

# 평 엔드밀을 이용한 평면가공에서의 가공면 형성기구

류시형\*, 김민태\*, 최덕기\*\*, 주종남\*\*\*

## Plane Surface Generation with a Flat End Mill

S. H. Ryu\*, M. T. Kim\*, D. K. Choi\*\*, and C. N. Chu\*\*\*

### ABSTRACT

Using the geometric and the vector methods, three dimensional surface texture and roughness models in flat end milling are developed. In these models, rear cutting effect on surface generation is considered along with tool run-out and tool setting error including tool tilting and eccentricity between tool center and spindle rotational center. Rear cutting is the secondary cutting of the already machined surface by the trailing cutting edge. The effects of tool geometry and tool deflection on surface roughness are also considered. For representing the surface texture more practically, three dimensional surface topography parameters such as RMS deviation, skewness and kurtosis are introduced and used in expressing the surface texture characteristics. Under various cutting conditions, it is confirmed that the developed models predict the real surface profile precisely. These models could contribute to the cutter design and cutting condition selection for the reduction of machining and manual finishing time.

**Key Words :** Surface roughness (표면거칠기), Flat end mill (평 엔드밀), Geometric method (기하법), Vector method (벡터법), Run-out (런 아웃), Setting error (장착 오차), Tool deflection (공구 변형)

### 1. 서론

금형가공에서 금형의 품질은 형상정밀도와 가공면의 표면거칠기 등에 의해 결정된다. 형상정밀도에 대한 연구는 절삭력으로 인한 공구변형의 모델링을 비롯하여 많은 연구가 진행되어왔으나,<sup>(1-3)</sup> 평엔드밀을 이용하여 평면가공할 경우에 일어나는 표면형성기구에 대한 연구는 미진한 실정이다.<sup>(4-7)</sup> 가공면거칠기는 사상작업 시간을 결정하게 되므로 가공시간을 함께 고려한 절삭조건 선정을 위해 예측되어야 할 필요가 있다.

본 논문에서는 평엔드밀에 의한 평면가공시

가공면 형성기구를 기하학적인 방법과 벡터법을 통해 고찰하였다.<sup>(8-9)</sup> 기하학적인 방법은 가공면 형상을 지배하는 공구기하 특히 바닥날 틸트각에 의해 형성되는 원뿔을 이송과 날 당 이송량에 따라 결정되는 절점의 구간으로 나누고 각 구간에서의 원뿔 형상곡선을 통해 가공면을 구하는 방법이다. 이 방법은 기하학적으로 엄밀하게 가공면 형상곡선을 구할 수 있는 장점이 있으나, 주축 회전 중심과 공구 중심과의 편심, 공구 장착시 발생하는 틸팅의 영향 등을 고려하기 위해서는 삼차원의 복잡한 형상을 기하학적으로 표현해야 하는 어려움이 따른다. 벡터법은 가공면의 형상곡선을 직접

\* 서울대학교 대학원 기계항공공학부

\*\* 강릉대학교 정밀기계공학과

\*\*\* 서울대학교 기계항공공학부

구하지 않고, 가공면 형성기구를 지배하는 바닥날과 옆날을 회전중심에 대한 벡터로 표현하여 이 벡터들의 스위핑(sweeping)을 통해 가공면을 구성하는 방법이다. 이 방법은 절삭날 간의 런 아웃, 공구 중심과 회전 중심 사이의 편심, 공구의 틸팅이 가공면 거칠기에 미치는 영향을 효과적으로 고찰할 수 있는 장점이 있다.

본 연구에서는 위에 설명한 두가지 방법을 통하여 평 엔드밀의 가공면 형상을 구하였으며, 삼차원 표면거칠기와 표면 특성을 나타내는 인자를 도입하여 실제적으로 가공면 전체의 형상을 표현하고 분석하였다.

## 2. 가공면 형성기구

### 2.1 기하학적인 방법

평 엔드밀에 의한 평면 가공 시 가공면의 표면 형성기구를 지배하는 공구기하로 바닥날 틸새각이 있고, 절삭조건으로는 날 당 이송량과 경로 간 간격이 있다. Fig. 1 에서 바닥날 틸새각( $\theta$ )은 엔드밀 하단부와 공작물간의 마찰을 방지하기 위하여 존재하는데 이 각이 커지면 표면거칠기가 나빠지므로 각의 크기를 적절하게 설계하는 것이 필요하며 이는 공구회사들의 노하우로 되어 있다. 평 엔드밀에 의한 평면가공시 절삭 기구를 기하학적으로 고찰해 보면, Fig. 1 과 같이 앞날이 절삭하여 제거하고 남긴 부분을 뒷날이 재절삭하기 때문에 가공표면은 두 가지의 가공 패턴의 결과가 중첩되어 형성되게 된다.

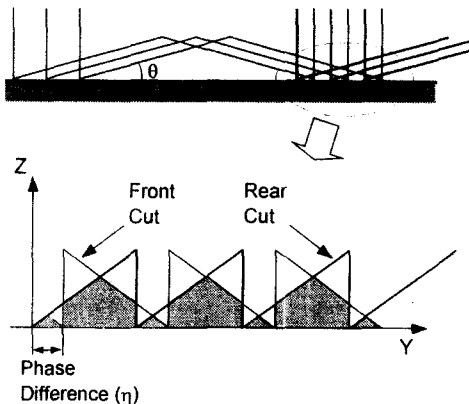


Fig. 1 Surface generation including rear cutting mechanism

평 엔드밀의 가공에서 뿐 만 아니라 정면 밀링 커터와 같이 질량이 큰 공구의 경우에는 공구 변형이 상대적으로 작기 때문에 일반적으로 뒷날에 의한 가공면 재절삭이 이루어 진다고 볼 수 있다. 순간 회전하는 평 엔드밀 공구는 바닥날 틸새각과 공구 직경에 따라 가공면에 원뿔 형태의 가공형상을 남기게 된다. 물론 회전과 이송이 동시에 존재하므로 엄밀히 말하면 원뿔이 아닌 복잡한 형태의 삼차원 가공 형상을 남기게 되나 이송에 비해서 공구 회전속도가 매우 빠르므로 잔류 가공면의 형상을 원뿔 형태로 근사화해도 형상 오차는 크게 발생하지 않는다.

공구 직경이 날 당 이송량의 정수 배가 될 경우에는 Fig. 2 의 (a)와 같이 앞날 절삭과 뒷날에 의한 재절삭 사이의 위상차는 없어진다. 이 때의 잔류 형상을 지배하는 원뿔의 방정식은 식(1)과 같이 표현된다. 식(1)에서  $\theta$ 는 바닥날 틸새각의 크기를,  $R$ 은 공구 반경을 나타낸다.

$$z = (R - \sqrt{x^2 + y^2}) \tan \theta \quad (1)$$

Fig. 2 의 (a)에서 각 절점의  $x$  좌표는 식(2)로부터 구할 수 있다. 공구이송 방향의 표면거칠기를 생각해 보면  $x$ 가 고정되고  $y$ 가 변함에 따라 표면형상은 날 당 이송량을 주기로 일정한 형상을 갖게 됨을 알 수 있고 이 때의 형상곡선은 원뿔 곡선의 하나인 쌍곡선이 된다.

$$x_n = \sqrt{nRf_i - \frac{n^2 f_i^2}{4}} \quad (n=1, \dots, [2R/f_i]) \quad (2)$$

$x$ 가  $x_{n-1}$ 과  $x_n$ 사이에 속하는 값이면, 식(3)으로 주어진  $y$ 구간에서 원뿔 식(1)을 통해 가공면 전구간에서의 표면의 높이를 구할 수 있다.

$$\begin{aligned} R - \frac{nf_i}{2} \leq y \leq \sqrt{R^2 - x^2} \\ R - \frac{(n+1)f_i}{2} \leq y \leq 2R - \sqrt{R^2 - x^2} - nf_i \end{aligned} \quad (3)$$

공구 경로 방향으로의 표면 형상은 구간에 따라 식(4)을 통해 얻을 수 있다.

$$z = (R - \sqrt{x^2 + y^2}) \tan \theta$$

$$\begin{aligned}
 & \text{,if } 0 \leq x \leq \sqrt{R^2 - y^2} \\
 & z = (R - \sqrt{x^2 + (y - 2R + nf_i)^2}) \tan \theta \\
 & \text{,if } \sqrt{R^2 - (y - (n-1)f_i)^2} \leq x \leq \sqrt{R^2 - (y - 2R + nf_i)^2} \\
 & z = (R - \sqrt{x^2 + (y - nf_i)^2}) \tan \theta \\
 & \text{,if } \sqrt{R^2 - (y - 2R + nf_i)^2} \leq x \leq \sqrt{R^2 - (y - nf_i)^2} \quad (4)
 \end{aligned}$$

공구 직경의 크기가 날 당 이송량의 정수배가 되지 않을 경우 앞날 절삭과 뒷날 재절삭 사이에는 Fig. 2 의 (b)에서 보듯이 위상차가 존재하게 된다.

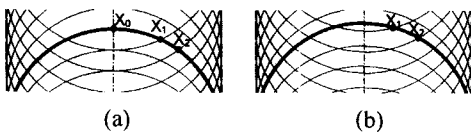


Fig. 2 End milled surface (a) with and (b) without phase difference

위상차가 존재하는 경우 각 절점의 위치는 식(5)로부터 구할 수 있다.

$$\begin{aligned}
 x_0 &= 0 \\
 x_n &= \sqrt{(\eta + (n-1)f_i)(R - (\eta + (n-1)f_i)/4)} \\
 & \quad (n=1, \dots, [2R/f_i]) \quad (5)
 \end{aligned}$$

n 을 증가시켜 가며  $x_{n-1} \leq x \leq x_n$  일 때, 식(6)으로 주어지는 구간에서 표면 형성기구를 지배하는 원뿔 식(1)로부터 가공면 높이를 구한다.

$$\begin{aligned}
 R - \eta - \frac{(n-1)f_i}{2} \leq y \leq \sqrt{R^2 - x^2} \\
 R - \eta - \frac{nf_i}{2} \leq y \leq 2R - \sqrt{R^2 - x^2} - \eta - (n-1)f_i \quad (6)
 \end{aligned}$$

지금까지 논의한 것은 슬로팅(slotting)의 경우에 표면 형성 모델이라고 할 수 있다. 경로간 간격이 주어지면 공구직경을 경로 간격으로 나눈 만큼의 횡수로 가공면에서의 반복적인 가공이 일어나서 표면을 형성하게 되므로, 각 구간에서의 표면 형상을 중첩하여 최소값으로 이루어지는 표면을 구

한다. 물론 이럴 경우에 경로와 경로간의 위상차가 존재하므로 위상차의 확률적 평균값을 이용해 최종적으로 형성된 가공면의 형상과 표면거칠기를 구해야 한다.

평 엔드밀의 가공면 형성에는 공구 런 아웃, 공구 장착오차 등이 영향을 미치며 특히 절삭력에 의한 공구변형이 표면거칠기를 크게 변화시킨다. 축 방향 런 아웃, 공구 중심과 주축 회전 중심의 편심, 주축의 킬팅이 심하게 되면 절삭날이 공작물의 절삭에는 참여하나 가공면의 형성에는 아무런 영향을 주지 못하는 경우가 생긴다. 이러한 오차들은 공구 뒷 날에 의한 가공면 재절삭과는 무관하며, 오직 절삭력에 의한 공구변형만이 이차 절삭 유무를 결정하게 된다. Fig. 3 에서와 같이 공구변형에 의한 공구변형각이 추가되면 앞날의 절삭시에는 바닥날 틈새각에 공구변형각이 더해진 기하학적 조건에 의해서 가공면이 형성되고, 뒷날에 의한 재절삭시에는 바닥날 틈새각에서 공구변형각을 빼준 각에 의해 면의 기울기가 형성된다. 엄밀히 말하면 가공면의 형상은 타원 형태의 자취를 갖게 되어 기하학적으로 상당히 복잡하여지므로, 여기에서는 공구변형각의 크기가 크지 않다고 보아 근사적으로 공구변형에 의한 가공면의 높이 변화와 원뿔 가공면의 높이를 더하여 표면이 형성된다고 가정하였다.

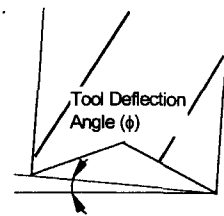


Fig. 3 Effect of tool deflection on surface generation

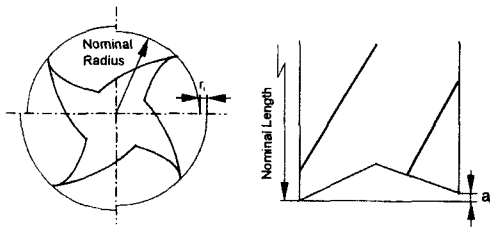
공구변형각을  $\phi$ 라 할 때 식(7)을 만족시키는 조건이 뒷날 재절삭 유무를 결정하는 경계값이 된다.

$$f_i \tan(\theta + \phi) = 2R \sin \phi + \eta \tan(\theta - \phi) \quad (7)$$

공구 제작상의 어려움으로 인하여 일반적으로 공구의 절삭날 간에는 공구 런 아웃이 존재하게 된다. Fig. 4 와 같이 공구 런 아웃이 존재할 때의 가공면을 결정하는 원뿔식은 식(8)과 같다.

$$z = (R+r_i - \sqrt{x^2 + (y-nNf_i)^2}) \tan \theta + (R+r_i - y+nNf_i) \tan \phi + a, \quad (8)$$

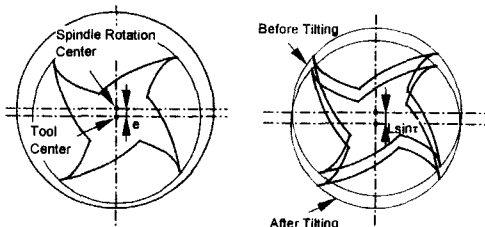
이 때의 가공면의 형성 주기는 날 당 이송량에 날 수를 곱한 값, 즉 공구 한 회전당의 이송량이 된다. 각 날들에 대해서 앞에서와 같은 방법으로 가공면을 형성한 후 공구 이송방향으로 날의 순서에 따라 날 당 이송량 만큼의 간격을 두고 잔류면을 중첩시켜 최종 가공면을 구한다.



(a) radial run-out (b) axial run-out  
Fig. 4 Tool run-out

2.2 벡터법

앞 절에서 논의하였던 기하학적 방법에 의한 표면형성은 가공면의 형상곡선을 구할 수 있는 장점이 있으나, Fig. 5 와 같이 공구 장착시 발생하게 되는 주축 회전중심과 공구중심 사이의 편심, 공구 틸팅등이 포함되면 가공면 구성식이 복잡하여져 표현하기가 어려운 문제점이 있다. 따라서 본 절에서는 효율적인 방법으로 가공면을 형성하는 벡터법에 대해서 설명하고자 한다.



(a) axis eccentricity (b) tool tilting  
Fig. 5 Tool setting error

먼저 편심과 공구 틸팅을 포함하여 가공면의 형성기구에 영향을 주는 인자들을 Fig. 6 에 나타내고, 공구중심과 주축 회전중심에 대한 두개의 좌표를 설정하였다. 주축의 회전중심 O 로 부터 공

구 원뿔의 정점까지의 벡터를  $\vec{P}$ , 각 날 끝까지의 벡터를  $\vec{F}_i$ , 틸팅하기전 원뿔 정점과 같은 높이를 갖는 공구 실린더상의 점을  $\vec{V}_i$ 라 한다. 여기서  $\vec{P} \sim \vec{F}_i$ 는 공구 아랫날부를 나타내게 되고,  $\vec{F}_i \sim \vec{V}_i$ 는 공구 옆날부를 표현하는 벡터가 된다. 이 벡터들을 공구 회전중심에 대해서 회전시켜 얻어진 면을 이송방향으로 중첩시켜 최소높이로 이루어진 가공면을 구한다.

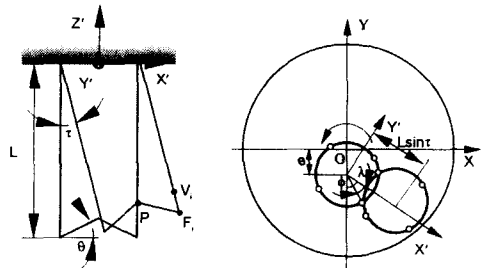


Fig. 6 Coordinate setting

$X', Y'$  좌표계에서 틸팅하기전 공구 날 끝의 좌표와 실린더부, 원뿔 정점의 좌표는 식(9)와 같이 구해진다. 여기서 R은 공칭 공구 반경,  $r_i$ 는 반경 방향 런아웃,  $a$ 는 축방향 런아웃, N은 날 수를 의미하며  $\theta$ 는 바닥날 틸트각의 크기를 나타낸다.

$$\begin{aligned} \vec{F}'_i &= \left[ (R+r_i) \cos(\lambda + \frac{2\pi}{N}(i-1)) \quad -(R+r_i) \sin(\lambda + \frac{2\pi}{N}(i-1)) \quad -l+a \right] \\ \vec{V}'_i &= \left[ (R+r_i) \cos(\lambda + \frac{2\pi}{N}(i-1)) \quad -(R+r_i) \sin(\lambda + \frac{2\pi}{N}(i-1)) \quad -l+R \tan \theta \right] \\ \vec{P}' &= [0 \quad 0 \quad -l+R \tan \theta] \end{aligned} \quad (9)$$

틸팅의 방향을  $X'$ 축으로 설정하고,  $Y'$ 축에 대한 회전 변환을 통해 틸팅에 의해서 변환된 좌표를 구한다.

$$\begin{aligned} \vec{F}''_i &= M_y \vec{F}'_i, \quad \vec{V}''_i = M_y \vec{V}'_i, \quad \vec{P}'' = M_y \vec{P}' \\ M_y &= \begin{bmatrix} \cos \tau & 0 & -\sin \tau \\ 0 & 1 & 0 \\ \sin \tau & 0 & \cos \tau \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (10)$$

주축 회전중심과 공구중심 사이의 편심을 고려하기 위해 좌표를 다시 설정하면,

$$\vec{F}_i = \vec{F}''_i - \vec{e}, \quad \vec{V}_i = \vec{V}''_i - \vec{e}, \quad \vec{P} = \vec{P}'' - \vec{e} \quad (11)$$

따라서, 각 절삭날의 끝과 공구 원뿔 정점, 실린더부를 표현하는 벡터는 식(12)로 표현된다.

$$\begin{aligned} \bar{C}_n' &= t\bar{P} + (1-t)\bar{F}_i \\ \bar{S}_n' &= t\bar{V}_i + (1-t)\bar{F}_i \quad (0 \leq t \leq 1) \end{aligned} \quad (12)$$

이제, 공구날 벡터를 Z'축을 중심으로 회전시킨면 설정된 좌표에 대한 공구날 궤적을 구할 수 있다.

$$\begin{aligned} \bar{C}_n'' &= M_{z_1} \cdot \bar{C}_n' \\ \bar{S}_n'' &= M_{z_1} \cdot \bar{S}_n' \\ M_{z_1} &= \begin{bmatrix} \cos\psi & -\sin\psi & 0 \\ \sin\psi & \cos\psi & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad (0 \leq \psi \leq 2\pi) \end{aligned} \quad (13)$$

공구 회전중심을 원점으로 하고 공구 이송방향을 X 축 방향으로 설정하면, X, Y 축에 대한 좌표는 최종적으로 식(14)와 같이 구해진다.

$$\begin{aligned} \bar{C}_n &= M_{z_2} \cdot \bar{C}_n'' \\ \bar{S}_n &= M_{z_2} \cdot \bar{S}_n'' \\ M_{z_2} &= \begin{bmatrix} \sin\phi & \cos\phi & 0 \\ -\cos\phi & \sin\phi & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (14)$$

앞 절에서도 언급하였듯이 절삭력에 의한 공구변형은 뒷 날에 의한 재절삭 유무를 결정하는 인자이다. 본 논문에서는 공구를 외팔보로 가정하고 외팔보 이론을 적용하여 절삭력에 의한 공구변형각을 계산하였다. 이 때 절삭날부의 단면 관성모멘트는 0.8R의 등가 실린더로 가정하고 구하였다.<sup>(10)</sup>

### 3. 삼차원 표면거칠기 해석

지난 연구에서 평 엔드밀 가공면의 거칠기는 측정위치와 측정방향에 따라 크게 달라짐을 논의한 바 있다.<sup>(8)</sup> 따라서 가공면 전체의 거칠기와 형상을 표현할 수 있는 인자를 도입할 필요가 있다.

삼차원 표면거칠기를 나타내는 파라미터는 크기와 높이를 나타내는 것과 공간성질을 나타내는 것, 기능성을 나타내는 것 등으로 분류된다.<sup>(11)</sup> 여기에서는 몇가지 대표적인 인자들에 대해서 검토하였다.

먼저 주어진 가공면의 표본 영역에서 각 데이터로부터 기준면까지의 거리의 제곱의 합이 최소가 되는 면 즉, 최소자승면을 정의한다.

$$f(x, y) = a + bx + cy \quad (15)$$

$\epsilon^2$ 을 최소화하는 자승면방정식의 계수들을 구하면, 식(16)과 같은 잔류면 식이 얻어진다.<sup>(9)</sup>

$$\begin{aligned} \epsilon^2 &= \sum_{j=1}^m \sum_{i=1}^n (z(x_i, y_j) - (a + bx_i + cy_j))^2 \\ \eta(x, y) &= z(x, y) - (a + bx + cy) \end{aligned} \quad (16)$$

삼차원 표면거칠기를 나타내는데 가장 일반적으로 사용되는 인자는 최소자승편차이며 식(17)과 같이 정의된다.

$$S_q = \sqrt{\frac{1}{mn} \sum_{j=1}^m \sum_{i=1}^n \eta^2(x_i, y_j)} \quad (17)$$

이 밖에 표면의 비대칭성을 표현하는 인자로 skewness와 표면의 첨예도 분포를 나타내는 인자로 kurtosis가 있으며 각각 아래식과 같이 정의된다.

$$\begin{aligned} S_{sk} &= \frac{1}{mns_q^3} \sum_{j=1}^m \sum_{i=1}^n \eta^3(x_i, y_j) \\ S_{ku} &= \frac{1}{mns_q^4} \sum_{j=1}^m \sum_{i=1}^n \eta^4(x_i, y_j) \end{aligned} \quad (18)$$

### 4. 실험 및 결과

수직형 머시닝센터인 대우 ACE V30을 사용하여, 스테레스 계열의 플라스틱 금형강인 SUS 420J2를 평면가공하였다. 공구는 초경 두 날 평엔드밀( $\phi 12$ )을 사용하였으며, 절삭조건은 Table 1과 같다. 서로 다른 두 개의 엔드밀에 대하여 런아웃과 장착오차를 측정하였다. 런아웃은 V블럭에서 공구를 회전시키며 비전 시스템을 이용하여 측정하였다.

Table 1 Cutting conditions

Axial depth (mm)	Immersion ratio	Spindle speed (rpm)	Feedrate (mm/min)
0.05	1	1000	200
0.1	1	1000	200
0.2	1	1000	200
0.3	0.5,1	1000	200

공구의 틸팅은 공구 실린더부 상하에서, 공구중심과 회전중심 사이의 편심량은 같은 높이에서 90° 간격으로 갭 센서를 설치하여 측정하였으며 측정값은 Table 2 와 같다.

Table 2 Tool specification and setting error

Tool No.	Overhang (mm)	Axial run out (um)	Radial run out (um)	Tilting angle (degree)	Eccentricity (um)
1	86	1.8	23.9	0.0096	29.5
2	86	-27.6	44.1	0.0029	24.6

평 엔드밀 바닥날 틸트각은 직접 측정이 어려우므로 Cast Nylon 플라스틱인 MC901 을 드릴링 형식으로 가공하여 삼차원측정기를 통하여 간접측정하였다.

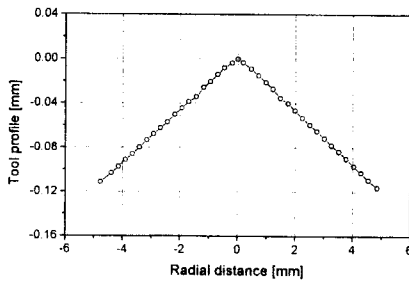
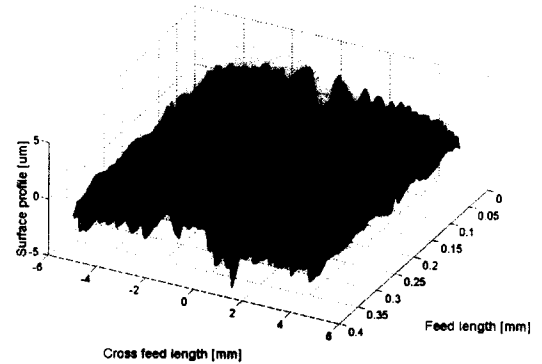


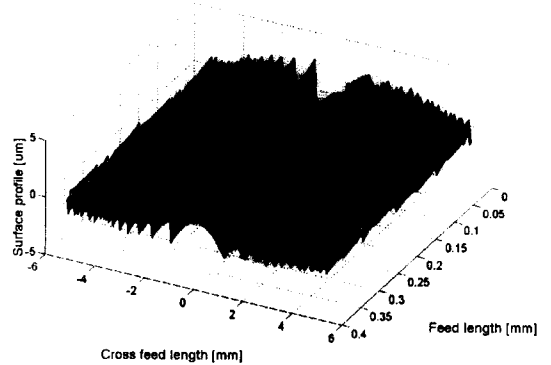
Fig. 7 Cutting edge profile

측정된 형상은 Fig. 7 과 같았으며, 바닥날 틸트각의 크기는 1.38°였다. Fig. 8 과 Fig. 9 는 1 번 공구를 사용하여 절삭깊이를 각각 0.05mm, 0.3mm 로 하고 평면 슬롯 가공한 경우의 삼차원표면형상을 Form Talysurf 로 측정한 것과 시뮬레이션한 결과를

나타낸다. 측정된 절삭력으로부터 공구변형각은 각각 0.0115°와 0.070°로 예측되었으며, 시뮬레이션에 입력값으로 사용되었다. Fig. 8 의 경우에는 공구변형이 상대적으로 작아 공구 뒷날에 의한 재절삭이 일어나고 있음을 볼 수 있다.



(a) measured



(b) predicted

Fig. 8 Three dimensional surface profile (depth: 0.05mm)

Fig. 9 에서는 절삭력에 의한 공구변형이 재절삭의 임계값을 초과하여 뒷날에 의한 가공면 재절삭이 이루어지지 않고 있음을 볼 수 있다. Fig. 8 과 Fig. 9 로부터 본 논문에서 제시한 모델이 가공면의 형상과 크기를 잘 예측하고 있음을 확인할 수 있다. 측정 형상에서는 가공면의 중앙부가 많이 문드러져 있음을 볼 수 있는데 이는 가공면과 공구의 간섭동에 의해 예리한 가공면이 손상되었기 때문이라고 생각된다. 그 밖에 공구 절삭날 끝의 미소 노우즈 반경이나 칩과 공구면의 굽힘 현상등에 의

해 가공면 형성기구가 영향을 받고 있다고 볼 수 있다.

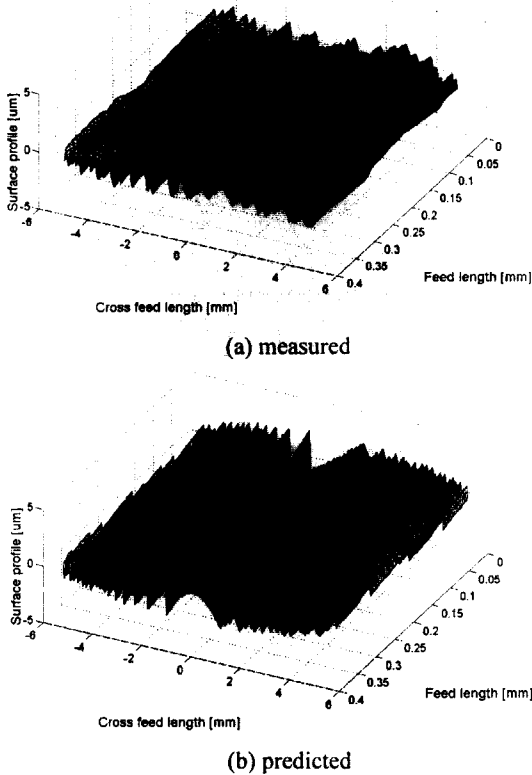


Fig. 9 Three dimensional surface profile (depth: 0.3mm)

Table 3 은 공구의 런 아웃, 장착 오차 그리고 절삭깊이 변화에 따른 공구변형에 의해 결정되는 삼차원 표면거칠기 인자의 변화를 시뮬레이션한 결과이다. 최소자승거칠기는 공구변형이 커짐에 따라 증가하는 추세를 보이고 있으며 비대칭도는

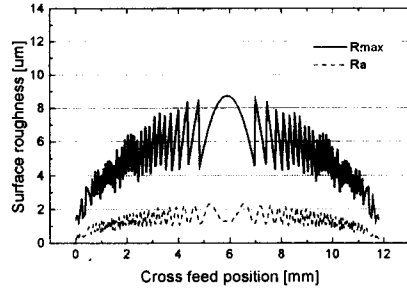
Table 3 Surface roughness parameter

Tool No.	Depth of Cut (mm)	$S_q$ (μm)	$S_{sk}$	$S_{ku}$
1	0.05	1.09	0.270	2.366
	0.3	1.61	-0.331	2.524
2	0.05	0.94	0.303	2.228
	0.3	1.61	-0.083	2.136

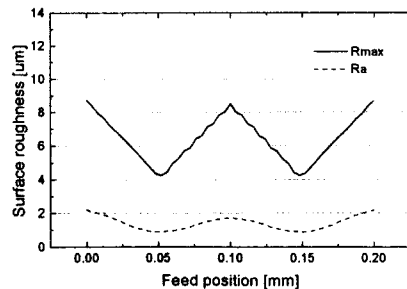
음의 값을 가져 최소자승면의 아래쪽으로 깊은 첨점들이 존재함을 예측할 수 있으나 첨예도는 뚜렷한 경향을 보이지 않고 있다. 런 아웃이나 공구 장착오차가 이들 인자에 미치는 영향은 다음 절에서 논의하였다.

### 5. 토의 및 분석

평 엔드밀 가공면의 표면거칠기( $R_{max}$ ,  $R_a$ )는 측정위치와 측정방향에 따라 많은 편차가 있으며 이러한 편차의 원인은 Fig. 10 을 통해서 설명될 수 있다. (a)는 이송 방향으로의 표면거칠기를, (b)는 이송에 수직한 방향으로의 표면거칠기에 대한 가공면 전체의 시뮬레이션 결과이다. 공구 직경은 12mm, 바닥날 틸트각은  $2.5^\circ$ , 날 당 이송량은 0.2mm, 그리고 공구변형과 런 아웃, 공구 장착오차는 없다고 가정하였다.



(a) surface roughness in feed direction



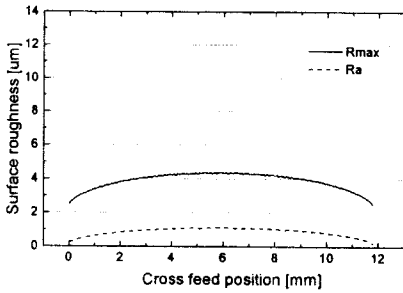
(b) surface roughness in cross feed direction

Fig. 10 Surface roughness deviation with respect to measured position

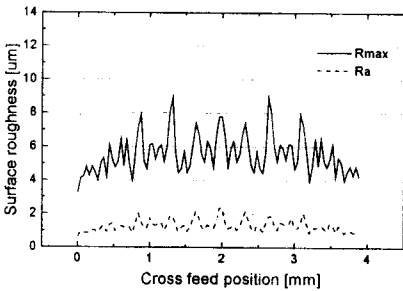
이송 방향의 표면거칠기는 가공면 중앙부 근처에서 가장 좋지 않으며 주변부로 갈수록 표면거칠기

가 좋아지는데, 가정된 절삭조건에서  $R_{max}$  는  $4\sim 7\mu m$ ,  $R_a$  는  $1\sim 2\mu m$  정도의 차이를 나타냈다.

Fig. 11 은 주어진 공구의 크기와 기하가 일정하다고 가정할 경우에 동일한 MRR 과 가공시간을 갖도록 이송과 경로 간격을 조합하였을 때 표면거칠기의 차이를 보여준다. 공구 직경은 12mm, 바닥날 틸새각은  $2.5^\circ$  그리고 공구변형각은  $0.03^\circ$ 로 가정하였다. 시뮬레이션 결과를 검토해 보면 이송 속도를 늦추고 한 번에 가공하는 경우가 이송 속도를 증가시켜 가공면을 중복 가공하는 경우보다 표면거칠기가 좋음을 알 수 있다.



(a) feed per tooth: 0.1mm, pick feed: 12mm



(b) feed per tooth: 0.3mm, pick feed: 4mm

Fig. 11 Effects of feed per tooth and pick feed on surface roughness

공구 런 아웃이나 장착오차가 앞에서 정의한 삼차원 표면 파라미터에 어떠한 영향을 주는지 알아보자. Fig. 12 는 반경방향 런 아웃과 축방향 런 아웃의 크기에 따른 파라미터 값들의 변화를 나타낸다. 시뮬레이션에서 공구의 장착길이는 실험조건과 같게 두었으며 공구변형과 공구 장착오차는 없다고 가정하였다. 반경방향 런 아웃과 축방향 런 아웃 값은 실험에 사용된 날 당 이송량과 바닥

날 틸새각의 크기를 고려하여 변화시켰다. 런 아웃의 크기가 증가함에 따라 최소자승편차 값이 증가하고 있음을 볼 수 있다. 그러나 면의 비대칭도나 첨예도는 주어진 조건에서 오히려 감소하는 경향을 보이고 있다. 이러한 결과는 얻고자 하는 가공면의 특성에 따라 런 아웃이 바람직하게 작용할 수 있다는 것을 의미한다.

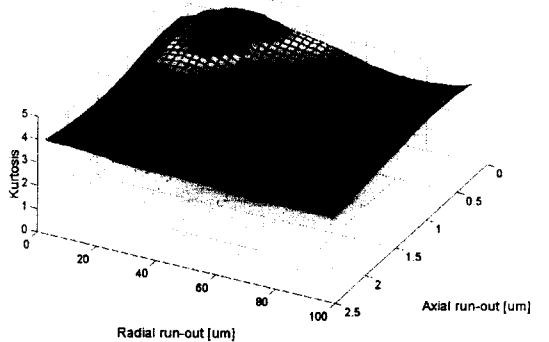
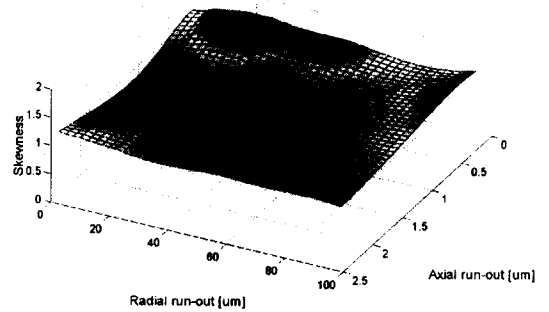
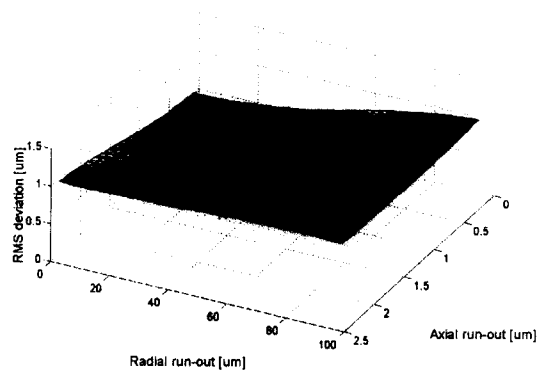


Fig. 12 Variations of three dimensional surface parameters with respect to tool run-out

Fig. 13 으로부터 주어진 범위에서 편심량은 가공



면의 최소자승편차나 비대칭도, 첨예도 등에 커다란 영향을 주지않음을 알 수 있다. 반면에 공구의 틸팅은 최소자승편차에는 좋지 않게 작용하나 비대칭도나 첨예도는 줄이는 역할을 하고 있음을 볼 수 있다. 이러한 결과를 이용하면 런 아웃이나 공구의 틸팅 또는 편심량을 적절히 선정함으로써 원하는 가공면의 거칠기나 특성을 얻을 수 있다.

## 6. 결론

본 논문에서는 금형가공에서 평앤드밀을 이용하여 평면을 가공할 때 일어나는 가공면 형성기구에 관하여 고찰하였다. 가공면을 형성하는 방법으로 기하학적인 방법과 벡터법을 제시하였으며 각 방법의 특징과 장단점에 관해서 논의하였다. 기하학적인 방법은 표면형성기구를 지배하는 공구 기하와 공구 런 아웃, 공구변형등을 절삭조건과 연관지어 가공면 형상곡선을 구하는 방법이다. 또한 벡터법은 표면형상을 결정하는 공구의 바닥날과 옆날부를 벡터로 표현하고 일련의 회전변환을 통하여 절삭날이 공구회전중심에 대해서 그리는 궤적을 구한 후 이들을 공구이송방향으로 중첩시켜 최종 가공면 형상을 구하는 방법이다. 본 연구에서 제안한 모델들을 이용하여 예측된 표면형상이 다양한 절삭조건에서 가공되어 얻어진 실제 가공면 형상과 잘 일치하고 있음을 확인하였다. 또한 가공면의 거칠기와 특성을 나타내는 인자를 도입하여 공구 런아웃, 공구 장착오차 등이 가공면에 미치는 영향에 관해 분석하였다. 이러한 결과는 사상가공이 포함된 전체 가공시간을 줄이기 위한 최적 절삭조건 선정과 공구설계등에 유용하게 이용될 수 있다.

## 후 기

본 연구는 부산대학교 정밀정형 및 금형가공 연구소의 지원에 의해 연구되었습니다.

## 참고문헌

1. W. A. Kline, R. E. DeVor, I. A. Shareef, "The Prediction of Surface Accuracy in End Milling," ASME J. of Eng. For Ind., Vol. 104, pp. 272-278, 1982.
2. W. A. Kline, R. E. DeVor, "The Effect of Runout on Cutting Geometry and Forces in End Milling," Int. J. Mach. Tool Des. Res., Vol. 23, No. 2/3, pp. 123-140, 1983.
3. J. W. Sutherland, R. E. DeVor, "An Improved Method for Cutting Force and Surface Error Prediction in Flexible End Milling Systems," ASME J. of Eng. for Ind., Vol. 108, pp. 269-279, 1986.

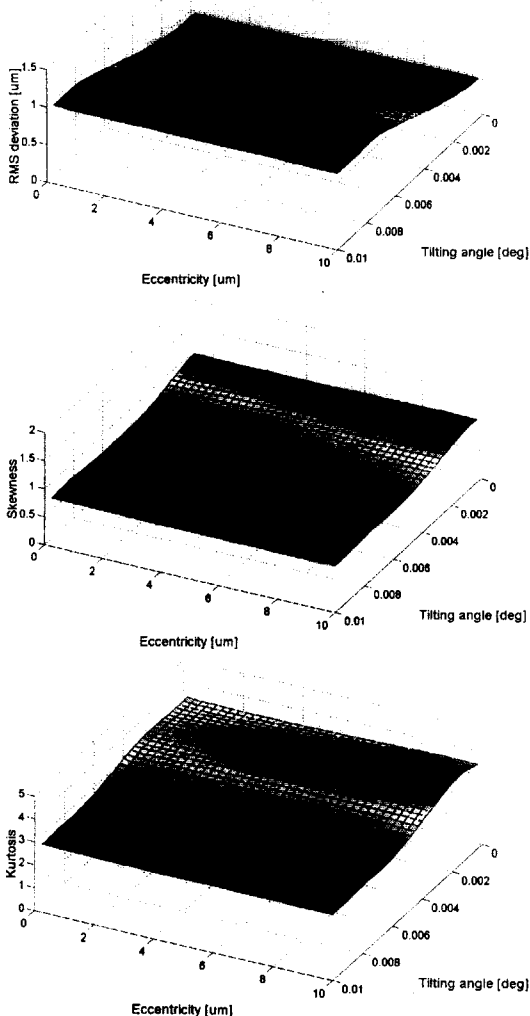


Fig. 13 Variations of three dimensional surface parameters with respect to tool setting error

4. M. A. Elbestawi, F. Ismail, K. M. Yuen, "Surface Topography Characterization in Finish Milling," *Int. J. Mach. Tools Manufact.*, Vol. 34, No. 2, pp. 245-255, 1994.
5. F. Ismail, M. A. Elbestawi, "Generation of Milled Surfaces Including Tool Dynamics and Wear," *ASME J. of Eng. for Ind.*, Vol. 115, pp. 245-252, 1993.
6. F. M. Kolarits, W. DeVries. "A Model of the Geometry of the Surfaces Generated in End Milling with Variable Process Inputs," *ASME Publication PED*, Vol. 38, pp. 63-78, 1989.
7. J. W. Sutherland, T. S. Babin, "The Geometry of Surface Generated by the Bottom of an End Mill," *Proc. 16th North Am. Manf. Res. Conf.*, pp. 202-208, 1988.
8. 류시형, 이해성, 최덕기, 주종남, "평 엔드밀을 이용한 평면 정삭가공의 표면거칠기 예측 모델," *한국 정밀공학회 춘계학술대회 논문집*, pp. 166-171, 1998.
9. 류시형, 이해성, 김민태, 최덕기, 주종남, "벡터법을 이용한 평 엔드밀의 가공면 형성 모델," *한국 정밀공학회 추계학술대회 논문집*, pp. 142-147, 1998.
10. L. Kops, D. T. Vo, "Determination of the Equivalent Diameter of an End Mill Based on its Compliance," *Annals of the CIRP*, Vol. 39/1, pp. 93-96, 1990.
11. K. J. Stout, "Three Dimensional Surface Topography; Measurement, Interpretation and Applications," *Penton Press*, pp. 89-121, 1994.