

# 엔드밀 가공시 표면형성 예측을 통한 정밀가공에 관한 연구

이상규\*, 고성립\*\*

## Analysis on the Precision Machining in End Milling Operation by Simulating Surface Generation

Sang-Kyu Lee\*, Sung-Lim Ko\*\*

### ABSTRACT

The surface, generated by end milling operation, is deteriorated by tool runout, vibration, tool wear and tool deflection, etc. Among them, the effect of tool deflection on surface accuracy is analyzed. Surface generation model for the prediction of the topography of machined surfaces has been developed based on cutting mechanism and cutting tool geometry. This model accounts for not only the ideal geometrical surface, but also the deflection of tool due to cutting force. For the more accurate prediction of cutting force, flexible end mill model is used to simulate cutting process. Computer simulation has shown the feasibility of the surface generation system. Using developed simulation system, the relations between the shape of end mill and cutting conditions are analyzed.

**Key Words :** End Mill (엔드밀), Deflection Model (처짐식), Equivalent Tool Diameter (유효 공구 직경), Runout (공구 오차), Surface Generation (표면 생성), Specific Cutting Force (비절삭저항), Flexible Force Model (처짐을 고려한 절삭력 모델), Tool Geometry (공구형상), Helix Angle (헬릭스각)

### 1. 서론

엔드밀링 가공 공정은 항공산업과 자동차 부품 및 금형가공 산업에서 매우 널리 사용되고 있다. "정형가공(near net shape)" 기술의 발달에 따라 금형가공시 허용공차 이내로 표면오차를 유지하면서 가공시간을 감소시킬 필요성이 증대되었다. 이에 따라, 절삭과정을 정확히 나타냄으로써 최종표면 형상을 정확히 예측할 수 있게 하는 절삭모델을 수립할 필요가 증대하였다.

Martellotti는 엔드밀링 가공시 표면생성이 어

떻게 이루어지는가에 대한 기구학적 해석을 통하여 엔드밀 절삭과정의 특징을 규명하였다.<sup>[1,2]</sup> 이러한 기본적인 해석결과를 이용하여 최근에는 불엔드밀에 의하여 형성되는 복잡한 표면생성 모델이 연구되었다.<sup>[3]</sup>

그러나 위의 두 논문은 공구를 강체로 가정했을 때의 표면생성 모델이며, 공구의 처짐으로 인한 가공정밀도의 저하에 관한 연구는 Kline<sup>[4]</sup>과 Sutherland, Devor<sup>[5]</sup>에 의하여 이루어졌다. 두 연구에서는 비절삭저항을 이용하여 계산된 절삭력을 단순보 이론에 적용하여 공구의 처짐을 계산하였

\* 전국대학교 대학원

\*\* 전국대학교 기계설계학과

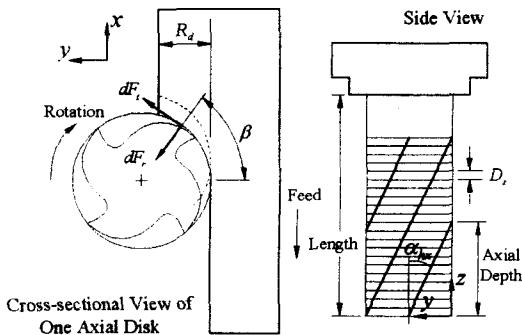


Fig. 1 Cut Geometry and Coordinate System for Down End Milling

으며 피삭재의 변형을 예측하기 위하여 유한요소 해석을 이용하였다.

본 연구에서는 공구의 처짐을 고려한 3 차원 표면 형상 모델을 개발하고, 이를 이용하여 절삭 조건과 표면형상과의 관계를 해석한다.

절삭력의 예측을 위해서는 Sutherland에 의하여 제시된 공구의 처짐을 고려한 절삭력 모델<sup>[6]</sup>을 이용하고, 그 결과를 3 차원 표면형상의 예측에 이용한다. 공구의 처짐을 계산하기 위하여 Ko.<sup>[6]</sup>에 의하여 제안된 공구 강성 모델을 이용한다.

3 차원 표면 형상을 통하여 공구에 존재하는 기하학적인 런아웃(runout)과 절삭력에 의한 처짐의 발생으로 인하여 표면 형상이 어떻게 변화하는지 살펴 보도록 한다. 보다 정확한 표면생성을 위하여 기존의 연구에서는 무시되었던 공구 이송방향의 절삭력에 의한 공구의 처짐을 고려한다.

개발된 표면 형성 예측 시스템을 이용하여 다양한 공구형상의 엔드밀에 대하여 절삭력과 표면 오차를 시뮬레이션하고 그 결과를 비교함으로써 공구의 형상과 가공성능과의 관계에 대하여 살펴보았다. 헬릭스각, 날의 개수, 축방향 절삭깊이, 반경방향 절삭깊이가 변화함에 따라 절삭력과 표면 오차는 어떤 경향을 갖는지 비교하였다. 이를 통하여 절삭작업의 특성에 따라 요구되는 가공특성을 만족시킬 수 있는 공구의 형상을 비교하였다.

## 2. 엔드밀링시 절삭력 및 표면형성 예측기구

### 2.1 런아웃을 고려한 엔드밀의 기구학적모델

엔드밀에 의하여 가공된 최종표면을 예측하기

위해서는 공구가 회전함에 따라 날부가 어떻게 절삭에 참여하고 있는지 계산할 수 있어야 한다. 헬릭스각을 따라 경사진 절삭날에 의하여 절삭되는 과정을 2 차원 절삭으로 단순화하기 위하여 미세한 날부가 헬릭스각을 따라 축방향으로 잘게 나뉘어져 있다고 생각한다. 컴퓨터를 이용하여 엔드밀의 절삭과정을 계산하기 위하여 엔드밀의 회전을  $N_\theta$  개로 이산화하면  $j$  번째의 회전 위치에 있는 미소 절삭날부의 각위치는 (1)식과 같이 나타낼 수 있다. Fig.1은 하향 절삭시 공구의 운동 방향과 좌표계 및 기호에 대해 나타내고 있다

$$\theta(j) = \theta_1 + 2\pi(j-1)/N_\theta ; j=1,2,\dots,N_\theta \quad (1)$$

(1)식에서  $\theta_1$ 은 첫번째날의 초기 각위치이다. 축방향으로  $i$  번째 요소에 위치하고 있는  $k$  번째 날에 대하여 기하학적인 조건으로부터 다음과 같은 식을 유도할 수 있다.

$$\beta(i,j,k) = -\theta(j) + (k-1)\gamma + Z \frac{\tan(\alpha_{hx})}{RAD} \quad (2)$$

$$Z = (i-1)D_z + D_z / 2 \quad (3)$$

(2)식에서  $\beta$ 는 기준각에서 임의의 미소요소까지의 각위치를 나타내고,  $\gamma$ 는 절삭날 사이의 각변위로서 날의 개수가  $N_\gamma$ 라고 할 때  $\gamma = 2\pi/N_\gamma$ 로 나타낸다. RAD는 공구반경이고,  $\alpha_{hx}$ 는 헬릭스각이다. (3)식에서  $Z$ 는 공구 밑면으로부터 두께  $D_z$ 인 미소요소의 중심까지의 거리를 매개변수  $i$ 를 이용하여 나타낸 것이다<sup>[4,7]</sup>.

일반적으로 런아웃이 존재하면 공구의 수명과 표면정밀도를 저하시키므로, 그 영향을 감소시키기 위하여 매우 정밀도가 높은 홀더를 사용하고 있다. 그러나 3 Jaw type이나 Spring Collet type 홀더의 체결과정에서 발생하는 오차에 의하여 실제로  $10\mu m$  내외의 런아웃이 발생한다.

이러한 공구반경의 변화는 절삭시 날부에 작용하는 칩두께를 크게 변화시키므로, 절삭력의 변동을 설명하는데 있어서 매우 중요한 요소이다. Fig.2에 나타낸 것과 같이 공구에 편심이나 기울기가 있을 경우, 엔드밀의 중심으로부터 날부까지의 반경은 기하학적인 구속조건을 이용하여 유도할 수 있는데, 본 연구에서는 Sutherland에 의하여 제안된 모델을 사용하였다<sup>[5]</sup>.

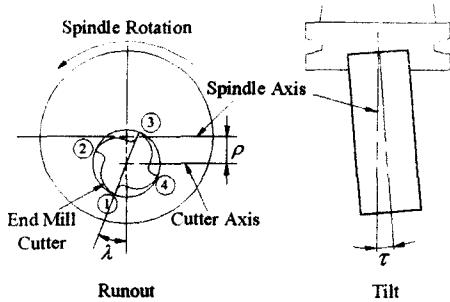


Fig. 2 End Mill with Runout and Tilt

## 2.2 공구의 처짐을 고려한 절삭력 예측 모델

절삭력을 예측하기 위하여 Kline에 의하여 실 험적 절삭상수로 제안된 비절삭저항  $K$ 를 이용한다<sup>[7]</sup>. 엔드밀 가공의 경우 칩두께가 날의 각위치에 따라 변화하므로, 평균 칩두께를 이용하여 비절삭 저항을 계산한다. 엔드밀에 runout이 존재할 경우 절삭에 참여하는 날의 절삭길이가 감소하기 때문에 변형전 평균 칩두께,  $t_m$ ,이 증가하는데 이는 절삭에 참여하는 날의 절삭길이가 감소하기 때문이다. 본 연구에서는 Wang에 의하여 제안된 평균 칩두께 계산식을 사용하였다<sup>[8]</sup>. Sabberwal의 연구 결과에 따르면 절삭상수  $k_1, k_2$ 와 평균 칩두께,  $t_m$ , 사이에는 간단한 지수식의 관계가 성립한다<sup>[9]</sup>.

$$k = C(t_m)^p, \text{ 단 } C, p \text{는 실험상수} \quad (4)$$

접선방향의 미소절삭력,  $dF_t$ ,는 미소절삭날의 폭,  $D_z$ ,과 순간침두께,  $t_c$ ,에 비절삭저항,  $k_1$ ,을 곱하여 구할 수 있고, 법선방향의 미소절삭력,  $dF_n$ ,은 접선방향의 미소절삭력  $dF_t$ 에 상수  $k_2$ 를 곱하여 얻어진다<sup>[4]</sup>. 따라서 미소절삭날에 작용하는 순간절삭력  $dF$ 는 다음식을 이용하여 계산한다.

$$dF_t = k_1 \cdot t_c \cdot D_z \quad (5)$$

$$dF_n = k_2 \cdot k_1 \cdot t_c \cdot D_z \quad (6)$$

미소절삭날에 작용하는 접선 성분과 법선 성분의 절삭력은 삼각함수를 이용하여 고정좌표계  $x, y$  방향으로 쉽게 변환된다. 각각의 미소요소에 대하여 계산된 미소절삭력을 모두 합하면  $F_r(j)$ ,  $F_n(j)$ 를 구할 수 있다.

엔드밀의 형태는 Shank부와 날부의 두 부분으

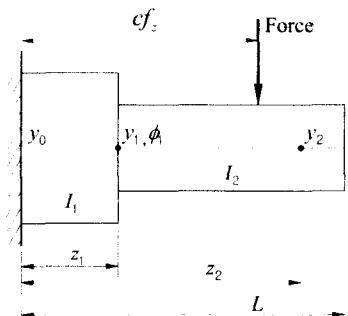


Fig. 3 Model of End Mill Deflection

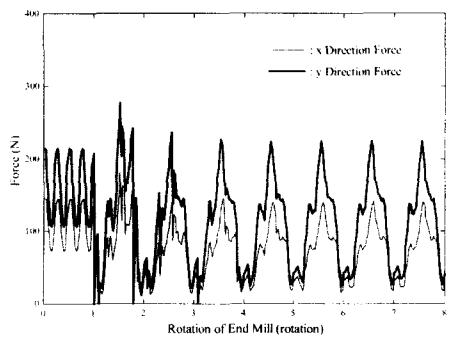


Fig. 4 Convergence of Cutting Force Simulation

로 나눌 수 있으므로 Fig.3과 같이 두 개의 원형 보로 단순화하면 날부의 강성은 신경망을 이용하여 예측이 가능하므로, 다음과 같은 처짐식을 이용하여 구하고자 하는 임의의 점에서의 엔드밀의 처짐량을 계산할 수 있다<sup>[6]</sup>.

$$Y = y_1 + (z_2 - z_1)\phi_1 + y_2 \quad (7)$$

(7)식에서  $y_1$ 과  $y_2$ 는 각 지점에서의 요소내 처짐량을 나타내며,  $\phi_1$ 은 요소 1에서의 끝점 회전량을 나타낸다. 파삭재를 강체로 가정한다 하더라도, 절삭력에 의한 공구의 처짐으로 인하여 날부에 작용하는 칩두께가 변동한다. 칩두께는 이전 날의 위치에 따라 복잡하게 변화하므로, 임의의 날에 대한 칩두께의 계산을 위해서 다음과 같은 반복계산을 이용한다<sup>[5]</sup>.

$$t_c(i, j, k, m^*) = \text{MAX}[0, \text{MIN}(t_c(i, j, k, m))] \quad (8)$$

$$m=1, \dots, N_j$$

(8)식에서  $m^*$ 은 현재의 절삭날이 가공하는 절

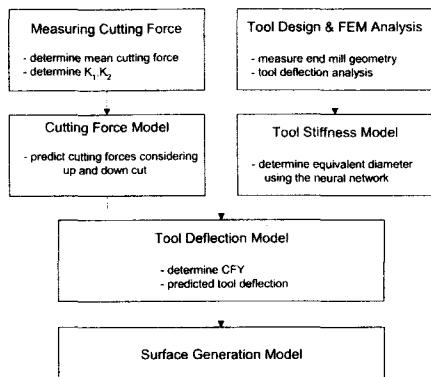


Fig. 5 Flow Chart for Surface Generation Simulation

작면을 최종 가공한 절삭날을 나타낸다.

시뮬레이션을 위하여 절삭력에 의하여 발생한 공구의 치짐을 이용하여 새로운 침두께를 계산하고, 보정된 침두께를 이용하여 다시 절삭력을 계산하게 된다. 오차수렴법을 이용하여 여러번의 반복계산을 통하여 절삭력의 정상상태치를 계산한다. Fig.4는 절삭력이 정상상태에 수렴하기까지 나타나는 절삭력의 변화량이다. 런아웃을 무시하고 치짐을 고려하지 않은 절삭력 모델을 이용하여 절삭력을 초기화한 후, 공구의 치짐을 고려한 절삭력 계산을 수행한다. Fig.4에서 3~4회 계산을 반복한 후에는 절삭력이 안정적으로 수렴하는 것을 알 수 있다. 공구의 치짐으로 인하여, 최대절삭력은 강체 모델에 비하여 상당한 폭으로 감소한다<sup>[5]</sup>.

### 2.3 엔드밀 가공시 표면형성 예측 기구

실제 절삭작업에서는 공구의 진동이나, 공작물의 변형, 구성인선의 발생, 열변형 등의 영향으로 인하여 매우 복잡한 표면 생성기구가 존재한다. 그러나 표면정밀도에 가장 큰 영향을 준다고 생각되는 치짐의 영향에 대해서만 고려하도록 한다. 계산을 위하여 공작물의 변형은 없다고 가정한다. 절삭표면형성 예측을 위한 프로그램의 전체적인 구조는 Fig.5와 같다. 컴퓨터를 이용하기 위하여 공구의 회전은 Fig.6과 같이 이산화되어 표현된다. 실제 공구는 Fig.6의 곡선과 같이 연속적으로 운동하지만, 계산의 편의를 위하여 일정한 기억공간 상에 이산화시킨 점에 대해서만 날의 위치를 계산한다. S<sub>1</sub>에서 생성된 표면은 A,B,C 기억공간 내에 저장되고, 다음 날이 지나가는 경로인 S<sub>2</sub>에 의해

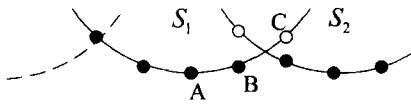
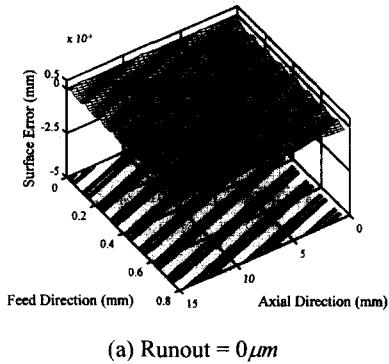
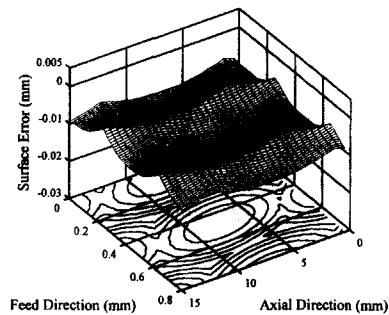


Fig. 6 Intersection of Paths of Two Subsequent Teeth due to Discrete Calculation of End Mill



(a) Runout = 0 μm



(b) Runout = 12 μm

Fig. 7 Simulated Surface considering Runout without Tool Deflection (Feed Rate = 0.1mm/tooth, 4 Teeth, Dia. = 8mm, H.A. = 30°)

여 계산된 B 점 상의 높이는 이미 미리 저장된 값에 비하여 크므로 무시되지만, C 점 상의 날 높이는 기존의 높이보다 작으므로 새로운 값으로 바뀐다. 이러한 날 높이의 비교를 통하여 최종적인 표면형상을 생성할 수 있다.

## 3. 엔드밀 가공시 표면형성 예측 및 고찰

### 3.1 치짐을 고려하지 않은 표면 형성 예측 결과

실제 절삭과정을 모델링하는데 있어서는 절삭

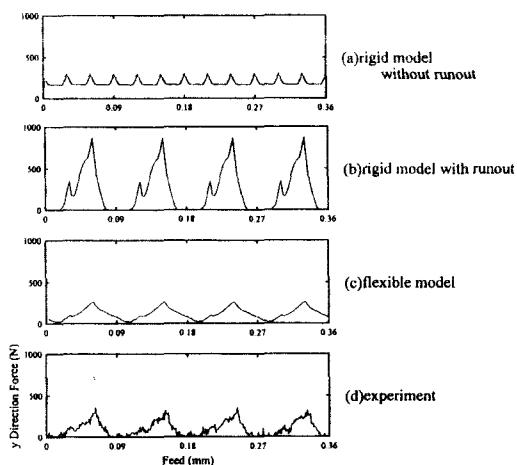


Fig. 8 Comparison between Simulated Force and Tested Force with Runout (AD = 8mm, RD = 1mm, Feed Rate = 0.09mm/rev, Workpiece = SCM4, 3 Teeth, H.A. = 50°)

력의 변동이 표면형상에 큰 영향을 미치기 때문에 처짐을 고려하지 않을 수 없지만, 공구의 기하학적인 구속조건에 따라 표면형상이 어떻게 변화하는지 살펴보기 위해서는 처짐을 고려하지 않은 표면형상을 검토해 볼 필요가 있다.

이를 위하여 직경 8mm, 헬릭스각 30°, 날수 4개, 날당 이송량 0.1mm인 경우에, 절삭력에 의한 공구의 처짐의 영향을 고려하지 않았을 때의 이상적인 표면형상에 대하여 살펴보기로 한다.

Fig.7은 엔드밀에 0.12 μm의 런아웃이 존재할 때의 이상적인 표면형상이다. 엔드밀의 날부는 헬릭스각을 따라 회전과 함께 이송되므로, 날당 이송량만큼 회전할 때마다 축방향으로 밀려 올라가면서 표면에 하나의 커스프(cusp)를 남기게 된다. 이 때 커스프의 크기는 공구직경과 날당 이송량의 합으로 표현할 수 있다[1]. 헬릭스각이 보다 커지면 커스프의 기울기도 커지지만, 그 영향은 매우 적다. 실험실에서 실험을 위해서는 런아웃을 작게 설정하는 것이 가능하지만, 실제 현장에서는 매우 어렵다. 런아웃이 1 μm 내외로 매우 작을 경우에는 각각의 날에 의해 생성된 커스프를 미세하게 확인할 수 있지만, 일반적인 작업조건에서는 런아웃이 5 μm이상이므로, 공구 반경이 가장 큰 날에 의해 최종표면이 모두 가공되어 커스프의 개수는 Fig. 7(b)와 같이 1회전에 1개씩만 남게 된다. 다른 날도 가공에는 참여하지만, 최종표면 형상에는 아무

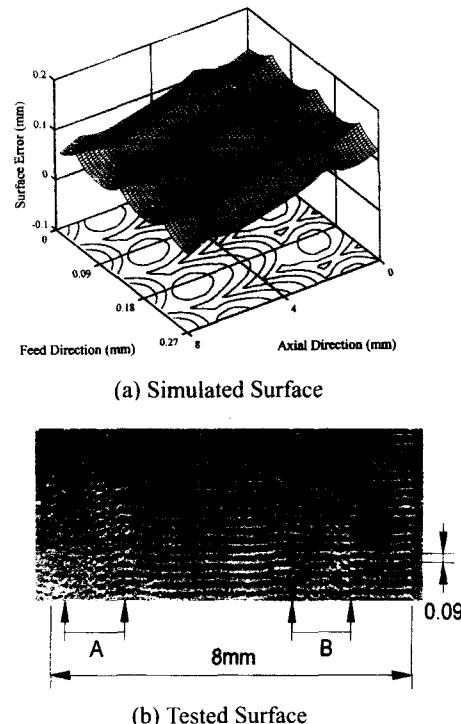


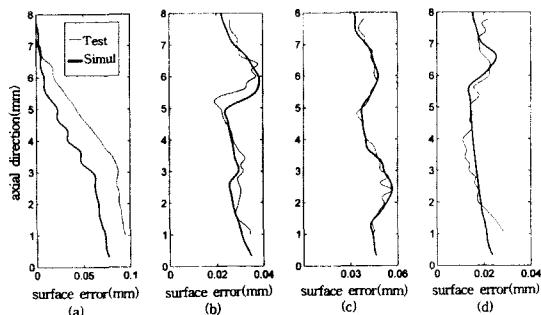
Fig. 9 Comparison between Simulated and Tested Surface Topography (AD = 8mm, RD = 1mm, 3 Teeth, H.A. = 50°, Feed Rate = 0.09mm/rev, Workpiece = SCM4, Runout = 13 μm)

런 영향을 주지 않는다. 또, 런아웃만큼 공구의 최대 반경이 증대하므로 과대절삭이 런아웃량만큼 일어나는 것을 확인할 수 있다.

### 3.2 처짐을 고려한 절삭력 예측 결과

Fig.8(a)는 런아웃과 공구의 처짐을 고려하지 않은 절삭력 예측 결과이다. 그러나 엔드밀에 런아웃이 있을 경우 날 간의 반경 편차에 의하여 날에 작용하는 침두께가 각위치에 따라 큰 폭으로 변화하게 된다. 그림 Fig.8(b)는 런아웃을 고려한 절삭력 예측 결과이다. 그러나 실제 엔드밀의 절삭과정에서는 공구의 처짐이 발생하기 때문에 절삭력이 크게 줄수록 공구의 처짐에 의하여 침두께가 감소하고, 따라서 절삭력이 감소하게 된다. 공구의 처짐을 고려한 절삭력 예측 결과는 Fig.8(c)와 같다.

엔드밀을 사용한 실제 절삭실험을 통하여 절삭력을 측정한 결과는 Fig.8(d)와 같다. 공구의 치



- (a) 2 Teeth, H.A. =  $30^\circ$ , RD = 1mm, AD=8mm, Feed Rate = 0.06mm/rev  
 (b) 3 Teeth, H.A. =  $50^\circ$ , RD=1, AD=8mm, Feed Rate = 0.09mm/rev  
 (c) 6 Teeth, H.A. =  $50^\circ$ , RD=1mm, AD=8mm, Feed Rate = 0.18mm/rev  
 (d) 3 Teeth, H.A. =  $50^\circ$ , RD = 0.5mm, AD = 8mm, Feed Rate = 0.09mm/rev

Fig. 10 Comparison of Simulated Surface Accuracy and tested Surface Accuracy (Workpiece = SCM4)

짐을 고려하지 않은 절삭력 시뮬레이션 결과는 실제 절삭력과 큰 차이를 보이는 것을 알 수 있다. 이와 같이 큰 차이를 보이는 이유는 공구의 길이가 짧거나, 절삭저항이 큰 소재의 경우에는 절삭력에 의한 처짐량의 변화가 크기 때문에, 공구가 이상적인 절삭경로를 지나지 않기 때문으로 보인다.

실험결과로부터 기존의 공구의 처짐을 고려하지 않은 절삭력 예측 모델은<sup>[4,10]</sup> 계산시간이 짧다는 장점은 있지만, 공구의 길이가 짧거나 절삭저항이 비교적 작은 소재에 대해서만 적용이 가능하고 대부분의 절삭조건에서는 런아웃의 영향으로 인하여 큰 오차를 유발한다는 것을 알 수 있다. 따라서 깊은 흄의 가공과 같이 공구의 처짐이 절삭력에 영향을 미치는 경우, 절삭력을 예측하기 위해서는 처짐을 고려한 절삭력 예측 모델을 사용하여야 한다.

### 3.3 처짐을 고려한 표면 형성 예측 결과

Fig.9 는 SCM4 를 직경 8mm, 런아웃이  $13 \mu\text{m}$ 인 세날짜리 엔드밀로 가공할 때, 축 방향 절삭 깊이 8mm, 반경 방향 절입 깊이 0.5mm, 날당 이송량 0.03mm 인 절삭조건에 대하여 시뮬레이션을 통하여 예측한 표면형상과 실제 표면을 측정한 결과이다. Fig.9(a)에서 표면에 나타나는 축방향으로의 굴곡은 절삭력의 변동에 의한 처짐량의 변화에 의하여 발생한다. Fig.9(b)에서 각 커스프의 폭은 날 당

이송량이 아니라 회전당 이송량임을 확인할 수 있는데, 이는 날끝이 가장 많이 내려오는 날 하나에 의하여 최종 표면 형상이 가공됨을 의미한다. Fig.9(a)에의 실험결과에서 구간 A 와 B 에서는 각 커스프가 서로 엇갈리면서 표면이 매우 불규칙해지는 현상이 나타나는데, 이는 Fig.9(b)의 시뮬레이션 결과에 나타나는 것처럼 서로 다른 날이 최종 표면을 생성함에 따라 피삭재가 밀리면서 나타나는 천이구간으로 생각된다.

## 4. 공구의 형상과 절삭조건에 따른 절삭력 및 표면정밀도의 변화

다양한 공구형상과 절삭조건에 대하여 가공성을 알아보기 위하여 실험 대신, 앞에서 개발한 시뮬레이션 시스템을 사용하였다. 이는 다양한 공구형상의 엔드밀을 만들고 실험한다는 것이 현실적으로 매우 어렵기 때문이다. 시뮬레이션에 사용된 비절삭저항은 2 날, 3 날, 6 날짜리 엔드밀에 대한 절삭실험을 통하여 결정하였다. Fig.10 과 같이 다양한 형상의 공구를 이용하여 절삭실험을 수행하고 그 결과를 실험결과와 비교하여, 시뮬레이션의 타당성을 검증하였다.

### 4.1 헬릭스각의 변화에 따른 절삭거동 변화

드릴가공과 같이 절삭작업 도중에 발생한 칩이 좁고 긴 플루트(flute)를 통하여 모두 배출되어야 하는 경우에는 헬릭스각의 목적이 원활한 칩배출에 있으므로 약  $30^\circ$  가량의 값을 갖는 것이 일반적이다. 그러나 엔드밀은 구멍가공보다는 측면가공이나 포켓가공을 위하여 사용하기 때문에 드릴에 비하여 칩배출의 부담이 덜하다. 따라서 엔드밀의 헬릭스각은 드릴에 비하여 자유롭게 선택할 수 있다. 이 때 동일한 단면형상을 갖는 엔드밀의 경우, 헬릭스각이 증가함에 따라 플루트부의 실제 단면은 감소하는 경향을 갖는다.

그러나 상당히 넓은 범위에서 자유롭게 선택이 가능한 칩 배출 특성과는 달리, 절삭력 분포의 측면에서는 헬릭스각이 클수록 더 좋은 특성을 갖는 것으로 볼 수 있다. Fig.11 은 헬릭스각이  $0^\circ$  ,  $15^\circ$  ,  $30^\circ$  ,  $45^\circ$  ,  $60^\circ$  로 변화할 때 2 날과 6 날짜리 엔드밀에 발생하는 절삭력을 그림으로 나타낸 것이다. 헬릭스각이 증가함에 따라 최대절삭력은 감소하고, 최소절삭력은 증가하는 경향을 가지는 것

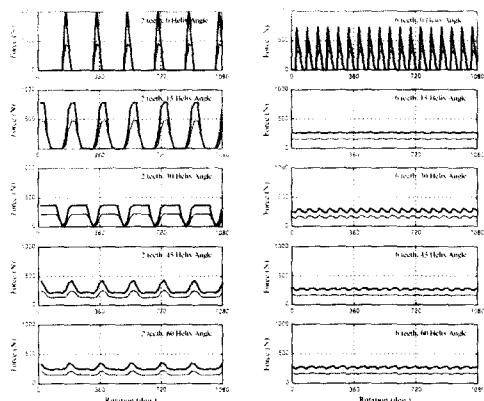


Fig. 11 Cutting Force Simulation in End Milling with Various Helix Angle (AD = 12mm, RD = 1mm, Feed Rate = 0.11mm/rev, Workpiece = SCM4)

을 볼 수 있다. 이와 같이 절삭력이 평탄할 경우, 소음은 감소하는 경향을 갖는다.

이와 같이 절삭력의 변동이 감소하게 되면, 동적인 측면에서는 채터링이 발생하기가 더 어려워지므로 안정적인 가공이 이루어진다고 말할 수 있으며, 정적인 측면에서는 공구의 치짐량의 변화가 적어지므로 좀 더 평탄한 표면을 얻을 수 있다. 또한, 최대 절삭력이 큰 폭으로 감소하므로, 헬릭스각이 클수록 공구의 파손을 방지할 수 있다는 추적적인 장점이 있다.

Fig.12는 2날과 6날짜리 엔드밀에 대하여 헬릭스각이 증가할 때 표면오차의 경향을 나타낸 그림이다. Fig.11에서 볼 수 있듯이 6날보다 2날의 경우에 최대 절삭력이 더 높게 발생함에도 불구하고 Fig.12에서 공구 끝단에서의 표면의 오차가 좀 더 감소하는 경향을 보이는 것은, 공구에 절삭력이 약할 때 공구의 치짐량이 감소하고, 이러한 상태의 날 끝에 의하여 가공된 가공물의 표면이 최종표면으로 남기 때문이다. 반대로, 절삭력이 평탄하게 계속 작용하게 되는 여섯 날의 경우에는 공구가 가공도중에 지속적으로 치진 상태를 유지하게 되므로 모든 위치에 걸쳐 전반적으로 원하는 가공면으로부터 offset된 표면을 가공하는 것을 관찰할 수 있다. 또 표면의 진직도도 크게 향상되는 것을 알 수 있다.

따라서, 헬릭스각은 침배출의 측면에서는 지나치게 크면 플루트부가 너무 작아지므로 헬릭스각이 작을수록 침배출이 용이하며, 절삭력의 측면에서

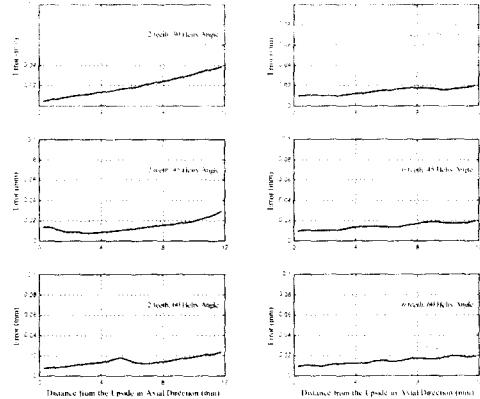


Fig. 12 Surface Accuracy Simulation in End Milling with Various Helix Angle (AD = 12mm, RD = 1mm, Feed Rate = 0.11mm/rev, Workpiece = SCM4)

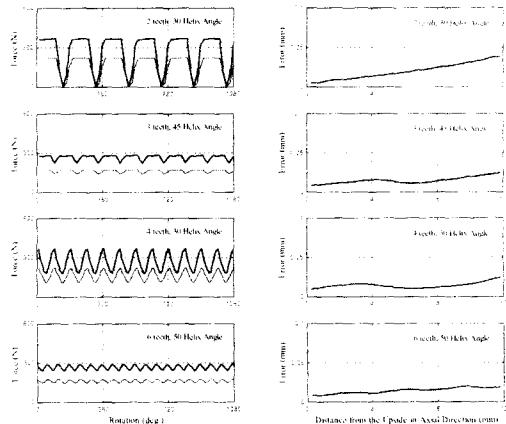


Fig. 13 Simulated Cutting Force and Surface Error in End milling with Various Cutting Tooth (AD = 12mm, RD = 1mm, Feed Rate = 0.11mm/rev, Workpiece = SCM4)

는 헬릭스각이 클수록 더 평탄한 면을 얻는 것이 가능하다. 또한 절삭력의 편차가 심할 경우에는 채터링의 발생이나 공구의 파손과 같은 불안정성을 증대시키므로, 헬릭스각이 더 클수록 더 좋은 절삭력 특성을 갖는 것으로 간주할 수 있다.

따라서, 포켓가공과 같이 측면방향 절삭깊이를 변화시킬 수 없는 경우에는 침의 크기가 구속조건으로 작용하므로 플루트부가 최대가 되도록 만들어주기 위해서 작은 헬릭스각을 갖는 공구를 사용할 필요가 있지만, 측면가공의 경우에는 측면방향

의 절삭깊이가 작으므로 헬릭스각을 증가시킴으로써 절삭력의 변동을 최소화시킬 필요가 있다.

#### 4.2 날의 개수의 변화에 따른 절삭거동 변화

날수가 많아지면 공구가 한 번 회전할 때 더 여러날이 가공에 참여하므로 생산성을 증대시킬 수 있으나, 플루트부의 크기가 감소하게 된다. 그러나 고속도강과 같이 저속회전 고이송 절삭을 주로 하는 경우에는 상대적으로 큰 침이 발생하므로 플루트부가 충분히 큰 것이 좋다. 또한 포켓부를 가공하는 경우에도 플루트부의 크기가 작아지면 절삭시 발생한 침이 플루트부를 메우는 현상이 발생하여 결과적으로는 공구의 파손을 유발할 수 있다. 따라서 침배출의 측면에서는 날의 개수가 적을수록 보다 원활하게 침배출이 이루어진다.

그러나, 절삭력 측면에서는 정반대의 결론을 얻을 수 있는데 Fig.13은 동일한 회전당 이송량을 갖는 절삭조건에서 절삭날이 2개, 3개, 4개, 6개로 변화할 때의 절삭력 변동과 표면오차를 시뮬레이션하여 얻은 결과이다. 회전 당 이송량이 일정한 경우, 날의 개수가 많을수록 한 날에 작용하는 침의 두께는 감소하게 된다. 이 때문에 최대절삭력은 날의 개수가 증가함에 따라 감소하는 경향을 갖는다. 또, 날수가 여러 개인 경우에는 날이 좁은 간격으로 배치되어 있기 때문에 앞날이 아직 절입 상태에 있을 때 다음날이 절삭을 시작하므로 절삭력의 편차도 크게 감소한다. 표면오차는 절삭력의 편차가 감소함에 따라 굴곡이 적고 평탄한 면이 얻어진다. 이러한 절삭력의 특성 때문에, 동일한 직경의 엔드밀을 이용하더라도 날의 개수가 많으면 더 큰 이송량을 절삭하더라도 개선된 표면정밀도를 얻을 수 있기 때문에 생산성을 크게 향상시킬 수 있다.

#### 5. 결론

1. 비절삭저항을 이용하여 엔드밀의 기하학적 형상정보와 절삭조건으로부터 런아웃과 처짐을 고려한 절삭력과 표면오차를 예측하기 위한 프로그램을 개발하고, 이를 이용하여 엔드밀의 형상 및 가공조건에 따른 측면가공시 가공면의 정밀도의 변화를 분석하였다.

2. 동일한 절삭조건에서 엔드밀의 헬릭스각이 크고 날의 개수가 많을수록, 절삭력의 편차는 감

소하는 경향을 보이고 가공면의 굴곡이 감소하고 표면오차는 감소하는 경향을 갖는다.

3. 정밀한 마무리 측면가공을 위해서는 6날의 큰 헬릭스각을 유지하는 엔드밀이 가장 높은 정밀도를 보장한다.

#### 참고문헌

1. M. E. Martellotti, "An Analysis of the Milling Process," Transactions of the ASME, Vol. 63, pp.667-700, 1941.
2. M. E. Martellotti, "An Analysis of the Milling Process Part II-Down Milling," Transactions of the ASME, Vol. 67, pp. 233-251, 1945.
3. S. J. You, K. F. Ehmann, "Synthesis and Generation of Surfaces Milled by Ball Nose End Mills under Tertiary Cutter Motion," ASME Journal of Engineering for Industry, Vol. 113, pp. 17-24, 1991.
4. W. A. Kline, R. E. Devor, I. A. Shareef, "The Prediction of Surface Accuracy in End Milling," ASME Journal of Engineering for Industry, Vol. 104, pp. 272-278, 1982.
5. J. W. Sutherland, R. E. Devor, "An Improved Method for Cutting Force and Surface Error Prediction in Flexible End Milling Systems," ASME Journal of Engineering for Industry, Vol. 108, pp. 269-279, 1986.
6. Sung-Lim Ko, Sang-Kyu Lee, "Determination of Tool Stiffness Using Neural Network in End Mill," Technical Paper of NAMRI/SME, MR98-179, 1998.
7. W. A. Kline, R. E. Devor, J. R. Lindberg, "The Prediction of Cutting Forces in End Milling with Application to Cornering Cuts," Int. J. Mach. Tool Des. Res. Vol. 22, No. 1, pp. 7-22, 1982.
8. J. J. Junz Wang, "Chip Load Kinematics in Milling With Radial Cutter Runout," ASME Journal of Engineering for Industry, Vol. 118, pp. 111-116, 1996.
9. A. J. P. Sabberwal, "Chip Section and Cutting Forces during the Milling Operation," Annals of CIRP, Vol. 10, pp. 197-203, 1961.
10. 이상규, 고성림, "엔드밀 가공시 공구변형을 고려한 표면형성 해석," 한국정밀공학회 '96년도 춘계학술대회 논문집, pp.119-124, 1996.