

## 사이드 밀링 가공의 절삭력 측정 및 예측

이창호<sup>a\*</sup>, 양민양<sup>b</sup>

## Prediction and Measurement of Cutting Force in Side-Milling

Chang-Ho Lee<sup>a\*</sup>, Min-Yang Yang<sup>b</sup><sup>a</sup> Korea Advanced Institute of Science and Technology, Yuseong-gu, Daejeon 305-701 Korea, Doosaninfracore, Namsan-dong, Changwon 642-931 Republic of Korea<sup>b</sup> Korea Advanced Institute of Science and Technology, Republic of Korea

## ARTICLE INFO

## Article history:

Received	10	January	2013
Revised	1	May	2013
Accepted	9	May	2013

## Keywords:

Side milling  
Cutting force  
Static cutting model  
Dynamic cutting model

## ABSTRACT

There have been numerous studies on end milling processes. However, these have been restricted to the application of tools for special cutting purposes. A side milling cutter can handle long, deep, and open slots in a more efficient manner, and it provides the best stability and productivity for this type of milling. In this paper, a method to predict the cutting forces in side milling is described, and simulated cutting forces are compared with those obtained by cutting experiments. In particular, the side milling process easily generates relative motion between the tools and the workpiece because it produces intermittent cutting forces that cause vibrations over a wide frequency range. Therefore, the application of a dynamic cutting model instead of a static cutting model is appropriate to forecast the cutting forces more accurately.

## 1. 서론

가공 공정에서의 절삭력 예측은 가공 대상물에 작용하는 절삭력을 사전에 파악함으로써, 요구되는 절삭력에 의한 공작기계의 성능을 설계 단계에서 사전에 검증할 수 있으므로 공작기계를 설계하는 설계자의 입장에서는 매우 중요하다. 만약 설계 대상 공작기계에서 가공하게 될 주요 가공 대상물의 절삭력 예측이 반영되지 않을 경우, 과도한 안전 계수의 선정으로 인한 과잉 설계로 재료비 상승뿐만 아니라 요구되는 성능을 제대로 만족시키지 못하게 된다. 또한 가공 공정을 계획하는 단계에서 절삭력 예측이 가능하다면 공구와 소재 사이에 작용되는 절삭력을 최대한 저감시키는 최적의 가공 공정을 사전에 검증할 수 있는 장점이 있다. 과도한 절삭력

은 공구와 소재 사이의 변형, 마모, 파손 등을 초래하여 가공 대상물의 치수 오차, 표면 조도 증가, 부품의 불량률 유발시켜 제품의 품질 및 생산성을 낮추는 주요한 요인이 되기 때문이다. 따라서, 정확한 절삭력 예측이 가능하다면 새로운 공구, 가공 소재의 재질, 가공 조건 등에 의한 가공 계획을 수립하는 단계에서 여러 번의 가공 시도를 통한 시행착오 없이 요구되는 가공 품질을 달성할 수 있게 되며, 이를 통해 가공에 소요되는 시간과 비용을 절감할 수 있게 된다.

일반적으로 산업 현장에서 많이 사용되고 있는 엔드 밀링의 경우 가공 공정에 대한 연구가 많이 진행되어 왔다. Devor<sup>[1,2]</sup> 등은 엔드 밀링의 절삭력을 계산하기 위해 공구와 공작물을 강체로 모델링한 정적 절삭력 모델과 공구의 run-out 영향을 고려한 모델을 제시하

\* Corresponding author. Tel.: +82-42-350-3264

Fax: +82-42-350-5224

E-mail address: lchmtool@kaist.ac.kr (Chang-Ho Lee).

였고, Sutherland<sup>[3]</sup>는 엔드밀 공구를 강체가 아닌 정적 처짐을 고려한 동적 모델을 제시하였다. 또한 Altintas<sup>[4,5]</sup> 등에 의해 공구와 공작물의 탄성 변형을 고려한 동적 모델의 적용으로 주파수 영역이나 시간 영역에서의 시뮬레이션을 통해 가공 조건에 따른 chatter 발생 유무를 판별하는 연구가 진행되었다. 대부분의 절삭력 예측 연구가 엔드 밀링 공구를 대상으로 진행되어 왔으며, 산업 현장에서 사용되는 다양한 공구의 가공 특성을 반영하기에는 한계가 있어 왔다.

본 논문에서는 홈 가공이나 단면 절단 가공을 위해 산업 현장에서 많이 사용되는 사이드 밀링 커터(side-milling cutter)의 가공 메커니즘 분석을 통해 Devor<sup>[1]</sup>가 제시한 엔드 밀링의 절삭력 모델에서 헬릭스 각을 반영하지 않은 절삭력 모델의 적용이 사이드 밀링 가공 공정에 가능하며, 또한 사이드 밀링의 절삭은 커터의 헬릭스 각이 고려되지 않으며, 넓은 커터 직경으로 인해 큰 단속 절삭력이 공구와 소재에 작용하게 된다. 따라서, 단속 절삭으로 인한 넓은 주파수의 가진으로 인해 공구와 소재 사이의 동특성이 반영되어야 보다 정확한 절삭력 거동이 가능함을 확인하였다.

## 2. 정적 절삭력 모델

### 2.1 엔드 밀 절삭력 모델

절삭 가공에 소요되는 에너지 소비율( $U_m$ )은 식 (1)과 같이 절삭력( $F$ )과 절삭 속도( $v$ )의 곱으로 나타낼 수 있으며, 단위 시간당 제거되는 가공 소재의 체적( $V$ )은 식 (2)와 같이 절삭 속도, 순간적인 칩의 두께( $h$ ), 절입 폭( $b$ )의 곱으로 표현 할 수 있다. 따라서 단위 체적 당 절삭하는데 소요되는 에너지 소비율(specific cutting energy:  $u_m$ )은 식 (3)과 같다.

$$U_m = Fv \tag{1}$$

$$V = vbh \tag{2}$$

$$u_m = \frac{U_m}{V} = \frac{F}{bh} \tag{3}$$

식 (3)으로부터 비절삭 에너지는 실험으로 구할 수 있는 상수이므로  $K_s$ 로 표현하여 식 (4)와 같이 나타낼 수 있다.

$$F = K_s bh \tag{4}$$

여기서, 절삭력은 공구 날에 작용되는 칩의 부하에 의해 결정 되는데, 밀링 가공의 경우 선삭 가공과 달리 절삭 칩의 두께가 절삭

공구 날의 궤적에 의해 변하게 되며, 임의의 절삭 위치에서 시간에 종속적인 순간 칩 두께의 변화는 식 (5)와 같이 표현 할 수 있다.

$$h = f_t \sin \phi \tag{5}$$

여기서,  $f_t$ 는 공구 한 날의 회전 당 이송 속도를 의미한다. 즉 공구 날 당 이송 속도는 공구의 이송 속도( $f$ )에 스피들의 회전수 ( $\Omega$ )와 공구의 날 수( $N_t$ )를 나눈 값과 같다.

$$f_t = \frac{f}{\Omega N_t} (mm/z) \tag{6}$$

여기서,  $f(mm/min)$ : 이송 속도,  $\Omega(RPM)$ : 스피들 회전수,  $N_t$ : 공구 날 수

엔드 밀은 공구 날의 인선이 나선 모양으로 되어 있는 기하학적 형상을 가지고 있어 절삭력의 수학적 모델링이 복잡해 질 수 있다. Devor<sup>[1,2]</sup> 등은 공구 날의 미소 요소에 작용하는 절삭력을 계산하고 이들을 합하여 순간적인 전체 절삭력을 구하는 방법을 제시하였으며, 이는 Fig. 1과 같이 축 방향으로 유한하게 나눈 미소 날들을 계산하고 최종적으로 이들을 합하여 전체 절삭력을 계산하게 된다.  $i$ 번째 공구 날의 미소요소 E에 작용하는 절삭력은 식 (7)과 같이 표현할 수 있다.

$$\begin{aligned} dF_{i,t}(z) &= \cos \beta dF = \cos \beta K_s h_i(z) dz = K_t h_i(z) dz \\ dF_{i,n}(z) &= \sin \beta dF = \sin \beta K_s h_i(z) dz = K_n h_i(z) dz \\ dF_{i,z}(z) &= K_z h_i(z) dz \end{aligned} \tag{7}$$

여기서,  $\beta$ 는 공구각,  $h_i(z)$ 는 임의의 절입 깊이  $z$ 에서  $i$ 번째 공구 날에 의해 발생하는 순간 적인 칩의 두께,  $dz$ 는 축 방향 절입

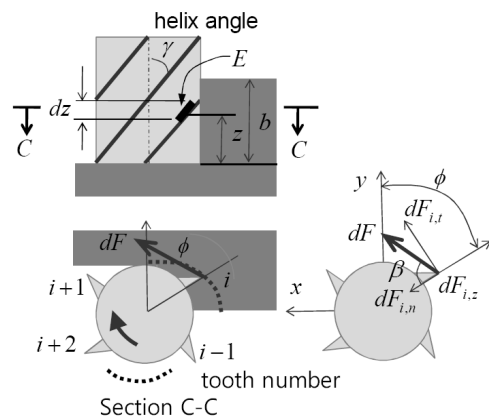


Fig. 1 End-milling tool geometry and coordinate system

깊이를 유한하게 나눈 미소 깊이를 나타낸다. 또한  $dF_{i,t}(z)$ ,  $dF_{i,n}(z)$ ,  $dF_{i,z}(z)$ 는 절입 깊이  $z$ 에서  $i$  번째 공구 날의 접선, 법선과 공구 축 방향의 미소 절삭력을 나타낸다.

위 식은 하나의 공구 날에 작용하는 절삭력이 공구와 함께 회전하는 좌표로 기술되어 있다. 그러나, 공구 동력계 등을 이용한 절삭력 측정용을 위해서는 고정 직교 좌표계로 표현하는 것이 편리하며, 직교 좌표계로 분해할 경우 식 (8)과 같이 재구성 할 수 있다.

$$\begin{aligned} dF_{i,x}(z) &= \{K_t \cos(\phi(z)) + K_n \sin(\phi(z))\} h_i(z) dz \\ dF_{i,y}(z) &= \{K_t \sin(\phi(z)) - K_n \cos(\phi(z))\} h_i(z) dz \\ dF_{i,z}(z) &= K_s h_i(z) dz \end{aligned} \quad (8)$$

여기서, 공구의 임의의 절입 깊이  $z$  위치에서 계산된 미소 절삭력을 고정 직교 좌표계인  $x, y, z$  축으로 분해한 각 방향 미소 절삭력은  $dF_{i,x}(z)$ ,  $dF_{i,y}(z)$ ,  $dF_{i,z}(z)$ 이며,  $K_t$ 와  $K_n$ 는  $i$  번째 공구 날에서 비절삭 에너지  $K_s$ 를 접선과 법선 방향으로 분해한 값들이다. 또한  $K_s$ 는 공구 축 방향의 비절삭 에너지이다.  $\phi(z)$ 는 임의의 절입 깊이  $z$  위치에서의 공구의 회전각을 의미한다.  $i$  번째 공구 날에 작용하는 전체 절삭력을 구하기 위해서 미소요소  $E$ 에 작용하는 미소 절삭력의 합을 구하면 식 (9)와 같다.

$$\begin{aligned} F_{i,x}(\phi) &= \int_0^b \{K_t \cos(\phi(z)) + K_n \sin(\phi(z))\} h_i(z) dz \\ F_{i,y}(\phi) &= \int_0^b \{K_t \sin(\phi(z)) - K_n \cos(\phi(z))\} h_i(z) dz \\ F_{i,z}(\phi) &= \int_0^b K_s h_i(z) dz \end{aligned} \quad (9)$$

여기서, 적분 구간  $[0, b]$ 는  $i$  번째 공구 날의 절입 폭이 된다. 임의의 공구 회전각  $\phi$ 에서의 순간적인 전체 절삭력은 각 공구 날에 작용하는 절삭력을 더함으로써 식 (10)과 같이 얻어 질 수 있다.

$$F_j(\phi) = \sum_{i=1}^{N_t} F_{i,j}(\phi) \quad j = X, Y, Z \quad (10)$$

Fig. 1에서 보면,  $j$  번째 공구 회전각에서  $i$  번째 공구 날의  $k$  번째 축 방향 디스크의 미소 요소에서의 각도  $\phi(i, j, k)$ 는 헬릭스 각( $\lambda$ )을 고려할 경우 아래 식 (11)과 같이 표현 할 수 있다.

$$\phi(i, j, k) = \theta(j) + \gamma(i) - \delta(k) \quad (11)$$

$$\theta(j) = j\Delta\theta, \quad j = 1, 2, \dots, \frac{360^\circ n}{\Delta\theta}, \quad n : \text{공구 회전수(rev)}$$

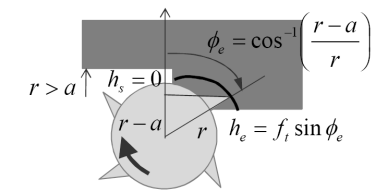
$$\gamma(i) = \frac{360^\circ}{N_t}(i-1), \quad i = 1, 2, \dots, N_t$$

$$\delta(k) = \left\{ (k-1)dz + \frac{dz}{2} \right\} \frac{\tan(\lambda)}{D/2}, \quad k = 1, 2, \dots, b/dz$$

$\lambda$  : 헬릭스 각,  $b$  : 공구 절입 깊이,  $D$  : 공구 직경,  $dz$  : 공구 축 방향 디스크의 미소 요소 높이

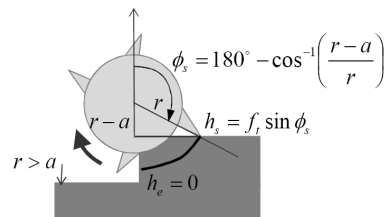
여기서, 식 (11)의 첫째 항  $\theta(j)$ 는 공구가  $\Delta\theta$ 의 증분 량으로  $n$ 회전 할 경우  $j$  번째 공구 회전각을 의미한다. 둘째 항  $\gamma(i)$ 는 공구 날 수에 의한 날 사이의 각도를 나타내며, 이 항을 더함으로써  $i$  번째 공구 날의 회전 각도를 얻을 수 있다. 여기에 헬릭스 각을 고려하게 되면, 공구 날의 각도는 공구의 축 방향  $z$ 에서의 날의 위치에 따른 변화량  $\delta(k)$ 만큼 감소하게 된다.

Fig. 2에서와 같이 밀링 가공의 경우 공구가 회전하면서 절입 깊이가 증가하는 상향 절삭과 절입 깊이가 감소하는 하향 절삭의 두 가지 조건이 있으며, 각각의 경우 공구의 반경( $r$ )과 반경 방향 절입 깊이( $a$ )의 변화에 따라 절삭력이 작용하는 회전각이 존재하게 된다. 따라서, 이 회전각 이외의 구간에서는 절삭력이 작용하지 않게 된다. Fig. 2에서 보면, 상향 절삭의 경우 절삭력이 발생하기 시작하는 진입 각도  $\phi_s$ 에서  $0^\circ$ 가 되며, 탈출 각도인  $\phi_e$ 에서 최대 절삭 칩 두께  $h_e$ 가 발생하면서 최대 절삭력을 나타낸다. 그리고, 하향 절삭에서는 최대 절삭력이 발생하는 초기 진입 각도  $\phi_s$ 에서 최대 절삭 칩 두께  $h_s$ 가 형성되며, 절삭력이 0이 되는 탈출 각도



Up milling

$$\text{Up milling : } 0 \leq \phi \leq \cos^{-1}\left(\frac{r-a}{r}\right)$$



Down milling

$$\text{Down milling : } 180^\circ - \cos^{-1}\left(\frac{r-a}{r}\right) \leq \phi \leq 180^\circ$$

Fig. 2 Exit and start angle geometry for up and down milling

$\phi_e$ 는  $180^\circ$ 가 된다. 따라서, 직선 밀링 가공에서 상향, 하향의 가공 조건에 따라 절삭력이 발생하는 공구의 회전 각도는 Fig. 2와 같이 정의 될 수 있다.

### 2.2 사이드 밀 절삭력 모델

사이드 밀링 커터는 플레인 밀링 커터의 양 측면에 방사형으로 공구 날을 붙인 것으로 Fig. 3과 같이 깊은 홈을 가공하거나, 중공 축의 단면을 절단하는데 많이 이용되는 공구이다. Fig. 4에서 사이드 밀링 커터의 기하학적 형상을 고려해 볼 경우, 엔드 밀링의 기하학적 형상에서 헬릭스 각을 고려하지 않은 2차원의 절삭력 모델로 단순화 시킬 수 있다. 즉 Fig. 1의 미소 요소 E에 작용하는 절삭력을 축 방향 절입 폭 만큼 적분하여 계산한 전체 절삭력 식 (9)는 사이드 밀링 가공의 경우, 축 방향 절입 폭에 따른 공구 날의 회전 각과 절입 두께가 일정하게 작용하므로 식 (12)와 같이 2차원 절삭력 모델 식으로 재구성 할 수 있다. 여기서,  $\alpha$ 는 공구 날의 방향이 공구의 중심에서 일정 각도로 벗어나 있는 각을 나타내며, 공구에 수직인 Z방향의 절삭력은 무시할 수 있어 이를 고려하지 않았다. 또한, 공구 회전에 따른 공구 날의 각도는 헬릭스 각을 고려하지 않기 때문에 식 (13)과 같이 식 (11)의 세 번째 항이 제거된 식으로 단순화 시킬 수 있다.

$$\begin{aligned}
 F_{i,x}(\phi) &= [K_t(\cos\phi\cos\alpha + \sin\phi\sin\alpha) + \\
 &\quad K_n(\sin\phi\cos\alpha - \cos\phi\sin\alpha)]h_i b \\
 F_{i,y}(\phi) &= [K_t(\sin\phi\cos\alpha - \cos\phi\sin\alpha) - \\
 &\quad K_n(\sin\phi\sin\alpha + \cos\phi\cos\alpha)]h_i b \\
 F_j(\phi) &= \sum_{i=1}^{N_t} F_{i,j}(\phi) \quad j = X, Y
 \end{aligned} \tag{12}$$

$$\phi(i, j, k) = \theta(j) + \frac{360^\circ}{N_t}(i - 1) \tag{13}$$



Fig. 3 Machining applications using side-milling cutter

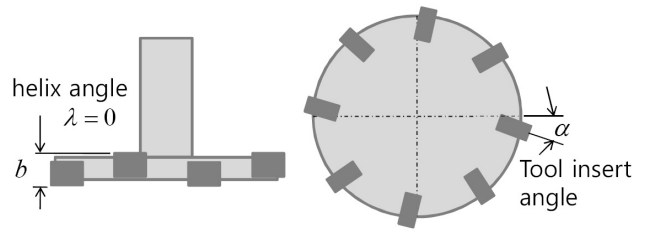


Fig. 4 Side-milling tool geometry

### 2.3 사이드 밀 절삭력 모델 검증

식 (12)와 식 (13)의 사이드 밀의 절삭력 모델식의 검증을 위해 Fig. 5에서와 같이 사이드 밀링 커터의 상하면과 원주면의 3면을 이용한 깊은 홈 가공(full side milling)과 원주면의 1면을 이용한 가공(open side milling)의 두 가지 경우를 비교 실험하였다. 또한 실험한 절삭력과 예측한 절삭력의 비교를 통해 절삭력 모델식의 타당성을 검증하였다. 만약 깊은 홈 가공(full side mill)과 원주면의 한 면을 이용한 open side mill의 두 가지의 가공 실험에서 절삭력 특성이 다르게 나타난다면, 가정한 헬릭스 각을 고려하지 않은 엔드밀 절삭력 모델 식을 사이드 밀 절삭력 모델 식으로 적용하는 것이 타당하지 않음을 의미하게 된다. Table 1은 절삭력 모델의 검증을 위해 실시한 절삭 실험의 조건을 나타낸 것으로 절삭 계수  $K_t$ ,  $K_n$ 은 공구의 기하학적 형상과 가공 소재의 재질 등에 의해 결정되는 값으로 절삭 실험으로 구한 절삭력 신호를 통해 얻을 수 있다. 공구 한 회전 당 평균 절삭력은 아래 식과 같이 표현할 수 있다.

$$\overline{F}_j = \frac{1}{2\pi} \int_{\phi_s}^{\phi_e} \sum_{i=1}^{N_t} F_{i,j}(\phi) \quad j = X, Y \tag{14}$$

여기서,  $\phi_s$ 는 공구 진입 각도,  $\phi_e$ 는 공구 탈출 각도이다.

식 (12)를 식 (14)에 대입하여 각 방향 별 한 회전 당 평균 절삭력을 계산하면 식 (15), (16)와 같이 나타나며, 평균 절삭력은 공구의 날당 이송량  $f_t$ 에 비례함을 확인 할 수 있다. 따라서, 날당 이송량에 따른 X, Y방향의 평균 절삭력을 실험을 통해 구한 후, 식 (15), (16)를 이용하여 미지수인 절삭 계수  $K_t$ ,  $K_n$ 을 구하게 된다.

$$\begin{aligned}
 \overline{F}_X &= \frac{N_t b f_t}{8\pi} [K_t(\sin\alpha(2\phi - \sin 2\phi) - \cos\alpha\cos 2\phi) + \\
 &\quad K_n(\cos\alpha(2\phi - \sin 2\phi) + \cos\alpha\sin 2\phi)] \Big|_{\phi_s}^{\phi_e}
 \end{aligned} \tag{15}$$

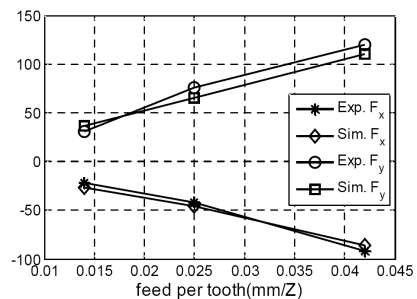
$$\begin{aligned}
 \overline{F}_Y &= \frac{N_t b f_t}{8\pi} [K_t(\cos\alpha(2\phi - \sin 2\phi) - \sin\alpha\cos 2\phi) - \\
 &\quad K_n(\sin\alpha(2\phi - \sin 2\phi) - \cos\alpha\cos 2\phi)] \Big|_{\phi_s}^{\phi_e}
 \end{aligned} \tag{16}$$

절삭 계수 선정 시 공구와 공작물의 상대 진동이 작은 절삭 조건에서 절삭력을 측정하였으며, 절삭 조건에 따라 변하지 않고 같은 공구와 같은 재질의 가공 소재에 대해서 항상 같은 값을 가진다고 가정하였다. 이는 절삭 계수가 기본적인 절삭력 조건인 날당 이송량, 절입 깊이의 변화에 따라 큰 영향을 받지 않는다는 것은 이전 논문들에 의해 검증된 사실이다<sup>[10,11]</sup>. 본 논문에서는 날당 이송을 0.014 mm/z, 0.025 mm/z, 0.042 mm/z로 증가시키면서 절삭력을 측정하였으며, 각 가공 조건의 평균 절삭력으로 계산된 절삭계수  $K_t$ ,  $K_n$ 의 평균값을 취했으며, 계산된 절삭계수는 Table 1과 같다. Fig. 5는 계산된 절삭계수에 의해 날당 이송 조건과 절삭 깊이의 변화에 따른 평균 절삭력을 비교한 결과로써, 절삭 조건의 변화에 따라 예측된 절삭력의 오차가 크게 증가하지 않는 것을 확인할 수 있었으며, 시뮬레이션 결과 값과 최대 20% 정도의 오차를 나타내었다. 절입 깊이가 증가함에 따라 오차량이 증가하였는데, 이는 실험에서 구한 절삭력이 구조 진동 성분을 포함하고 있기 때문으로 판단된다. 또한, 보다 정확한 절삭력 예측을 위해서는 절삭 계수가 일정한 상수 값이 아닌 절삭 파라미터들의 함수로 정의할 수 있으나, 본 논문에서는 절삭 계수가 일정한 상수 값을 가지는 것으로 가정하여 절삭력 모델에 적용하였다.

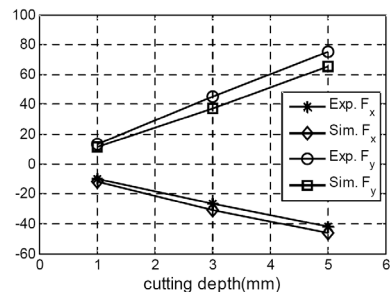
가공 실험은 Fig. 6에서처럼 full side milling과 open side milling의 두 가지 가공 조건으로 각각 수행하였다. Table 1에서처럼 알루미늄 가공소재에 커터 직경 80 mm, 8날, shank부 직경 32 mm, 공구 오버행 120 mm 조건에서 가공 하였으며, 절삭력 측정 은 3축 공구 동력계를 이용하여 Fig. 6의 좌표인 이송분력(X)과 배분력(Y)의 힘을 측정하였다. 측정 분해능은 절삭 파형을 충분히 파악할 수 있도록 10 kHz로 샘플링 하였다.

가공 실험 결과, Fig. 6에서와 같이 3면이 절삭력을 받는 full side milling 조건에서와 원주 방향의 1면이 절삭력을 받는 open side milling 조건에서의 절삭력 값이 크게 차이가 발생하지 않았으며, 이는 사이드 밀링 커터의 상하면에서는 절삭력이 크게 작용하지 않는다는 것을 의미한다. 또한 예측된 절삭력이 실 절삭력을 80% 이상 반영하고 있어, 헬릭스 각을 고려하지 않은 엔드밀 절삭력 모델 식을 이용한 사이드 밀링의 절삭력 예측이 타당함을 보여 준다. 하지만, Fig. 7의 절삭력 그래프에서 볼 수 있듯이 사이드 밀링의 경우 헬릭스 각이 반영되지 않음으로 인해 연속적인 칩 형성에 의한 부드러운 절삭력이 발생되지 않고 충격력에 가까운 단속 절삭이 이루어짐으로써 공작기계에 진동을 유발시키게 된다. 특히 사이드 밀링 공구의 경우, 오버행(overhang) 120 mm, Shank부 직경이 4 mm로 세장비(L/D)가 약 4이며, 두께가 얇은 플레인 밀링 커터에 인서트장착된 형태를 가지고 있어 강성에 취약한 부분이 있다. 이러한 영향으로 인해 절삭 실험 시 측정된 절삭력 파형은 공구 날의 회전에 의해 발생하는 절삭 파형에 구조 진동의 파형이

섞여 복잡한 형태로 나타남을 확인 할 수 있었다. 또한 절삭력이 작용하는 방향에 따라 진동의 양상이 다르게 나타났으며, 이는 공작기계의 구조 및 형상에 따라 결정되어 지는 장비 전체의 동강성(dynamic stiffness)에 의한 영향을 반영하고 있음을 의미한다. 따라서, 사이드 밀링과 같이 단속 절삭이 심한 가공에서는 공구와 소재를 강체로 가정하여 공구의 기하학적인 형상만을 고려한 절삭력 모델(static cutting model)보다는 장비의 동강성을 함께 고려한 동적 절삭력 모델(dynamic cutting model)을 적용하는 것이 보다 정확한 절삭력 예측을 위해 필요하므로, 사이드 밀링의 절삭력 모델에 공작기계 공구의 동강성을 함께 고려한 동적 절삭력 모델을 고려하여 예측된 절삭력이 실 절삭력을 잘 반영하는지를 추가적으로 검증하였다.



(a) Cutting depth 5 mm



(b) Spindle 500 rpm, feed 100 mm

Fig. 5 Comparison measured cutting forces and predicted ones using the estimated cutting coefficient  $K_t$ ,  $K_n$

Table 1 Experiment condition

	Spec. and Value
workpiece material	Al6061
tool cutter diameter, PVD coated insert	Dc=80 mm, Nt=8
Tool overhang, shank diameter	L=120 mm, D=32 mm
sampling time	10 kHz
Piezo dynamometer, signal conditioner	Kistler type 9257B
normal cutting force coefficient, $K_n$	2,750 N/mm <sup>2</sup>
tangential cutting force coefficient, $K_t$	1,950 N/mm <sup>2</sup>
cutting condition 1	500 rpm, 100 mm/min
cutting condition 2	900 rpm, 300 mm/min

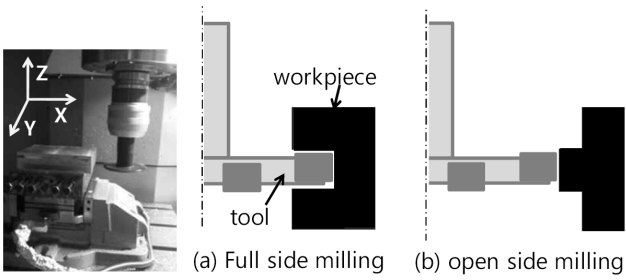
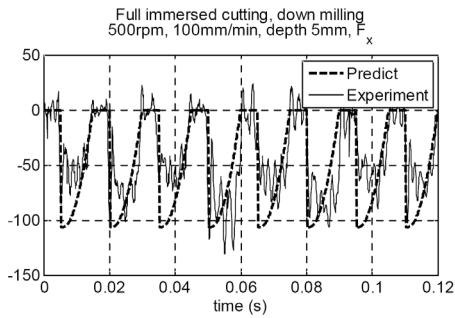
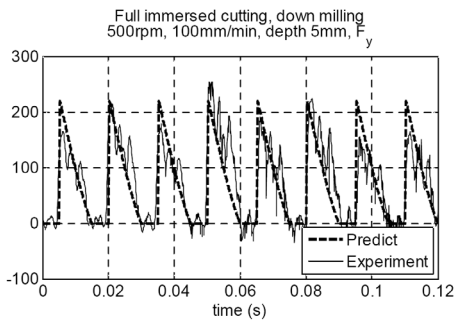


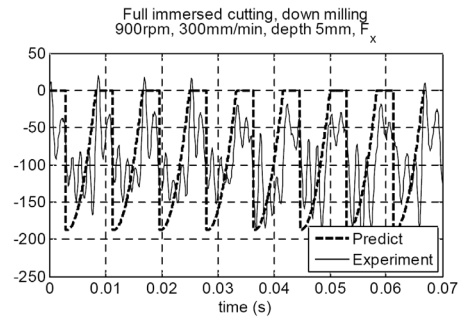
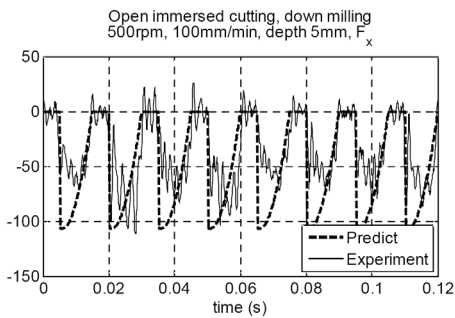
Fig. 6 Machining examples using side-milling cutter



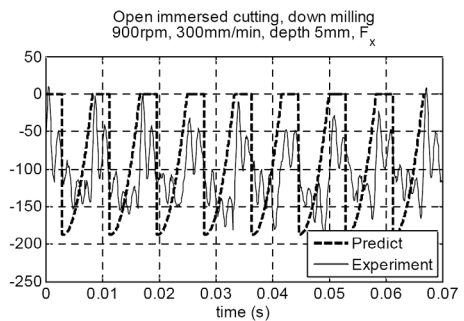
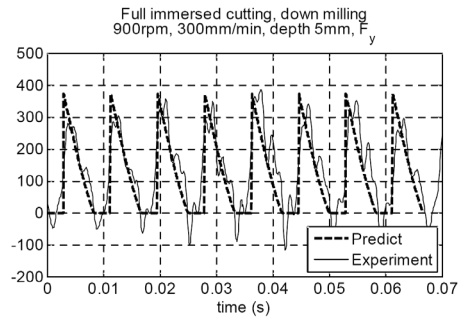
(a) Full side-milling in condition 1



(b) Open side-milling in condition 1



(c) Full side-milling in condition 2



(d) Open side-milling in condition 2

Fig. 7 Comparison measured cutting forces in full and open side-milling condition and predicted ones

### 3. 동적 절삭력 모델

#### 3.1 사이드 밀 동적 절삭력 모델

사이드 밀 가공 시 공작기계의 동적 특성을 반영하여 절삭 진동에 의해 발생하는 공구와 소재 사이의 상대 변위를 고려한 동적 절삭

모델을 구현하였다. Sertherland<sup>[3]</sup> 등은 공구의 처짐을 고려한 모델을 적용하거나, Altintas<sup>[4]</sup> 등은 주파수 영역에서의 가공 안정 선도(stability lobe)를 이용하여 절삭력을 예측하였으며, 본 논문에서는 Tlustý<sup>[14]</sup>의 시간영역에서의 절삭 특성을 시뮬레이션 하는 방법을 적용하였다. 공구 선단에서의 주파수 응답함수를 실험을 통해서 구한 후, 모드 해석을 통해 모드 매개변수(modal parameters)를 추출하여 모달 좌표계에서의 운동방정식을 이용하였다. Fig. 8은 구조 진동을 고려한 경우의 절삭 시 칩 두께 변화를 나타낸 것으로  $n(t)$ 는 가공 면에 수직인 방향으로 발생하는 진동 변위를 의미하며, 식 (17)와 같이 직교 좌표로 분해할 수 있다. 진동을 고려한 임의의 절삭 위치에서 순간적인 절삭 칩의 두께 변화는 식 (18)와 같이 변경될 수 있다.  $n(t-\tau)$ 는 이전 공구 날에 의해 가공 수직면에 발생하는 진동 변위를 의미하는 것으로 전체적인 절삭 칩의 두께 변화는 기하학적 조건에 의해 발생하는 절삭 칩의 두께에 진동의 영향에 의해 발생하는 현재 날과 이전 날에 의한 절삭 칩의 두께 변화를 더한 값으로 표현 할 수 있다. 진동의 영향으로 이전 날에 의해 발생된 가공 표면의 영향이 다음 날이 가공 할 경우 영향을 미쳐 절삭력의 변동을 유발하게 된다. 이러한 효과를 재생 효과(regenerative effect)라고 하며, 가공 불안정 상태인 체터(chatter)를 일으키는 주된 요인이 된다.

$$n = x \sin \phi - y \cos \phi \quad (17)$$

$$h(t) = f_i \sin(\phi) + n(t - \tau) - n(t), \quad \tau = \frac{60}{\Omega N_t} \quad (18)$$

공작기계의 동적 특성을 반영하기 위해서는 진동 모드 수행이 필요하다. 즉 절삭력에 대한 각 방향 진동 변위의 영향을 파악하기 위해서 공구 선단에서의 각 방향 임팩트 시험을 통한 주파수 응답 함수를 구하여야 한다. 진동 모드 시험을 통해 얻은 모드 매개변수(modal parameters)를 이용하여 주파수 응답함수를 나타내면 식 (19)와 같이 표현 할 수 있다.

$$\frac{q}{F} = \sum_m^{\text{modes}} \frac{1}{k_{qm}} \left\{ \frac{(1-r_m^2) - i(2\zeta_{qm}r_m)}{(1-r_m^2)^2 + (2\zeta_{qm}r_m)^2} \right\} \quad (19)$$

$q$ : 공구 선단에서의 진동 변위,  $F$ : 절삭력

$r_m = \frac{\omega}{(\omega_n)_m}$ ,  $k$ : 모드 수,  $\zeta_q$ : 모드 감쇠비,  $\omega_n$ : 고유진동수

식 (19)를 모달 좌표계(modal coordinate)의 운동 방정식으로 표현하면 식 (20)과 같이 표현할 수 있다.

$$\sum_m^{\text{modes}} \left[ \ddot{q}_m(t) + 2\zeta_{qm}\omega_{nm}\dot{q}_m(t) + \omega_{nm}^2 q_m(t) \right] = F(t) \quad (20)$$

식 (20)을 Runge-Kutta 방법으로 수치 적분하여 절삭 시 발생하는 동적 영향을 절삭력 모델에 반영되도록 하였다.

Fig. 9는 사이드 밀 가공 시 동적 절삭력 모델을 반영한 전체 절삭 메커니즘을 블록 다이어그램으로 나타낸 것이다. 기하학적 형상만을 고려한 절삭력 모델과 구조 진동의 영향을 고려한 동역학 모델과의 연성 관계에 의해 발생하는 절삭 칩의 두께 변화가 절삭력의 변화를 가져오게 된다.

Fig. 10은 공구 선단에서의 X, Y방향 임팩트 시험을 통해 구한 주파수 응답 함수와 모드 해석을 통해 규명된 주파수 응답 함수를 함께 나타내었으며, 규명된 모드 매개변수들은 Table 2와 같이 정리할 수 있다. 관심 주파수 대역은 2 kHz이며, X방향의 경우 4개의 모드, Y방향의 경우 3개의 모드를 동적 거동에 영향을 미치는 지배적인 모드로 선정하여 동적 절삭력 모델에 적용 하였다.

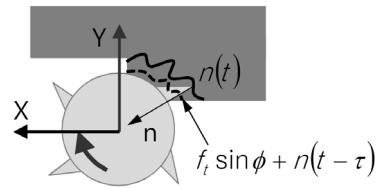


Fig. 8 Instantaneous chip thickness for dynamic cutting

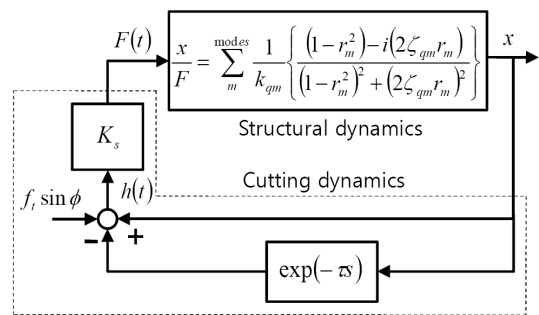
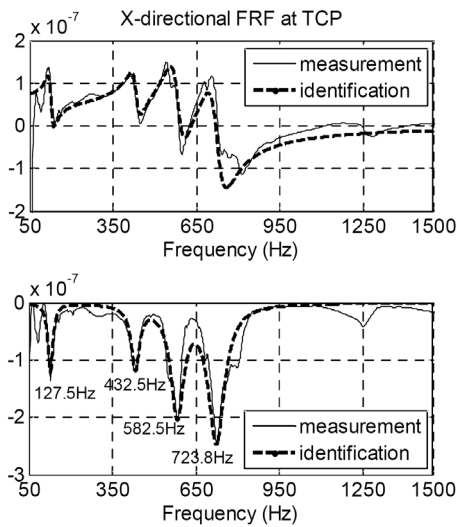


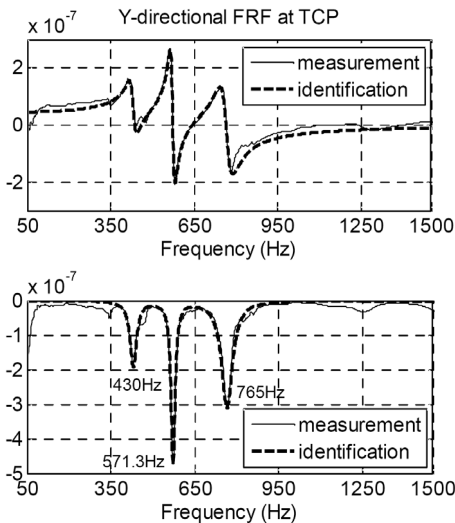
Fig. 9 Block diagram of dynamic cutting model

Table 2 Identified modal parameters at tool center point

X-direction	mode 1	mode 2	mode 3	mode 4
Natural frequency (Hz)	127.5	432.5	582.5	723.8
Modal stiffness (N/m)	4.98e7	1.12e8	5.45e7	4.31e7
Damping ratio	0.084	0.041	0.048	0.048
Y-direction	mode 1	mode 2	mode 3	
Natural frequency (Hz)	430	571.3	765	
Modal stiffness (N/m)	8.23e7	6.95e7	5.26e7	
Damping ratio	0.032	0.015	0.031	



(a) X-directional frequency response function at tool center point

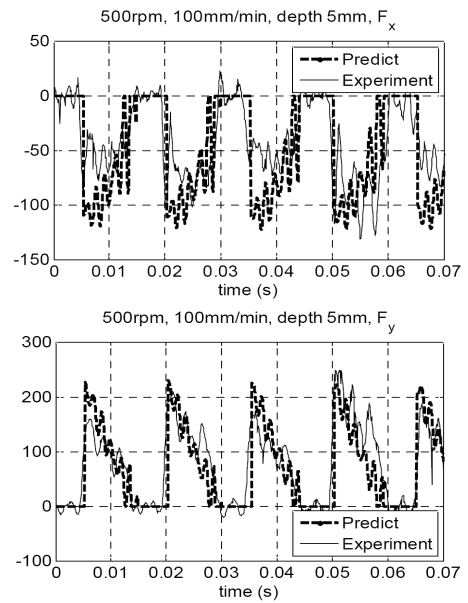


(b) Y-directional frequency response function at tool center point

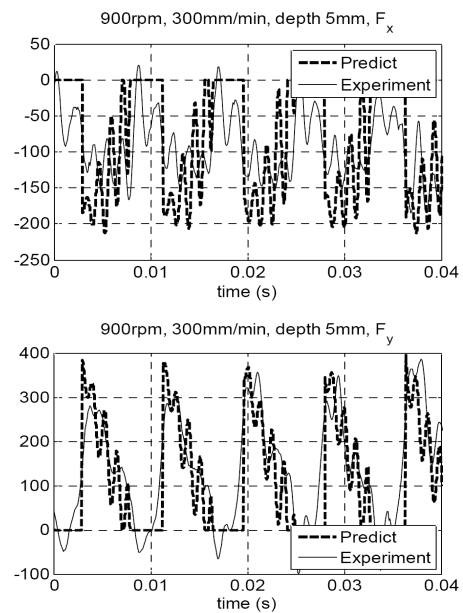
Fig. 10 Measured and identified frequency response function

### 3.2 사이드 밀 동적 절삭력 모델 검증

Table 1에서와 동일한 가공 조건으로 동적 절삭력 모델을 이용하여 실 가공 절삭력과 예측된 절삭력을 비교 검증 결과, 절삭 부하가 상대적으로 크게 작용하는 가공 조건 2에서 진동이 크게 발생하는 것을 확인 할 수 있으며, 특히 Y방향 대비 X방향의 진동이 더 크게 발생하는 이유로는 X방향의 주파수 응답함수에서 확인된 127.5 Hz의 낮은 구조물 고유진동수의 영향 때문이다. Fig. 11에서 가공 조건 2에서 실험에서 구한 절삭력 데이터와 시뮬레이션을 통해 얻은 절삭력 데이터를 주파수 분석 해 본 결과, 공구 회전 시 공구 날이 가진 하는 공구 통과 주파수(tool passing frequency)가 120 Hz로 X, Y방향 모두 공구 통과 주파수의 배수 성분의 주파수 진동이 나타났다. 이는 단속 절삭에 의한 날카로운 절삭력 파형이



(a) Full side-milling in condition 1



(b) Full side-milling in condition 2

Fig. 11 Comparison measured cutting forces and predicted ones

넓은 영역의 주파수 대역으로 동작기계를 가진 하는 효과를 나타내기 때문이다. 공구 통과 주파수 및 배수 성분에서 진동의 주 성분이 나타나는 것은 실험 결과와 시뮬레이션의 결과가 유사한 거동을 보이나, 실험에서 나타나고 있는 공구 통과 주파수 이외의 사이드 밴드 주파수들은 시뮬레이션으로 정확히 묘사되지 않았다. 이는 동적 거동 모델에 공구만의 동적 거동을 적용 하였으며, 소재의 취부 강성 및 구조물의 강성은 포함시키지 않았기 때문으로 판단된다. 또한, 가공 시 발생하는 공구 마모 등의 비선형적인 영향 등이 반영



된 결과라고 판단된다.

일반적인 엔드밀의 경우 헬릭스 각의 영향으로 부드러운 절삭력 파형을 나타나게 되며, 이로 인해 공작기계를 가진시키는 주파수 대역이 공구 통과 주파수를 크게 넘지 않으며 가진 시키는 에너지 또한 작다. 하지만, 사이드 밀링과 같은 단속 절삭 시에는 절삭 파형의 sharpness가 증가하기 때문에 공작기계를 가진 하는 주파수 대역이 공구 통과 주파수의 수배 이상을 가진시키며 그 에너지 또한 크게 작용한다. 따라서, 사이드 밀링 가공 시의 절삭력은 공작기계 및 공구의 강성과 소재의 취부 상태에 따른 동적 특성의 영향을 크게 받기 때문에 정확한 절삭력 예측을 위해서는 동적 거동을 고려한 절삭력 모델을 적용하는 것이 더욱 타당할 것으로 판단된다. 또한, 동적 모델의 적용을 통해 절삭 조건의 변경에 따른 절삭력의 거동을 용이하게 파악할 수 있다.

Fig. 12는 가공 조건 1에서 절삭 깊이를 5 mm에서 15 mm로

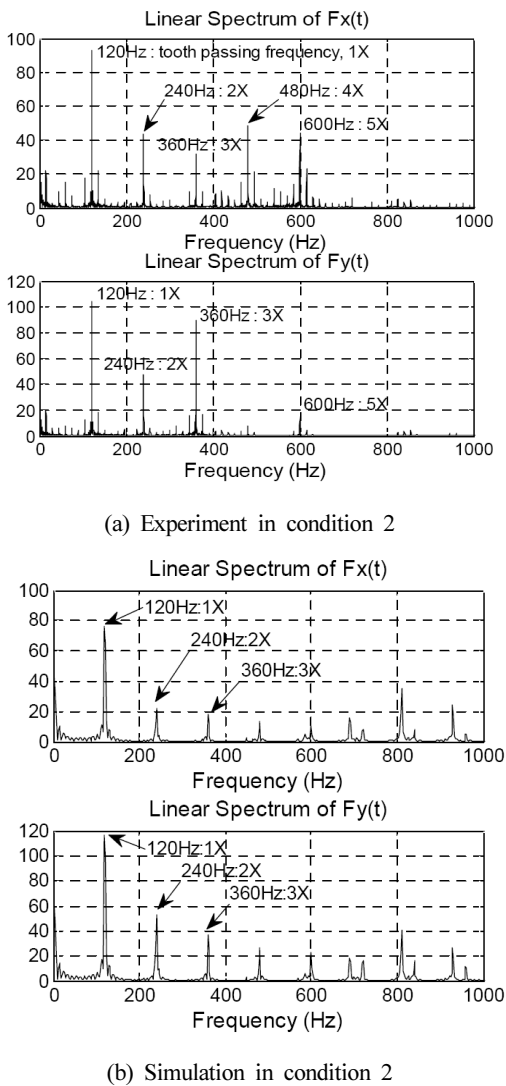


Fig. 12 Linear spectrum of cutting forces in condition 2

증가시켰을 경우 실험 결과와 정적, 동적 절삭력 모델의 시뮬레이션 결과를 비교한 것이다. 절삭 실험의 경우 절삭 깊이 증가로 인한 절삭력 증가가 공구 및 구조물의 동적 취약부위를 가진 하여 chatter (chatter) 현상을 유발시키는 것을 확인 할 수 있다. 하지만, 정적 절삭력 모델의 경우, 공구의 기하학적 형상에 의해 발생하는 절삭력만을 계산함으로써 절삭 깊이 증가와 같은 과도한 절삭력 작용 시 발생할 수 있는 강제 진동에 의한 영향을 배제 시키게 된다.

따라서, 황삭과 같은 절삭력이 크게 작용하는 경우 실 절삭력 거동을 제대로 반영하기 어렵다. 동적 절삭력 모델을 적용할 경우 공구, 소재 취부, 구조물 등의 동특성이 반영되기 때문에 절삭력 과다로 인해 발생하는 동적 불안정 현상을 실거동과 유사하게 예측할 수 있게 된다. Fig. 12의 경우 실험의 결과와 동적 모델 적용 시 결과가 유사한 거동을 보이지만 정확한 절삭력 거동을 반영하지는 못했다. 이는 공구 선단에서의 주파수 응답 함수 만 으로 절삭력

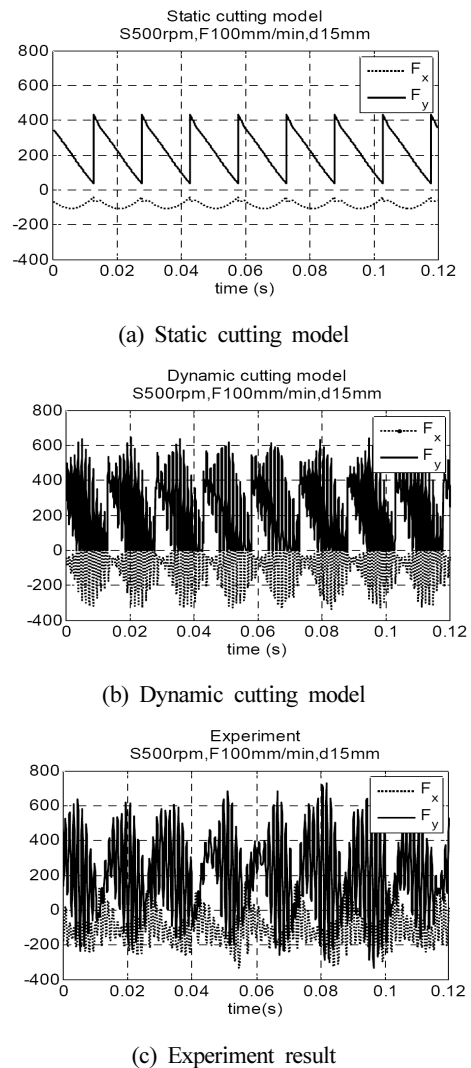


Fig. 13 Influence between static and dynamic cutting model according to increasing cutting depth

모델의 동특성을 반영했기 때문이며, 보다 정확한 절삭력 거동을 위해서는 공구 및 소재의 취부 동특성을 함께 반영해야 함을 확인할 수 있었다. 하지만, 사이드 밀링을 이용하여 가공을 하는 사용자 입장에서는 가공 공정의 사전 계획 단계에서 적절한 가공 조건을 선택하는데 많은 도움이 될 것이며, 이러한 사전 절삭력 예측을 통해 적절한 가공 조건 선정에 필요한 소요 시간을 크게 단축 시켜줄 수 있을 것으로 예상 된다.

#### 4. 결론

본 연구에서는 Devor<sup>[1]</sup>의 엔드 밀링의 절삭력 모델에서 헬릭스 각을 반영하지 않은 절삭력 모델을 이용하여 사이드 밀링의 절삭력을 측정하고 예측하였으며, 사이드 밀링의 절삭 특성을 파악한 결과, 헬릭스 각을 반영하지 않은 2차원 엔드 밀링절삭력 모델의 적용만으로도 예측된 절삭력이 실 절삭력을 최대 절삭력 기준으로 약 80% 이상 반영하고 있음을 확인할 수 있었다. 하지만, 사이드 밀링의 단속 절삭 특성으로 인해 높은 절삭 가진 주파수가 동작기계를 가진하게 되며, 이로 인해 구조진동의 영향이 크게 나타남을 확인하였다. 특히 절삭 깊이의 증가에 의해 동적 불안정성이 더욱 야기되어 정적 절삭력 모델의 적용만으로는 황삭 가공 시의 안정적인 절삭 조건 예측이 어려움을 확인할 수 있었다. 또한, 공구와 소재 사이 진동의 영향을 반영한 동적 절삭력 모델의 적용을 통해 실 절삭 특성을 더욱 잘 반영할 수 있었으며, 이를 통해 단속 절삭 형태의 사이드 밀링 가공은 동작기계의 동적 특성의 영향을 크게 받기 때문에 정확한 절삭력 예측 및 가공 계획 단계에서의 안정적인 가공 조건의 예측을 위해서는 동적 거동을 고려한 절삭력 모델을 적용하는 것이 타당할 것이며, 보다 정확한 실 절삭 거동의 예측을 위해서는 공구 선단에서의 동특성뿐만 아니라 가공물 취부의 동강성이 함께 반영된 동적 모델의 적용이 필요함을 확인할 수 있었다.

#### References

- [1] Kline, W. A., Devor, R. E. Lindberg, J. R., 1982, The Prediction of Cutting Forces in End Milling with Application to Cornering Cuts, *Int. J. Machine Tools and Manufacture*, 22:1 7-22.
- [2] Kline, W. A., Devor, R. E., 1983, The Effect of Run Out on Cutting Geometry and Forces in End Milling, *Int. J. Machine Tools and Manufacture*, 23:2/3 123-140.
- [3] Sutherland, J. W., 1988, Dynamic Model of the Cutting Force System in the End Milling Process, *ASME Sensors and Controls for Manufacturing*, PED-33, 53-62.
- [4] Altintas, Y., Budak, E., 1995, Analytical Prediction of Stability Lobes in Milling, *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, 44:1, 357-362.
- [5] Altintas, Y., Lee, P., 1996, A General Mechanics and Dynamics model for Helical End Mills, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 45:1 59-64.
- [6] Wan, M., Zhang, W. H., Tan, G., Qin, G. H., 2007, New Cutting Forces Modelling Approach for Flat End Mill, *Chinese Journal of Aeronautics*, 20:3 282-288.
- [7] Schmitz, T., Smith, K. S., 2009, *Machining dynamics: Frequency Response to Improved Productivity*, Springer, New York, USA.
- [8] Jung, S. C., Kim, K. W., 2004, A Study on the Cutting Forces Prediction Using Machining Theory in End Milling, *Proceeding of the Korean Society of Mechanical Engineers*, 928-933.
- [9] Hwang, C. H., Cho, D. W., 1999, Chatter Prediction in End Milling Using Dynamic Cutting Force Modelling, *Korean Society for Precision Engineering*, 16:2 104-115.
- [10] Ahn, S. H., Ko, J. H., Cho, D. W., 2003, Generalized Method for Constructing Cutting Force Coefficients Database in End Milling, *Korean Society for Precision Engineering*, 20:8 39-46.
- [11] Budak, E., Altintas, Y., Armarego, E. J. A., 1996, Prediction of Milling Force Coefficients from Orthogonal Cutting Force Data, *ASME Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 118:2 216-224.
- [12] Lee, S. Y., Im, Y. M., 2004, Prediction and Experiments of Cutting Force in End Milling, *Transactions of the Korean Society of Machine Tool Engineers*, 13:4 9-15.
- [13] Kim, K. W., Joo, J. H., Lee, W. Y., Choi S. J., 2008, Modeling of Specific Cutting Pressure and Prediction of the Cutting Forces in Face Milling, *Transactions of the Korean Society of Machine Tool Engineers*, 17:5 116-122.
- [14] Smiths, S., Thusty, J., 1993, Efficient Simulation Programs for Chatter in Milling, *Annals of the CIRP* 42 463-466.