

엔드밀링가공시 과도 영역에서의 안정성 평가

강석재* , 조동우*

Stability Analysis in Transient Cut during Endmilling

Seokjae Kang *, Dong-Woo Cho*

ABSTRACT

Virtual computer numerical control (VCNC) arises from the concept that one can experience pseudo-real machining with a computer-numerically-controlled (CNC) machine before actually cutting an object. To achieve accurate VCNC, it is important to determine abnormal behavior, such as chatter, before cutting. Detecting chatter requires an understanding of the dynamic cutting force model. In general, the cutting process is a closed loop system that consists of structural and cutting dynamics. Machining instability, namely chatter, results from the interaction between these two dynamics. Several previous reports have predicted stability for a single path, using a simple cutting force model without tool runout and penetration effects. This study considers both tool runout and penetration effects, using experimental modal analysis, to obtain more accurate predictions. The machining stability in the corner cut, which is a typical transient cut, was assessed from an evaluation of the cutting configurations at the corner.

Key Words : stability (안정성), Endmilling (엔드밀링), Transient Cut (과도영역)

기호설명

m_x, m_y = Modal mass in the direction of X & Y axes

c_x, c_y = Modal damping constant in the direction of X & Y axes

k_x, k_y = Modal spring constant in the direction of X & Y axes

$\theta(j)$ = Cutter rotation angle

$\Delta\theta$ = Cutter rotation angle increment

ϕ = Angular position of a cutting edge

ϕ_c = Flute spacing angle

i = Index of flute

j = Index of cutter rotation

k = Index of disk element

N_f = Number of flute

θ_h = Helix angle

Δa = Height of z-axis disk element

F_x, F_y, F_z = Cutting force components in Cartesian coordinate

K_n, K_f, θ_c = Cutting force coefficients - normal specific cutting force, frictional specific cutting force, and chip flow angle, respectively

* 포항공과대학교 기계공학과

- ϕ_{entry} = Entry angle of a cutter
- ϕ_{exit} = Exit angle of a cutter
- $\theta_{cutting}$ = Immersion angle of a cutter
- R = Radius of tool
- t_c = Uncut chip thickness
- f_t = Feed per tooth
- α_r = Rake angle
- (X_a, Y_a) = Actual position of a cutter center
- (X_n, Y_n) = Nominal position of a cutter center
- (X_ρ, Y_ρ) = Deviation caused by cutter runout
- ρ , α_{run} = Radial runout offset of a cutter and its location angle
- X_{ra}, X_{rv}, X_{rd} = Relative acceleration, velocity and displacement for tool in the direction of X axes
- Y_{ra}, Y_{rv}, Y_{rd} = Relative acceleration, velocity and displacement for tool in the direction of Y axes
- d_d, d_w = Depth of cut and width of cut, respectively

1. 서론

공작 기계는 모든 생산 산업 분야에서 매우 널리 사용되고 있으며 그 만큼 생산성의 향상이란 큰 의미를 갖는다. 생산성을 극대화하기 위해 시스템의 안정성을 저해하지 않는 범위 내에서 얼마나 빨리 가공해 나갈 수 있는지가 중요하며, 이를 위해 채터와 같은 비 정상 절삭 상태의 감지는 필수적이다.

엔드밀 가공은 공구가 회전함에 따라 절삭 조건이 주기적으로 변하게 된다. 즉, 다중날 (multi-point tool) 공구가 회전함에 따라 단속 절삭을 하게 되고 절삭하는 동안 칩의 두께가 계속 변하게 된다. 동절삭 모델은 이로 인해 발생하는 진동에 의한 상대 변위로부터 절삭력 변동 성분을 해석하여 절삭력의 동적 특성을 해석하는 모델이다.

현재까지 엔드 밀링의 절삭력에 관한 연구를 살펴 보면, Yun, Cho^[1]는 절삭계수를 공구와

공작물에 대하여 상수로 놓은 모델을 개발함으로 보다 정확한 절삭력을 예측하였으며 Budak, Altintas^{[3][4][5]} 등은 동절삭력 모델을 이용하여 여 분석적 예측을 통한 채터의 예측을 하였으며 Hwang, Cho^[6]는 공구와 공작물의 상대 운동을 고려한 모델을 제시하였다. M. A. Elbestawi 와 F. Ismail^[7] 등은 공구와 공작물 사이의 감쇠를 고려한 모델을 개발하였으며 Ismail, Bastami^[8]는 공구 날의 형상을 변화시킴으로써 보다 안정적인 가공이 이루어짐을 보였고 Yung C. Shin 과 Andrew J. Waters^[9]는 어떠한 절삭 모델을 사용하나에 따라 채터의 예측 값이 달라짐을 확인했으며 하지만 이들의 모델들은 단일 직선 경로에 관한 연구만을 고려하였고 실제 가공에서 빈번히 발생하는 코너영역과 같은 과도 영역에서 의 해석을 다루지 못하였다. 비록 J.Tlusty, S. Smith, C. Zamudio^[10]가 코너부 가공시 채터의 발생 가능성에 대하여 언급은 하였으나 본격적인 과도 영역에서의 안정성에 관한 연구는 이루어지 지 않았다.

본 연구에서는 모드해석을 통하여 구조동역학을 해석함으로써 공구의 거동을 예측하고 절삭력 모델에 동적 특성을 반영하였을 뿐만 아니라, 공구의 회전 런아웃과 페네트레이션 효과를 고려하여 좀 더 정확한 안정성 평가를 하였다. 이를 바탕으로 과도 영역에서의 안정성 평가와 런아웃 이 절삭의 안정성에 미치는 영향을 살펴보았다.

2. 구조동역학 모델링

엔드밀의 상대 진동은 Fig 1에서 묘사 한 것과 같이 x축과 y축 방향으로 각각 1차의 자유도를 갖는 집중 매개 변수 모델을 사용하여 나타낼 수 있다.

절삭에 의해 발생하는 공구의 상대 진동 운동 방정식은 식 (1)과 같으며 4차의 Runge-Kutta Method를 이용하여 수치 적분함으로써 공구의 상대 운동을 구하였다

$$\begin{aligned}
 m_x \ddot{x} + c_x \dot{x} + k_x x &= F_x \\
 m_y \ddot{y} + c_y \dot{y} + k_y y &= F_y
 \end{aligned}
 \tag{1}$$

식 (1)의 양변을 모달 질량 m_x , m_y 로 각각

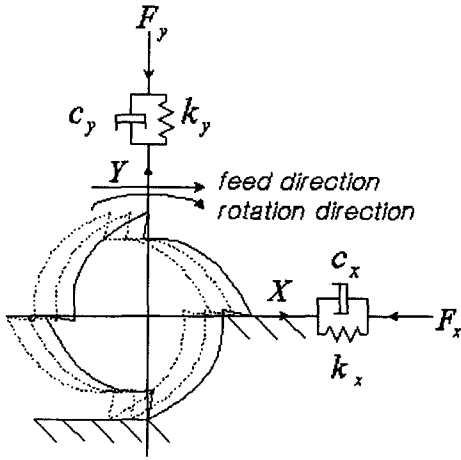


Fig. 1 Schematic diagram of tool vibration model

나누어 주면 다음과 같은 식을 얻을 수 있다. 시스템을 해석하기 위해 필요한 모달 매개변수 $m_x, m_y, \omega_{nx}, \omega_{ny}, \zeta_x, \zeta_y$ 는 모달 테스트를 통해 얻어 내었으며 이때 신호 처리기로 HP3566A 를 사용하였다. 결과 값은 Table 1과 같다.

$$\ddot{x} + 2\zeta_x \omega_{nx} \dot{x} + \omega_{nx}^2 x = \frac{F_x}{m_x} \quad (2)$$

$$\ddot{y} + 2\zeta_y \omega_{ny} \dot{y} + \omega_{ny}^2 y = \frac{F_y}{m_y}$$

Table 1 Modal parameters of the tool.

| | Mass (Kg) | Freq. (Hz) | Damping ratio |
|--------|-----------|------------|---------------|
| X-axis | 6.76 | 839 | 0.0314 |
| Y-axis | 6.62 | 861 | 0.0382 |

3. 절삭력 모델링

3.1 엔드밀에서의 절삭력 모델 ^[1]

엔드밀은 날이 나선형으로 매우 복잡하므로 공구를 축 방향으로 잘게 나눈 미소 날들에 걸리는 절삭력의 합으로부터 절삭력을 구한다.

j 번째 회전각도에서 회전각은 식 (3)과 같다.

엔드밀의 기준 미소 날이 θ 만큼 회전했을 때, j 번째 각도 위치에서 i 번째 날의 k 번째 축 방향 원반의 각도는 식 (4)와 같게 된다. 여기서 공구의 형상과 좌표 축은 Fig 2 와 같다.

$$\theta(j) = -j\Delta\theta \quad (3)$$

$$\phi(i, j, k) = (i-1)\phi_c + (k\Delta a + \Delta a / 2) \frac{\tan\theta_h}{R} + \theta(j) \quad (4)$$

Fig 2 와 같은 공구의 형상으로부터 공구 날 경사면 위의 단위 벡터 $\vec{n}, \vec{\tau}, \vec{b}, \vec{k}$ 와 칩 배출 벡터 \vec{T}_c 를 구하여 공구 날 경사면 위에서의 수직 방향과 마찰 방향의 힘, $dF_n(\phi)$ 과 $dF_f(\phi)$ 를 구하면 다음과 같다.

$$dF_n(\phi) = K_n T(\theta) \vec{n}(\alpha) dA_c \quad (5)$$

$$dF_f(\phi) = K_f K_n T(\theta) \vec{T}_c(\alpha) dA_c \quad (6)$$

여기서 $dA_c = t_c(\phi) \cos\alpha_r (\Delta a / \cos\theta_h)$ 이다.

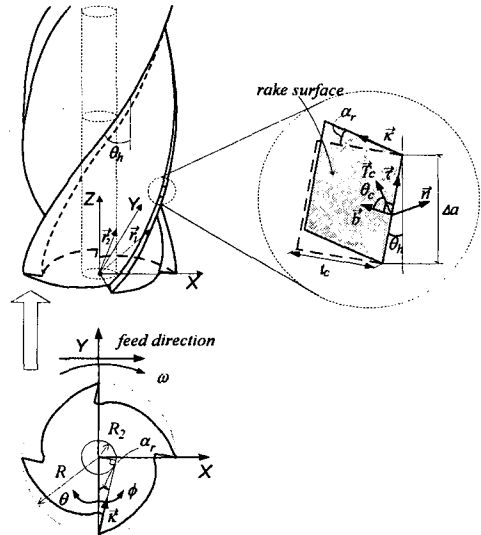


Fig. 2 Cutter geometry, coordinate system and unit vectors on the rake surface ^[1]

절삭력은 식 (5) 와 (6)을 직각 좌표계로

변환하여 각 미소 날에 걸리는 절삭력의 벡터 합으로 다음과 같이 구할 수 있다. 이 때 미소 절삭 날의 각도 위치가 $\phi_{exit} < \phi < \phi_{entry}$ 인 경우 절삭이 이루어 진다.

$$\begin{aligned}
 F_x(j) &= \sum_k \sum_i F_x(i, j, k) \\
 &= \sum_k \sum_i [A_1 K_n \cos(\phi - \alpha_r) + K_f K_n A_3 \cos \phi \\
 &\quad - K_f K_n A_4 \sin(\phi - \alpha_r)] t_c(\phi) B_1
 \end{aligned}
 \tag{7}$$

$$\begin{aligned}
 F_y(j) &= \sum_k \sum_i F_y(i, j, k) \\
 &= \sum_k \sum_i [A_1 K_n \sin(\phi - \alpha_r) + K_f K_n A_3 \sin \phi \\
 &\quad + K_f K_n A_4 \cos(\phi - \alpha_r)] t_c(\phi) B_1
 \end{aligned}
 \tag{8}$$

$$\begin{aligned}
 F_z(j) &= \sum_k \sum_i F_z(i, j, k) \\
 &= \sum_k \sum_i [-A_2 K_n + K_f K_n A_5] t_c(\phi) B_1
 \end{aligned}
 \tag{9}$$

$$A_1 = \cos \theta_h / \sin \theta_{tk}$$

$$A_2 = (\sin \theta_h / \sin \theta_{tk}) \cdot \cos \alpha$$

$$A_3 = \sin \theta_h (\sin \theta_c - \cos \theta_c \cot \theta_{tk})$$

$$A_4 = \cos \theta_c / \sin \theta_{tk}$$

$$A_5 = \cos \theta_h (\sin \theta_c - \cos \theta_c \cot \theta_{tk})$$

$$B_1 = \cos \alpha_r \left(\frac{\Delta a}{\cos \theta_h} \right)$$

$$\cos \theta_{tk} = \vec{r} \cdot \vec{k} = \sin \alpha_r \cdot \sin \theta_h$$

$$\sin \theta_{tk} = \sqrt{1 - \cos^2 \theta_{tk}}$$

실제 절삭이 이루어 지는 각도 구간의 크기 $\theta_{cutting}$ 는 다음과 같으며 여기서 γ 는 공구의 진행 방향의 각도를 의미한다.

$$\theta_{cutting} = \cos^{-1} \left(1 - \frac{d_w - (Y_a - Y_n) \cdot \sin \gamma - (X_a - X_n) \cdot \cos \gamma}{R} \right)
 \tag{10}$$

3.2 공구의 상대 운동을 고려한 절삭 방향

일반적으로 안정적인 가공 상태에서 절삭 속도는 공구의 상대 속도보다 매우 큰 값을 갖게 되어 공구의 상대 속도는 무시된다. 그러나 채터와 같은 불안정한 가공 상태에서는 공구의 상대 속도는 절삭 속도에 비하여 무시할 수 없다. 이러한 경우 공구의 상대 운동에 의하여 미소 날의 절삭 방향이 달라 질 수 있으며 이를 도시화 하면 Fig 3과 같다.

절삭 방향의 변화량 λ 는 다음과 같이 나타내어 진다.

$$\lambda = \left(\frac{V_r'}{V_n + V_r'} \right)
 \tag{11}$$

식 (11)에서 V_r' , V_r' 는 각각 공구의 반경 방향과 접선 방향의 상대 속도를 나타내며 다음과 같이 나타내어 진다.

$$V_r' = X_{rv} \cdot \sin \phi - Y_{rv} \cdot \cos \phi
 \tag{12}$$

$$V_r' = -X_{rv} \cdot \cos \phi - Y_{rv} \cdot \sin \phi
 \tag{13}$$

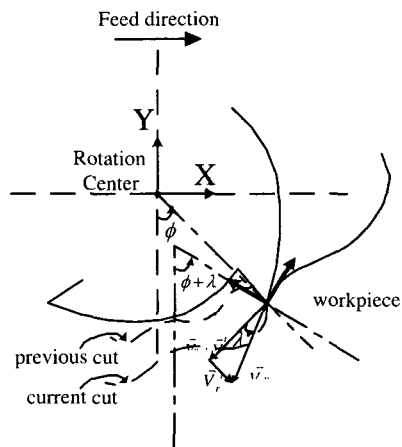


Fig. 3 Cutting direction that consider relative velocity of cutter

따라서 식 (7) ~ (9)에 적용되는 실제 절삭 방향은 공구의 상대 운동을 고려한 $\phi + \lambda$ 가

된다.

3.3 비절삭 칩 두께 모델

공구의 진행 경로는 실제 절삭 시 공칭 좌표를 따라 절삭을 하지 못한다. 그러한 이유로 대표적인 것이 바로 공구의 진동에 의한 상대 운동과 Fig 4와 같은 런아웃이다. 이러한 공구의 상대 운동과 런아웃에 의하여 비절삭 칩 두께를 단지 공구의 기하학적 형상만을 고려한 식 (14)와 같은 모델을 사용하는 데에는 한계가 있다.

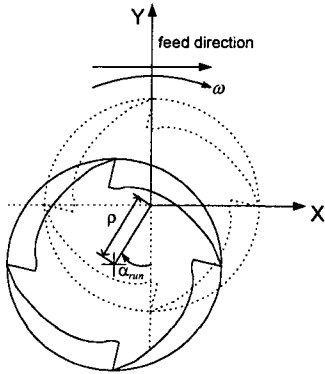


Fig. 4 Cutter runout offset and its location angle [2]

$$t_c = f_t \cdot \sin \phi \quad (14)$$

따라서 실제 공구의 중심 좌표는 공칭 좌표뿐만 아니라 공구의 상대운동과 런아웃을 모두 고려하여 식 (15), (16)과 같이 두었다.

$$X_a(j, k) = X_n(j) + X_\rho(j) + X_{rd}(j, k) \quad (15)$$

$$Y_a(j, k) = Y_n(j) + Y_\rho(j) + Y_{rd}(j, k) \quad (16)$$

공칭 좌표를 나타내는 $X_n(j)$ 와 $Y_n(j)$ 는 각각 다음과 같이 이송 속도에 의해 구하였다[1].

$$X_n(j) = X_n(j-1) + f_t \cos \gamma \cdot \frac{N_f}{360} \cdot \Delta \theta \quad (17)$$

$$Y_n(j) = Y_n(j-1) + f_t \sin \gamma \cdot \frac{N_f}{360} \cdot \Delta \theta \quad (18)$$

공구의 런아웃 값 $X_\rho(j)$, $Y_\rho(j)$ 는 다음과 같이 런아웃 오프셋 값과 런아웃 각도에 의하여 결정하였다[1].

$$X_\rho = -\rho \sin(\alpha_{run} - \theta(j)) \quad (19)$$

$$Y_\rho = -\rho \cos(\alpha_{run} - \theta(j)) \quad (20)$$

공구의 상대 운동에 의한 변위 $X_{rd}(j, k)$, $Y_{rd}(j, k)$ 는 2절과 같이 다음과 같은 방정식을 수치 해석 하여 구하였다.

$$m_x X_{ra} + c_x X_{rv} + k_x X_{rd} = F_x \quad (21)$$

$$m_y Y_{ra} + c_y Y_{rv} + k_y Y_{rd} = F_y \quad (22)$$

비절삭 칩 두께를 결정하기 위해 현재 날의 위치에서 공구 중심의 좌표 (X_a, Y_a) 를 원점으로 잡아 현재 날을 잇는 직선의 방정식 L_1 을 구한 후, 현재 날과 이전 세 개의 날의 위치에서 원의 방정식 C_1, C_2, C_3, C_4 를 구하여 직선 L_1 과 각각의 교점을 구하였다. 이 때 Fig 5와 같이 가능한 비절삭 칩 두께가 최소값을 갖는 것을 비절삭 칩 두께로 결정하였다[2].

$$t_{cm}(i, j, k, m) = R - \sqrt{x_{im}^2 + y_{im}^2} \quad (23)$$

$$t_c = \text{Max}[0, \text{Min}(t_{cm}(i, j, k, m))] \quad (24)$$

t_{cm} Possible uncut chip thickness

(x_{im}, y_{im}) Location of the cutting edge in previous teeth

3.4 절삭 계수의 결정 [2]

절삭 계수는 공구의 기하학적 형상과 재질, 그리고 공작물의 재질에 따른 상수로 볼 수 있으며 본 연구에서도 절삭 계수를 상수로 가정한 모델[2]을 사용하였다.

절삭력 실험 데이터를 얻어 시뮬레이션을

통해 나타난 절삭 날의 각도 위치와 맞추어 동기화를 시킨 후 공구의 런아웃 오프셋 값을 0.001 mm 씩 증가 시키며 그 때마다 모든 런아웃 각도를 1° 간격에 대하여 절삭력 계수와 칩 배출 각의 분산을 공구의 한 회전에 대하여 구하였다. 구한 절삭력 계수들의 분산으로부터 분산 값이 최소값을 갖는 곳에서 절삭력 계수와 칩 배출 각을 구하였고, 이 때 공구의 런아웃 오프셋과 런아웃 각도도 절삭력 계수와 칩 배출 각의 분산 값이 최소가 되는 곳의 값으로부터 구한다.

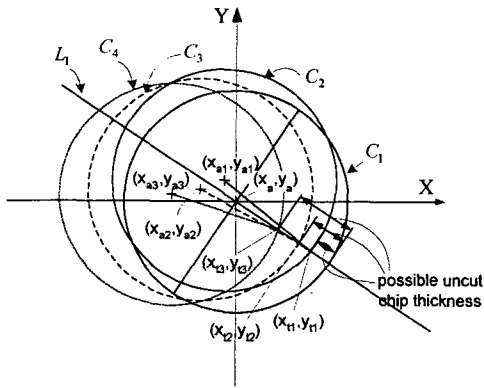


Fig. 5 Geometry for uncut chip thickness calculation

회전 속도 1500 rev/min, 이송 속도 100 mm/min, 반경 방향의 절입 깊이 10 mm, 축 방향의 절입 깊이 8 mm의 절삭 조건에서 절삭력을 측정하여 위와 같은 방법으로 다음과 같은 결과를 얻었다.

Table 2 Cutting coefficients and runout parameters

| K_n (N/mm ²) | K_f | θ_c (rad.) | ρ (mm) | α_{run} (deg.) |
|-------------------------------|--------|----------------------|----------------|--------------------------|
| 1140 | 0.9703 | 0.4358 | 0.011 | 172 |

4. 절삭과정 시뮬레이션

공구가 단일 직선 경로로 공작물을 가공 할 때는 진입부와 퇴출부를 제외 하고는 과도 영역 없이 가공이 이루어 지게 되나 코너부 가공을 하게 될 경우 과도 영역이 발생하게 된다. 이러한 과도 영역이 존재 하는 곳에선 매 순간 절삭

조건이 변하게 되며 따라서 절삭 조건의 산출이 선행되어야만 한다.

코너부에서의 절삭 조건을 구하기 위해 Fig 6 과 같이 직선의 공구의 경로에 의해 남겨진 부분과 현재 공구의 경로상에서 공구와의 교점을 구하여 절삭 조건을 구하였다.

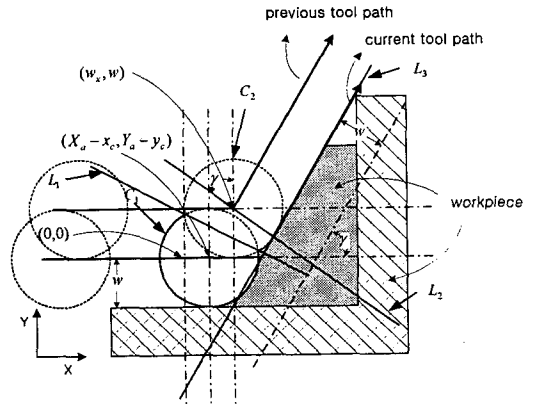


Fig. 6 Detailed schematic diagram at the cutting of corner

- ① 원 C_1 와 직선 L_1 의 교점이 직선 L_2 보다 아래에 위치한 경우 : 반경 방향의 절입 깊이 d_w 는 식 (25)와 같으며 원 C_1 과 직선 L_1 의 교점으로부터 구한다.

$$d_w = w + y_s \quad (25)$$

$$y_s = m_1(x_s - x_m) + y_m$$

$$x_s = \frac{-Q + \sqrt{Q^2 - 4P \cdot R}}{2P}$$

$$P = m_1^2 + 1$$

$$Q = 2(y_m \cdot m_1 - m_1^2 \cdot x_m - y_a \cdot m_1 - x_a)$$

$$R = m_1^2 \cdot x_m^2 + y_m^2 + y_a^2 + x_a^2 - R^2 - 2(m_1 \cdot x_m \cdot y_m + m_1 \cdot x_m \cdot y_a - y_m \cdot y_a)$$

$$m_1 = \frac{w_x - x_a}{y_a - w}$$

- ② 원 C_1 와 직선 L_1 의 교점이 직선 L_2 보다 위에 위치한 경우 : 반경 방향의 절입 깊이 d_w 는

(26)과 같으며 원 C_1 과 직선 L_3 의 교점으로부터 구한다.

$$d_w = w + y_s \tag{26}$$

$$y_s = m_2(x_s - w_c) + n$$

$$x_s = \frac{-Q + \sqrt{Q^2 - 4P \cdot R}}{2P}$$

$$P = m_2^2 + 1$$

$$Q = 2(n \cdot m_2 - m_2^2 \cdot w_c - y_a \cdot m_2 - x_a)$$

$$R = m_2^2 \cdot w_c^2 + n^2 + y_a^2 + x_a^2 - R^2 - 2(m_2 \cdot w_c \cdot n + m_2 \cdot w_c \cdot y_a - n \cdot y_a)$$

$$m_2 = \tan(\gamma)$$

5. 실험 및 결과

5.1 실험 방법

절삭력 측정을 위하여 단일 경로의 가공과 코너부의 가공을 병행 하였으며 실험은 수직형 머시닝 센터(ACE V30, (주)대우 중공업)에서 수행하였고, 사용된 공구는 직경 20mm, 오버행 59.6mm인 고속도강 플랫 엔드밀이며, 공작물은 AL 2024-T6을 사용하였다.

코너부 실험은 공작물에 코너부를 사전에 만들어 놓고 반경 방향의 절입 깊이를 공구의 반지름으로 하여 축 방향의 절입 깊이와 공구의 회전 속도를 달리 하면서 실험하였다. 이 때 코너부의 실험은 Fig 7과 같이 직각으로 가공하는 경우만을 행하였으며 화살표 방향이 공구의 진행 방향을 나타낸다.

Fig 7에서 구간 1, 2, 3은 각각 10mm이며 구간 1과 2는 과도 영역에 해당한다. 구간 3, 4는 공구가 코너에서 직각으로 방향을 바꿔 공작물을 절삭하며 빠져 나가는 구간이다. 공구의 중심의 좌표가 구간 2와 3의 경계에서 순간적으로 슬롯 가공이 이루어 지며 가공 조건이 급변하게 된다.

모든 실험은 공구의 중심의 좌표가 1구간에 진입하는 순간을 기준으로 위치 값을 잡았으며 공구의 이송 속도를 100mm/min 하였다. Table 1에

절삭 조건을 보였다. 실험 데이터는 공구 동력계 (KISTLER 9257B)와 Multi-channel charge Amplifier (KISTLER5019B)를 거쳐서 나온 신호를 A/D converter에서 변환시켜 컴퓨터에 저장하였다.

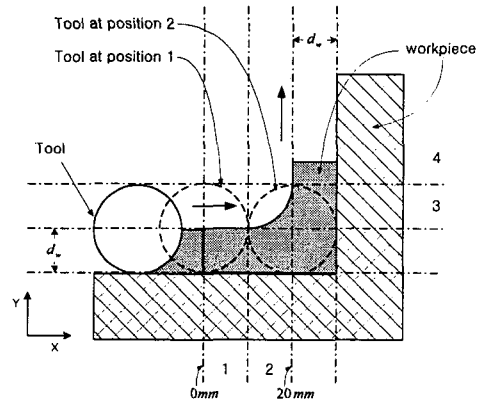


Fig. 7 Cutting experiment at the corner

Table 3 Cutting conditions for each case

| | Remark | depth of cut | width of cut | feed rate | Spindle RPM |
|-------|----------|--------------|--------------|----------------|-------------|
| | | d_a (mm) | d_w (mm) | f_z (mm/min) | (rev./min.) |
| Case1 | Corner | 6 | 10 ~ 20 | 100 | 1000 |
| Case2 | Straight | 6 | 20 | 100 | 1000 |
| Case3 | Corner | 5 | 10 ~ 20 | 100 | 1000 |

5.2 코너부에서의 안정성

Fig. 8과 Fig. 9는 실험으로부터 얻은 CASE 1과 2에 대한 결과값이다. Fig 8은 코너부 가공 시 채터가 발생 하였을 때의 절삭력을 공구의 200회전에 대하여 나타내었으며 Fig. 9는 슬롯 가공 시 단일 경로에서의 절삭력을 1회전에 대하여 나타낸 값이다.

CASE 1의 경우 공구가 X축 방향으로 진행을 끝마치고 Y축 방향으로 진행을 시작하려는 순간에 순간적으로 CASE 2와 동일한 조건이 발생하게 된다. 이 때 CASE 1에서는 과도 영역을 같게 되며 Fig. 8과 같이 20mm 부분으로 가까이 가면서 불안정한 절삭력을 보이다가 공구의 진행방향이 변하는 곳에서 절삭력이 급격하게 증가 하는 것을 볼 수가 있다. 이에 반하여 CASE

2의 경우 단일 직선 가공에서는 Fig. 9와 같이 비교적 안정적인 절삭력을 보였다.

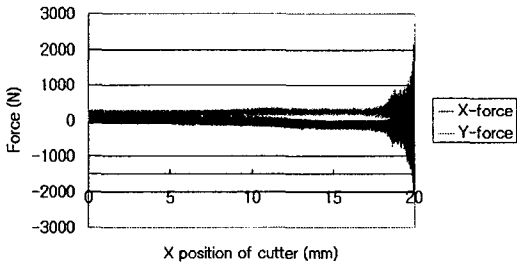


Fig. 8 Measured cutting force in the corner for CASE 1

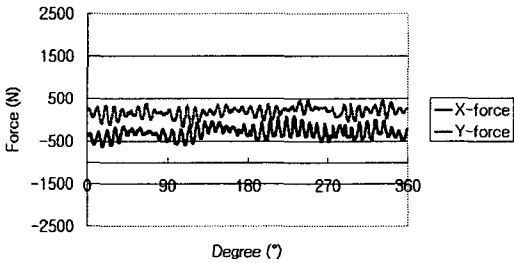


Fig. 9 Measured cutting force in the straight path for CASE 2

Fig. 10과 Fig. 11은 시뮬레이션으로 얻은 CASE 1과 CASE 2에 대한 결과값이다. 시뮬레이션 경우에도 실험값과 유사한 경향을 관찰 할 수가 있었다. 코너부의 시뮬레이션에서 그 절대치는 실험 치와 다를 지라도 채터가 발생한 것을 확인 할 수 있었고 단일 경로 가공의 절삭력에선 채터가 아직은 발생하지 않은 것을 확인 할 수 있었다.

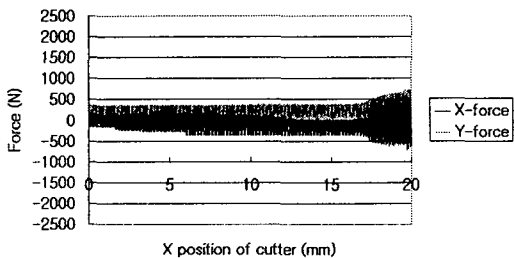


Fig. 10 Simulated cutting force in the corner for CASE 1

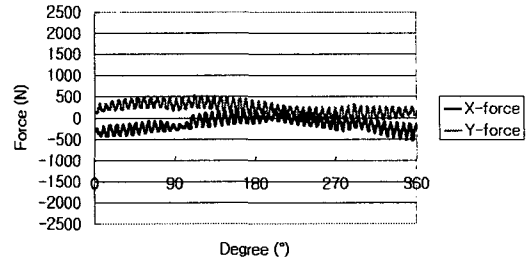


Fig. 11 Simulated cutting force in the straight path for CASE 2

Fig. 12와 Fig. 13은 CASE 1과 CASE 2에 대하여 채터의 발생유무를 좀더 명확히 관찰 해 볼 수 있도록 y축에 대한 절삭력의 주파수 응답 함수를 보였다. Fig. 12의 경우 낮은 주파수 영역에서 나타나는 회전 주파수 외에 그 보다 훨씬 큰 값을 갖는 주파수 성분이 나타나는 것을 볼 수 있으며 따라서 채터가 발생한 것을 확인 할 수 있었다. Fig. 13의 경우 회전 주파수 영역에서 가장 주된 주파수 영역이 나타났으며 아직 채터가 발생하지 않은 것을 관찰 할 수 있었다.

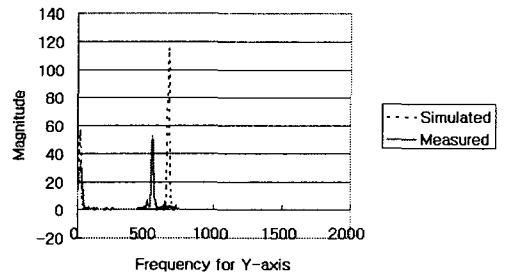


Fig. 12 Frequency response for CASE 1

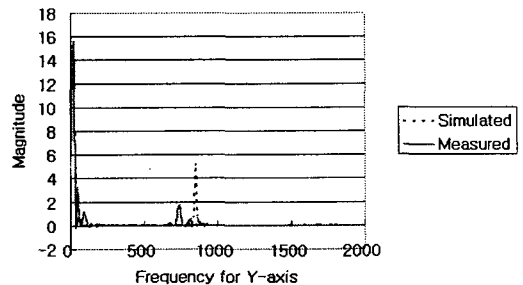


Fig. 13 Frequency response for CASE 2

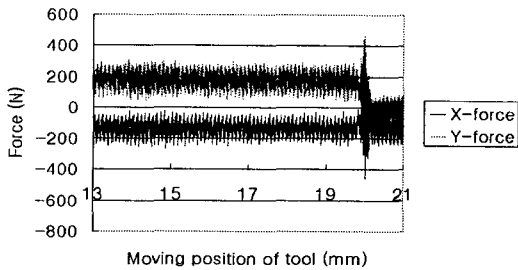


Fig. 14 Measured cutting force in the corner for CASE 3

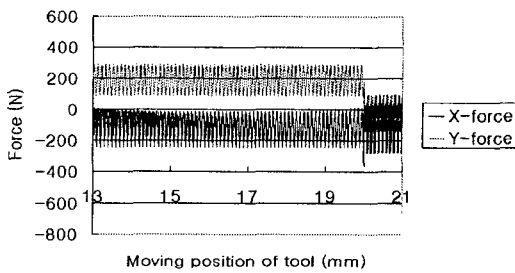


Fig. 15 Simulated cutting force in the corner for CASE 3

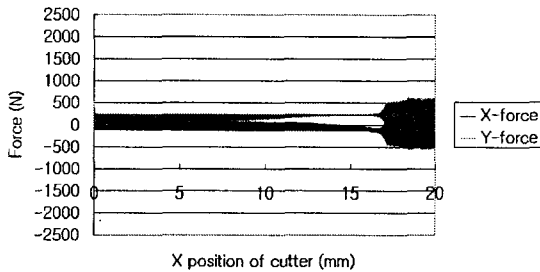


Fig. 16 Simulated cutting force without Runout effect in the corner for CASE 1

Fig. 14와 Fig. 15는 CASE 3에 대한 실험값과 시뮬레이션 값을 보인 것이다. 이 경우 역시 공구가 코너부를 지나는 순간 일시적으로 절삭력이 증가하며 채터가 발생 하는 것을 관찰 할 수 있었으며 그 외 구간에선 안정적인 값을 보였다.

Fig 14과 Fig 15에서 X축의 좌표가 20mm인 지점 까지는 공구가 X축 방향으로 진행하고 Y축 방향으로 진행량은 0인 구간이며 20mm ~

21mm구간은 X축 방향의 진행량이 0이고 Y축 방향의 진행량만 존재 하는 구간이다.

5.3 런아웃이 채터에 미치는 영향

Fig. 16은 공구의 런아웃을 고려 하지 않았을 경우에 대한 CASE 1과 동일한 조건에서의 시뮬레이션 절삭력이다. 공구의 런아웃을 고려한 시뮬레이션의 경우 Fig. 10과 같이 공구의 위치가 약 16.8 ~ 17mm부분에서 절삭력이 급격하게 증가 하며 채터가 발생 하였으며 공구의 런아웃을 고려하지 않은 시뮬레이션인 Fig. 16에선 약 16.3 ~ 16.4mm 부분에서부터 절삭력이 급격하게 증가하며 채터가 발생하였다. 동일 조건에서의 실험값 Fig 5.3에선 공구의 위치가 약 17.3 ~ 17.5mm 부분에서 발생하기 시작 하였다. 공구의 런아웃을 고려한 모델이 공구의 런아웃을 고려하지 않은 모델보다 더 과한 조건에서 절삭력의 급격한 증가를 보이며 채터가 발생하였으며 실제 실험 값과 가깝게 나타났다. 따라서 공구에 런아웃이 실제 안정성에 영향을 미치며 보다 정확한 모델을 위해서 공구의 런아웃 을 고려하는 것이 타당하다.

6. 결론

본 연구에서는 공작기계의 구조 특성을 고려 하여 엔드밀 가공 시 단일 경로에서의 안정성과 과도영역에서의 안정성을 비교 하였으며, 시뮬레이션 및 실험을 통하여 확인 하였다. 또한 공구의 런아웃이 안정성에 미치는 영향에 대하여 시뮬레이션을 수행했다.

코너부와 같은 과도 영역의 경우 동일 조건 의 단일 경로에서 보다 채터의 발생 가능성이 높 았다. 실제 실험에선 단일 경로의 슬롯 가공에 서는 공구의 회전 속도 1000RPM, 이송 속도 100 mm/min 일 경우에 축 방향의 절입 깊이가 약 6 ~ 7mm 정도에서 채터가 발생 하기 시작하였으며 코 너부 가공에서는 5mm 정도에서 채터가 발생하기 시작하였다.

또한 런아웃을 고려한 모델의 경우 런아웃을 고려하지 않은 모델보다 채터가 더 과한 조건에서 발생하는 것을 관찰 할 수 있었다. CASE 1 과 같은 조건에서 반경 방향의 절입 깊이가 약 0.5 ~ 0.6mm 정도의 차이를 보이는 것을 관찰 할 수 있었다.

후 기

본 연구는 한국과학기술평가원 국제공동연구사업 (1997 년 - 2000 년, 과제번호: 98-I-01-03-A-023)으로 수행된 연구의 일부이며, 관계자 여러분께 감사 드립니다.

참고문헌

1. Won-Soo Yun and Dong-Woo Cho, "Determination of Constant 3D Cutting Force Coefficients and of Runout Parameters in End Milling," Transactions of NAMRI/SME, Vol. XXVII, pp. 87-92, 1999.
2. Won-Soo Yun, "A Study on the Cutting Force Model, Surface Error Analysis, and Cutting Process Simulation for a Virtual Machine Tool," Ph.D. thesis, POSTECH, 2000.
3. E. Budak, Y. Altintas, "Analytical Prediction of Chatter Stability in Milling-Part I: General Formulation," ASME J. of Dynamic Systems, Measurement, and Control, Vol. 120, pp. 22-30, 1998.
4. E. Budak, Y. Altintas, "Analytical Prediction of Chatter Stability in Milling-Part 2: General Formulation," ASME J. of Dynamic Systems, Measurement, and Control, Vol. 120, pp. 31-36, 1998.
5. Y. Altintas, S. Engin, E. Budak, "Analytical Stability Prediction and Design of Variable Pitch Cutter," ASME J. of Manufacturing Science and Engineering, Vol. 121, pp. 173-178, 1999.
6. 황철현, 조동우, "엔드밀링에서의 동절삭력 모델을 이용한 채터 예측," 한국 정밀 공학회, Vol. 16, No. 2, pp. 104-115, 1999.
7. M.A.Elbestawi, F.Ismail, R.Du, B.C.Ullagaddi, "Modelling Machining Dynamics Including Damping in the Tool-Workpiece interface," ASME Journal of Engineering for industry, Vol. 116, pp. 435-439, 1994.
8. F. Ismail, A. Bastami, "Improving Stability of Slender End Mills Against Chatter," Transactions of the ASME, Vol. 108, pp. 264-268, 1986.
9. Yung C. Shin and Andrew J. Waters, "A New Procedure To Determeni Instantaneous Cutting Force Coefficient For Maching Force Prediction," Int. J. Mach. Tools Manufact., Vol. 37, pp. 1337-1351, 1997.
10. J. Tlusty, S. Smith, C. Zamudio, "New NC Routines For Quality In Milling," Annals Of The CIRP Vol. 39, pp. 517-521, 1990.