

엔드밀 가공에서의 절삭력 모델링에 관한 연구

김성청*, 이웅석*, 김형곤*

A Study on the Modeling for Cutting Force

S. C. Kim, E. S. Lee, H. G. Kim

* 충북대학교, 기계공학부

Abstract

This study is concerned about the verification and the implementation of a mechanical model for the force system in end milling. The model is based on the relationship between the cutting forces and the chip thickness. The components of the model are based on the average cutting forces which are experimentally obtained. And, both instantaneous and average force system characteristics are described as a function of cut geometry and a feed rate. This model employed two specific cutting forces, instantaneous and average specific cutting force, and the models which obtained using two cutting forces were compared and analyzed.

In this study, cutter deflection with respect to the center of rotation is considered, which is a major part of the tool run-outs. The effect of run-out on the cutting forces is also discussed. The relationships among the run-out parameters, cutting parameters and the resulting force system characteristics are presented. In all cases, for the down milling with a right hand helix cutter is considered.

1. 서 론

엔드밀 가공은 다양한 형상의 황삭 및 정삭 가공에 유용하므로 금형 가공 등 많은 산업에 널리

사용되고 있다. 엔드밀 가공에서의 정밀도는 매우 중요하기 때문에 고정밀도의 가공이 이루어져야 한다. 엔드밀 가공시 정밀도에 영향을 미치는 것은 공구에 작용하는 절삭력이며 이것은 공구와 피삭재의 변형 및 공구에 발생하는 기하학적 런아웃등에 많은 영향을 받는다. 그러므로 실제 현장에서 절삭력을 측정하며 가공을 수행하기는 불가능한 일이기 때문에 실제 측정을 하지 않고 절삭력을 예측할 수 있다면 가공후의 표면의 형상을 예측할 수 있게 되어 정밀한 가공을 수행할 수 있다.

지금까지 엔드밀 가공에서 절삭력과 표면정밀도의 향상을 위한 많은 연구가 볼엔드밀 가공이나 평엔드밀 가공에서 수행되어 왔다. Kline과 Devor^{1,2)}는 런아웃(runout) 발생시 절삭력의 특성을 예측하기 위하여 절삭기구, 공구반경, 칩두께 및 공구의 입·출각도 등을 고려한 절삭모델을 개발하였고, Sutherland³⁾는 공구의 처짐을 고려한 절삭력 모델을 개발하였다. 과거 연구들은 대부분 절삭력에 대한 이론식을 개발하고 이를 검증했으며, 이 이론식을 바탕으로 표면형성을 예측하는 것이 대부분이었다. 하지만 절삭력 모델링에 있어서 비절삭저항의 결정은 중요하며, 순간절삭력과 평균절삭력을 이용한 비절삭저항을 비교 대한 검증할 필요성이 요구된다. 또한 절삭력에 영향을 미치는 중요한 요소인 런아웃에 대해서 기존의 연구들은 단지 고려만 하였을 뿐이다. 따라서 실제 공작기계에 발생하는 런아웃을 측정하여 절삭력에 미치는 영향에 대한 연구가 필요하다.

밀링 가공에서 절삭력을 억제하고 공구 런아웃을 극소화하기 위해서는 먼저 가공역학과 올바른

절삭현상의 파악이 필요하다. 본 연구에서는 미소 절삭날 모델을 이용하여 엔드밀 가공시 발생하는 절삭력을 구하기 위한 알고리즘을 구성하고, 실험에 의해 실제 발생하는 절삭력을 측정하여 이론식에 의한 시뮬레이션 프로그램을 검증한다. 미소 절삭날 모델에서 절삭력은 비절삭저항에 비례하여 발생하는데, 이러한 비절삭저항은 순간 절삭전의 절입깊이에 대한 지수함수의 관계를 가진다. 또한 공구의 평균절입깊이에 대한 지수함수로서 비절삭저항의 관계식을 구할 수 있다. 따라서 본 연구에서는 순간 비절삭저항 모델과 평균 비절삭저항 모델을 이용하여 비절삭저항의 관계식을 구하고 보나 효율적인 비절삭저항의 선정을 위해 두 모델을 비교 검토한다. 절삭력은 이송속도와 절삭깊이 등의 가공조건에 따라서 크게 변하며, 특히 공구의 편심에 의한 런아웃은 절삭력의 변동에 큰 영향을 미친다. 런아웃은 각각의 공구날에 회전반경의 차이를 발생시켜 공구날에 따라 절입깊이의 변화에 의해 날간의 절삭력의 변화를 유발한다. 또한, 공구 편심에 의한 런아웃이 없을 경우는 간단한 식에 의해 구해질 수 있으나, 런아웃이 존재할 경우 식에 의해 구해진 값과 미소한 차이가 생긴다. 따라서 이러한 미소한 변동을 고려하고 평균절입깊이를 구하고, 비절삭저항 모델과 절삭력 시뮬레이션 프로그램에 모두 적용시켰다.

런아웃은 정상가공시에도 약 2 μm 정도 존재한다고 알려져 있으며 비록 미소할지라도 절삭력의 변동에 매우 큰 영향을 준다. 따라서 런아웃의 크기를 측정하기 위하여 변위 센서를 이용하여 스피들 축에 대한 공구 오프셋량을 구하고, 이러한 편심이 절삭력에 미치는 영향을 절삭력의 주파수 분석을 통하여 살펴보았다.

2. 절삭력 모델링

2.1 절삭력 이론

엔드밀 절삭에서 절삭력은 피삭면에 평행한 접선방향의 힘 F_T 와 반경방향의 힘 F_R 로 나타낼 수 있다. Fig. 1은 엔드밀을 단면 방향으로 잘랐을 때 절삭날에 작용하는 미소 절삭력을 접선방향의 미소절삭력 성분 dF_T 와 반경방향의 미소절삭력 성분 dF_R 로 표현한 것이다. 상향절삭에서 하향절삭으로

가공방향이 바뀌에 따라 날부에 작용하는 접선방향과 반경방향의 힘의 방향이 변하게 된다. 또한, 엔드밀에 존재하는 나선각(helix angle)에 의하여 미소절삭날의 각위치가 β 에 따라 변하게 되고, 모든 미소절삭력을 공구진행방향과 법선방향에 대하여 고정된 XY 좌표계에 대하여 좌표변환을 하고 모두 합하면 상향절삭과 하향절삭에 대하여 다음과 같이 절삭력 계산식을 유도할 수 있다.

상향절삭

$$F_X = \sum (dF_T \cdot \cos \beta + dF_R \cdot \sin \beta) \quad (1)$$

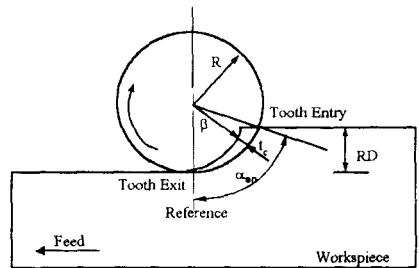
$$F_Y = \sum (dF_T \cdot \sin \beta - dF_R \cdot \cos \beta)$$

하향절삭

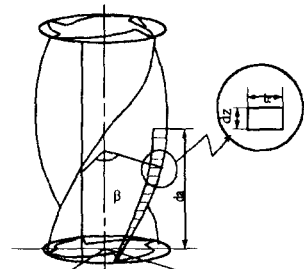
$$F_X = \sum (dF_T \cdot \cos \beta - dF_R \cdot \sin \beta) \quad (2)$$

$$F_Y = \sum (-dF_T \cdot \sin \beta - dF_R \cdot \cos \beta)$$

엔드밀가공에서 절삭력 예측을 위해 Kline^[1]이 제안한 미소절삭력 모델을 사용하였다. 엔드밀에서 절삭력 모델링을 위한 중요한 요소는 절삭날에 작용하는 절입깊이이다. 절삭날이 나선각 α_n 를 가지고 있을 때 어느 한 순간에 각각의 절삭날에 작용하는 절입깊이는 Fig.1(a)와 같이 공구의 회전각 위치에 따라 변하게 된다. 따라서 어느 순간에 절입두께를 완전하게 표현하기 위해서 Fig.1(b)와



(a) Down milling process



(b) Cutter geometry

Fig. 2 Chip load distribution model in end mill cutting

같이 엔드밀을 얇은 두께를 가진 미소한 판요소로 분할한다. 이때 하나의 판요소를 고려할 때 기준점으로부터 β 에 위치한 절삭날에 의한 절입두께는 Fig. 2(a)에서 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$t_c = f_i \sin \beta \quad (3)$$

엔드밀 가공시 공구날이 작용하는 접촉면적은 절입깊이와 공구의 축방향 미소요소의 두께와의 곱으로 계산할 수 있다. 따라서, 축방향의 미소요소에 대한 접선방향에 순간절삭력은 접촉면적과 비절삭저항의 곱으로 계산될 수 있고, 반경방향의 절삭력은 접선방향의 절삭력에 비례상수를 곱하여 계산될 수 있으며, 일반적으로 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$dF_T = K_T \cdot d_z \cdot t_c, \quad dF_R = K_R \cdot dF_T \quad (4)$$

엔드밀의 순간 절삭력을 계산하기 위해 엔드밀의 회전을 N_θ 개로 나누어주고, 공구가 j 만큼 회전할 때 k 번째 절삭날에 대해서 i 번째 축방향 미소요소의 회전각위치는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\beta(i, j, k) = -\theta(j) + (k-1) \frac{2\pi}{N_f} \quad (5)$$

$$\left[(i-1) d_z \frac{d_z}{2} \right] \times \frac{\tan \alpha_h}{Rc}$$

여기서 $\beta(i, j, k)$ 의 범위는 공구가 절입을 시작하는 각 α_{en} 과 공구가 절삭 과정을 탈출하는 각 α_{ex} 사이에 있을 때 성립한다. 하향절삭에서 탈출각 α_{ex} 는 Fig. 2(a)에서 보면 기준각으로 0으로 놓을 수 있으며 α_{en} 은 기하학적 형상에 의해 다음과 같이 표현된다.

$$\alpha_{en} = \cos^{-1} \left[1 - \left(\frac{RD}{Rc} \right) \right] \quad (6)$$

위의 식 (3)와 (4)를 이용하여 접선방향의 미소절삭력과 반경방향의 미소절삭력을 공구가 j 만큼 회전한 위치에서 k 번째 공구날에 대해 i 번째 축방향 미소요소에 대해 표현하면 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$F_T(i, j, k) = K_T \cdot d_z \cdot t_c(i, j, k)$$

$$F_R(i, j, k) = K_R \cdot dF_T(i, j, k) \quad (7)$$

여기서, $t_c(i, j, k) = f_i \cdot \sin[\beta(i, j, k)]$,

$\alpha_{ex} \leq \beta(i, j, k) \leq \alpha_{en}$ 이다.

접선방향과 반경방향에 대한 미소 절삭력 성분은

식(2)에 따라서 X방향 성분과 Y방향 성분으로 좌표변환을 하여 나타내면 하향절삭에 대하여 다음과 같이 표현된다.

$$F_X(i, j) = \sum_{k=1}^{N_f} (F_T(i, j, k) \cos[\beta(i, j, k)] - F_R(i, j, k) \sin[\beta(i, j, k)])$$

$$F_Y(i, j) = \sum_{k=1}^{N_f} (-F_T(i, j, k) \sin[\beta(i, j, k)] - F_R(i, j, k) \cos[\beta(i, j, k)]) \quad (8)$$

이제 축방향의 미소요소에 걸리는 힘을 모두 합하여 공구가 회전함에 따라서 발생하는 절삭력을 구할 수 있으며, 절삭날이 j 만큼 회전할 때 절삭날에 작용하는 전체 X방향 힘과 Y방향 힘은 모두 축방향의 미소요소에 작용하는 힘을 합하여 계산할 수 있으며 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$F_X(j) = \sum_{i=1}^{N_f} F_X(i, j), \quad F_Y(j) = \sum_{i=1}^{N_f} F_Y(i, j) \quad (9)$$

2.2 공구의 런아웃

공구의 런아웃(run-out)은 엔드밀과 같은 다인공구를 사용하는 기계가공에서 자주 발생하는 것으로서 Fig.2와 같이 주축의 스핀들의 중심과 공구의 중심이 기하학적으로 어긋나서 발생하는 것과 공구가 축에 대하여 기울어져 있는 경우가 있다. 기울어진 경우는 측정이 곤란하지만 공구가 스핀들 축에 대하여 편심에 의한 중심의 오프셋량은 미소변위 센서를 이용하여 측정을 할 수 있다.

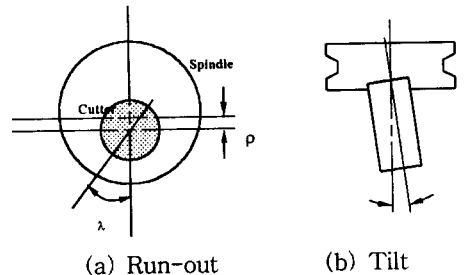


Fig.2 Run-out and tilt of end mill cutter

편심에 의한 공구의 런아웃은 공구가 회전함에 따라서 공구 반경의 차이에 의해 절입량의 변화가 생겨 절삭날에 발생하는 절삭력에 변화가 생기고, 가공면에 많은 오차를 유발한다. Fig.2(a)에서 같이 공구가 스핀들 중심에 대해 ρ 만큼 오프셋을 가지고 있을 때 임의의 한 날의 반경은 다음과 같이

표현될 수 있다.

$$R(i, k) = Rc + \rho \cos(\delta\beta) \quad (10)$$

여기서,

$$\delta\beta = (k-1) \frac{2\pi}{N_f} + \left[(i-1)d_z + \frac{d_z}{2} \right] \tan \frac{\alpha_h}{R} - \lambda$$

이다. 런아웃이 이송속도에 비해 작다고 가정했을 때 각각의 절삭날은 모두 가공에 관여하게 되고, 반경차이에 의해 반경이 큰 절삭날은 반경이 작은 그 전날에 의해 남겨진 양만큼을 더 절삭하게 된다. 런아웃이 이송속도에 비해 매우 크면, 가공에 관여하는 절삭날의 수가 줄어들게 되고 결국은 공구의 한 날만이 가공에 관여하게 된다. 하지만 대부분의 가공에서 런아웃은 이송속도에 비해 미소하기 때문에 여기서는 런아웃이 작은 경우만 고려한다. 따라서 런아웃을 고려하여 절삭력 시뮬레이션을 수행할 때 현재 가공에 관여하는 공구날의 실제반경과 그 전 공구날의 반경의 차이를 더하여 실제 절입량은 다음식으로 수정되어야 한다.

$$t_c(i, j, k) = [R(i, k) - R(i, k-1)] + f_i \sin[\beta(i, j, k)] \quad (11)$$

또한 런아웃이 존재하게 됨으로써 α_{ex} 의 변화를 고려해야 한다. 이것은 기하학적 관계에 의해서 다음과 같이 나타낼 수 있으며, 각 α_{en} 에서는 런아웃의 영향은 무시한다.

$$\alpha_{ex} = \sin^{-1} \left[\frac{(R(i, k-1))^2 - R(i, k)^2 - f_i^2}{2f_i R(i, k)} \right] \quad (12)$$

2.3 비절삭저항의 결정

비절삭저항 K_T 와 비례상수 K_R 은 평균 절삭력을 이용하여 얻을 수 있으며, 식(9)로부터 평균 절삭력을 구하는 식을 유도할 수 있다. 엔드밀의 한 회전을 N_θ 개로 나누었을 때 회전당 얻어진 절삭력을 모두 합하여 N_θ 개로 나누어주면 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} \overline{F_X} &= \sum_{j=1}^{N_\theta} \sum_{i=1}^{N_f} \sum_{k=1}^{N_f} \{K_T d_z f \cos[\beta(i, j, k)] \\ &\sin[\beta(i, j, k)] - K_R K_T d_z f \sin^2[\beta(i, j, k)]\} / N_\theta \\ \overline{F_Y} &= \sum_{j=1}^{N_\theta} \sum_{i=1}^{N_f} \sum_{k=1}^{N_f} \{K_T d_z f \sin^2[\beta(i, j, k)] + \\ &K_R K_T d_z f \sin[\beta(i, j, k)] \cos[\beta(i, j, k)]\} / N_\theta \quad (13) \end{aligned}$$

평균 절삭력은 실험에 의하여 얻을 수 있으며, 측정된 평균절삭력을 위의 식(13)에 대입하여 두 식을 연립하면 각각의 가공조건에 대하여 K_T 와 K_R 값을 구할 수 있다. 위의 식(13)에 의해 각각의 가공조건에서 구한 K_T 와 K_R 값을 이용하여 평균 비절삭 저항 모델에 의해 다른 가공조건에 사용하기 위한 데이터로 사용할 수 있다. 평균 비절삭저항 모델에서 K_T 와 K_R 값은 평균절입깊이에 대한 지수함수의 관계를 가지며 다음과 같이 나타낸다.

$$K_T = C_1 (t_m)^{P_1}, \quad K_R = C_2 (t_m)^{P_2} \quad (14)$$

각각의 가공조건에서 구한 비절삭 저항의 값과 그때의 평균절입깊이를 입력데이터로 최소자승법에 의해서 계수를 결정할 수 있다. 여기서, 평균절입깊이 t_m 의 값은 Fig.1(a)에서 런아웃에 의한 반경변화를 무시할 때 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} t_m &= \frac{\int_{\alpha_{ex}}^{\alpha_m} t_c d\beta}{(\alpha_{en} - \alpha_{ex})} = \frac{\int_{\alpha_{ex}}^{\alpha_m} f_i \sin(\beta) d\beta}{(\alpha_{en} - \alpha_{ex})} \\ &= \frac{f_i R D}{R \alpha_{en}} \quad (15) \end{aligned}$$

그러나, 런아웃의 영향을 고려하면 평균절입깊이에 변화가 생기게 되며 식(11)에 의해 프로그램하여 런아웃을 고려한 평균절입깊이를 얻을 수 있다. 절삭력의 정확한 예측을 위해 런아웃을 고려한 평균절입깊이를 구하여 비절삭저항의 관계식을 구해야 한다. 순간비절삭저항 모델에 의해 비절삭저항의 관계식을 구할 경우 미소절삭력은 접선방향의 비절삭저항과 반경방향의 비절삭저항을 이용하여 다음과 같이 나타낸다.

$$\begin{aligned} F_T(i, j, k) &= K_T t_c(i, j, k) dz \\ F_R(i, j, k) &= K_R t_c(i, j, k) dz \quad (16) \end{aligned}$$

따라서, j 번째 회전각위치에서 k 번째 공구날에 대해 i 번째 축방향 미소요소에 대한 접선방향과 법선방향의 순간비절삭저항 $K_T(i, j, k)$ 와 $K_R(i, j, k)$ 는 다음과 같은 지수관계식으로 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} K_T(i, j, k) &= C_1 t_c(i, j, k)^{P_1} \\ K_R(i, j, k) &= C_2 t_c(i, j, k)^{P_2} \quad (17) \end{aligned}$$

3. 실험 방법 및 장치

절삭력을 측정하기 위한 가공 조건은 Table 1에 보여지는 것과 같다. 시편의 재질은 탄소강 SM45C 이고, 시편의 크기는 25×25×30 mm로 실험을 간단히 하기 위하여 축방향 절입깊이는 8 mm로 일정하게 하고 반경방향 절입깊이와 이송속도를 변화시켰으며, 가공조건에 따라 하향절삭에 의해 가공을 수행하였다. 반경방향 절입깊이 및 이송속도의 변화에 대하여 가공을 수행하고 절삭력을 측정하였으며, 여기서 구한 절삭력을 이용하여 절삭력 모델링에 있어서 절입깊이와 절삭력의 비례값인 비절삭저항을 구하여 이론식의 정확성을 검증하였다. 또한 절삭력의 값과 가공조건을 비절삭저항의 계수를 구하기 위한 입력데이터로 사용하였다. 또한 절삭력 시뮬레이션 프로그램의 유용성을 검증하기 위해 다른 가공조건으로 반경방향 절입깊이 및 이송속도 변화에 대한 가공을 수행하여 절삭력을 측정하였다. 실험장치의 개략도는 Fig.3에 나타내었으며, 대우중공업의 머시닝센터 ACE-30A을 이용하여 각각의 가공조건에 따라 평엔드밀에 의하여 측면 가공을 수행하고, 공구동력 계로부터 나오는 신호를 A/D 컨버터를 통하여 샘플링 속도를 1000pts/sec로 하였다. 실험에 사용된 공구동력계는 Kistler사의 밀링용 공구동력계 9257B 이며, 압전원리를 이용한 장치이다.

공구 런아웃 측정실험은 절삭력 실험과 동시에 수행하지는 않았으며, 주축을 고정하고 스피들을 공회전 시키면서 절삭가공에 사용된 회전속도에 대한 런아웃을 측정하였다. 사용된 변위센서는 광화이버(Fiber optics) Gap 센서를 사용하였다.

4. 결과 및 고찰

광화이버 변위센서로부터의 런아웃 신호를 보면 사인파를 형성하며 이것은 공구의 한 회전의

Table 1 Cutting conditions for test

Cutting variables	Cutting conditions
Axial depth of cut (Ad)	8 mm
Radial depth of cut (Rd)	0.5, 0.7, 1.0 mm
Feed(feed/tooth)	0.015, 0.020, 0.025, 0.030, 0.07, 0.08, 0.09, 0.1mm
Direction of cutting	Down milling

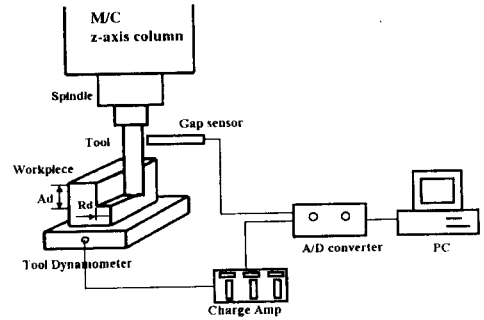


Fig.3 Experimental set-up for cutting force measurement

주기와 같다. 이 데이터에 의한 공구축의 편심을 알아보기 위해 극좌표로 변환하고 최소자승원법에 의해 최적의 원을 그린 다음 원의 중심의 이동을 계산하여 편심량을 구하면 약 0.002mm 이다. 따라서 이 값을 공구의 런아웃량이라 하고 절삭력 시뮬레이션 프로그램에 적용하였다. Fig.4에 측정된 데이터와 최소자승원법에 의한 최적의 원을 보여 주고 있다. 실험에 사용된 주축 회전속도에 대해 런아웃을 측정된 결과 500-1000rpm 범위에서는 변화가 없음을 알 수 있었다.

실험에 의해 구해진 평균 절삭력의 값과 식(13)을 이용하여 각각의 가공조건에 대해서 비절삭저항을 구하고 Table 2에 하향절삭에 대해서 구해진 비절삭저항의 값을 나타내었다. 식(13)에 의해서 구해진 비절삭저항을 가지고 절삭력에 대한 이론식을 검증하기 위하여 위에서 구한 비절삭저항의 값과 런아웃을 고려하여 절삭력을 모델링하였다.

Fig.5는 일정한 축방향 절입깊이(Ad), 이송속도 및 반경방향 절입깊이(Rd)에서 모델링에 의한

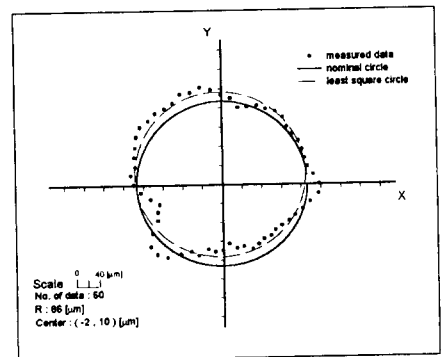


Fig.4 Two-dimensional polar plot of measured cutter run-out

절삭력을 비교해 놓은 것이며, 전체적으로 실험과 시뮬레이션값은 잘 일치하고 있음을 알 수 있다. 실험에 의해서 구해진 평균절삭력과 시뮬레이션에 의한 절삭력의 평균을 비교해 보면 Table 2에 보여지는 것처럼 매우 잘 일치하고 있음을 알 수 있다. 따라서, 미소절삭력 모델에 의한 절삭력 예측 프로그램의 정확성을 검증할 수 있었다.

절삭력의 파형에서 각각의 날에 대해서 피크값들이 차이가 나는 것은 공구 편심에 의한 런아웃의 영향이다. 시뮬레이션에서도 위에서 구한 0.002 mm의 런아웃을 고려하였으며 절삭력의 피크값의 변화가 실험에 의한 피크값의 변화와 잘 일치하고 있음을 알 수 있다. 따라서 간단한 변위센서에 의한 동작기계 스핀들의 런아웃 측정 결과가 매우 유용함을 알 수 있었고, 런아웃의 크기는 매우 작았지만 절삭력의 변동에 큰 영향을 미치는 것으로 보아 엔드밀링에서 절삭력 변동의 주요 원인은 공구 런아웃임을 알 수 있다.

절삭력에 영향을 미치는 런아웃의 영향을 살펴보기 위해 Fig.6은 일정한 주축 회전수, 이송속도 및 반경방향 절입깊이에서 실험된 절삭력의 주파수 성분 분석이다. X방향 절삭력의 주파수 성분을 보면 주축의 회전 주파수와 동일한 8.33Hz 성분이 있다. 절삭력 파형에서 피크값들의 변화의 주기를 보면 공구의 한 회전 주기와 동일함을 알 수 있으며 따라서 8.33 Hz의 주파수는 런아웃에 의한 주파수 성분과 동일함을 알 수 있다. 또한 33.33Hz의 지배적인 주파수 성분이 보이는데 이것은 각각의 공구날이 지나는 주파수임을 알 수 있다.

Table 2 Measured and calculated average forces and K_T and K_R

Test No.	Measured		K_T [N/m ²]	K_R	Calculated	
	\bar{F}_X [N]	\bar{F}_Y [N]			\bar{F}_X [N]	\bar{F}_Y [N]
1	70.17	-103.14	10416.8	0.7502	70.16	-103.13
2	77.67	-109.43	8605.8	0.7168	77.66	-109.42
3	91.24	-121.19	7969.7	0.6724	91.23	-121.18
4	100.96	-132.13	7331.8	0.6612	100.95	-132.12
5	75.14	-124.18	8794.5	0.7342	75.10	-124.14
6	94.89	-148.47	8204.9	0.6938	94.84	-148.43
7	104.46	-163.86	7256.7	0.6941	104.42	-113.83
8	128.29	-178.29	7103.5	0.6130	128.25	-178.25
9	78.47	-164.98	7711.2	0.7643	78.30	-104.82
10	93.03	-147.61	6014.3	0.5889	92.90	-147.51
11	111.99	-204.39	6199.8	0.6730	111.86	-204.29
12	132.02	-230.71	5973.9	0.6457	131.90	-230.62

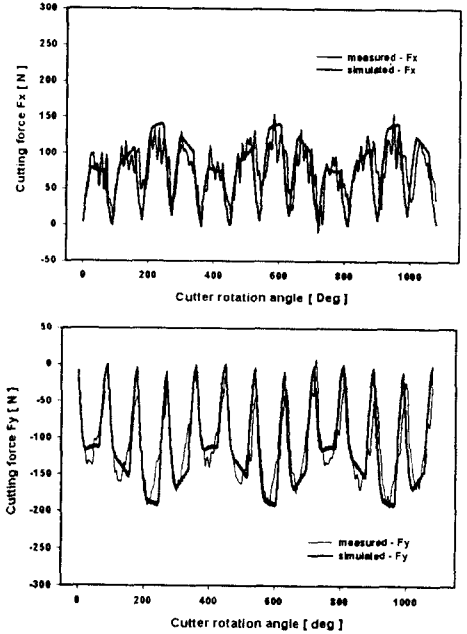


Fig.5 Comparison of calculated and measured cutting forces for F_x , F_y (Feed 0.020mm/tooth, Rd 0.5 mm, Ad 8mm)

나머지 미소하게 나타나는 주파수 성분은 기타 다른 요인에 기인한 채터링에 의한 것임을 알 수 있다. 따라서, 주파수 성분을 분석해 본 결과 절삭날에 의한 주파수 성분의 크기는 평균절삭력의 크기에 따라 변하고 있지만 런아웃에 의한 주파수 성분은 각각의 가공조건에서 크기의 변화가 없음을 알 수 있다.

4.3 비절삭저항

여러 가지 가공조건에 의해서 구해진 비절삭저항을 다른 가공조건에 적용하기 위하여 비절삭저항을 평균절입두께에 대한 지수함수로 나타낼 수 있다. Fig.10은 실험에 사용된 가공조건에서 평균절입깊이와 비절삭저항과의 대수적인 관계를 보여주고 있다. 비절삭저항 K_T 와 K_R 모두 평균절입깊이와 대수적으로 거의 선형임을 알 수 있으며 따라서 비절삭저항을 평균절입깊이에 대한 지수함수로 나타낼 수 있음을 확인 할 수 있다. 또한 절삭저항이 반경방향 절입깊이에 대해 공구의 접선방향으로의 변화가 큰 것으로 보이며 이것은 공구에 작용하는 접선방향의 변동이 공구반경방향보다

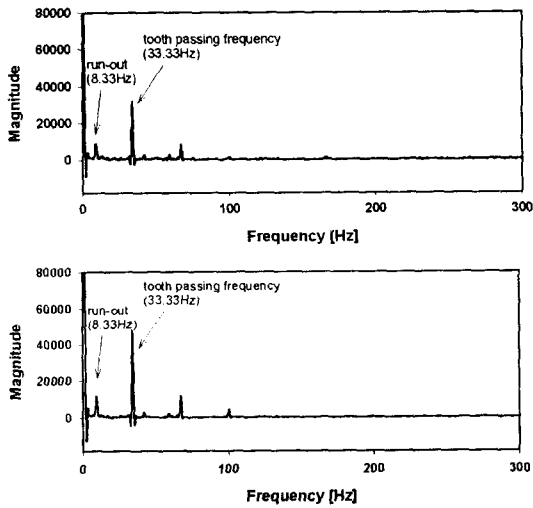


Fig.7 FFT analysis of cutting forces for Fx and Fy (Spindle speed 500rpm, Feed 0.030mm/tooth, Rd 0.7mm)

크기 때문이다. 런아웃을 고려하지 않았을 때와 평균절입두께는 약간의 차이가 있음을 알 수 있으며 따라서, Table 2에 나타난 비절삭저항의 값과 런아웃을 고려한 평균절입두께를 입력 데이터로 지수함수에 대한 최소자승법을 이용하여 비절삭저항의 계수를 하향절삭에 대하여 다음과 같이 구하였다.

$$K_T = 623.965(t_m)^{-0.493}, K_R = 0.2597(t_m)^{-0.191} \quad (18)$$

비절삭 저항에 관한 지수식(18)이 잘 일치하는지 살펴보기 위해 Table 3의 가공 조건에 따라 실험과 시뮬레이션을 수행하였다. 같은방법으로 공구의 런아웃을 고려한 평균절입깊이를 구하였고, 식(14)에 대입하여 비절삭저항을 구한 결과를 실험결과와 함께 Fig.11에 나타내었다. 결과를 보면 절삭력의 파형이 실험결과와 잘 일치하고 있음을 알 수 있으며, 런아웃에 의한 피크값들의 변화도 잘 일치하고 있음을 알 수 있다.

평균비절삭저항과 순간비절삭저항의 차이를 비교하기 위하여 가공조건에서 반경방향 절입깊이 0.5 mm, 이송속도 0.015 mm/tooth와 반경방향 절입깊이 1.0 mm, 이송속도 0.030 mm/tooth의 두가지 조건을 이용하여 순간비절삭저항의 계수를 다음과 같이 구하였다.

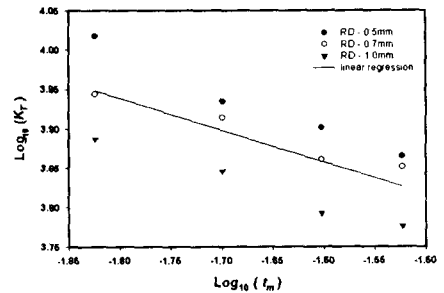
$$K_T = 4760(t_c)^{-0.093}, K_R = 3033(t_c)^{-0.111} \quad (19)$$

순간비절삭저항의 지수식(19)을 검증하기 위해 절삭력의 이론식에 대입하여 모델링하였으며, Fig.12에 실험결과와 비교하였다. 결과를 살펴보면 절삭력의 파형이 실험에 의한 절삭력의 파형과 피크값들의 변화에서 잘 일치하고 있음을 알 수 있다. 하지만, 모델링에 의한 절삭력에서 피크값들이 심하게 변화하는 것을 알 수 있으며 날과 날 사이에서의 절삭력에서 조금 일치하지 못하는 경향을 보인다. 따라서 순간비절삭저항을 이용하여 절삭력을 예측할 경우 몇 번의 실험 데이터에 의해 비절삭저항의 계수를 결정할 수 있었으며 절삭력의 분포는 잘 일치하지만 절삭력의 피크값과 날 사이에서는 미세하게 차이가 있음을 보인다.

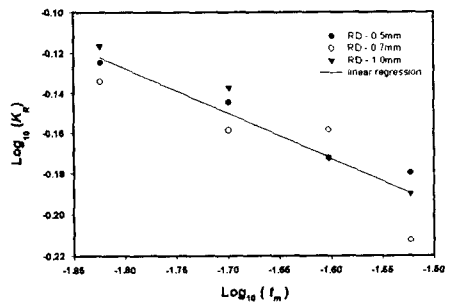
Table 3 Simulated specific cutting forces

Test No.	Feed	Experiment		t_m	K_T	K_R
		\bar{F}_X [N]	\bar{F}_Y [N]			
13	0.07	198.01	-273.52	0.0202	4271.9	0.5472
14	0.08	220.17	-284.84	0.0230	4007.1	0.5338
15	0.09	244.66	-291.23	0.0259	3779.2	0.5218
16	0.1	253.41	-305.3	0.0287	3592.7	0.5117

Axial depth of cut(A_d) : 8mm,
Radial depth of cut(R_d) : 0.7mm



(a) K_T vs. chip thickness



(b) K_R vs. chip thickness

Fig.10 Plot of specific cutting force vs. chip thickness for different radial depth of cut (Rd)

5. 결론

엔드밀 가공에서 런아웃을 고려한 절삭력을 모델링하고 비절삭저항을 순간절입깊이와 평균절입깊이의 함수로 구하여 검토된 결론은 다음과 같다.

- 1). 절삭력의 모델링에서 공구의 편심에 의한 런아웃은 미소할지라도 절삭력 변동에 큰 영향을 미치며 변위센서에 의한 런아웃 측정으로 매우 좋은 절삭력 시뮬레이션 결과를 얻을 수 있었다.
- 2). 이론식에 의한 절삭력의 시뮬레이션 결과는 실험에 의한 절삭력과 매우 잘 일치하고 공구 런아웃의 영향도 잘 반영하는 것으로 보아 절삭력 모델링의 유용함을 검증할 수 있었다.
- 3). 절삭력의 주파수 성분 분석 결과 런아웃은 공구의 회전 주파수와 동일함을 알 수 있고 가공조건에 따라서는 큰 차이를 보이지 않았다.
- 4). 비절삭저항의 결정에서 평균절입두께를 이용한 실험값과 매우 잘 일치하는 결과가 나왔으며 순간절입두께를 이용할 경우 다소 일치하지 못하는 것을 알 수 있었다.
- 5). 결과적으로 최적의 가공조건을 찾는데 많은 실험을 수행하지 않고 몇가지의 실험과 모델링으로 가공 조건을 선정하는데 적용할 수 있다.

참고 문헌

- [1]. W. A. Kline, R. E. Devor, "The prediction of cutting forces in end milling with application to cornering cuts.", *Int. J. Mach. Tool Des. Res.* Vol.22, pp7-22, 1982.
- [2]. W. A. Kline, R. E. DeVor, "The effect of runout on cutting geometry and forces in end milling", *Int. J. Mach. Tool Des. Res.* Vol. 23, pp.123-140, 1983.
- [3]. J. W. Sutherland, R. E. DeVor, "An Improved Method for Cutting Force and Surface Error Prediction in Flexible End Milling Systems", *Journal of Engineering for Industry*, Vol. 108, pp.269-279, 1986.
- [4]. F. Abrari, M. A. Elbestwi "Closed form formulation of cutting forces for ball and flat end mills", *Int. J. Mach. Tools Wol.* Vol. 37, pp.17-27, 1997.

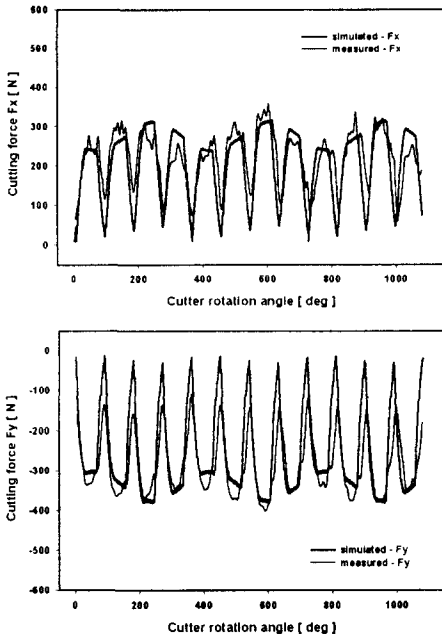


Fig.11 Comparison of simulated and measured cutting forces for Fx, Fy (Feed : 0.080mm/tooth, Rd : 0.7 mm, Ad : 8 mm)

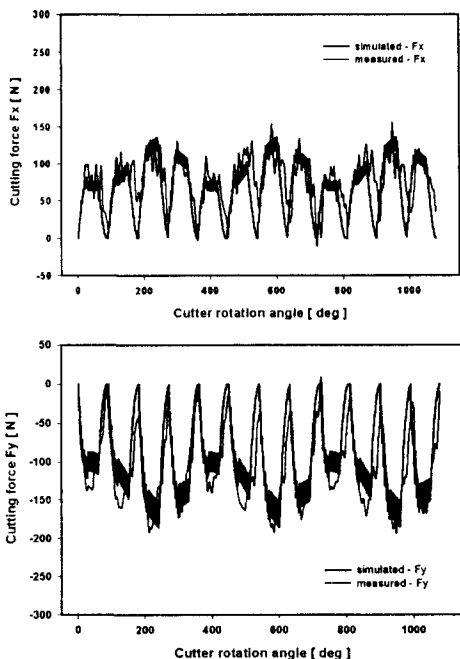


Fig.12 Comparison of simulated and measured cutting forces for Fx, Fy (Feed : 0.020mm/tooth, Rd : 0.5 mm, Ad : 8 mm)