작업자의 연삭(grinding), 연마(polish-

ing)작업을 통해 요구되는 정밀도를 획득하는 후처리 가공과정으로 이루어지고 있다. 그러나 이러한 후처리 가공공정은 시간이 오래 걸릴 뿐 아니라, 각 공정마다 전용공작기계 및 숙련된 작업자가 필요하고, 연삭작업에 따른 형상정밀도(shape accuracy)의 저하가 발생하며, 방전가공으로 인한 금형표면의 상태변화로 금형의 수명이 단축되고, 금형의 품질을 수작업자의 능숙도

\* 강원대 정밀기계공학과

\*\* 서울대 기계설계학과

에 의존해야 하는 단점을 가지고 있다. 최근 로봇에 의한 자동연마가공에 관한 연구를 기초로 연마작업의 자동화는 급속히 발전되어 왔으나, 연삭과정은 작업 자체가 정형화하기 어려우므로 자동화가 현재까지는 요원한 실정이다. 따라서 현실적인 금형가공 자동화를 위해서는, 정밀절삭가공(precision machining)을 통해 연삭 과정을 생략하고, NC공작기계에 의한 절삭가공과 로봇에 의한 자동연마과정만으로 높은 정밀도를 가지는 금형을 생산하는 가공집약화기술의 개발이 필요하다. 한편, 기존 연구에서 제안되었던<sup>(1-3)</sup> 3축 공작기계상에서의 볼 엔드밀(ball endmill)에 의한 미소밀링(micro-milling)으로 자유곡면을 정밀가공할 경우, 간섭(interference)의 발생이 적고, 공구경로(tool path)의 계산이 간단하다는 장점은 있으나, 공구 및 자유곡면의 기하학적 형상과 절삭가공조건에 따른 접촉형태에 따라 절삭날의 정점부 근방에서 절삭속도의 저하에 따라 공구가 공작물을 문지르는(rubbing)현상이 발생하게 된다. 따라서 곡률(curvature)이 작은 자유곡면을 가공할 경우, 표면거칠기와 공구수명이 저하되는 단점이 있어 일반적으로 정밀가공에는 부적합한 것으로 알려져 왔다.<sup>(3)</sup> 이러한 문제를 극복하기 위하여 1980년대 후반부터 5축공작기계와 평 엔드밀(flat endmill)이나 정면밀링공구(facemill)를 이용한 경사밀링가공(inclined endmill machining)이 도입되기 시작하였는데,<sup>(4-6)</sup> 이 경우 공작물이 항상 공구의 주변날에서 공구의 최대절삭속도로 가공되며, 공구정점부에서의 문지름현상도 피할 수 있는 장점이 있다. 따라서 프로펠러, 항공기구조물, 자동차구조물 등 곡률이 작은 자유곡면을 가진 기계부품의 가공에 있어서 생산성과 정밀도가 모두 향상되는 것으로 보고되고 있다. 그러나 평 엔드밀에 의한 경사밀링가공의 경우 이송방향으로 발생하는 금형표면의 과도한 공구마크(cutter mark)를 피하기 위해 이송(feedrates)을 극소화할 수 밖에 없으므로, 작업시간이 크게 늘어나는 단점이 있을 뿐 아니라, 5축 공작기계가 고가이고, CL 데이터와 NC code를 생성하기가 어려우며, 생성된 NC code를 작업 중에 유연하게 수정하는 것이 곤란하고, 공작기계의 강성부족으로 인한 기계오차가 큰 단점이며, 황삭가공 및 정삭가공경로의 생성방법 사이에 차이가 있어 공구경로의 연속성이 저하되는 문제가 발생하게 된다.<sup>(7,8)</sup>

따라서 본 연구에서는 5축 NC공작기계에서 일반적으로 수행되어 왔던 평 엔드밀에 의한 경사밀링가공을

5축 NC공작기계에 비하여 비교적 저가이고, 강성이 뛰어나며, 상대적으로 널리 보급되어 있는 3축 공작기계상에서 치구(jig)와 볼 노우즈 엔드밀(ball-nose endmill)을 이용한 정밀밀링에 응용하였다. 이를 위하여 널리 사용되고 있는 절삭공구들-볼 엔드밀, 볼 노우즈 엔드밀, 평 엔드밀 등-의 절삭기구에 대한 통합모델링(unified modeling)을 노우즈반경(nose radius)을 변수로 수행하였으며, 런아웃을 고려한 중첩이론(superposition theory)을<sup>(9)</sup> 기초로 정량적인 표면거칠기 해석을 수행하여 경사밀링가공면의 3차원형상을 예측하였다. 많은 경우 3축경사밀링가공으로 5축밀링가공을 대체하여 전체적인 금형가공공정을 축소하고, 자동화를 도모하며, 가공비용의 절감과 정밀도의 향상이라는 두가지 목적을 동시에 달성할 수 있음을 밝혔다.

## 2. 경사밀링가공기구의 해석

본 연구에서는 5축공작기계의 장점을 3축공작기계상에 적용할 경우 정밀도 향상과 납기단축 뿐 아니라 생산비 절감의 이득도 얻을 수 있다는 판단 아래 치구(jig) 및 인덱스(index)를 이용한 3축경사밀링가공을 사용하였다. Fig. 1은 본 논문에서 사용한 3축공작기계상에서의 치구를 이용한 경사밀링가공법을 보여주고 있다.

### 2.1 엔드밀 가공기구의 통합

경사밀링가공시의 정밀한 절삭특성의 해석을 위해서는 공구의 노우즈반경을 고려한 새로운 경사밀링가공모델을 설정할 필요가 있다. 본 연구에서는 노우즈반경을 변수로 평 엔드밀 부터 볼 엔드밀까지를 포괄하는 새로

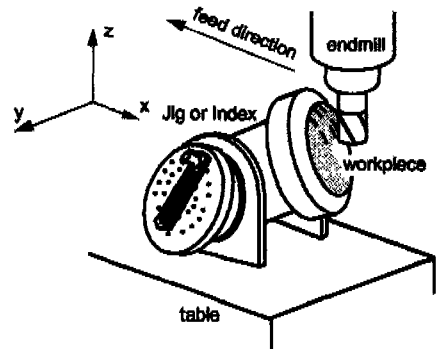


Fig. 1 Inclined endmilling using jig or index on 3-axis M/C

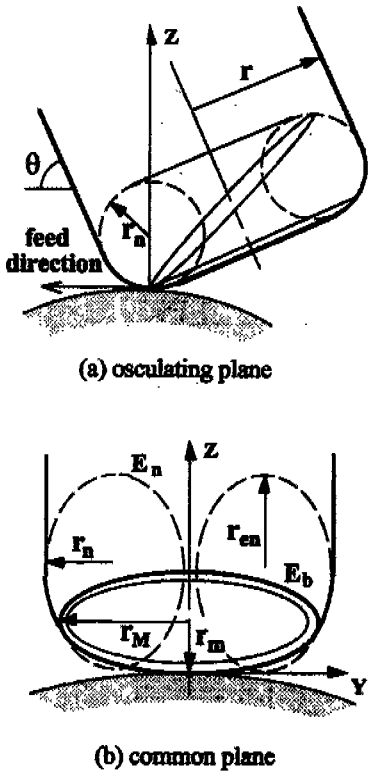


Fig. 2 Cutting mechanism model for an inclined endmilling

은 절삭기구모델을 설정하였다.

Fig. 2는 자유곡면의 경사밀링가공시 접선벡터와 엔드밀의 중심축이 이루는 각  $\theta$ (공구기울기각)와 엔드밀의 절삭부가 접선방향에 수직인 평면에 투사된 궤적을 보여주고 있다. 절삭조건 및 절삭기하에 따라 가공면의 최대거칠기를 결정하는 유효커스프를 이루는 궤적은 Fig. 2(b)와 같이 세 타원이 복합된 형상으로 근사할 수 있는데, 타원  $E_b$ 의 유효장반경  $r_M$ 과 유효단반경  $r_m$ 을 노우즈반경  $r_n$ 과 공구기울기각  $\theta$ 의 함수로 표시하면<sup>(8)</sup>

$$r_M = r + r_n(\cos\theta - 1) \text{ at } 0 \leq r_n < r, \quad r_M = 0 \text{ at } r_n = r \quad (1)$$

$$r_m = r_M \cos\theta \quad (2)$$

이 되고, Fig. 2(b)의 노우즈부가 투사된 타원의 장반경  $r_{en}$ 은

$$r_{en} = (r - r_n)\cos\theta + r_n \quad (3)$$

이 된다.

## 2.2 절삭날의 런아웃(runout)

회전하는 절삭날이 여러가지 외적요인에 의하여 목적하는 이상적인 궤적으로 부터 이탈하는 양을 나타내는 런아웃은 일반적으로 주축의 편심(eccentricity), 절삭날의 불균일(inequality), 진동(vibration) 및 chatter( chatter), 절삭력에 의한 공구변형(tool deflection) 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 커스프(cusp)등 표면거칠기의 변화에 영향을 미치며 형상오차에 미치는 영향은 상대적으로 작다. 그와는 반대로, 정적, 동적거동에 의한 오차로 분류되는 진동 및 공구변형에 의해 발생하는 런아웃의 경우는 유효반경의 변화 없이 단순히 축 중심만을 이동하기 때문에 형상오차 발생의 주된 원인이 되며 부드러운 자유곡면의 가공 시에는 표면거칠기에 미치는 영향은 미소하다고 할 수 있다. 3축경사밀링가공에 의한 정밀절삭의 경우 한회전 당 한 절삭날이 이루는 미절삭칩(uncut chip)의 궤적이 매우 짧고, 절삭깊이와 날 당 이송(feed per tooth)이 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)계로 가정하고 기하학적인 런아웃만을 고려하였다. 이때, 날의 불균일과 주축의 편심으로 발생하는 기하학적 런아웃을  $\delta_i$ 라고 하면 런아웃에 의한 공구의 유효반경  $r_{ei}$ 는 입의 절삭날  $i$ 에 대하여

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

이 되고, 결국 eq.(1), eq.(2), eq.(3)은 각 날의 런아웃량에 따라 아래와 같이 변경된다.

$$r_{Mi} = r_{ei} + r_n(\cos\theta - 1) \quad (5)$$

$$r_{mi} = r_{Mi} \cos\theta \quad (6)$$

$$r_{eni} = (r_{ei} - r_n)\cos\theta + r_n \quad (7)$$

## 3. 중첩법(superposition method)의 변화

### 3.1 런아웃을 고려한 공구마크(cutter mark)의 구성

볼 엔드밀이나 볼 노우즈 엔드밀의 경우에는 공구마크 크기가 매우 작으므로 무시할 수도 있으나, 평 엔드밀의 경우에는 볼 엔드밀의 경우보다 공구마크의 크기가 수백에서 수십배에 이르므로 정밀가공 이상의 가공에서는 표면거칠기에 상당한 영향을 미치게 된다. 따라서 공구마크의 크기와 그 형상에 대한 정확한 해석은 정밀한 표면거칠기의 해석을 위해 필수적이다. 또한 런아웃은 정밀절삭 시에 공구마크 및 커스프의 크기에 큰 영향을 미침으로써 불규칙한 표면texture를 발생시켜 표면거칠기를 이상적인 값보다 크게 증가시킬 뿐 아니라, 런아웃이 절삭깊이 및 날 당 이송에 비하여 상대적으로 큰 경우 절삭에 참여하지 못하는 날들이 발생하게 되어 표면거칠기를 증가시키게 된다. Fig. 3(a)는 공구의 반경방향의 런아웃에 의한 노우즈원의 중심위치의 변화를 보여주고 있다. 결국, 이송반각(half angle of feed per tooth)을  $\alpha$ 라고 하면, <sup>(8)</sup> 공구기울기각  $\theta$  및 반경방향의 런아웃  $\delta_i$ 에 의해 결정되는 임의의 노우즈반경의 구름평면 상의 좌표값  $(x_i, z_i)$ 는

$$x_i = (\rho + r_n) \cos(\theta + 2i\alpha) + \delta_i \quad i = 0, \dots, N \quad (8)$$

$$z_i = (\rho + r_n) \sin(\theta + 2i\alpha) \quad \delta_0, \delta_N = 0 \quad (9)$$

이 된다. 단,  $\rho$ 는 구름평면의 곡률반경이고,  $N$ 은 절삭날의 개수이다.

### 3.1.1 절삭유효조건 및 공구마크 계산 알고리즘

#### 3.1.1.1 절삭유효조건 1

절삭날  $i$ 의 반경방향 런아웃량이 절삭깊이 보다 상대적으로 커지면 절삭날이 공작물로 부터 과도하게 이탈함으로써 절삭에 참여하지 못하는 현상이 발생한다.

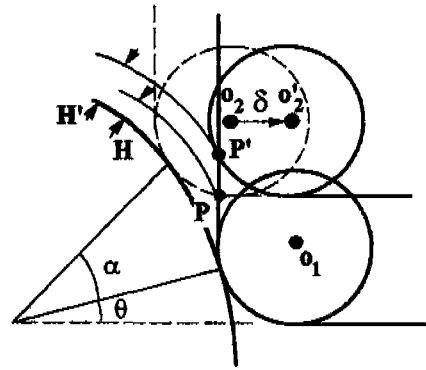
즉,  $i$ 번째날이 절삭에 참여하기 위한 절삭유효조건 1은 마무리가공여유를  $d$ 라고 할 때 다음과 같다.

$$\frac{z_i}{\sin \theta_i} \leq R + r_n + d \quad (10)$$

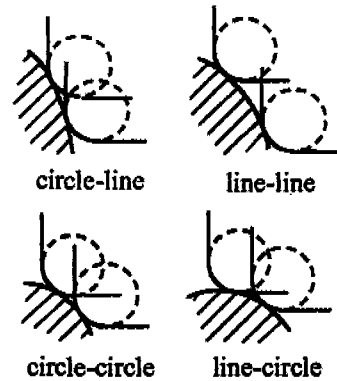
단,  $\theta_i = \tan^{-1} \left( \frac{z_i}{x_i} \right)$

#### 3.1.1.2 절삭유효조건 2

$i$ 번째 절삭날이 절삭유효조건 1을 만족하더라도 Fig. 4(a)와 같이 절삭날  $(i-1)$  이나  $(i+1)$ 이 과도한 음의 런아웃을 가지게 되는 경우 과절삭(overcut)이 발생하여 절삭작용을 수행해야 할 제거부가 절삭날  $(i-1)$ 에 의해 미리 제거되거나, Fig. 4(b)와 같이 절삭날  $i$ 가 절삭작



(a) runout to radial direction



(b) intersection types

Fig. 3 Radial runout and cutter mark types

용을 수행하더라도 절삭날  $(i+1)$ 에 의해 재절삭이 발생하여 절삭흔적이 사라지게 되는 현상이 발생한다.

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

조건 1)

$$x_i < x_{i+1}(\text{convex}) \text{ or } x_i > x_{i+1}(\text{concave}): \text{non-conditional engagement} \quad (11)$$

조건 2)

$$x_i \geq x_{i+1}(\text{convex}) \text{ or } x_i \leq x_{i+1}(\text{concave}): \text{conditional engagement} \quad (12)$$

2-1) 교점  $Q$ 의 형태가 C-L, L-L intersection일 경우

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

: engagement

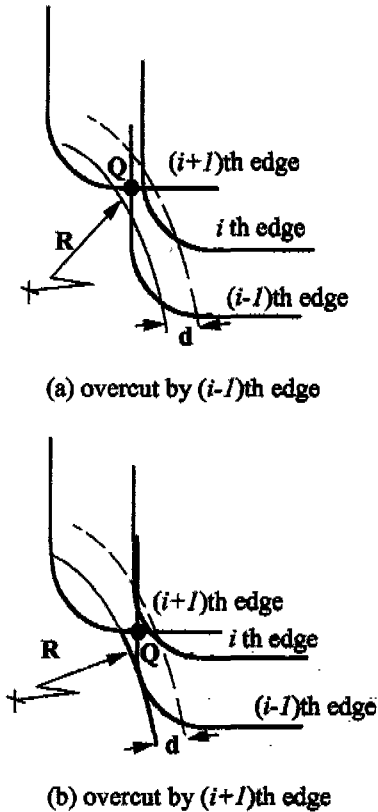


Fig. 4 The effect of overcuts due to excessive runouts

2-2) 교점 Q의 형태가 C-C, L-C intersection일 경우

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

: engagement

만약 i번째날이 절삭에 참여하지 못하면, 이번에는 (i+1)번째날이 절삭에 참여하고 있는지를 결정해야 한다. 즉, i번째날과 (i+2)번째날의 교점을 마찬가지로 구해 절삭유효조건 1과 2를 이용하여 절삭참여 여부를 결정하고 조건을 만족하는 날이 나타날 때까지 계속해서 위의 작업을 반복한다. 절삭유효조건을 만족하는 절삭날이 나타나면 그 절삭날을 기준으로 N번째날이 나타날 때까지 위의 과정을 처음부터 다시 반복한다. 결국 절삭유효조건들을 만족하는 날들 사이의 교점만이 이송 방향의 표면texture를 형성하게 된다.

### 3.1.2 공구마크의 형태 및 높이의 계산

노우즈원의 중심의 위치에 따라 공구마크의 형태는 Fig. 3(b)로부터 아래와 같이 네가지 형태로 분류할 수가 있다. 즉,

$$\begin{aligned} |x_{i+1} - x_i| < r_n, |z_{i+1} - z_i| \geq r_n &: \text{circle-line intersection} \\ |x_{i+1} - x_i| \geq r_n, |z_{i+1} - z_i| \geq r_n &: \text{line-line intersection} \\ |x_{i+1} - x_i| < r_n, |z_{i+1} - z_i| < r_n &: \text{circle-circle intersection} \end{aligned}$$

< exception >

$$\begin{aligned} \text{if } \theta \leq \frac{\pi}{4} \text{ and } qz_i > z_i &: \text{circle-line intersection} \\ \text{if } \theta \leq \frac{\pi}{4} \text{ and } qx_i > x_{i+1} &: \text{line-circle intersection} \end{aligned}$$

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

한편, 공구마크의 크기  $H_i$ 는 구름원의 중심으로 부터 두 인접날의 교점까지의 거리로부터 구름원의 곡률반경을 차로써 구할 수 있으므로, Fig. 3(b)로부터 구한 두 인접날의 교점을  $(I_x, I_z)$ 로 구하면 공구마크의 높이는 곡면의 형태에 따라

$$\text{Convex surface} : H_i = \sqrt{I_x^2 + I_z^2} - R;$$

$$\text{Concave surface} : H_i = R - \sqrt{I_x^2 + I_z^2} \quad (13)$$

로 얻을 수 있다.

### 3.2 유효커스프(effective cusp)의 해석

절삭조건 및 공구기울기각과 공구의 형상에 따라 유효커스프의 형태는 런아웃을 무시할 경우 공통평면에서 (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.

#### 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 투사계적으로 유효 커스프를 형성되게 된다. 따라서 유효커스프의 높이는

$$H_{ca} = r_{mi} - \frac{r_{mi} - H_i}{r_{mi}} \sqrt{r_{mi}^2 - \left(\frac{L}{2}\right)^2} \quad (14)$$

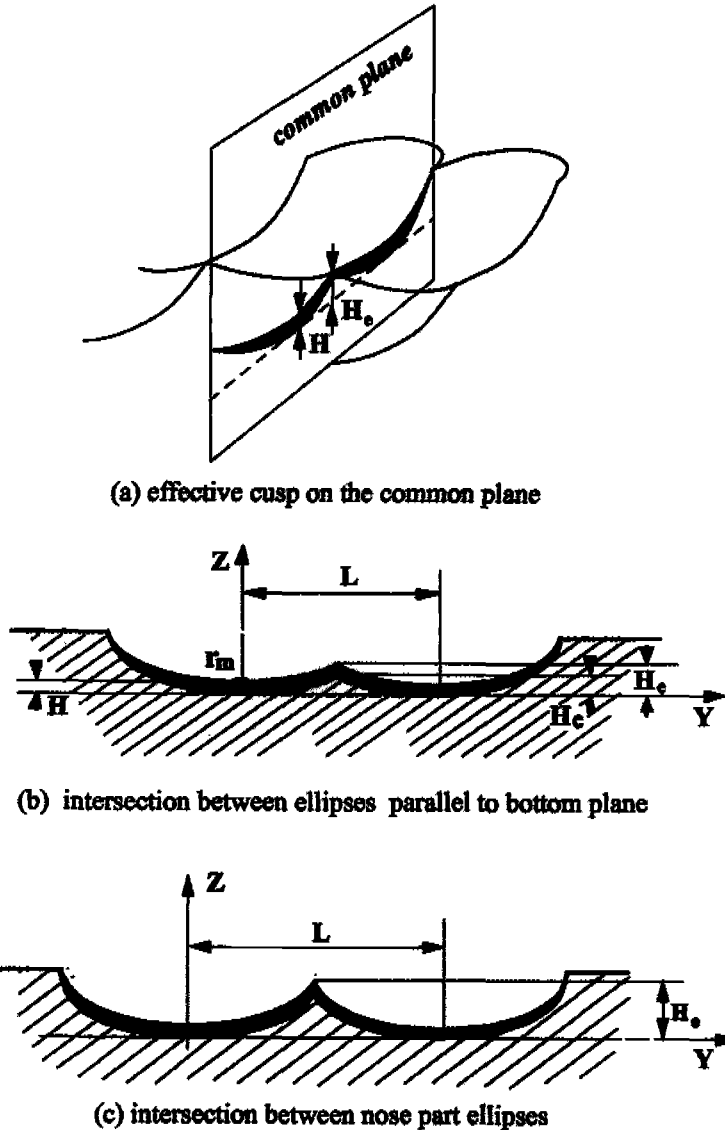


Fig. 5 Superposition of the conventional cusp and the cutter mark on a cylindrical surface

로 얻어진다.

3.2.2 노우즈부가 이루는 타원에 의한 유효커스프  
반대로 가공기가 아래와 같은 조건을 만족할 경우  
 $L > 2\{r + r_n(\cos \theta - 1)\}$  or  $r_n > (r - 0.5L)/(1 - \cos \theta)$

노우즈반경이 상대적으로 크므로 공구마크에 의한 영향은 무시되고 Fig. 5(c)와 같이 유효커스프는 노우즈부

의 투사궤적에 의하여 형성되게 된다. 따라서 유효커스프의 높이는 아래와 같이 얻을 수가 있다.

$$H_{ei} = r_{eni} - \frac{r_{eni}}{r_n} \sqrt{r_n^2 - \left(\frac{L}{2} - r + r_n\right)^2} \quad (15)$$

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. (14), eq. (15) 을 직접 사용할 수는 없다. 따라서 이 경우에는 수치해석법을 이용하여 교점을 근사적으로 구해야 한다.

#### 4. 결과 및 고찰

##### 4.1 실험장비 및 재료

본 논문에서 제안된 표면거칠기의 정량적인 해석법의 타당성을 검증하기 위하여 대우 ACE-V30 수직형 머시닝센터 상에서 공작물을 치구를 이용하여 임의의 공구기울기각 만큼 기울인 후 볼 엔드밀과 평 엔드밀 및 특별히 제작된 볼 노우즈 엔드밀을 사용하여 절삭실험을 수행하였다. 가공재료로는 금형재료로 널리 사용되고 있는 고강성의 금형강 STD11 (SKD11: JIS; D2: AISI)을 사용하였고, 초경일체형 공구와 초경 브레이즈드형 (brazed type) 공구를 사용하여 실험을 수행하였다. 가공된 시편의 공구마크 및 유효커스프의 측정은 축침식 표면거칠기 측정기상 (Lank-Taylor Hobson stylus type surface roughness measuring machine) 에서 수행하였다.

##### 4.2 실험결과 및 시뮬레이션

Fig. 6은 날 당 이송 200mm/tooth, 이송 800mm/min, 주축회전수 2000rpm, 절삭깊이 0.5mm의 절삭조건으로 노우즈반경이 90 $\mu$ m인  $\phi$ 16 두날 평 엔드밀을 공작물에 대하여 80° 기울여 가공하였을 때 형성된 구름평면상의 공구마크 프로파일의 시뮬레이션 결과와

실험결과를 각각 나타내고 있다. 외란의 영향을 상대적으로 줄이기 위해 날 당 이송을 비교적 크게 하였으며, 측정된 공구마크의 크기는 약 20 $\mu$ m 정도로 나타났다. 비교적 시뮬레이션 결과와 실험결과 사이의 크기와 유형이 잘 일치하는 것을 통해 본 논문에서 제안한 공구마크계산 알고리즘의 타당성이 증명되었다. 한편 실험결과와 시뮬레이션 결과 사이의 오차는 공구마크의 피이크부가 가공중에 국부적인 결손을 일으킴으로써 측정값이 이론적인 값보다 작게 되는 경우나 공구의 런아웃 및 채터와 거스르미의 발생으로 부터 기인한 것이며 공작기계 및 컨트롤러의 정밀도 오차는 공구마크 보다는 커스프의 크기에 주로 영향을 미치게 된다.

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 경사밀링가공을 하였을 때 런아웃에 의한 공구마크의 형상변화의 시뮬레이션결과 (Fig. 7(a), (b))와 측정결과 (Fig. 7(c))를 비교하고 있다. 런아웃은 공구를 칩에 장착한 상태에서 천천히 회전시키면서 다이알게이지를 이용하여 측정하였으며, 반경방향 런아웃은 각날의 회전순서에 따라 약 0mm, 0.003mm, -0.06mm, -0.07mm로 측정되었다. 그림으로 부터 날 당 이송과 절삭깊이가 작은 정밀가공에서는 미세한 런아웃의 영향으로도 이송방향의 표면거칠기가 크게 증가하고 표면 texture도 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 절삭

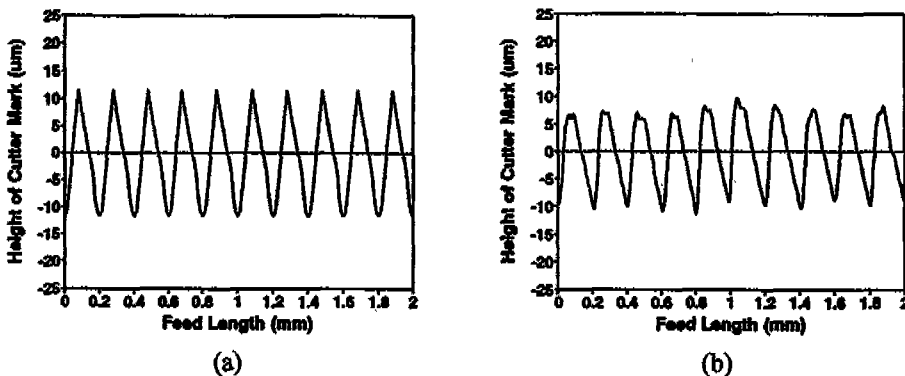


Fig. 6 Profiles of cutter marks due to the cutter inclination angle 80° (ft = 0.2mm/tooth, nose radius = 0.09mm)

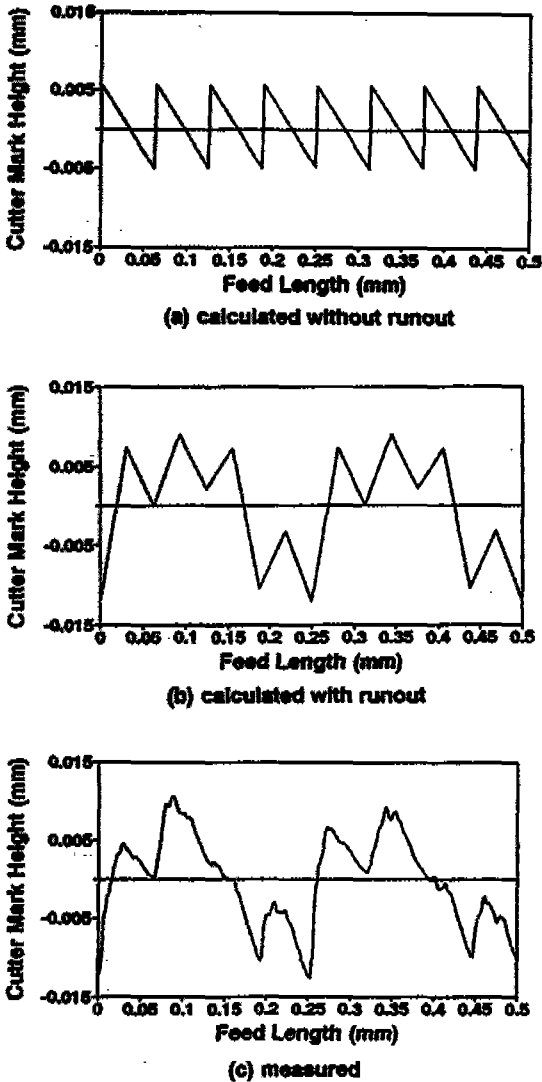


Fig. 7 The effect of runouts on the variation of cutter mark profiles; ( $R_{max}$  = (a) 10.8 $\mu$ m; (b) 23.46 $\mu$ m; (c) 25.47 $\mu$ m)

날이 절삭에 참여하지 못할 경우의 공구마크 프로파일의 시뮬레이션 결과이다. 이 경우 실제적인 날 당 이송 및 절삭깊이가 주어진 절삭조건 보다 커지는 효과가 발생하고, 음의 런아웃을 갖는 절삭날의 공구마크가 상대적으로 심해지므로 표면거칠기 악화의 원인이 되게 된다. 경사밀링가공시에는 절삭력이 대부분 절삭날 끝부분에 집중되므로 노우즈반경이 작을 경우가 절삭날의 칩핑(chipping) 및 결손(breakage)의 발생이 심한 편

이며 공구제작시 발생하는 공구 고유의 런아웃도 큰 편이다. 따라서 평 엔드밀에 의한 금형강의 경사밀링가공시에는 가공이 진행됨에 따라 표면정밀도가 급속히 악화되는 현상이 나타난다.

Fig. 9(a)는 이송속도를 1200mm/min로 일정하게 주고 주축회전수 3000rpm, 절삭깊이 0.5mm인 절삭조건하에서 노우즈 반경이 300 $\mu$ m인 두날 엔드밀로 경사밀링가공을 수행할 때의 공구마크의 변화를 공구기울기각에 따라 나타내고 있다. 0°~15°에서는 공구마크의 크기가 급격히 증가했다가 75°~90° 영역내에서는 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 표면거칠기를 유지하며 가공시간을 단축할 수가 있으므로 경사밀링가공시에는 가공기하에 따라 이송속도를 적절히 조절할 필요가 있다.

Fig. 10은 공구반경 5mm인 평 엔드밀, 볼 엔드밀, 볼 노우즈 엔드밀(노우즈반경:2.2mm)로 경사밀링가공할 때 경로간 간격의 변화에 따른 유효커스프의 크기의 변화를 중첩이론에 의해 시뮬레이션 한 결과와 실제실험 결과를 비교한 것이다(날 당 이송:0.0625mm, 공구기울기각 80°). 경로간 간격이 1.3mm 이하일 때에는 볼 노우즈 엔드밀이 가장 좋은 표면거칠기를 나타내고 있으며, 1.3mm 이상에서는 평 엔드밀이 가장 우수한 것으로 나타나고 있다. 이는 경로간 간격 1.3mm 이하일 경우에는 공구마크의 영향이 커스프의 영향보다 크기 때문이며, 1.3mm 이하에서는 그 반대이다. 한편, 경로간 간격이 작을 경우에는 문지름현상 등으로 인해 실험값이 이론값보다 큰 값을 가지게 되나, 경로간 간격이 증가함에 따라 절삭력이 증가하므로 공구변형에 의해 실험값이 이론치보다 작아지는 현상이 발생하게 된다. 따라서 보다 정밀한 해석을 위해서는 절삭력에 의한 절삭날의 궤적 변화를 고려할 필요가 있다.

Fig. 11은 경로간 간격이 0.1mm이고, 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 보



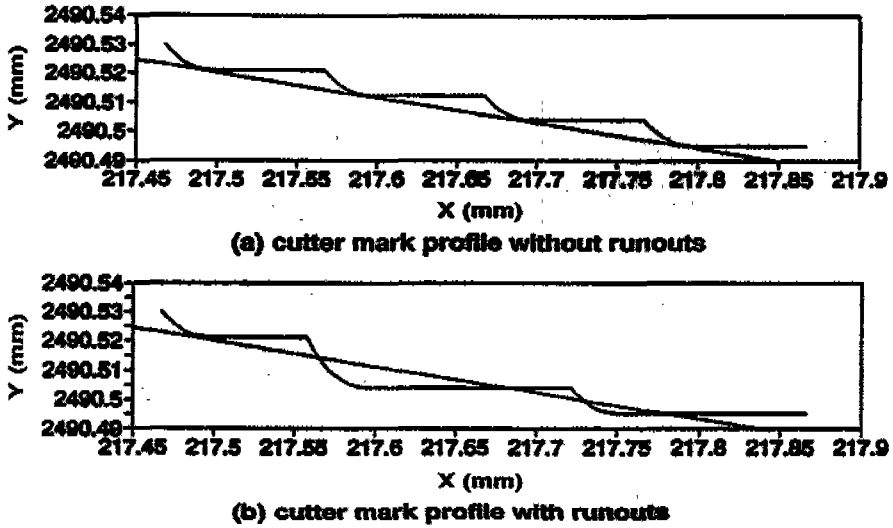


Fig. 8 Cutter mark profiles (a) without runouts; and (b) with excessive runouts

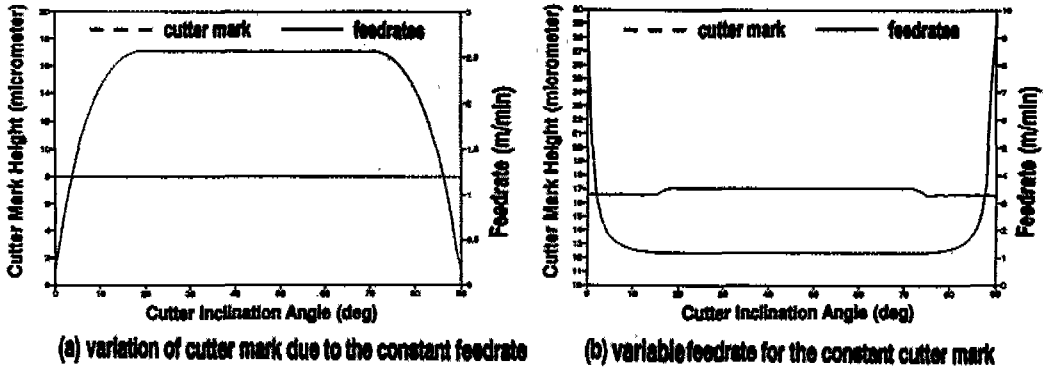


Fig. 9 Constant feedrate vs variable feedrate

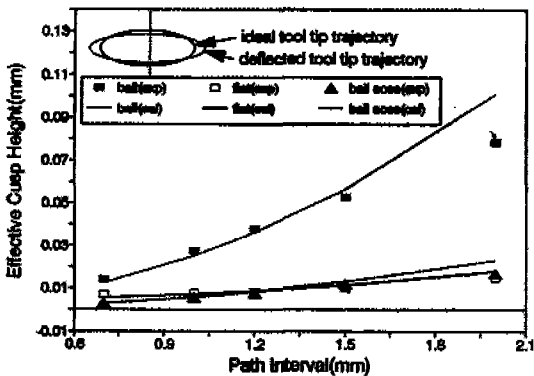


Fig. 10 Variation of effective cusp due to the path interval

여주고 있다. 지금까지는 경사밀링에 의해 형성되는 가공 texture가 Fig. 11(a) 같이 이송방향에 평행한 단순한 형태를 이루고 있다고 인식되어 왔으나, 본 논문의 중첩이론을 이용한 3차원 시뮬레이션 결과, 가공 texture가 Fig. 11(b)와 같이 이송방향에 평행한 커스프와 이송방향에 수직인 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 3차원 시뮬레이션 결과가 실제 가공실험을 수행한 공작물의 가공 texture를 가장 잘 반영한다

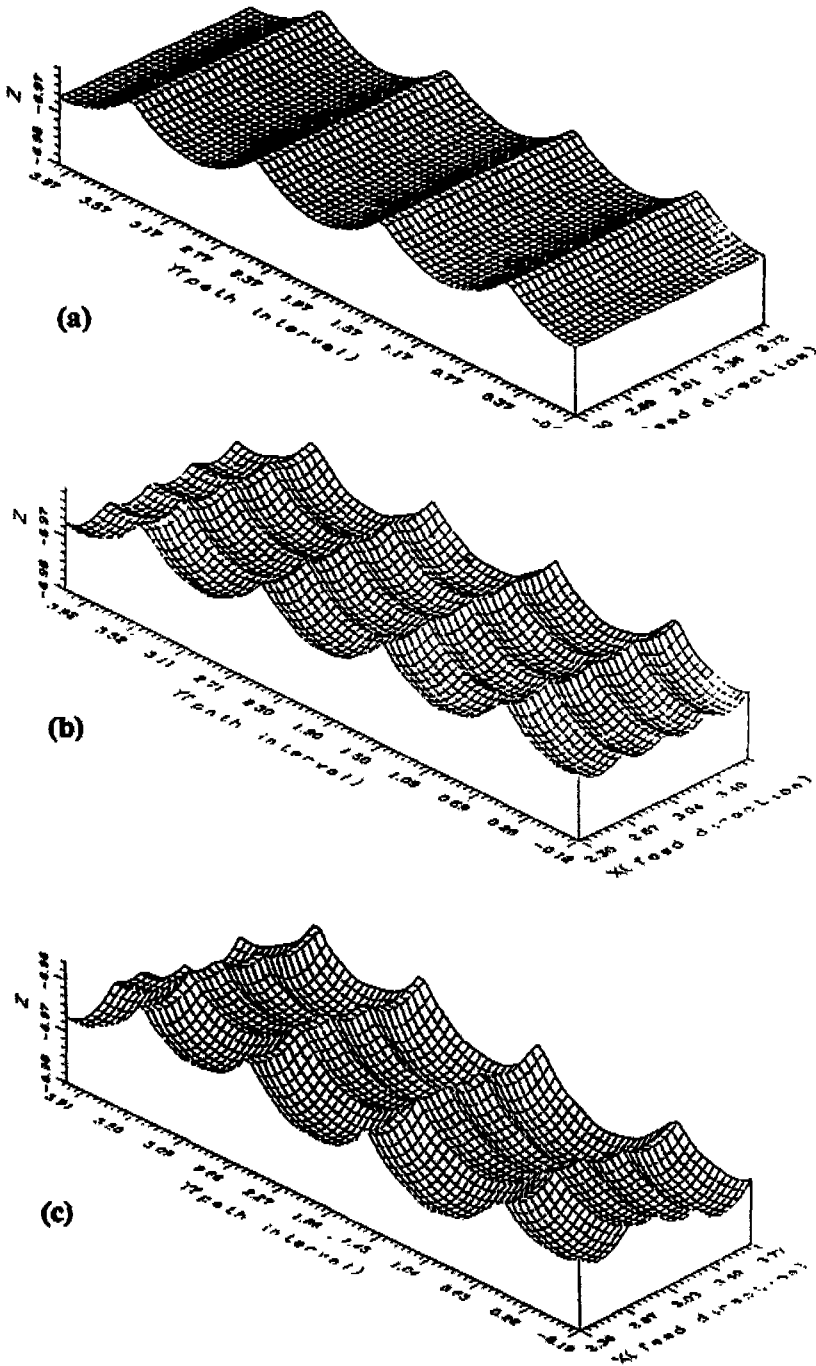


Fig. 11 3-D shapes of the machined surfaces; (a) conventional concept; (b) considering cutter marks only; (c) considering cutter marks and runouts

고 할 수 있으며, 이러한 결과들은 정밀가공면의 평가 및 후가공경로의 결정에 기초가 될 수가 있다.

### 5. 결 론

1) 경사밀링가공 시의 정밀한 표면거칠기의 해석을 위해서는 반드시 이송방향의 공구마크의 영향을 고려해야만 하며 공구마크 및 유효커스프의 크기는 기하학적인 런아웃에 큰 영향을 받는다.

2) 치구등을 이용한 3축공작기계상에서의 경사밀링가공시에는 공구기울기각이 가공위치에 따라 변화하는 경우가 발생하므로 공작물의 곡률에 따라 공구마크의 크기가 달라지게 된다. 이 경우 가공기하에 따라 이송속도를 적절히 조절하면 일정한 최대거칠기를 유지하면서 짧은 시간을 가공을 수행할 수가 있게 된다.

3) 실험을 통해 중첩법의 유효성이 증명되었으며 3차원 시뮬레이션 결과를 통해 texture의 예측이 가능해지므로, 공작물의 가공이전의 위상학적인 평가 및 연삭, 연마가공시 작업경로생성의 기초가 될 수 있다.

4) 3축경사밀링가공으로 5축밀링가공을 대체할 경우 전체적인 금형가공공정을 축소하고, 자동화를 도모하며, 가공비용을 절감하고 정밀도의 향상을 얻을 수 있다.

### 후 기

본 논문은 1993년도 교육부 학술연구조성비(ME 93-E-25)에 의해 수행된 결과이다.

### 참고문헌

1. S. Miyazawa and K. Takada, 1981, "Micro Milling of Three-dimensional Surface", JSPE, Vol.47, No.2, pp.94-99
2. T. Kishinami and H. Suzuki, 1982, "On Relationship between Cutting Ability and Cutting Edge Shape of Circular Cutting Edge Ball End Mill", JSPE, Vol.48, No.7, pp.68-74
3. 맹희영, 1989, "자유곡면 모형의 볼 엔드 밀링 해

- 석과 NC 절삭에 관한 연구", 서울대학교, 박사학위논문
4. 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
5. H.K. Tönshoff and et al., 1989, "Die Manufacturing by 5-Axis and 3-Axis Milling", J. of Mechanical Working Technology, Vol.20, pp.105-119
6. B. K. choi, J. W. Park and C. S. Jun, 1993, "CL-DATA Optimization in 5-axis Surface Machining", Computer-Aided Design, Vol.25, No.6, pp.22-26
7. W. L. Ralph and Martin Loftus, 1993, "The Application of an Inclined End Mill Machining Strategy on 3-Axis Machining Center", J. of Mach. tools Manufact., Vol.33, No.2, pp.115-133
8. 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, pp.179-188
9. 김병희, 주중남, 1994, "자유곡면의 정밀가공을 위한 표면거칠기의 정량적해석에 관한 연구", 대한기계학회 논문집, Vol.18, pp.1483-1495
10. Y. Tacheuchi and et al., 1992, "Study on Post-processor for 5-axis Control Machining Center", JSPE, Vol.58, No.9, pp.128-134
11. A. Ruegg, 1993, "A Generalized Kinematics Model for Three-to five-Axis Milling Machines and Their Implementation in a CNC", Annals of CIRP, Vol.41, No.1, pp.547-550
12. Y. Yakeuchi and H. Shimizu, "5-Axis Control Machining Based on Solid Model", JSPE, Vol.56, No.11, 1990, pp.111-116