

본 연구는 부산대학교 정밀정형 및 금형가공센터의 연구비 지원으로 수행되었으며, 이에 관계자 여러분께 감사를 드립니다.

## 엔드밀 가공시 동적 절삭력 모델에 의한 절삭력 및 표면형상 예측

이 기 용\*, 강 명 창\*\*, 김 정 석\*\*\*

### The Prediction of Cutting Force and Surface Topography by Dynamic Force Model in End Milling

Ki-Yong Lee\*, Myeong-Chang Kang\*\*, Jeong-Suk Kim\*\*\*

#### ABSTRACT

A new dynamic model for the cutting process in the end milling process is developed. This model, which describes the dynamic response of the end mill, the chip load geometry including tool runout, the dependence of the cutting forces on the chip load, is used to predict the dynamic cutting force during the end milling process. In order to predict accurately cutting forces and tool vibration, the model, which uses instantaneous specific cutting force, includes both regenerative effect and penetration effect. The model is verified through comparisons of model predicted cutting force with measured cutting force obtained from machining experiments.

**Key Words** : End Milling(엔드밀 가공), Dynamic Cutting Force Model(동적 절삭력 모델), Regenerative Effect(재생 효과), Penetration Effect(페니트레이션 효과), Surface Topography(표면 형상)

#### 1. 서 론

엔드밀 가공은 슬롯, 포킷, 표면가공 등 다양한 형상의 황삭 및 정삭 가공에 유용하므로 많은 산업에 널리 응용되고 있다. 특히 금형 제작에 있어서는 그 정밀도가 중요하기 때문에 엔드밀을 통한 고정도 가공을 이루어야 한다.

엔드밀 가공시 정밀도에 직접적으로 영향을 미치는 인자는 공구의 변형이며 이는 공구에 작용하는 절삭력에 기

인한다.<sup>(1,2)</sup> 절삭력과 공구의 변형을 예측할 수 있다면 가공 후의 표면형상을 예측할 수 있게 되어 실측을 하지 않고도 가공 정밀도를 예측할 수 있다. 따라서 절삭력과 공구의 변형을 정확히 예측할 수 있는 이론적 모델과 시뮬레이션 기법이 요구된다.

가공 중 발생하는 절삭력은 강체시스템에서 공구, 공작물의 재질, 엔드밀 및 가공 과정의 기하학적 형상, 공구설치시의 런아웃(Runout)에 의해 결정될 수 있다.<sup>(3,4)</sup> 그러나, 실제 가공에서는 공구와 공작물의 변형이 생겨 가공

\* 부산대 대학원  
\*\* 부산대 기계기술연구소  
\*\*\* 부산대 정밀기계공학과/정밀정형 및 금형가공 연구센터

과정의 기하학적 형상에 변화를 주게 되므로 절삭력에 의한 시스템의 변위가 피드백되어 절삭력 계산에 영향을 미친다.<sup>(5,6)</sup>

표면형상은 공구와 공작물의 변형에 직접적 영향을 받으므로 절삭력의 변동에 따른 시스템의 변위가 강체시스템의 표면형상에 기하학적으로 합해진다.<sup>(7)</sup> 표면형상의 예측은 정확한 절삭력 예측을 토대로 이루어진다.

따라서 본 연구에서는 정확한 절삭력 및 표면형상의 예측을 위해 공구의 런아웃, 재생효과, 페니트레이션 효과(Penetration Effect)를 포함한 동적 절삭력 모델을 제시하고 공구, 공작물 재질에 따라 상수로 가정해왔던 비절삭저항을 절삭속도, 테이블 이송속도(칩두께)의 함수로 정의함으로써 절삭조건이 절삭력에 미치는 영향을 고려하였다. 시뮬레이션 프로그램을 동적 절삭력 모델을 토대로 절삭력, 표면형상을 예측할 수 있도록 구성하였으며 실험을 통해 예측 결과를 검증하였다.

## 2. 동적 절삭력 모델

가공조건이 주어졌을 경우 절삭력을 예측할 수 있는 동적 절삭력 모델을 4개의 서브 모델(Sub Model)로 구성하였으며 그에 대한 블록선도를 Fig. 1에 나타내었다.

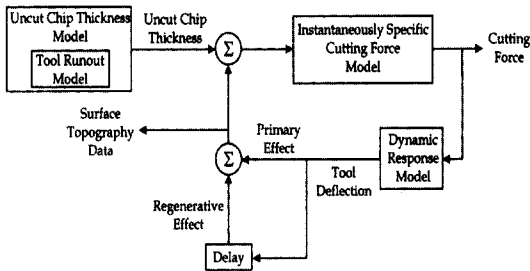


Fig. 1 Block Diagram for Dynamic Model of Cutting Force System

### 2.1 순간 비절삭저항 모델

엔드밀 가공시 발생하는 절삭력을 구하기 위해 공구를 축방향으로 두께  $dz$ 를 가진  $Nz$ 개의 슬라이스(Slice)로 나누고 각 슬라이스에 작용하는 미소절삭력을 Fig. 2와 같이 나타내었다.

공구회전각  $\phi$ 는 각증분  $d\phi$ 마다 이산화하여  $i$ 번째 슬라이스의  $k$ 번째 공구날의  $j$ 번째 각위치를 다음과 같이 나타낼수 있다.<sup>(6)</sup>

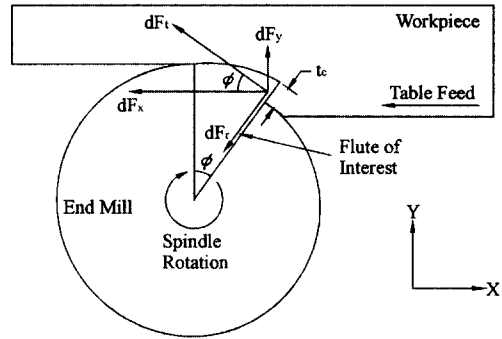


Fig. 2 Elemental Cutting Forces Applied to a Flute on the End Mill

$$\phi(i, j, k) = (j - 1)d\phi - (k - 1)\gamma_f - Z(i) \cdot \frac{\tan \alpha_{hx}}{\text{rad}} \quad (1)$$

$$Z(i) = (i - 1)dz + dz / 2$$

여기서  $\gamma_f$  : 공구날 사이 간격

$\alpha_{hx}$  : 공구의 helix angle

rad : 공구 반경

순간절삭력은 공구날과 공작물 사이의 접촉면적에 비례하므로  $j$ 번째 각위치에서  $i$ 번째 슬라이스의  $k$ 번째 공구날에 작용하는 접선·법선 방향의 미소절삭력  $dF_t(i, j, k)$   $dF_r(i, j, k)$ 는 다음과 같다.

$$dF_t(i, j, k) = K_t t_c(i, j, k) dz$$

$$dF_r(i, j, k) = K_r t_c(i, j, k) dz \quad (2)$$

여기서  $K_t$  : 법선방향의 비절삭저항

$K_r$  : 접선방향의 비절삭저항

$t_c(i, j, k)$  : 순간 절삭전의 칩두께

일반적으로 비절삭저항은 절삭속도의 지수함수 또는 이송량(테이블 속도)의 지수함수로 나타낸다.<sup>(8)</sup> 이송량  $s$ 는 강체 모델에서 칩두께  $t_{rigid}(i, j, k)$ 와 기하학적으로 다음과 같은 관계가 있다.<sup>(4)</sup>

$$t_{rigid}(i, j, k) = s_t \sin \phi(i, j, k)$$

$$s_t = \frac{s}{N \cdot Z_f} \quad (3)$$

여기서  $s_t$  : 공구날 당 테이블 이송량 (mm/flute)

$N$  : 주축회전속도 (rpm)

$Z_f$  : 공구날 수

이송량이 절삭전 칩두께의 함수이므로 절삭속도와 절삭전 칩두께의 변화에 따라 비절삭저항이 달라진다. 실험을 통해 알아본 결과 절삭속도, 절삭전 칩두께는 비절삭저항과 비선형적이지만 대수적으로 선형적이었다. 따라서  $j$  번째 각 위치에서  $i$  번째 슬라이스의  $k$  번째 공구날이 절삭할 때 법선 · 접선 방향의 순간비절삭저항  $K_t(i, j, k)$ ,  $K_r(i, j, k)$  을 다음과 같은 식으로 나타낼 수 있다.<sup>(6)</sup>

$$K_t(i, j, k) = C_t V^n t_c(i, j, k)^2 \quad (4)$$

$$K_r(i, j, k) = C_r V^n t_c(i, j, k)^2$$

여기서  $V$ : 절삭속도

$C_t, C_r, t_p, t_2, r_p, r_2$ : 재료 및 가공조건에 따른 상수  
엔드밀 가공시 절삭력의 변동이 심하므로 평균비절삭저항보다 순간비절삭저항을 사용함으로써 정확한 절삭력을 예측할 수 있게 된다.

식(2)와 (4)로부터 구한 미소절삭력을 X, Y 방향으로 투영시킨 후 모두 합하면 엔드밀에 작용하는 전체절삭력을 구할 수 있다.

$$F_x = \sum_i \sum_j \sum_{k=1}^{N_f} dF_t(i, j, k) \sin \phi(i, j, k) + dF_r(i, j, k) \cos \phi(i, j, k)$$

$$F_y = \sum_i \sum_j \sum_{k=1}^{N_f} -dF_t(i, j, k) \cos \phi(i, j, k) + dF_r(i, j, k) \sin \phi(i, j, k) \quad (5)$$

### 2.2 공구 런아웃 모델

런아웃이 존재하는 경우 엔드밀 날 각각의 회전 반경이 틀러지므로 칩두께에 기하학적인 영향을 미친다. 일반적인 범용 밀링에서는 미소하나마 런아웃이 존재하고 미소한 런아웃이더라도 칩두께에 큰 영향을 미치므로 모델링할 때 런아웃의 영향을 고려할 필요가 있다. Fig. 3은 공구 끝단의 슬라이스를 모델링한 것이다.

모델로부터 구한  $i$  번째 슬라이스의  $k$  번째 공구날의 반경은 다음과 같다.

$$RAD(i, k) = (\rho^2 + rad^2 - 2 \cdot \rho \cdot rad \cdot \cos(\lambda(i) + \frac{\pi}{2}(K-3)))^{\frac{1}{2}}, \quad k = 1, 2, 3, 4$$

$$\lambda(i) = \lambda + [(i-1)dz + \frac{dz}{2}] \cdot \frac{\tan \alpha_{hx}}{rad}$$

( $i = 1, 2, 3, \dots$ ) (6)

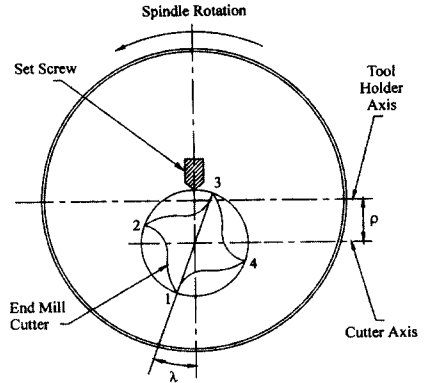


Fig. 3 Runout of End Mill Cutter

여기서  $\rho$ : 공구홀더축과 공구축 사이 간격  
 $\lambda$ : 공구 끝단에서 공구홀더 중심으로부터 가장 멀리 떨어져 있는 공구날까지의 거리

### 2.3 절삭전 칩두께 모델

런아웃에 의한 공구반경 변화, 공구의 현재진동에 따른 칩두께의 변화(Primary Effect), 전회절삭시 표면에 남겨진 형상에 기인하는 칩두께의 변화(Regenerative Effect)를 고려하면 절삭전 칩두께  $t_c(i, j, k)$  는 다음과 같다.<sup>(5)</sup>

$$t_c(i, j, k) = t_{runout}(i, j, k) - (x_{vib}(i, j) - x_{vib}(i, j)^*) \sin \phi + (y_{vib}(i, j) - y_{vib}(i, j)^*) \cos \phi \quad (7)$$

여기서  $t_{runout}(i, j, k) = [RAD(i, k) - RAD(i, k - 1)] + s_t \sin \phi(i, j, k) + n(i, j, k)$

$$n(i, j, k) \begin{cases} t_{runout}(i, j, k - 1) & \text{when } t_{runout}(i, j, k - 1) < 0 \\ 0 & \text{when } t_{runout}(i, j, k - 1) > 0 \end{cases}$$

$x_{vib}(i, j), y_{vib}(i, j)$ : 현재 절삭시 공구의 진동변위  
 $x_{vib}(i, j)^*, y_{vib}(i, j)^*$ : 전회 절삭시 공구의 진동변위

### 2.4 동적응답 모델

변동하는 절삭력에 대한 공구 변형을 구하기 위해 동적응답 모델을 제시한다. Fig. 4와 같은 엔드밀 진동 모델로부터 다음과 같은 2자유도계의 운동방정식이 얻어진다.

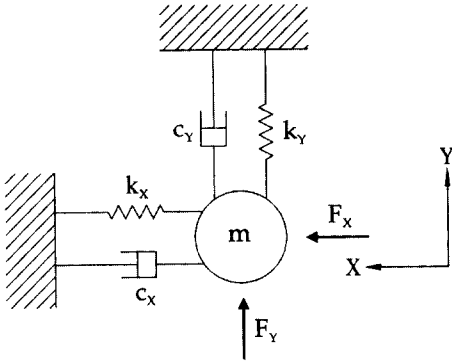


Fig. 4 Vibration Model of End Mill Cutter

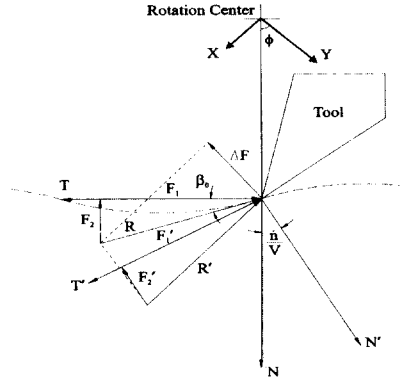


Fig. 5 Penetration Effect in Vibratory Cutting

$$\begin{bmatrix} m & 0 \\ 0 & m \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{X} \\ \ddot{Y} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} c_x & 0 \\ 0 & c_y \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{X} \\ \dot{Y} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} k_x & 0 \\ 0 & k_y \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} X \\ Y \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} F_x \\ F_y \end{Bmatrix} \quad (8)$$

여기서  $m$  엔드밀 끝단에서의 동적 질량  
 $k_x, k_y$  : X, Y 방향으로의 강성  
 $c_x, c_y$  : X, Y 방향으로의 감쇠  
 $F_x, F_y$  : X, Y 방향으로 작용하는 힘

X, Y 방향의 감쇠와 강성은 자유진동의 경우 엔드밀의 대칭성에 의해 같다. 따라서  $c_x = c_y = c$ ,  $k_x = k_y = k$ 로 나타낼 수 있으며, 공구를 외팔보로 가정하면  $k$ 는 다음과 같다.

$$k = \frac{3EI}{L^3} \quad (9)$$

여기서  $E$  : 엔드밀의 탄성계수

$I$  : 공구의 단면모멘트(=  $D^4/48$ )<sup>(2)</sup>

$L$  : 공구의 overhang

임펄스 응답법(Impulse Response Method)을 사용하여 고유진동수와 감쇠비를 측정하여  $m$ ,  $c$ 를 구한 결과  $m$ ,  $c$ ,  $k$ 는 다음과 같다.

$$m = 0.1846\text{kg}, c = 26.14\text{Ns/m}, k = 2703\text{kN/m}$$

그러나 가공시 X방향의 감쇠가 Y방향의 감쇠보다 커지므로 Fig. 5와 같은 페니트레이션 효과를 고려하여 외력에 변화를 가함으로써 Y방향의 감쇠 증가와 동일한 효과를 가져오도록 한다.

Fig. 5로부터 외력의 변화량  $\Delta F$ 는  $N, T$  방향으로 다음과 같이  $\Delta F_N, \Delta F_T$ 으로 분리할 수 있다.<sup>(9)</sup>

$$\begin{aligned} \Delta F_N &= -\frac{dF_t}{V} \dot{n} \\ \Delta F_T &= -\frac{dF_r}{V} \dot{n} \end{aligned} \quad (10)$$

여기서  $\dot{n} = (X \sin \phi + Y \cos \phi)$  : 진동속도

$$dF_t = R \cos \beta_o$$

$$dF_r = R \sin \beta_o$$

식(10)으로부터 X, Y 방향의 외력의 변화량  $\Delta F_x, \Delta F_y$ 를 계산한 후 식(9)의 외력에 합하면 페니트레이션 효과를 포함한 운동방정식을 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\begin{bmatrix} m & 0 \\ 0 & m \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{X} \\ \ddot{Y} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} c_{xx} & c_{xy} \\ c_{yx} & c_{yy} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{X} \\ \dot{Y} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} k_x & 0 \\ 0 & k_y \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} X \\ Y \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} F_x \\ F_y \end{Bmatrix} \quad (11)$$

$$\begin{aligned} \text{여기서 } c_{xx} &= c_x + \sum \frac{-dF_t \sin^2 \phi + dF_r \cos \phi \sin \phi}{V} \\ c_{xy} &= \sum \frac{-dF_t \sin \phi \cos \phi + dF_r \cos^2 \phi}{V} \\ c_{yx} &= \sum \frac{dF_t \sin^2 \phi + dF_r \cos \phi \sin \phi}{V} \\ c_{yy} &= c_y + \sum \frac{dF_t \sin^2 \phi \cos \phi + dF_r \cos^2 \phi}{V} \end{aligned}$$

### 3. 표면형상의 예측

표면형상을 예측하기 위해서는 각 공구날의 위치를 파악해야 한다.  $d\phi$  간격의 각위치에서 공구날의 위치

$x(i, j, k)$ ,  $y(i, j, k)$ 는 다음과 같다.

$$x(i, j, k) = x_{tool} + RAD(i, k) \cdot \sin \phi(i, j, k) - x_{vib}(i, j) \quad (12)$$

$$y(i, j, k) = RAD(i, k) \cdot \cos \phi(i, j, k) + y_{vib}(i, j)$$

여기서  $x_{tool} = \frac{S_t}{60 \cdot 1000} \cdot \tau$

$\tau$  : 절삭시점으로부터 경과된 시간(sec)

표면형상 정보를 생성하는 과정을 Fig. 6에 나타내었다.

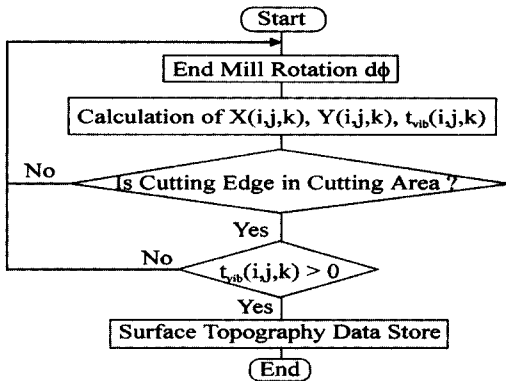


Fig. 6 Flowchart of Surface Topography Data Generation

칩두께  $t_c(i, j, k) > 0$ 인 경우 현공구날이 절삭상태에 있으므로 공구날 위치를 표면형상 정보로 기억한다.

#### 4. 절삭력 및 표면형상의 시뮬레이션

절삭력과 표면형상을 예측하기 위해 앞서 제시한 4개의

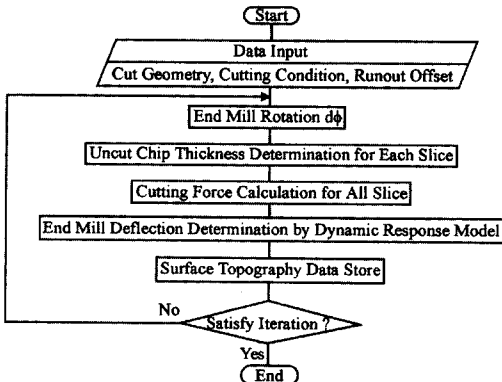


Fig. 7 Flowchart of Simulation

서브모델을 가지고 있는 동적 절삭력 모델이론을 프로그래밍하여 시뮬레이션하는 과정을 Fig. 7에 나타내었다.

동적응답모델로부터 공구변형을 계산할 때 식(11)의 2자유도계 운동방정식은 해석적으로 풀이하기 어려우므로 다음과 같이 시간간격  $\Delta t$ 에 대해 근사적으로 풀이한다.

$$\ddot{X} = \frac{1}{m}(F_X - c_{XX}\dot{X} - c_{XY}\dot{Y} - k_X X)$$

$$\ddot{Y} = \frac{1}{m}(F_Y - c_{YX}\dot{X} - c_{YY}\dot{Y} - k_Y Y) \quad (13)$$

시간 간격  $\Delta t$ 에 대해 속도와 변위를 계산하는 방법은 다음과 같다.

$$\dot{X}_{n+1} = \dot{X}_n + \ddot{X}_n \cdot \Delta t \quad (14)$$

$$\dot{Y}_{n+1} = \dot{Y}_n + \ddot{Y}_n \cdot \Delta t$$

$$X_{n+1} = X_n + \dot{X}_{n+1} \cdot \Delta t \quad (15)$$

$$Y_{n+1} = Y_n + \dot{Y}_{n+1} \cdot \Delta t$$

#### 5. 실험장치 및 방법

순간비절삭저항 파라미터  $C_t, C_r, t_1, t_2, r_1, r_2$ 를 구하고 시뮬레이션 결과를 검증하기 위한 실험조건과 실험장치를 Table 1과 Fig. 8과 같이 구성하였다.

공작물은 난삭성을 지닌 금형강인 SKD11을 사용하였고 공구는 난삭재의 단면 가공에 적당한 HSS 4날 엔드밀을 사용하였다. X, Y 방향의 절삭력을 공구동력계를

Table 1 Experimental Condition

End Mill Cutter	Diameter	10mm
	Helix Angle	30°
	Material	HSS
	Number of Flutes	4
Overhang	40 mm	
Workpiece	SKD11	
Machine Tool	Vertical Milling Machine (FVH800 Kasuga Co.,)	
Spindle Rotation Speed (rpm)	69, 122, 205, 299, 384, 563	
Table Speed (mm/min)	15, 25, 45	
Cutting Fluid	No Cooling	

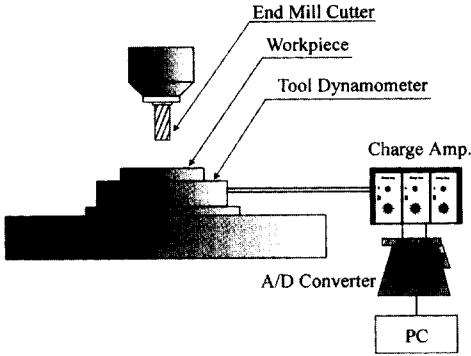


Fig. 8 Experimental Setup for Cutting Force Measurement

사용하여 측정하여 A/D 컨버터를 통해 PC에서 데이터 처리하였다.

## 6. 실험결과 및 고찰

### 6.1 순간 비절삭저항 파라미터의 결정

순간 비절삭저항 파라미터를 구하기 위해 식(4)를 식(2)에 대입하여 다음과 같이 나타내었다.

$$dF_t(i, j, k) = C_t V^h t_c(i, j, k)^{1-t_2} dz \quad (16)$$

$$dF_r(i, j, k) = C_r V^h t_c(i, j, k)^{1-t_2} dz$$

축방향·반경방향 절삭깊이를 각각 1mm, 5mm로 실험하여 절삭력을 측정 한 후 칩두께, 절삭속도와 같이 최소자승법의 입력데이터로 활용하여 다음과 같은 순간 비절삭저항 파라미터를 얻었다.

$$C_t = 6.12 \times 10^7, \quad t_1 = -0.036, \quad t_2 = -0.484$$

$$C_r = 1.64 \times 10^6, \quad t_1 = -0.068, \quad t_2 = -0.782$$

Fig. 9 ~ Fig. 10은 최소자승법으로부터 구한 순간 비절삭저항 파라미터들을 이용하여 주축회전속도와 칩두께에 따른 순간 비절삭저항의 변화를 살펴본 것이다. 순간 비절삭저항은 접선방향이 법선방향보다 크게 나타나며, 주축회전속도(절삭속도)와 칩두께가 커짐에 따라 감소하는 경향을 보인다. 또한 절삭속도의 변화에 비해 칩두께의 변화가 비절삭저항에 미치는 영향이 큰데, 이는 엔드밀 가공에서 칩두께가 미소하므로 치수효과(Size Effect)의 영향을 크게 받기 때문으로 생각된다.

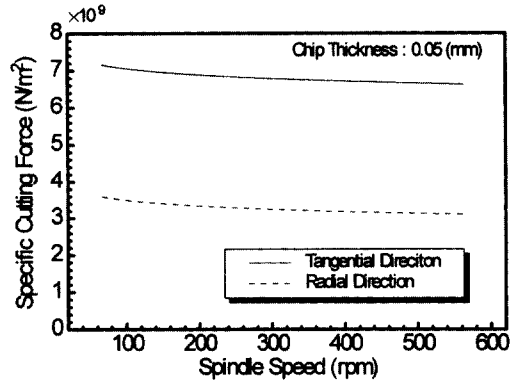


Fig. 9 Specific Cutting Force versus Spindle Speed

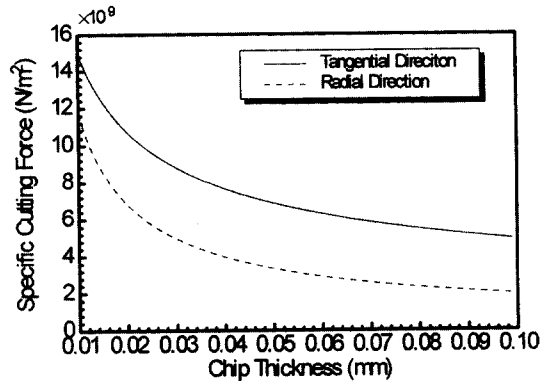


Fig. 10 Specific Cutting Force versus Chip Thickness

### 6.2 절삭력 예측 결과

Fig. 11 ~ Fig. 12는 축방향·반경방향 절삭깊이가 각각 2mm, 4mm일 때 실험과 시뮬레이션으로부터 구한 절삭력을 비교해 놓은 것으로 절삭력의 피크값이 차이가 나는 것은 공구의 런아웃에 의한 것이다. 샘플링 주파수(1kHz)의 영향으로 채터에 의한 절삭력의 고주파 성분이 Fig. 11에서는 나타나 있지 않지만, 전체적으로 실험값과 시뮬레이션값은 잘 일치하고 있다.

따라서 절삭력 변동의 주요 원인은 강체모델의 절삭형상과 공구 런아웃임을 알 수 있다.

Fig. 13은 공구의 Y방향 진동변위를 시뮬레이션한 결과로서 페니트리이션 효과를 고려했을 경우(a)와 고려하지 않았을 경우(b)를 나타내고 있다. (b)에서 공구의 진동변위는 실험결과(Fig. 11)와 크게 다르므로 시스템의 동적응답 모델을 구성할 때 페니트리이션 효과를 고려해야 함을 알 수 있다.

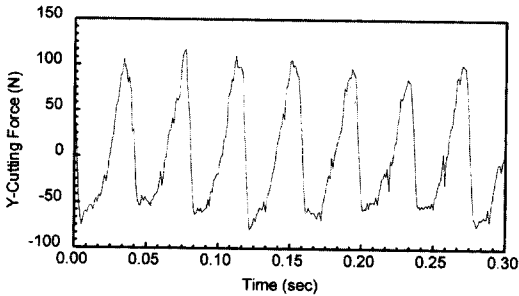
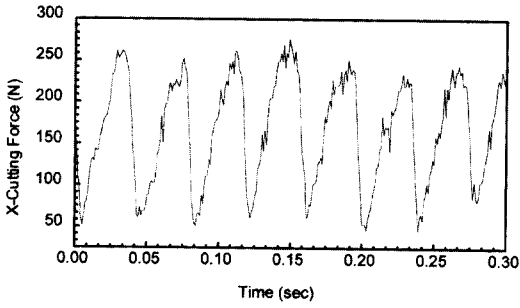


Fig. 11 Measured Cutting Force  
(Spindle Speed : 384 rpm, Table Speed : 15 mm/min,  
 $\rho$  : 0.004 mm,  $\lambda$  : 0.784 rad)

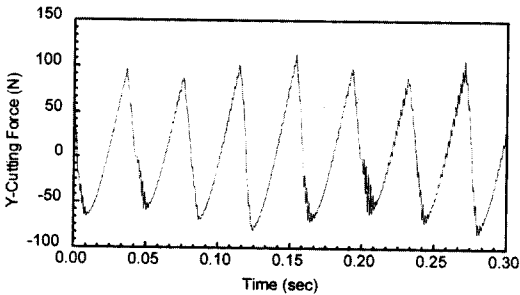
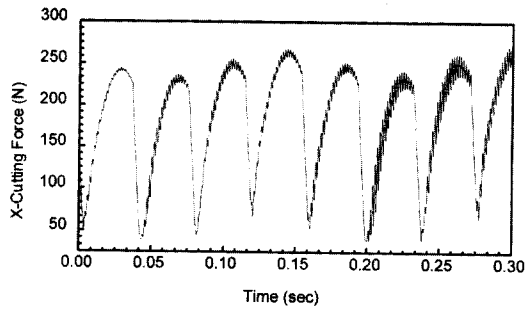
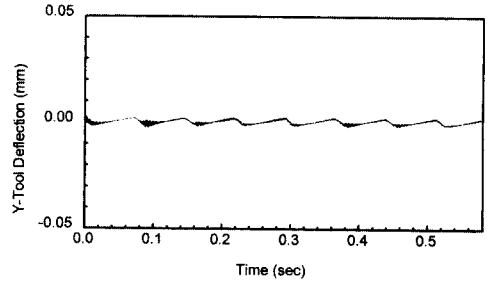
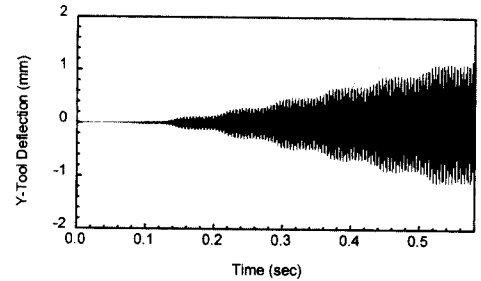


Fig. 12 Simulated Cutting Force  
(Spindle Speed : 384 rpm, Table Speed : 15 mm/min,  
 $\rho$  : 0.004 mm,  $\lambda$  : 0.784 rad)



(a) A Case with considering Penetration Effect



(b) A Case without considering Penetration Effect

Fig. 13 Simulated Y-Tool Deflection  
(Spindle Speed : 205 rpm, Table Speed : 45 mm/min,  
 $\rho$  : 0.004 mm,  $\lambda$  : 0.784 rad)

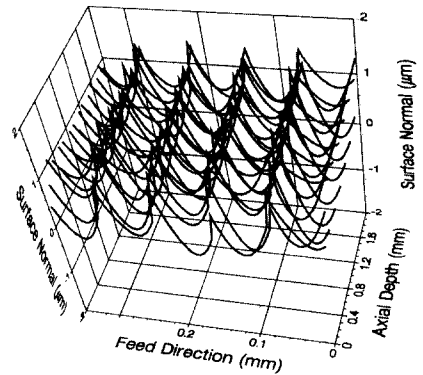


Fig. 14 Simulated 3-Dimensional View of Surface Finish  
(Spindle Speed : 205 rpm, Table Speed : 15 mm/min,  
 $\rho$  : 0.004 mm,  $\lambda$  : 0.784 rad  
Axial Depth : 2 mm, Radial Depth : 4 mm)

### 6.3 표면형상 예측 결과

Fig. 14는 표면형상을 3차원 그래프로 나타낸 것이다. 전체적으로 표면형상은 가공과정의 기하학적 관계에 의해 주기적인 경향을 보이고 있다. Fig. 15 ~ 16은 축방향 절삭깊이 1mm 지점의 표면형상 측정값과 시뮬레이션 값을 비교해 놓은 것이다. 측정값과 시뮬레이션값은 서로

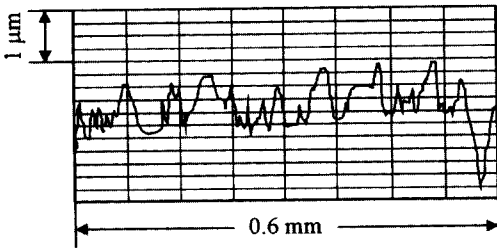


Fig. 15 Experimentally Measured Surface

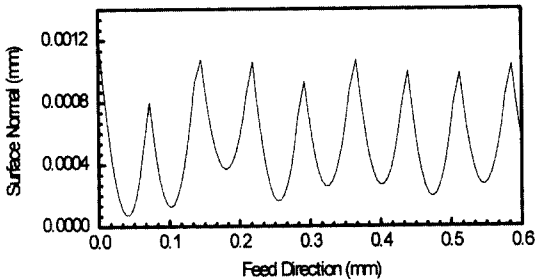


Fig. 16 Simulated Surface

차이가 있지만 전체적인 형상과 크기는 근사한 것을 알 수 있다. 두 값이 오차를 보이는 것은 가공시 생성되는 칩이 가공영역 밖으로 배출되지 않고 표면에 미소한 흠집을 내거나 칩이 표면 또는 공구인에 응착되어 선형적인 절삭 과정에 비선형적인 요소로 작용하기 때문이다.<sup>(10)</sup>

따라서 표면형상은 절삭조건 뿐만 아니라 칩처리의 양호성에 크게 영향을 받는다. 이러한 칩의 영향을 해석하기 위해서는 칩의 유동이 랜덤하게 발생하므로 본 연구에서 제시한 일의적인 모델(Deterministic Model)에 칩의 유동에 관한 확률적 모델(Stochastic Model)이 추가되어야 할 것으로 생각된다.

## 7. 결 론

엔드밀 가공시 동적 절삭력 모델에 의해 절삭력과 표면형상의 특성을 파악한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

절삭력의 주기적인 변동으로 보아 런아웃이 절삭력에 큰 영향을 미치므로, 런아웃 모델이 절삭력 및 표면형상 예측에 반드시 필요하고, 순간 비절삭저항은 절삭속도, 칩두께의 증가에 따라 감소하는 경향을 보이며 치수효과의 영향이 커서 칩두께의 변화가 비절삭저항에 미치는 영향은 크다.

시뮬레이션을 통해 예측된 절삭력은 실험으로부터 측

정된 절삭력과 잘 일치하며 시스템의 동적응답 모델을 구성할 때 감쇠 증가의 효과를 가져오는 페니트레이션 효과를 고려해야 한다.

절삭력 모델에 의한 표면형상의 예측값의 특성과 측정값을 비교해 본 결과 표면이 주기적인 파형을 갖는 점과 거칠기면에서 비교적 근사함을 나타내고 있다.

## 참 고 문 헌

1. Thusty J. and Macneil P., Dynamics of Cutting Forces in End Milling, Annals of CIRP, Vol.21, pp.21-25, 1975.
2. Kline, W. A., and DeVor, R. E., The Prediction of Surface Accuracy in End Milling, ASME Journal of Engineering for Industry, Vol. 104, pp.272-278, 1982.
3. Kline, W., and Devor, R., The Effect of Runout on Cutting Geometry and Forces in End Milling, Int. Journal of Machine Tool Design Research, Vol. 23, pp.123-140, 1983.
4. S. Smith, J. Thusty, An Overview of Modeling and Simulation of the Milling Process, ASME Journal of Engineering for Industry, Vol. 113, pp.169-175, 1991.
5. J. W. Sutherland, A Dynamic Model of The Cutting Force System in the End Milling Process, Sensors and Controls for Manufacturing, Nom. 27, pp.53-62, 1988.
6. Ying-Yi Lee and Wen F.Lu, An Improved Model for Dynamic Behaviors in End Milling Processes, The Minerals, Metals & Materials Society, 1992.
7. D. Montgomery, Y. Altintas, Mechanism of Cutting Force and Surface Generation in Dynamic Milling, ASME Journal of Engineering for Industry, Vol. 113, pp.160-168, 1991.
8. G. Boothroyd, Fundamentals of Machining and Machine Tools, MARCEL DEKKER, INC, 1989.
9. 星鐵太郎, 機械加工びびり現象-解析と對策, 工業調査會, 1977.
10. 李奉珍, 尾崎省太郎, Machining Data Handbook, 韓國科學技術院 精密機械技術센터, 1981.