한국정밀공학회지 제 17 권 제 1 호 (2000 년 1 월)
Journal of the Korean Society of Precision Engineering, Vol. 17, No. 1, January 2000.

볼엔드밀 가공에서 공구 런아웃 매개변수 검출

김창주*, 김성윤*, 주종남**

Cutter Runout Parameter Estimation in Ball-End Milling

C. J. Kim*, S. Y. Kim*, and C. N. Chu**

ABSTRACT

In this study, an indirect method to estimate the setup runout of a ball-end mill from cutting force signal is proposed. This runout makes cutting forces of each tooth of the milling cutter unequal. By transforming the cutting force model from time domain to frequency domain through time-convolution theorem, the magnitude and phase angle of runout can be explicitly expressed with material constants, cutting conditions, and force signal. The static setup runout can be obtained by extrapolating estimated effective runout, which is independent of feedrate but decreases linearly with increase in axial depth of cut. The setup runout estimated by slot cutting experiments, shows good agreement with the measured one.

Key Words : Ball-End Mill(볼엔드밀), Setup Runout(장착런아웃), Cutting Force(절삭력)

1. 서론

자동차, 항공기 부품의 정밀 가공을 위해서는 금형가공의 정밀도를 높이는 연구가 필수적이다. 이러한 금형가공의 대부분은 엔드밀 가공에 의해 수행된다. 이때 밀링공구의 런아웃은 날이 받는 절삭력을 불균일하게 만들어 공구마모와 파손의 원인을 제공하며, 가공 정밀도를 저하시키는 요인으로 작용한다. 공구 런아웃은 다이얼 게이지 등을 이용하여 측정할 수 있지만 그 방법이 번거롭고 가공 지점에서의 측정은 날부의 형상 때문에 불가능하다. 그러나 실제 가공에서 런아웃은 절삭력 신호에 영향을 나타내므로 절삭력을 이용한 간접적인 측정방법이 연구되었다. Armarego[1] 등은 런아웃을 고려한 절삭력 모델을 기초로 절삭력 신호로부터 런아웃 성분들을 검출하고자 하였으나, 반복 계산을 이용하므로 정확성과 실용성 측면에서 문제점을 안고 있다. Wang[1][2] 등은 절삭력을 주파수 영역에서 모델링하고 그로부터 런아웃 성분들을 절삭계수, 가공조건 등의 함수로 표현하였다. 그 결과 절삭력 신호로부터 정확하게 런아웃 성분을 검출할 수 있었지만 공구변형의 영향이 작으며, 절삭기하가 단순한 평엔드밀로 그 적용 범위가 제한되었다.

본 논문에서는 복잡한 절삭날의 기하를 해석하기 위해 사용되는 미소 절삭날 개념[4][5]을 이용하여 절삭력 신호를 통한 공구 런아웃 검출방법의 적용 범위를 정삭공정에 주로 쓰이는 볼엔드밀로 확장하였다. 또한 유효 런아웃 개념을 이용하여 공구에 변형이 발생하는 상태에서 장착 런아웃을 추정하였다. 런아웃을 포함하는 절삭력 모델을 시간 영역에서 해석하고 이를 시간-컨볼루션 정리(time-convolution theorem)를 이

* 서울대학교 기계설계학과 대학원
** 서울대학교 기계설계학과

용해 주파수 영역으로 변환하였다. 이렇게 각 주파수로 분리된 절삭력 모델로부터 런아웃의 영향만을 반영하는 성분을 실제 절삭력과 비교하여 런아웃을 검출하였으며, 이렇게 절삭력으로부터 얻어진 결과를 실제 측정한 런아웃과 비교하였다.

2. 볼엔드밀 가공에서의 절삭력

2.1 밀링공구의 런아웃

밀링공구를 주축에 장착하는 경우, 공구가 주축의 회전중심(z)에서 편심되거나 기울어지면 절삭날이 런아웃을 가지고 회전하게 된다. 이러한 런아웃은 주축 자체의 편심과 공구를 공구홀더(tool holder)에 장착하면서 발생하는 오차에 의해 결정되며 Fig. 1과 같이 공구의 두 지점 z1, z2 에서 공구가 편심된 크기 ρ1, ρ2 와 공구의 한 날을 표현하는 좌표축 K1 을 기준으로 한 위상각 λ1, λ2 로 규정할 수 있다.

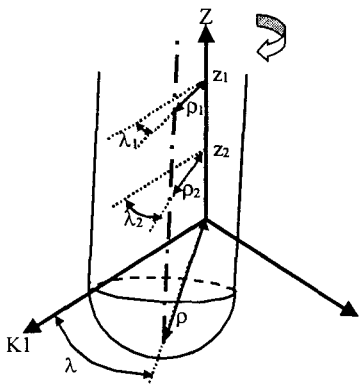


Fig. 1 End-Mill Runout Model

볼엔드밀의 경우, 가공이 주로 반구부분에서 이루어지며 공구 길이에 비해 런아웃의 크기가 매우 작기 때문에 공구의 기울어진 각도의 영향은 무시할 수 있다. 따라서 공구의 런아웃을 공구 끝부분의 편심량 ρ와 각위치 λ로 표현할 수 있으며 이는 위에서 언급한 여섯 가지 매개변수를 이용하여 다음의 식으로 정리된다.

$$\rho = \frac{\sqrt{z_1\rho_2 + z_2\rho_1 - 2z_1z_2\rho_1\rho_2\cos(\lambda_2-\lambda_1)}}{|z_1 - z_2|}$$
$$\lambda = \tan^{-1}\left(\frac{z_1\rho_2\sin(\lambda_2) - z_2\rho_1\sin(\lambda_1)}{z_1\rho_2\cos(\lambda_2) - z_2\rho_1\cos(\lambda_1)}\right) \quad (1)$$

2.2 런아웃을 고려한 미변형 칩두께

밀링 가공의 절삭력은 미변형 칩두께(undeformed chip thickness)의 함수로 표현할 수 있는데, 공구에 런아웃이 발생하면 이에 변화를 줌으로써 절삭력에 영향을 미친다. 공구 런아웃이 없는 경우 미소 절삭날이 경험하는 미변형 칩두께(t_c)는 날당 이송량(t_x)이 공구반경(R)에 비해 작다고 가정할 때 다음 식으로 근사시킬 수 있다[6]. w(θ)는 반경방향의 절삭영역을 표시하기 위한 창함수이다.

$$t_c(\theta) = t_x\sin(\theta)w(\theta), where\ \ w(\theta) = \begin{cases} 1 & \theta_{entry} \le \theta \le \theta_{exit} \\ 0 & \text{otherwise} \end{cases} \quad (2)$$

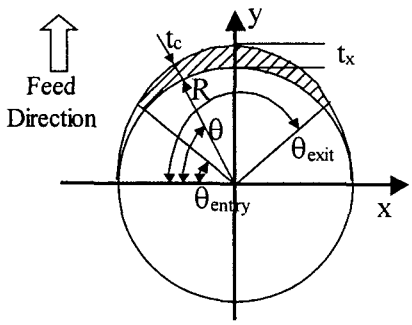


Fig. 2 Undeformed Chip Thickness Without Runout

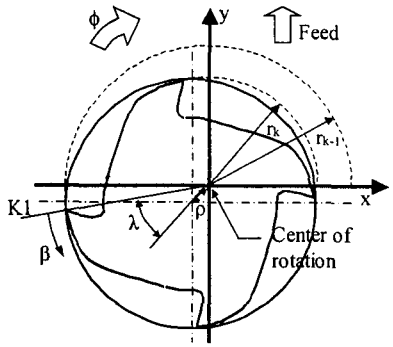


Fig. 3 Effective Radius Variation with Respect to Runout

런아웃이 존재할 경우 Fig. 3과 같이 공구 중심이 K1 을 기준으로 λ의 각위치에서 ρ만큼 편심되어 있을 때, 미변형 칩두께 모델은 식 (3)과 같이 k 번째 날의 유효 반지름(r_k) 변화로 그 영향을 표현할 수 있다. α, R, N 은 각각 헬릭스각, 공구반경, 날수를, 그리고 함수 β(z,k)는 K1 을 기준으로 하는 미소 절삭날의 각위치를 뜻한다.

$$t_c(\theta,k,z)=\{t_x\sin(\theta)+r_k(z)-r_{k-1}(z)\}w(\theta)$$
$$=\{t_x\sin(\theta)+t_o(k,z)\}w(\theta)$$
$$where$$
$$t_o(z)=-2\rho\sin(\frac{\pi}{N})\sin(\beta(z,k)-\lambda-\frac{\pi}{N}) \quad (3)$$
$$\beta(z,k)=(k-1)\frac{2\pi}{N}+\frac{R}{\tan(\alpha)}z$$

2.3 각도 영역에서의 절삭력

Sabberwal[7]에 의하면 절삭력의 접선방향 성분 f_t 는 미변형 칩면적에 비례한다고 가정할 수 있다. 미변형 칩두께가 매우 작음에 따라 발생하는 치수효과(size effect)의 영향을 고려하면 미소 절삭날에 걸리는 접선방향 절삭력을 다음의 실험식으로 표현할 수 있다.

$$f_t(\theta,k,z)=K_t(z)t_c(\theta,k,z)^{m_t}\Delta z \quad (4)$$

여기서 Δz 는 미소절삭날의 칩폭(chip width)을 의미하고 절삭계수 K_t 와 m_t 는 공구의 기하와 공작물의 재질에 따라 결정되는 재료상수로서 실험에 의해 결정된다. 위의 식에 식(3)을 대입하고 런아웃을 나타내는 t_o가 날당 이송량 t_x보다 상당히 작다고 가정하면 다음과 같이 선형화할 수 있다[3].

$$f_t(\theta,k,z)=K_t(z)\{t_x\sin(\theta)+t_o(k,z)\}^{m_t}w(\theta)\Delta z$$
$$\cong K_t(z)\{(t_x\sin(\theta))^{m_t}+m_t(t_x\sin(\theta))^{m_t-1}t_o(k,z)\}w(\theta)\Delta z \quad (5)$$
$$=f_{ti}(\theta,z)+f_{to}(\theta,k,z)$$

이로부터 접선방향 절삭력 f_t 은 이송에 의한 절삭력 f_{ti} 와 런아웃에 의한 절삭력 f_{to} 로 선형적으로 분리됨을 알 수 있다. 또한 접선방향 절삭력과 마찬가지로 반경방향 절삭력도 다음 식과 같이 나타낼 수 있다.

$$f_r(\theta,k,z)=K_r(z)\{t_x\sin(\theta)+t_o\}^{m_r}w(\theta)\Delta z$$
$$=f_{ri}(\theta,z)+f_{ro}(\theta,k,z) \quad (6)$$

한편 절삭계수 K_t, K_r 은 미소날의 기하가 일정한 볼엔드밀의 실린더 형태의 날부에서는 상수로 볼 수 있지만, 반구부분 날부에서는 축방향 위치에 따라 날의 형상이 다르므로 그 값들이 변한다. 본 논문에서는 이러한 변화를 축방향 위치 z 의 3차 다항식으로 근사시켜 사용한다[5].

$$K_t(z)=a_0+a_1\frac{z}{R}+a_2\left(\frac{z}{R}\right)^2+a_3\left(\frac{z}{R}\right)^3$$
$$K_r(z)=b_0+b_1\frac{z}{R}+b_2\left(\frac{z}{R}\right)^2+b_3\left(\frac{z}{R}\right)^3 \quad (0\le z\le R) \quad (7)$$

접선방향 절삭력과 반경방향 절삭력을 다음의 변환식을 통하여 x, y 로 표현되는 공작기계 좌표계로 변환시킴으로써 식 (5), 식 (66)과 마찬가지로 이송에 의한 절삭력 f_{xi}, f_{yi}와 런아웃에 의한 절삭력 f_{xo}, f_{yo}를 분리시킬 수 있다.

$$\begin{pmatrix}f_x(\theta,k,z)\\f_y(\theta,k,z)\end{pmatrix}=\begin{bmatrix}\sin(\theta) & -\cos(\theta)\\ \cos(\theta) & \sin(\theta)\end{bmatrix}\begin{pmatrix}f_t(\theta,k,z)\\f_r(\theta,k,z)\end{pmatrix}$$
$$=\begin{pmatrix}f_{xi}(\theta,z)\\f_{yi}(\theta,z)\end{pmatrix}+\begin{pmatrix}f_{xo}(\theta,k,z)\\f_{yo}(\theta,k,z)\end{pmatrix} \quad (8)$$

이를 각각 수식적으로 절삭계수를 포함한 행렬 K, K 와 절삭력의 기본파형을 의미하는 함수(p_1, p_2, p_{1o}, p_{2o})로 분리시키면 식(9) 와 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{pmatrix}f_{xi}(\theta,z)\\f_{yi}(\theta,z)\end{pmatrix}=t_x\sum_{j=0}^{3}\left\{[K]_j\left(\frac{z}{R}\right)^j\right\}\begin{pmatrix}p_1(\theta)\\p_2(\theta)\end{pmatrix}\Delta z$$
$$\begin{pmatrix}f_{xo}(\theta,k,z)\\f_{yo}(\theta,k,z)\end{pmatrix}=t_o(k,z)\sum_{j=0}^{3}\left\{[Ko]_j\left(\frac{z}{R}\right)^j\right\}\begin{pmatrix}p_{1o}(\theta)\\p_{2o}(\theta)\end{pmatrix}\Delta z \quad (9)$$
$$where$$
$$[K]_j=\begin{bmatrix}a_j\bar{t}_c^{\,m_t-1} & -b_j\bar{t}_c^{\,m_r-1}\\ b_j\bar{t}_c^{\,m_r-1} & a_j\bar{t}_c^{\,m_t-1}\end{bmatrix},\begin{pmatrix}p_1(\theta)\\p_2(\theta)\end{pmatrix}=\begin{pmatrix}(1-\cos(2\theta))/2\\ \sin(2\theta)/2\end{pmatrix}w(\theta)$$
$$[Ko]_j=\begin{bmatrix}a_jm_t\bar{t}_c^{\,m_t-1} & -b_jm_r\bar{t}_c^{\,m_r-1}\\ b_jm_r\bar{t}_c^{\,m_r-1} & a_jm_t\bar{t}_c^{\,m_t-1}\end{bmatrix},\begin{pmatrix}p_{1o}(\theta)\\p_{2o}(\theta)\end{pmatrix}=\begin{pmatrix}\sin(\theta)\\ \cos(\theta)\end{pmatrix}w(\theta)$$

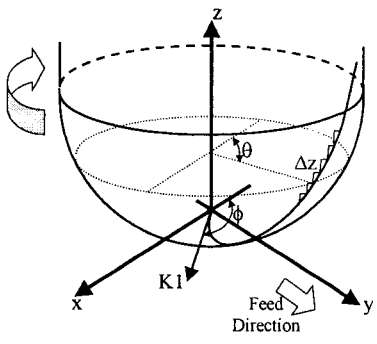


Fig. 4 Ball-End Milling

볼엔드밀과 같이 연속적인 날을 가진 경우는 Fig. 4와 같이 미소 절삭날이 공구 축방향으로 쌓여 있는 것으로 가정할 수 있다[4][5]. 무한히 많은 미소 절삭날에 의한 절삭력을 합하면, 첫번째 날의 각위치 ϕ에서의 x, y 방향 절삭력의 합력 $\bar{f}$를 식 (10)과 같이 표현할 수 있다[2]. p_1, p_2, p_{1o}, p_{2o}에 포함되어 있는 $w(\theta)$는 θ_{entry}, θ_{exit}으로 각 미소 절삭날의 반경방향 절삭영역을 표현하는데, 상향가공, 하향가공의 경우 z 의 함수가 되어 주파수영역으로 변환이 어렵다. 따라서 본 논문에서는 가공조건을 θ_{entry}, θ_{exit}가 모두 상수인 슬롯가공으로 제한하였다.

$$\begin{pmatrix}\bar{f}_{xi}(\phi)\\ \bar{f}_{yi}(\phi)\end{pmatrix}=\sum_{k=-\infty}^{\infty}\int_0^{D_a}\begin{pmatrix}f_{xi}(\theta,z)\\ f_{yi}(\theta,z)\end{pmatrix}dz$$

$$=t_x\sum_{j=0}^{3}\{[K]_j cwd_j(\phi)\}^* ts(\phi)*\begin{pmatrix}p_1(\phi)\\ p_2(\phi)\end{pmatrix}$$

where (10)

$$cwd_j(\phi)=\begin{cases}\dfrac{(z/R)^j dz}{d\phi}=\dfrac{R}{\tan(\alpha)^{j+1}}\phi^j & \left(0\le\phi\le\dfrac{D_a\tan(\alpha)}{R}\right)\\ 0 & (otherwise)\end{cases}$$

$$ts(\phi)=\sum_{k=-\infty}^{\infty}\delta\{\phi-(k-1)\frac{2\pi}{N}\}$$

여기서 칩폭밀도함수 $cwd_j(\phi)$는 축방향 절입깊이(D_a)를 각도 영역에서 표시하기 위한 함수로 절삭계수의 차수에 따라 분리하였다.$ts(\phi)$는 날의 연속성을 의미하고, $p_1(\phi)$, $p_2(\phi)$는 반경방향 절입깊이를 포함한 절삭력의 기본 파형을 나타내는 함수이다. 볼엔드밀 가공의 절삭력을 위 세가지 함수의 컨볼루션 적분(convolution integral) 형태로 표현할 수 있으며 이들 함수의 관계를 Fig. 5에 도시하였다.

마찬가지 방법으로 런아웃에 의한 절삭력 성분도 다음 식과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{pmatrix}\bar{f}_{xo}(\phi)\\ \bar{f}_{yo}(\phi)\end{pmatrix}=\sum_{k=-\infty}^{\infty}\int_0^{D_a}\begin{pmatrix}f_{xo}(\theta,k,z)\\ f_{yo}(\theta,k,z)\end{pmatrix}dz$$

$$=-2\rho\sin(\frac{\pi}{N})\left[\left\{\sum_{j=0}^{3}\left([K]_j cwd_j(\phi)\right)\cos(\phi)\right\}*\left\{ts(\phi)\sin(\phi-(\lambda+\frac{\pi}{N}))\right\}\right.$$

$$\left.+\left\{\sum_{i=0}^{3}\left([K]_j cwd_j(\phi)\right)\sin(\phi)\right\}*\left\{ts(\phi)\cos(\phi-(\lambda+\frac{\pi}{N}))\right\}\right]*\begin{pmatrix}p_{1o}(\phi)\\ p_{2o}(\phi)\end{pmatrix} \quad (11)$$

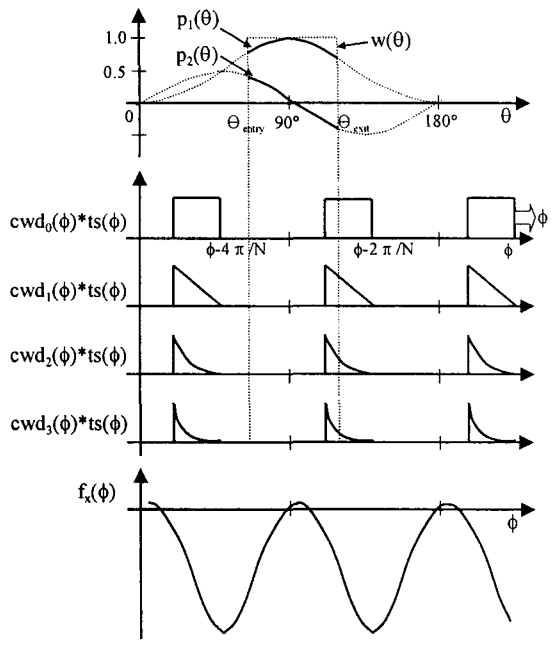


Fig. 5 Angular Convolution Model

3. 주파수 영역에서의 절삭력

3.1 각도 영역에서 주파수 영역으로의 변환

앞 장에서 절삭력을 컨볼루션 적분 형태로 표현하였다. 그 결과를 시간-컨볼루션정리[8](time-convolution theorem)를 이용하여 식(12)와 같이 주파수 영역에서의 절삭력 모델로 변환한다. 여기서 $\bar{F}_{xi}$, $\bar{F}_{yi}$는 이송에 의한 절삭력을, $\bar{F}_{xo}$, $\bar{F}_{yo}$는 런아웃에 의한 절삭력을 뜻한다.

참고로 일반적인 푸리에 변환은 시간 t 와 각속도 ω 간의 변환이지만 정의에 의해서 이와 동등하게 각도($\phi=2\pi f_s t$)와 정규화된 주파수(normalized frequency, $\bar{\omega}=f/f_s$) 간의 변환으로 취급해도 무관하다. 본 논문에서는 절삭력을 첫번째 날의 각위치의 함수로 표현하였으므로 푸리에 변환과 시간-컨볼루션 정리를 식(13)과 같이 정의하였다.

$$\begin{pmatrix}\bar{F}_x(\bar{\omega})\\ \bar{F}_y(\bar{\omega})\end{pmatrix}=F\left[\begin{pmatrix}\bar{f}_x(\phi)\\ \bar{f}_y(\phi)\end{pmatrix}\right]=\begin{pmatrix}\bar{F}_{xi}(\bar{\omega})\\ \bar{F}_{yi}(\bar{\omega})\end{pmatrix}+\begin{pmatrix}\bar{F}_{xo}(\bar{\omega})\\ \bar{F}_{yo}(\bar{\omega})\end{pmatrix}$$

$$\begin{pmatrix}\bar{F}_{xi}(\bar{\omega})\\ \bar{F}_{yi}(\bar{\omega})\end{pmatrix}=t_x\sum_{j=0}^{3}\{[K]_j CWD_j(\bar{\omega})\}TS(\bar{\omega})\begin{pmatrix}P_1(\bar{\omega})\\ P_2(\bar{\omega})\end{pmatrix}$$

$$\begin{pmatrix}\bar{F}_{xo}(\bar{\omega})\\ \bar{F}_{yo}(\bar{\omega})\end{pmatrix}=j\rho\sin(\frac{\pi}{N})[\sum_{j=1}^{3}\{[Ko]_j CWD_j(\bar{\omega}-1)\}TS(\bar{\omega}-1)e^{-j(\lambda+\frac{\pi}{N})}$$
$$-\sum_{j=1}^{3}\{[Ko]_j CWD_j(\bar{\omega}+1)\}TS(\bar{\omega}+1)e^{j(\lambda+\frac{\pi}{N})}]\begin{pmatrix}P_{1o}(\bar{\omega})\\ P_{2o}(\bar{\omega})\end{pmatrix}$$

where

$$P_{1o}(\bar{\omega})=F[\sin(\theta)w(\theta)]$$
$$=\frac{1}{j}\left\{\frac{\sin((\bar{\omega}-1)\frac{\theta_{ex}-\theta_{en}}{2})}{\bar{\omega}-1}e^{-(\omega-1)\frac{\theta_{ex}+\theta_{en}}{2}}-\frac{\sin((\bar{\omega}+1)\frac{\theta_{ex}-\theta_{en}}{2})}{\bar{\omega}+1}e^{-(\omega+1)\frac{\theta_{ex}+\theta_{en}}{2}}\right\}$$

$$P_{2o}(\bar{\omega})=F[\cos(\theta)w(\theta)]$$
$$=\frac{\sin((\bar{\omega}-1)\frac{\theta_{ex}-\theta_{en}}{2})}{\bar{\omega}-1}e^{-(\omega-1)\frac{\theta_{ex}+\theta_{en}}{2}}+\frac{\sin((\bar{\omega}+1)\frac{\theta_{ex}-\theta_{en}}{2})}{\bar{\omega}+1}e^{-(\omega+1)\frac{\theta_{ex}+\theta_{en}}{2}} \quad (12)$$

$$F(\bar{\omega})=F[f(\phi)]=\int_{-\infty}^{\infty}[f(\phi)]e^{-j\bar{\omega}\phi}d\phi$$
$$h(\phi)*x(\phi)\overset{F}{\Leftrightarrow}H(\bar{\omega})X(\bar{\omega}) \quad (13)$$

3.2 푸리에 계수로 표현된 절삭력

푸리에 계수(Fourier coefficient)란 규칙적으로 반복되는 신호를 주기 즉, 주파수가 다른 조화함수의 합으로 나타냈을 때 각 조화함수의 계수를 말하며, 물리적으로 어떤 주파수의 신호가 가지는 상대적인 크기와 위상을 의미한다. 주파수 영역에서 볼엔드밀 가공에 의한 절삭력은 다음 식과 같이 푸리에 계수 A_x, A_y로 표현된다.

$A_x(Nk)$는 날개수 N 의 k 배에 주축 회전주파수 f_s를 곱한 주파수에서의 절삭력 성분을 뜻하며, 날당이송량 t_x의 함수이다. $A_x(Nk+1)$, $A_x(Nk-1)$은 런아웃 매개변수 ρ와 λ, 기하학적인 가공조건 및 절삭계수의 함수이며 그 값은 절삭력 신호의 이산 푸리에 변환(discrete Fourier transform)을 통해 얻어지므로, 가공시의 절삭력 신호에서 런아웃 매개변수를 추정하는 것이 가능하다. 절삭계수는 물리적으로 평균 절삭력을 의미하는 0 [hz]에서의 푸리에 계수 $A_x(0)$, $A_y(0)$를 이용하여 얻을 수 있으며 슬롯가공의 경우 식(15)로 표현된다. 로그로 표현된 t_x에 대한 $A_x(0)$, $A_y(0)$의 기울기에서 m_t, m_r을 얻은 다음, 여러 조건의 축방향 절입깊이 D_a에 대한 $A_x(0)$, $A_y(0)$으로부터 최소 오차 자승법(least square method)을 이용하여 절삭계수의 성분들(a_0, a_1, a_2, a_3, b_0, b_1, b_2, b_3)을 결정한다.

$$\begin{pmatrix}\bar{f}_x(\phi)\\ \bar{f}_y(\phi)\end{pmatrix}=\frac{1}{2\pi}\int_{-\infty}^{\infty}\begin{pmatrix}\bar{F}_x(\bar{\omega})\\ \bar{F}_y(\bar{\omega})\end{pmatrix}e^{j\bar{\omega}\phi}d\bar{\omega}=\sum_{k=-\infty}^{\infty}\{\begin{pmatrix}A_x(Nk)\\ A_y(Nk)\end{pmatrix}e^{jNk\phi}$$
$$+\begin{pmatrix}A_x(Nk+1)\\ A_y(Nk+1)\end{pmatrix}e^{j(Nk+1)\phi}+\begin{pmatrix}A_x(Nk-1)\\ A_y(Nk-1)\end{pmatrix}e^{j(Nk-1)\phi}\}$$

$$\begin{pmatrix}A_x(Nk)\\ A_y(Nk)\end{pmatrix}=\frac{Nt_x}{2\pi}\sum_{j=0}^{3}\{[K]_j CWD_j(Nk)\}\begin{pmatrix}P_1(Nk)\\ P_2(Nk)\end{pmatrix}$$

$$\begin{pmatrix}A_x(Nk+1)\\ A_y(Nk+1)\end{pmatrix}=\frac{jN\rho\sin(\frac{\pi}{N})}{2\pi}e^{-j(\lambda+\frac{\pi}{N})}$$
$$\times\sum_{j=0}^{3}\{[Ko]_j CWD_j(Nk)\}\begin{pmatrix}P_{1o}(Nk+1)\\ P_{2o}(Nk+1)\end{pmatrix}$$

$$\begin{pmatrix}A_x(Nk-1)\\ A_y(Nk-1)\end{pmatrix}=\frac{-jN\rho\sin(\frac{\pi}{N})}{2\pi}e^{j(\lambda+\frac{\pi}{N})}$$
$$\times\sum_{j=0}^{3}\{[Ko]_j CWD_j(Nk)\}\begin{pmatrix}P_{1o}(Nk-1)\\ P_{2o}(Nk-1)\end{pmatrix} \quad (14)$$

$$\begin{pmatrix}A_x(0)\\ A_y(0)\end{pmatrix}=\frac{Nt_x}{4}\begin{bmatrix}\bar{t}_c^{\,m_t-1} & 0\\ 0 & \bar{t}_c^{\,m_r-1}\end{bmatrix}\begin{bmatrix}a_0 & a_1 & a_2 & a_3\\ b_0 & b_1 & b_2 & b_3\end{bmatrix}\begin{Bmatrix}D_a\\ D_a^{\,2}/(2R)\\ D_a^{\,3}/(3R^2)\\ D_a^{\,4}/(4R^3)\end{Bmatrix} \quad (15)$$

3.3 볼엔드밀링 공구의 런아웃 모델

식 (14)에서 알 수 있듯이 런아웃은 (Nk±1)×f_s (k는 정수)에 해당하는 모든 주파수에 그 영향을 나타낸다. 하지만 현실적으로는 고주파로 갈수록 주파수 성분들의 크기가 감소하므로 k = 0 인 경우, 즉 주축 회전주파수 f_s [hz]에서 절삭력 모델과 측정한 절삭력 신호를 비교하는 것이 적합하다. 다시 말하면 식 (14)에서 $A_x(1)$ 또는 $A_y(1)$을 이용하여 ρ와 λ를 다음과 같이 대수적으로 표현할 수 있다.

$$\rho=\left|\frac{A_x(1)}{\sin(\frac{\pi}{N})\frac{N}{2\pi}\sum_{j=0}^{3}\{[Ko]_j(D_a)_j\}\begin{pmatrix}P_{1o}(1)\\ P_{2o}(1)\end{pmatrix}}\right|$$
$$\lambda=\frac{\pi}{2}-\frac{\pi}{N}+\angle\left[\sum_{j=0}^{3}\{[Ko]_j(D_a)_j\}\begin{pmatrix}P_{1o}(1)\\ P_{2o}(1)\end{pmatrix}\right]-\angle A_x(1) \quad (16)$$

where

$$(D_a)_j=\frac{D_a^{\,j+1}}{(j+1)R^j}$$

4. 실험 및 검증

4.1 실험의 개요

절삭력 예측에 필요한 절삭계수를 결정하고 절삭력 신호로부터 검출한 런아웃이 실제 런아웃과 일치하는지 검증하기 위하여 여러 조건의 슬롯 가공(slot cutting)에서의 절삭력과 실제 장착 런아웃을 측정하였다. 모든 실험은 대우중공업 Vertical CNC machining center ACE-V30 에서 수행하였고, 전체적인 실험 조건은 Table 1 과 같다.

절삭력은 Kistler 사의 공구동력계(dynamometer) 9257B 를 사용하여 측정하였으며, 전하증폭기(charge amplifier)와 A/D 보드를 통해 컴퓨터에 저장하였다. 실험장치 구성을 Fig. 6 에 정리하였다.

Table 1 Experimental Condition

Workpiece Material	SM45C
Cutting Tool	HSS, R=6 mm, α=30 ° 2 Flute Ball-End Mill
Spindle Speed (f_s)	1200 rpm (= 20 rev/s)
Sampling Frequency	4000 hz
Axial Depth of Cut	0.3, 0.5, 0.7 mm
Feed/Tooth	0.06, 0.08, 0.10, 0.12, 0.14 mm/tooth

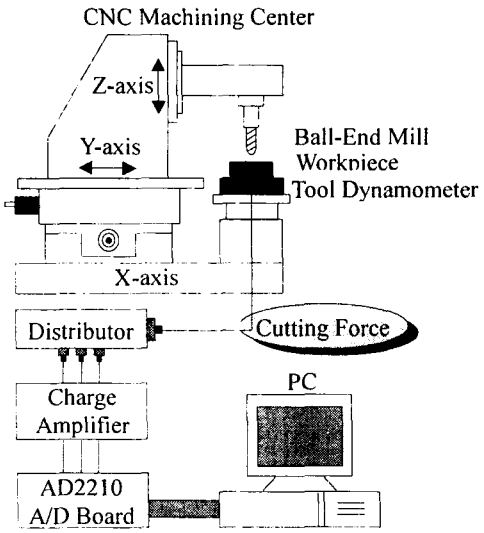


Fig. 6 Layout of Experimental System

4.2 절삭계수의 결정

정확한 런아웃을 검출하기 위해서는 공구기하와 공작물의 재질에 의해 결정되는 절삭계수의 정확성이 요구된다. 그러므로 런아웃 검출을 위한 실험조건을 정하고 그 조건에 잘 맞는 절삭계수를 얻는 것이 중요하다. Table 1 의 가공 조건으로 슬롯 가공을 수행한 결과를 식 (15)에 적용하여 다음과 같은 절삭계수를 얻었다.

$$K_t(z) = 3557.6 - 41131.3(z/R) + 188005.9(z/R)^2$$
$$K_r(z) = -578.9 + 55787.2(z/R) - 356395.4(z/R)^2 \qquad (17)$$
$$m_t = 0.6764,\ m_r = 0.9913$$

4.3 공구 런아웃의 측정

실제 런아웃을 측정하기위해 절삭가공 후 Fig. 7 와 같이 공구의 생크부(shank)에 간격 측정장치(capacitance sensor)를 x, y 방향으로 설치하고 공구를 천천히 회전시켜서 편심된 양을 측정하였다. 공구의 편심(offset) 뿐만 아니라 공구의 기울어짐(tilt)을 알기 위해서 두 지점 z_1, z_2에서 측정하였고, 런아웃의 각위치 λ를 측정하기 위해 공구 끝에서 임의의 날(K1)에 접하는 방향으로 그림과 같이 가는 도선(thin wire)을 부착하였다. 공구중심의 궤적에서 도선에 의한 공구의 국부적인 돌출이 측정됨을 알 수 있으며 그 돌출 방향에서 λ를 얻을 수 있다. z_1, z_2에서 측정한 ρ_1, ρ_2, λ_1, λ_2 를 식(1) 에 대입하여 원하는 공구 끝부분의 런아웃 매개변수 ρ 와 λ를 얻는다. Capacitec 사에서 제작한 간격 측정장치(HPT-150)를 사용하였고, 이 장치는 2 μm 이내의 정밀도를 가진다.

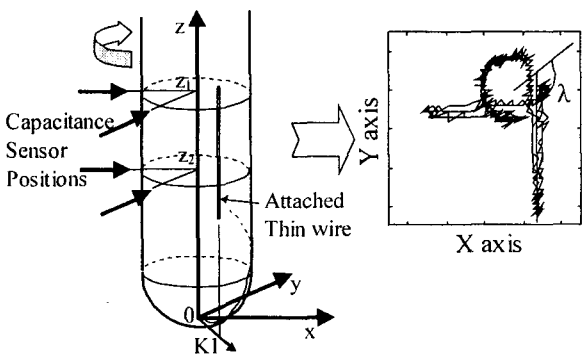
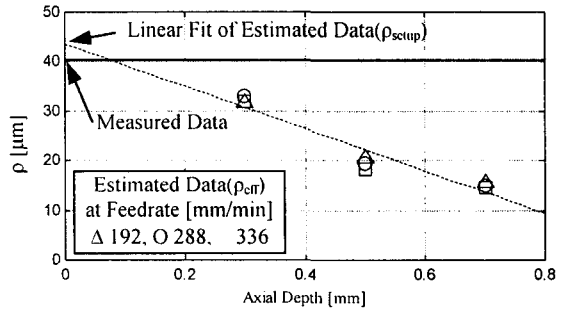


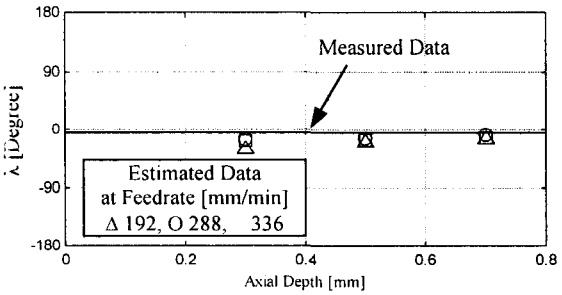
Fig. 7 Layout of Measurement and the Locus of End Mill Runout

4.4 절삭력 신호로부터 런아웃 검출

식 (16) 에 표현된 런아웃 모델을 검증하기 위하여 여러 조건에서 절삭력을 측정하고 그것으로부터 런아웃 매개변수를 추정하였다.



(a) Runout According to Axial Depth of Cut



(b) Runout Angle According to Axial Depth of Cut

Fig. 8 Comparison of Runout between Measurement and Estimation (ρ = 40.5 μm, λ = -5 °)

Fig. 8(a)에서 굵은 실선으로 표현된 장착 런아웃의 측정값은 가공조건에 무관하다. 그러나 절삭력으로부터 추정한 런아웃의 크기 ρ 는 이송량에는 무관하지만 축방향 절입깊이가 깊어질수록 그 값이 선형적으로 줄어드는 경향을 보인다. 런아웃 모델은 공구가 강체라는 가정하에 만들어졌지만, 실제 가공에서는 변형에 의해 그 크기가 가공조건에 따라 변한다. 이러한 가변적인 ρ 를 가공 중 런아웃의 영향을 표현하는 유효 런아웃(effective runout) ρ_{eff} 로 재정의하고, 정적인 장착 런아웃 ρ_{setup} 과 구별한다.

먼저 ρ 가 이송량에 무관함을 다음과 같이 설명할 수 있다. 식 (10)과 (11)에서 얻은 절삭력의 합력에서 치수효과를 무시하면 날당이송에 의한 절삭력과 런아웃에 의한 절삭력이 식 (18)와 같이 간략화된다.

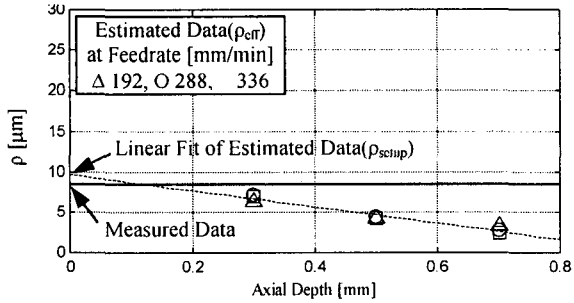
$$\bar{f}_t \propto t_x \cdot D_a, \quad \bar{f}_o \propto \rho \cdot D_a \tag{18}$$

$\bar{f}_t$ 는 날당이송량(t_x)과 축방향 절입깊이(D_a)에 비례하므로 이송량이 증가할수록 커지지만, 런아웃에 의한 절삭력 $\bar{f}_o$ 와 그에 따른 공구변형은 이송량에 무관하다.

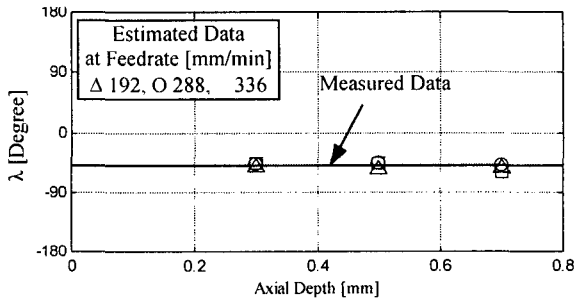
유효 런아웃 ρ_{eff} 와 장착 런아웃 ρ_{setup} 과의 관계는 식 (19)로 설명할 수 있다. 여기서 c_1, c_2 는 임의의 계수이며, k_{stiff} 는 가공지점에서 작용하는 공구의 유효강성이다.

$$\rho = \rho_{eff} \approx \rho_{setup} - c_1 \frac{\bar{f}_o}{k_{stiff}} \approx \frac{\rho_{setup}}{1 + \frac{c_2}{k_{stiff}} \cdot D_a} \approx \rho_{setup}\left(1 - \frac{c_2}{k_{stiff}} D_a\right) \tag{19}$$

ρ_{eff} 는 $\bar{f}_o$ 에 의한 변형으로 감소하며, 식 (18)에 의해 D_a 와 반비례하는 관계식을 얻을 수 있다.



(a) Runout According to Axial Depth of Cut



(b) Runout Angle According to Axial Depth of Cut

Fig. 9 Comparison of Runout between Measurement and Estimation (ρ = 8.5 μm, λ = -50 °)

현실적으로 D_a 는 충분히 작으므로 1 차 다항식으로 선형화할 수 있다. 따라서 장착 런아웃은 절삭력 신호에서 검출된 유효 런아웃을 외삽(extrapolation)하여 축방향 절입깊이가 0 mm 인 지점에서의 런아웃의 크기와 같다. 그림에서 굵은 실선으로 표시된 측정한 장착 런아웃의 크기와 검출한 유효 런아웃의 0 점에서의 예상값이 거의 일치함을 알 수 있다.

Fig. 8(b)에서는 런아웃 위상각 λ의 측정치와 모델에 의해 검출한 값을 비교하였다. 공구변형에 영향을 받는 런아웃의 크기와 달리 위상각은 가공조건에 무관하므로 서로 일치한다. Fig. 9 는 공구 장착상태를 바꾸어 실험한 결과이며, 동일한 경향을 나타내고 있다.

5. 결 론

볼엔드밀 가공에서 공구 장착시 발생하는 런아웃을 절삭력 신호를 사용하여 간접적으로 추정하는 방법에 대해 연구하였다. 이송에 의한 절삭력과 런아웃에 의한 절삭력을 선형적으로 분리하여 런아웃 매개변수를 대수적으로 표현하는 함수를 유도하였다. 이로부터 측정한 절삭력에서 런아웃을 추정하고 변위센서에 의한 측정값과 비교하여 유효성을 검증하였다. 본 연구에서 다음의 결론을 얻었다.

- 공구의 장착 런아웃을 여섯 가지 매개변수로 규정하였고, 그 측정방법을 제시하였다.
- 런아웃은 주축의 회전주파수×(날수×k ± 1) 에 직접적인 영향을 반영함을 알 수 있었다.
- 다양한 조건의 슬롯가공에 의한 절삭력으로부터 유효 런아웃을 추정하였으며, 그 결과 유효 런아웃의 크기는 축방향 절입깊이가 깊어질수록 선형적으로 감소하지만 이송량 변화에는 무관함을 보였다.
- 축방향 절입깊이가 다른 슬롯가공에서 검출한 유효 런아웃을 외삽하여 장착 런아웃을 추정하였으며, 그 결과 측정치와 10% 내외의 오차를 가지고 일치함을 보임으로써 절삭력 신호를 이용한 간접적인 런아웃 검출의 유효성을 밝혔다.

참고문헌

1. E. J. A. Armarego, N. P. Despande, "Computerized End-Milling Force Predictions with Cutting Models Allowing for Eccentricity and Cutter Deflections," Annuals of the CIRP, Vol. 40, No. 25, pp. 25-29, 1991.
2. J. J. Wang, S. Y. Liang, W. J. Book, "Convolution Analysis of Milling Force Pulsation," ASME, Journal of Eng. for Industry, Vol. 116, pp. 17-25, 1994.
3. S. Y. Liang, J. J. Wang, "Milling Force Convolution Modeling for Identification of Cutter Axis Offset," Int. J. Mach. Tools Manufact., Vol. 34, No. 8, pp. 1177-1190. 1994.
4. W. A. Kline, R. E. Devor and J. R. Lindberg, "The Prediction of Cutting Forces in End Milling with Application to Cornering Cuts," Int. J. Mach Tool Design Research, Vol. 22, No. 1, pp. 7-22, 1982.
5. H. Y. Feng, C. H. Menq, "The Prediction of Cutting Forces in the Ball-End Milling Process - I. Model Formulation and Model Building Procedure," Int. J. Mach. Tools Manufact., Vol. 34, pp. 697-710, 1994.
6. M. E. Martellotti, "Analysis of the Milling Process," Trans. ASME, Vol. 63, pp. 667-674, 1941.
7. A. Sabberwal, A. J. P., "Cutting Forces in Down Milling," Int. J. Mach. Tool Design Research, Vol. 2, pp. 27-41, 1962.
8. E. O. Brigham, "The Fast Fourier Transform and Its Applications," Prentice-Hall Inc., 1988.
9. J. W. Sutherland, R. E. Devor, "An Improved Method for Cutting Force and Surface Error Prediction in Flexible End Milling Systems," ASME, Journal of Eng. for Industry, Vol. 108, pp. 169-279, 1986.