

# 금형강의 엔드밀 가공시 동적모델에 의한 절삭력 예측

이기용\*, 강명창\*\*, 김정석\*\*\*

\* 부산대 대학원, \*\* 부산대 기계기술연구소, \*\*\* 부산대 정밀기계공학과 NSDM 연구센터

## ABSTRACT

A 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 forces obtained from machining experiments.

## 1. 서론

절삭가공에 있어 엔드밀 가공은 거대한 항공기 제조업에서 작은 공구와 다이 제작에 이르기까지 많은 산업에 널리 응용되고 있는데, 그 이유는 슬롯, 포켓, 표면가공 등 다양한 형상의 황삭 및 정삭 가공에 유용하기 때문이다. 특히 금형 제작에 있어서는 그 정밀도가 중요하기 때문에 엔드밀을 통한 고정도 가공을 이루어야 한다. 정밀도에 직접적으로 영향을 미치는 인자는 공구의 변형이며 이는 공구에 작용하는 절삭력에 기인한다.

엔드밀 가공시 다양한 절삭조건들이 절삭력에 미치는 영향을 예측하기 위해 많은 모델들이 개발되었다. Tiusty<sup>[1]</sup>는 엔드밀 가공에 있어서 절삭력을 기하학적으로 규명하여 시뮬레이션의 기초를 마련하였으며, Kline과 Devor<sup>[2,3]</sup>는 엔드밀 가공에 대한 역학적 모델을 제시하였다. 이 모델은 강체 시스템에 기초하여 절삭력을 예측하며, 이 힘을 엔드밀과 공작물의 변형에 적용한다.

강체 시스템에서 보다 발전하여 유연성을 가진 모델이 Sutherland과 Devor<sup>[4]</sup>에 의해서 개발되었다. 공구 변형 모델로부터 얻어진 변위가 칩부하를 계산하는 알고리듬에 사용되어 절삭력을 예측한다. Sutherland, Tiusty 등<sup>[5~7]</sup>은 시스템의 동적거동을 예측하기 위한 모델을 제시했는데, Sutherland<sup>[5]</sup>는 절삭전 칩두께, 절삭력을 예측하기 위해 공구를 연속형 구조모델을 사용하여 나타내었다.

본 연구에서는 엔드밀 가공시 절삭력을 예측하기 위해 절삭력 모델 및 시스템의 동적응답 모델을 개발한다. 제시된 모델은 현 공구의 진동 뿐만 아니라 재생효과를 고려하였고 헌아웃을 포함한다. 또한, 비절삭지향을 절삭속도, 테이블 이

송속도(칩두께)의 함수로 정의함으로써 다양한 절삭조건에 대해 절삭력을 정확히 예측할 수 있도록 모델링하였다. 공구는 2자유도계로 해석하였으며 피네트레이션 효과(Penetration Effect)를 고려하여 실제 절삭작업에서 발생하는 동적응답을 계산할 수 있도록 하였다. 시뮬레이션 프로그램은 절삭력 모델과 동적응답 모델을 토대로 이산적인 진동변위 및 절삭력을 예측할 수 있도록 구성하였다. 끝으로 제시된 모델링을 검증하기 위해 시뮬레이션 결과와 실험치를 비교하였다.

## 2. 절삭과정의 동적 모델

엔드밀 가공 시스템에서 절삭과정의 동적 모델은 Fig. 1에 나타낸 바와 같이 크게 절삭력 모델과 동적응답 모델로 나누어 지고, 여기에 절삭 전의 칩두께 모델이 포함된다.

### 2.1 절삭력 모델

엔드밀 절삭과정의 시뮬레이션 모델을 개발하기 위해서는 절삭과정에 관련된 기하학적 형상을 이해할 필요가 있다.

엔드밀의 회전을 이산화시키기 위해 각증분  $d\phi$ 를 적절히 선정하면 엔드밀의 j번째 각위치  $\phi(j)$ 는 다음과 같이 주어진다.

$$\phi(j) = (j-1) \cdot d\phi \quad (1)$$

엔드밀의 공구날 수를  $N_f$ 라 두면 공구날 사이의 간격  $\gamma_f$ 는  $2\pi/N_f$ 와 같다. 또한 엔드밀을 축방향으로 두께  $dz$ 를 가진  $N_z$ 개의 슬라이스로 나누면 엔드밀 자유단으로부터 i번째

슬라이스의 거리는 다음과 같다.

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

엔드밀에 작용하는 절삭력을 계산하기 위해 슬라이스 각각에 작용하는 절삭력을 계산한 후 모두 합해주면 엔드밀에 작용하는 선체절삭력을 구할 수 있다.

Fig. 2에 엔드밀의 임의의 슬라이스의 임의의 공구날에 작용하는 법선방향 힘과 반경방향 힘을 보여준다. 순간 절삭력이 공구날과 공작물 사이의 접촉면적에 비례한다고 가정하면,  $j$ 번째 각 위치에서  $i$ 번째 슬라이스의  $k$ 번째 공구날에 작용하는 미소절삭력을 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} dF_t(i, j, k) &= K_t t_c(i, j, k) dz \\ dF_r(i, j, k) &= K_r t_c(i, j, k) dz \end{aligned} \quad (3)$$

여기서  $dF_t(i, j, k)$  : 접선방향의 미소절삭력

$dF_r(i, j, k)$  : 법선방향의 미소절삭력

$K_t$  : 법선방향의 비절삭저항

$K_r$  : 접선방향의 비절삭저항

$t_c(i, j, k)$  : 순간 절삭전 침두께

일반적으로 비절삭저항은 절삭속도 또는 이송량(테이블 속도)의 지수함수로 나타난다.<sup>[8]</sup> 비절삭저항이 이송량의 함수라는 것은 곧 절삭 전의 침두께의 함수라는 것과 같으므로 비절삭저항  $K_t(i, j, k), K_r(i, j, k)$ 를 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} K_t(i, j, k) &= C_t V^{t_1} t_c(i, j, k)^{t_2} \\ K_r(i, j, k) &= C_r V^{r_1} t_c(i, j, k)^{r_2} \end{aligned} \quad (4)$$

여기서  $V$  : 절삭속도

$C_t, C_r, t_1, t_2, r_1, r_2$  : 상수

비절삭저항은 절삭 중에 절삭전 침두께가 바뀜에 따라 순간적으로 변하는 값이므로 절삭력 변동이 심한 엔드밀 가공에서 평균 비절삭저항을 취하는 것보다 정확한 절삭력을 예측할 수 있게 된다.

엔드밀에 작용하는 X,Y 방향의 전체절삭력  $F_x, F_y$ 는 다음과 같다.

$$\begin{aligned} F_x &= \sum_i \sum_j \sum_{k=1}^{N_t} [ -dF_r(i, j, k) \sin \phi(i, j, k) \\ &\quad - dF_t(i, j, k) \cos \phi(i, j, k) ] \\ F_y &= \sum_i \sum_j \sum_{k=1}^{N_t} [ -dF_r(i, j, k) \cos \phi(i, j, k) \\ &\quad + dF_t(i, j, k) \sin \phi(i, j, k) ] \end{aligned} \quad (5)$$

## 2.2 절삭 전의 침두께 모델

절삭력을 예측하기 위해서는 엔드밀과 공작물 사이의 접촉면적을 알아야 한다. 즉 두께  $dz$ 의 슬라이스에 대해 절삭 전 침두께를 알아야 한다.

강체 모델에서 공구 회전에 의한 침두께  $t_c(i, j, k)$ 의 변화

는 다음과 같다.

$$t_c(i, j, k) = s_t \sin \phi(i, j, k) \quad (6)$$

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

$\phi(i, j, k)$  : 공구회전각

런아웃이 존재하는 경우에는 런아웃에 의한 공구반경 차이가식 (6)에 포함된다. Fig. 3에 런아웃된 공구를 나타내고 있다. Fig. 3이 공구 끝단을 나타낸다면 공구홀더 중심으로부터 각 공구날까지의 거리  $RAD(i, k)$ 는 다음과 같다.

$$RAD(i, k) = \sqrt{\rho^2 + rad^2 - 2 \cdot \rho \cdot rad \cdot \cos(\lambda(i) + \frac{\pi}{2}(k-3))} \quad (k=1, 2, 3, 4) \quad (6)$$

여기서

$rad$  : 공구반경

$\rho$  : 공구홀더축과 공구축 사이 간격

$$\lambda(i) = \lambda + [(i-1)dz + \frac{dz}{2}] \cdot \frac{\tan \alpha_{hx}}{rad} \quad (i=1, 2, 3, \dots)$$

$\lambda$  : 공구 홀더 중심으로부터 가장 멀리 떨어져 있는 공구날까지의 거리

$\alpha_{hx}$  : 엔드밀의 헬릭스 각

런아웃이 공구날당 이송량에 비해 작다면 각 공구날은 그 전의 공구날에 의해 남겨진 면을 가공한다.

따라서 침두께 방정식은 현재의 공구날과 그 전의 공구날 사이의 반경 차이를 포함해야 하며 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} t_c(i, j, k) &= [ RAD(i, k) - RAD(i, k-1) ] \\ &\quad + s_t \sin \phi(i, j, k) \end{aligned} \quad (8)$$

런아웃이 공구날당 이송량에 비해 클 경우는식 (8)에서 런아웃에 기인한 반경변화가  $s_t \sin \phi(i, j, k)$ 보다 더 커져 음(-)의 침두께 값을 야기시킬 수 있다. 이 때, 실제의 절삭 상황에서는 하나의 특정한 공구날이 둘 또는 그 이상 전의 공구날에 의한 가공표면을 절삭하게 된다. 이 때 침두께는 다음과 같이 변화된다.

$$\begin{aligned} t_c(i, j, k) &= [ RAD(i, k) - RAD(i, k-1) ] \\ &\quad + s_t \sin \phi(i, j, k) + n(i, j, k) \end{aligned} \quad (9)$$

여기서  $n(i, j, k)$  : 0 또는 음수

공구의 진동을 고려할 경우에는 공구가 현재 진동함에 따른 침두께의 변화(Primary Effect)와 전 절삭시 표면에 남겨진 형상에 기인하는 침두께의 변화(Regenerative Effect)를 고려해 주어야 하는데, 다음과 같다.

$$\begin{aligned} t_c(i, j, k) &= [ RAD(i, k) - RAD(i, k-1) ] + s_t \sin \phi(i, j, k) \\ &\quad + n(i, j, k) - (x(i, j) - x(i, j)^*) \sin \phi \\ &\quad + (y(i, j) - y(i, j)^*) \cos \phi \end{aligned} \quad (10)$$

여기서  $x(i, j), y(i, j)$  : 현 절삭시 공구의 진동변위

$x(i, j)^*, y(i, j)^*$  : 전 절삭시 공구의 진동변위

### 2.3 앤드밀의 동적응답 모델

변동하는 절삭력에 대한 공구의 변형을 예측하기 위해 동적응답 모델을 제시한다. 앤드밀 진동을 2자유도계로 간주하여 다음과 같은 운동방정식을 얻을 수 있다.

$$\begin{bmatrix} m & 0 \\ 0 & m \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{X} \\ \dot{Y} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} c_1 & 0 \\ 0 & c_2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} X \\ Y \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} F_x \\ F_y \end{bmatrix} \quad (11)$$

여기서 X, Y방향의 감쇠와 강성은 자유진동의 경우 앤드밀의 대칭적 구조에 의해서 서로 같다. 그러나 공구가 절삭 상태에 있을 때는 공작물로 인한 X, Y방향의 감쇠 변화가 예상된다. 특히 Y방향의 감쇠 증가가 예상되므로 여기서는 Fig. 4와 같은 피네트레이션 효과를 고려하여 외력에 변화를 가함으로써 Y방향의 감쇠 증가와 동일한 효과를 가져오도록 한다. 절삭시 공구에 작용하는 힘 R은 공구인선의 순간방향과 항상 일정한 각도를 가지고 작용하게 된다. 따라서 공구가 진행함에 따라 공구인선의 순간방향이 T에서 T'로 바뀌고 R은 R'로 변동되며 그 때 다음과 같은 변동절삭력  $\Delta F_N$ ,  $\Delta F_T$ 가 발생하게 된다.

$$\begin{aligned} \Delta F_N &= -F_1' \frac{\dot{n}}{V} = -R' \cos \beta_0 \frac{\dot{n}}{V} \\ \Delta F_T &= F_2' \frac{\dot{n}}{V} = R' \sin \beta_0 \frac{\dot{n}}{V} \end{aligned} \quad (12)$$

여기서  $n$  : N방향의 진동속도

$V$  : 절삭속도 ( $= \text{rad} \cdot \Omega$ )

N방향의 변동절삭력  $\Delta F_N$ 은 진동방향과 반대방향으로 작용함으로써 진동을 억제시키는 효과를 가져온다. 반대로 T방향은 변동절삭력이 진동을 촉진시키는 역할을 한다. 이러한 변동절삭력을 고정좌표계(X-Y)에 적용시키기 위해  $n$ 를  $\dot{X}$ 와  $\dot{Y}$ 로 변환해 줄 필요가 있다.

$$n = \dot{X} \sin \phi + \dot{Y} \cos \phi \quad (13)$$

식 (13)을 이용하여 식 (12)를 X, Y방향으로 변화시켜준 후 운동방정식의 외력에 합해주면 다음과 같이 운동방정식을 나타낼 수 있다.

$$\begin{bmatrix} m & 0 \\ 0 & m \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{X} \\ \dot{Y} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} c_{11} & c_{12} \\ c_{21} & c_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} X \\ Y \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} F_x \\ F_y \end{bmatrix} \quad (14)$$

$$\begin{aligned} c_{11} &= c_1 + \sum \frac{dF_t \sin^2 \phi - dF_t \cos \phi \sin \phi}{V} \\ c_{12} &= \sum \frac{dF_t \sin \phi \cos \phi - dF_t \cos^2 \phi}{V} \\ c_{21} &= \sum \frac{dF_t \sin^2 \phi + dF_t \cos \phi \sin \phi}{V} \\ c_{22} &= c_2 + \sum \frac{dF_t \sin \phi \cos \phi + dF_t \cos^2 \phi}{V} \end{aligned}$$

### 3. 절삭력 모델에 따른 시뮬레이션

절삭력을 예측하기 위한 프로그램을 작성하기 위해서는 각증분  $d\phi$ 의 값을 적절히 설정하여 PC상의 메모리가 부족하지 않으면서 예측값들을 정확히 예측할 수 있도록 하여야 한다. 또한 각증분은 운동방정식을 해석할 때의 시간증분  $dt$ 와 상응하므로 동적응답을 구하는 데에도 중요한 파라미터가 된다.

식(14)의 2자유도계 운동방정식은 해석적으로 풀이하기 어려우므로 다음과 같이 시간 간격  $\Delta t$ 에 대해 근사적으로 해석한다.

$$\begin{aligned} \dot{X} &= \frac{1}{m} (F_x - c_{11} \dot{X} - c_{12} \dot{Y} - k_1 X) \\ \dot{Y} &= \frac{1}{m} (F_y - c_{21} \dot{X} - c_{22} \dot{Y} - k_2 Y) \end{aligned} \quad (15)$$

여기서 자유진동에서의  $c$ ,  $k$ 는 X, Y 방향 모두 같으므로  $c_1 = c_2 = c$ ,  $k_1 = k_2 = k$ 로 둘 수 있다.

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

$$\begin{aligned} \dot{X}_{n+1} &= \dot{X}_n + \dot{X}_n \cdot \Delta t \\ \dot{Y}_{n+1} &= \dot{Y}_n + \dot{Y}_n \cdot \Delta t \end{aligned} \quad (16)$$

$$\begin{aligned} X_{n+1} &= X_n + \dot{X}_{n+1} \cdot \Delta t \\ Y_{n+1} &= Y_n + \dot{Y}_{n+1} \cdot \Delta t \end{aligned} \quad (17)$$

여기서 시간 간격  $\Delta t$ 를 미소하게 설정할수록 근사치는 해당에 더 가까워질 것이므로 컴퓨터 속도를 고려하여 시간 간격  $\Delta t$ 를 최소로 설정하는 것이 중요하다.

운동방정식을 해석한다는 것은 곧 앤드밀의 동적응답 모델로부터 공구의 변형을 계산한다는 것과 일치하므로 이 부분을 서브루틴으로 처리하여 전체적인 시뮬레이션 프로그램을 작성할 수 있다. 그 순서도를 Fig. 5에 나타내었다.

### 4. 실험장치 구성 및 실험 방법

본 연구에서 사용한 실험조건은 Table 1과 같다.

절삭력을 예측하기 위해서는 공구의 런아웃을 알고 있어야 하므로 우선  $\rho$ 와  $\lambda$ 를 측정해야 한다. 런아웃 측정 실험은 다이얼 게이지로 밀링에 장착된 앤드밀 공구 끝단의 반경차이를 측정함으로써 이루어진다. 모두 3개의 반경차이를 측정할 수 있으나  $\rho$ 와  $\lambda$ 를 구하기 위해서는 이 중 2개만을 사용하고 나머지 하나의 식은 검증용으로 사용한다. 런아웃은 실험시 공구를 새롭히 장착할 때마다 달라지므로 반드시 본 실험 전에 측정하여야 한다.

순간 비절삭저항을 계산하기 위해 진동이 거의 없는 상태에서 절삭력을 측정하여 시뮬레이션으로부터 구한 침두께와 함께 최소자승법의 데이터로 사용한다. 최소자승법을 통해 구한 비절삭저항 파라미터 값은 다음과 같다.

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

$$C_r = 1.64 \times 10^6, r_1 = -0.068, r_2 = -0.782$$

## 5. 실험결과에 의한 모델 검증

Fig. 7과 Fig. 8은 최소자승법으로부터 구한 비절삭저항파라미터들을 이용하여 주축회전속도와 침두께에 따른 비절삭저항의 변화를 살펴본 것이다. 비절삭저항은 법선방향이 접선방향보다 크게 나타나며, 주축회전속도(절삭속도)와 침두께가 커짐에 따라 감소하는 경향을 보인다. 또한 절삭속도의 변화에 비해 침두께의 변화가 비절삭저항에 미치는 영향이 큼데, 이는 엔드밀 가공에서 침두께가 미소하므로 치수효과의 영향을 크게 받기 때문으로 생각된다.

Fig. 9와 Fig. 10은 실험으로부터 구한 절삭력과 시뮬레이션으로부터 구한 절삭력을 비교해 놓은 것이다. 이 때 주축회전속도는 205 RPM, 테이블 이송속도는 45 mm/min이며, 축방향 절삭깊이는 2 mm, 반경방향 절삭깊이는 4 mm이다. 또한, 공구 런아웃을 측정한 결과  $\rho$ 는 0.004 mm,  $\lambda$ 는 0.784였다. 그럼에서 알 수 있듯이 실험값과 시뮬레이션값은 거의 일치하고 있으며, 공구의 변형이 미소하여 시스템의 동적응답이 절삭력에 큰 영향을 미치지 못함을 알 수 있다.

따라서 절삭력 변동의 주요 원인은 강체모델의 절삭형상과 공구 런아웃이다. 특히 공구 런아웃은 거의 모든 밀링기계에서 존재하므로 시뮬레이션시 반드시 고려해 주어야 할 부분이다. 몇몇 Y방향의 peak값에서 실현값과 시뮬레이션값이 차이를 보이는 것은 절삭시 공구에 미치는 침의 충격에 의한 것으로 생각된다.

Fig. 11은 앞의 실험과 같은 절삭조건으로 시뮬레이션 했을 때의 공구의 Y방향 진동변위로써 피네트레이션 효과를 고려했을 경우 (a)와 고려하지 않았을 경우 (b)를 나타내고 있다. 공구가 거의 진동하지 않는 (a)와는 달리 (b)에서 나타나는 공구의 진동변위는 강체모델에 의한 침두께보다 훨씬 큰 값을 보여준다. 실제의 실험(Fig. 9)을 통해 공구가 거의 진동하지 않는 것이 밝혀졌으므로 시스템의 동적응답 모델을 구성할 때 피네트레이션 효과를 고려해 주어야 함을 알 수 있다.

## 6. 결론

금형강의 엔드밀 가공시 제시된 절삭력 모델과 동적응답모델, 침부하 모델, 런아웃 모델 등을 이용한 시뮬레이션 결과와 절삭력 측정 결과를 통해 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 비절삭저항은 절삭속도, 침두께의 증가에 따라 감소하는 경향을 보이며 치수효과의 영향이 커서 침두께의 변화가 비절삭저항에 미치는 영향은 크다.
- (2) 시뮬레이션을 통해 예측된 절삭력은 실험으로부터 측정된 절삭력과 잘 일치한다.

- (3) 절삭력의 주기적인 변동으로 보아 런아웃이 절삭력에 미치는 영향이 크므로, 런아웃 모델이 절삭력 예측에 필요하다.
- (4) 시스템의 동적응답 모델을 구성할 때 감쇠 증가의 효과를 가져오는 피네트레이션 효과를 고려해야 한다.

## 참고문헌

- (1) Tlusty 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, 1983, pp.123-140
- (4) Surtherland, J. W., and DeVor, R. E., 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
- (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) S. Smith, J. Tlusty, An Overview of Modeling and Simulation of the Milling Process, ASME Journal of Engineering for Industry, Vol. 113, pp.169-175, 1991
- (7) Ying-Yi Lee and Wen F.Lu, An Improved Model for Dynamic Behaviors in End Milling Processes, The Minerals, Metals & Materials Society, 1992
- (8) G. Boothroyd, Fundamentals of Machining and Machine Tools, MARCEL DEKKER, INC, 1989

Table 1 Experimental Condition

End Mill Cutter	Diameter Helix Angle Material	10mm 30° HSS
Workpiece	Number of Flutes	4
Machine Tool	SKD11	
Spindle Rotation Speed (RPM)	69, 122, 205, 299, 384, 563	
Table Speed (mm/min)	15, 25, 45	

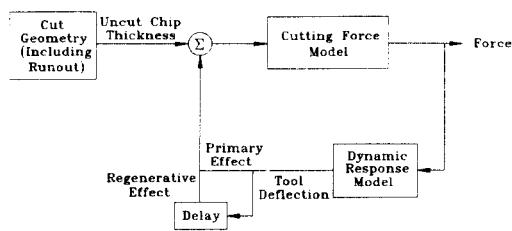


Fig. 1 Block Diagram for Dynamic Model of Cutting Force System

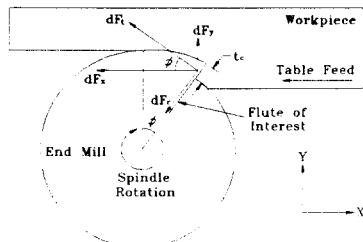


Fig. 2 Elemental Cutting Forces Applied to a Flute on the End Mill

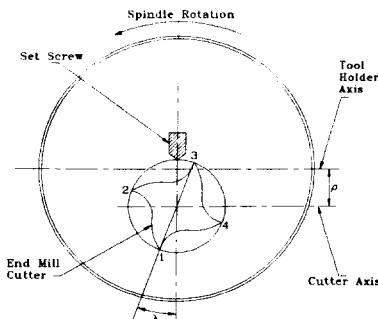


Fig. 3 Runout of End Mill Cutter

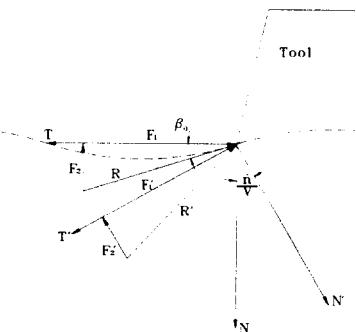


Fig. 4 Penetration Effect in Vibratory Cutting

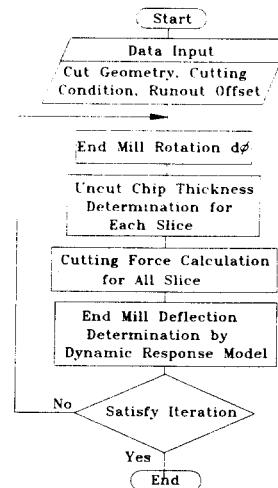


Fig. 5 Flowchart of Cutting Force Simulation

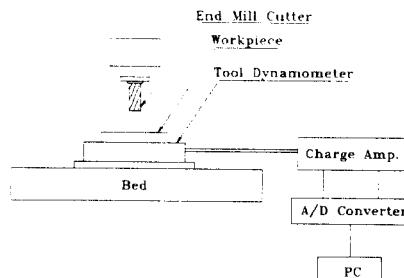


Fig. 6 Experimental Setup for Cutting force Measurement

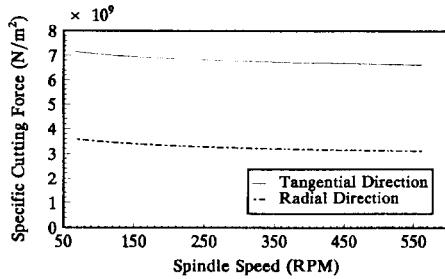


Fig. 7 Specific Cutting Force versus Spindle Rotation Speed (Chip Thickness : 0.05 mm)

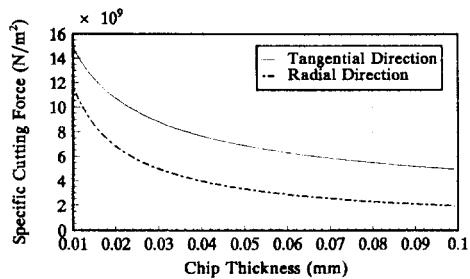


Fig. 8 Specific Cutting Force versus Chip Thickness (Chip Thickness : 0.05 mm)

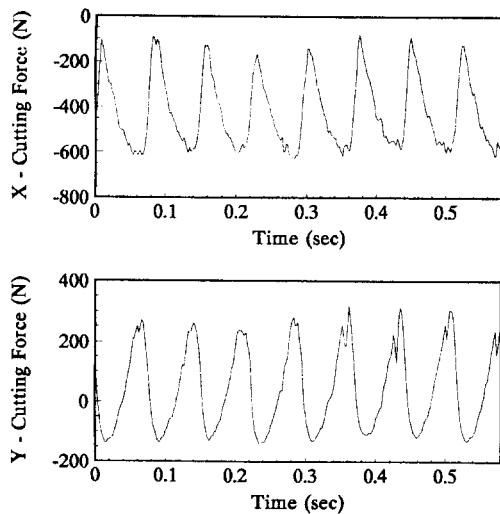


Fig. 9 Measured Cutting Force in End Milling Experiment

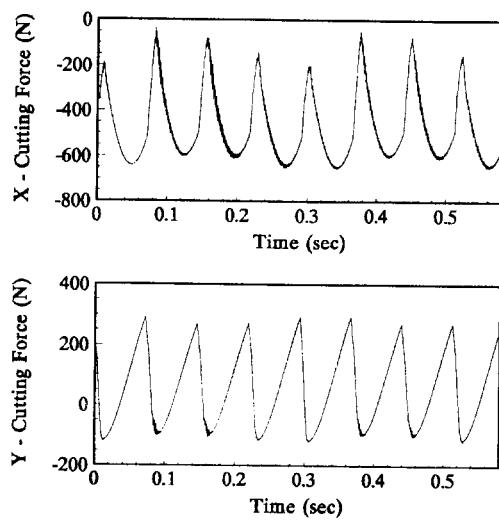
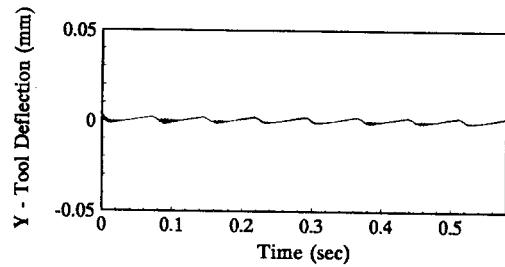
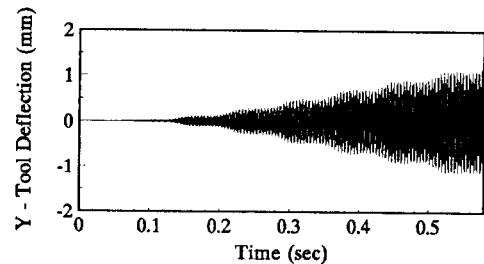


Fig. 10 Simulated Cutting Force for the Milling Test given in Fig. 9



(a) A Case with considering Penetration Effect



(b) A Case without considering Penetration Effect

Fig. 11 Simulated Y-Tool Deflection for the Milling Test given in Fig. 9