

2차원 절삭이론을 이용한 정면밀링 절삭력 예측

김국원*

Predicting Cutting Forces in Face Milling with the Orthogonal Machining Theory

Kug Weon Kim*

ABSTRACT

This paper presents an effective cutting force model that enable us to predict the instantaneous cutting force in face milling from a knowledge of the work material properties and cutting conditions. The development of the model is based on the orthogonal machining theory with the effective rake angle which is defined in the plane containing the cutting velocity and chip flow vectors. Face milling tests are performed at different feeds and, a fairly good agreement is shown between the predicted cutting forces and test results.

Key Words : Face Milling (정면밀링), Effective Rake Angle (유효상면경사각), Orthogonal Machining Theory (2차원 절삭이론)

1. 서론

절삭력의 정확한 예측은 절삭가공 연구에 있어서 매우 중요한 위치를 차지한다. 이는 절삭가공을 계획하는데 있어 절삭력에 대한 예비지식이 매우 중요하기 때문이다. 즉, 공구에 의해 피삭재로 전달되는 힘은 피삭재를 변형시켜 형상불량을 초래하거나 지정된 공차를 만족 못할 수도 있고, 공구가 받는 반력은, 만약 너무 크다면 공구파손의 원인이 된다. 절삭력과 절삭속도는 필요한 동력을 결정하며 제품생산률을 예측할 수 있게 한다. 또한 새로운 공구의 설계 및 새로운 재질에 대한 가공계획 수립 시 요구되는 시간과 비용을 절감할 수 있다.

그러나 기본적으로 절삭가공이 내재하고 있는 복잡성(대변형 및 높은 온도) 때문에 현재까지 일반적인 절삭력 예측모델은 완성되지 못하고 여러 가지 절삭모델을 기준으로 하여 주로 실험식이 포함된 방법으로 계속 연구되고 있다.

절삭가공에 대한 실험적 또는 이론적 연구에 있어서 보통 공구날끝이 절삭속도에 수직인 2차원 절삭을 대상으로 하는데 이는 대부분의 절삭가공은 근사적으로 2차원절삭으로 표현할 수 있으며 이 경우 평면변형을 문제로 취급할 수 있기 때문이다. 이러한 2차원 절삭에 대해서는 1940년대 초 Merchant에 의해 제시된 전단면모델이 현재까지도 많이 이용되고 있으나 이 모델에서 필요한 전단각,

☞ 2002년 7월 11일 접수

* 순천향대학교 기계공학과

전단응력 및 마찰각 등은 주로 실험적 방법에 의해 구해지고 있다. 한편, 소성가공해석에 주로 사용되는 미끄럼선장법(slip line method)을 이용하여 절삭가공을 해석하려는 연구가 1960년대 이후 활발히 진행되었는데, 전단면을 중심으로 하는 제 1 소성역과 공구와 칩의 접촉부위에서 발생하는 제 2 소성역의 응력상태를 피삭재의 가공경화 및 온도상승까지 고려하여 해석하는 등 많은 이론적 진전이 있었다. Oxley⁽¹⁾는 미끄럼선장법을 기초로 하여 피삭재의 유동응력을 포함하는 물성치와 절삭조건만으로 전단각, 전단응력 및 마찰각 등을 예측하고 이로부터 절삭력과 절삭온도를 계산하였다. 이 이론은 실험치와 매우 잘 일치하였으며, 전단면 모델에 비해 보다 많은 정보를 얻을 수 있었다.

현재까지 대부분의 절삭이론은 2차원 정상상태에서 절삭속도와 미변형 칩두께가 일정한 경우에 한정되었다. 최근 Young 등⁽²⁾은 Oxley의 2차원 칩형성이론을 사용하여 절삭조건이 계속 변하는 정면 밀링가공의 절삭력을 예측하였다. 그러나 Young 등의 연구내용은 밀링공구의 축방향 경사각, 반경방향 경사각이 모두 0인 경우에만 유효한 것으로 다시 말하면 절삭순간 2차원 절삭이 이루어지는 경우에 한정되었다.

본 연구에서는 축방향경사각, 반경방향경사각이 존재하는 밀링공구에 대해 절삭력을 예측하는 방법을 제시한다. 어떠한 절삭실험 없이 피삭재의 물성치와 절삭조건만으로 절삭력을 예측할 수 있으며, 공구형상의 미소한 변화에 따른 절삭력 변화를 쉽게 구할 수 있는 장점이 있다. 먼저 Oxley의 2차원 절삭이론과 유효상면경사각을 이용한 3차원 절삭력 계산방법을 설명하겠다.

2. 2차원 절삭이론

절삭해석에 사용되는 2차원 정상상태의 칩형성 모델이 Fig. 1에 나타나 있다. 공구는 완전히 예리하다고 가정되고, 제 1 소성역의 중심에 있는 AB면과 칩-공구 접촉면은 최대 전단응력과 최대 전단변형률속도의 방향이라 가정된다. 이 이론의 기본은 AB면과 칩-공구 접촉면의 응력을 전단각, 재료의 물성치 및 절삭조건 등으로 해석하고 AB면과 접촉면에 의해 전달되는 절삭력이 평형을 이루는 전단각, ϕ 를 찾는 일이다.

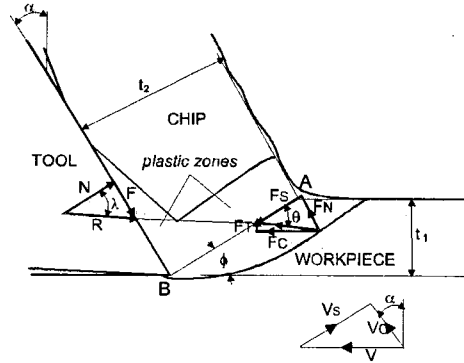


Fig. 1 Model of orthogonal chip formation

일단 ϕ 가 알려지면 절삭력의 여러 성분들이 다음 관계식에 의해 구해진다.

$$\begin{aligned} F_c &= R \cos(\lambda - \alpha) \\ F_t &= R \sin(\lambda - \alpha) \\ F &= R \sin \lambda \\ N &= R \cos \lambda \\ R &= \frac{F_s}{\cos \theta} = \frac{k_{AB} t_1 w}{\sin \phi \cos \theta} \end{aligned} \quad (1)$$

여기서 t_1 은 미변형 칩두께이고 w 는 절삭너비, k_{AB} 는 AB면에서의 전단유동응력이다. 응력평형방정식을 적용하면 합력 R 과 AB면이 이루는 각 θ 는 다음과 같다.

$$\tan \theta = 1 + 2\left(\frac{1}{4} \pi - \phi\right) - Cn \quad (2)$$

C 는 변형률속도의 실험식에 사용되는 상수이다.⁽³⁾

$$\dot{\gamma}_{AB} = C V_s / l \quad (3)$$

$\dot{\gamma}_{AB}$ 는 AB면에서의 최대 전단변형률속도이고 V_s 는 전단속도, l 은 AB면의 길이이며 n 은 다음과 같은 응력/변형률 관계식에서의 가공경화지수이다.

$$\sigma = \sigma_1 \varepsilon^n \quad (4)$$

θ 는 다음과 같이 표현될 수 있다.

$$\theta = \phi + \lambda - \alpha \quad (5)$$

k_{AB} 와 n 을 결정하기 위해서는 AB면에서의 변형률, 변형률속도와 함께 온도를 알아야 한다. 온도, T_{AB} 는 다음 식으로 구한다.⁽¹⁾

$$T_{AB} = T_o + \eta_f \left[\frac{1-\beta}{\rho C_p t_1 w} \frac{F_s \cos \alpha}{\cos(\phi - \alpha)} \right] \quad (6)$$

여기서 F_s 는 AB면에서의 전단력이고 η_f 는 AB면 이외에서도 칩 형성에 필요한 소성에너지가 발생한다는 점을 고려하는 상수이다. β 는 피삭재료의 유입률을 나타내며 다음과 같은 Boothroyd의 실험식⁽⁴⁾을 사용하였다.

$$\begin{aligned} \beta &= 0.5 - 0.35 \log(R_T \tan \phi) \text{ for } 0.04 \leq R_T \tan \phi \leq 10 \\ \beta &= 0.3 - 0.15 \log(R_T \tan \phi) \text{ for } R_T \tan \phi > 10 \end{aligned} \quad (7)$$

β 는 0보다 작거나 1을 초과할 수 없으며 $R_T \tan \phi$ 만의 함수로 표시된다. R_T 는 공구에 대한 피삭재의 페클리트 수이며 다음과 같이 계산된다.

$$R_T = \frac{\rho C_p V t_1}{k_c} \quad (8)$$

여기서 C_p 는 비열, k_c 는 열전도도를 나타낸다. AB면에서의 변형률은 다음과 같다.

$$\gamma_{AB} = \frac{1}{2} \frac{\cos \alpha}{\sin \phi \cos(\phi - \alpha)} \quad (9)$$

칩-공구 접촉면에서의 평균 전단응력을 구하기 위해서는 접촉면의 평균온도, T_{int} 를 알아야 하며 다음 식으로 구해진다.⁽¹⁾

$$T_{int} = T_o + \frac{1-\beta}{\rho C_p t_1 w} \frac{F_s \cos \alpha}{\cos(\phi - \alpha)} + \Psi \Delta \theta_m \quad (10)$$

여기서 $\Delta \theta_m$ 은 칩에서의 최대 온도상승값이고 Ψ 는 $\Delta \theta_m$ 이 공구상면의 평균온도에 미치는 영향을 고려하는 수이며 0과 1사이의 값을 가진다. 최대 온도상승값 역시 Boothroyd가 제안한 식⁽⁴⁾을 이용하여 계산하였다.

$$\begin{aligned} \log \left(\frac{\Delta \theta_m}{\Delta \theta_c} \right) &= 0.06 - 0.195 \delta \left(\frac{R_T t_2}{l_n} \right)^{1/2} \\ &+ 0.5 \log \left(\frac{R_T t_2}{l_n} \right) \end{aligned} \quad (11)$$

여기서 $\Delta \theta_c$ 는 칩에서의 평균온도상승을 나타내고 다음과 같이 표시된다.

$$\Delta \theta_c = F \sin \phi / \rho C_p t_1 w \cos(\phi - \alpha) \quad (12)$$

칩-공구 접촉면의 길이는 B점에 모멘트를 취함으로써 다음과 같이 유도된다.

$$l_n = \frac{t_1 \sin \theta}{\cos \lambda \sin \phi} \left\{ 1 + \frac{Cn}{3 \left[1 + 2 \left(\frac{1}{4} \pi - \phi \right) - Cn \right]} \right\} \quad (13)$$

접촉면에서의 최대 전단변형률속도는 다음 식으로 계산된다.

$$\dot{\gamma}_{int} = V_c / \delta t_2 \quad (14)$$

여기서 δ 는 칩 두께에 대한 칩-공구 접촉면에서의 소성영역 두께의 비를 나타내며 $\Delta \theta_m$ 계산 시에도 필요한 값이다.

이상의 방정식에서 볼 때 식(2), (3), (13)에서의 C 값과 식(14)와 $\Delta \theta_m$ 계산시에 필요한 δ 값 및 적절한 재료물성치를 미리 안다면 절삭조건에 대응하는 절삭력, 절삭온도 등을 구할 수 있다. 이 이론에서는 AB면에서의 응력으로부터 절삭저항을 계산하고 이로부터 칩-공구 접촉면의 응력($\tau_{int} = F/l_n w$)을 구한 다음 칩-공구 접촉면의 온도 T_{int} 와 변형률

속도 $\dot{\gamma}_{int}$ 에 대응하는 전단유동응력 k_{chip} 을 계산 (이때, 변형률 $\epsilon_{int}=1$ 보다 큰 변형률인 경우 유동응력에 미치는 영향은 $\epsilon_{int}=1$ 에 비해 미미하므로 접촉면의 전단변형률은 1이라 가정한다)하고 $\tau_{int} = k_{chip}$ 을 만족시키는 전단각을 구한다.

C를 결정하기 위해 응력 경계조건을 사용한다. 접촉면의 평균수직응력인 σ_N 은 다음과 같이 간단히 구할 수 있다.

$$\sigma_N = N/(lnw) \quad (15)$$

B점에서의 수직응력인 σ'_N 은, 칩-공구 접촉면이 최대 전단응력 방향이라 가정하므로 AB가 B점 근처의 미소 영역에서 $(\phi - \alpha)$ 만큼 회전하여 접촉면과 수직으로 만난다고 생각할 수 있으며 따라서 다음 식이 성립한다.

$$\sigma'_N/k_{AB} = 1 + \frac{1}{2} \pi - 2\alpha - 2Cn \quad (16)$$

이제 $\sigma_N = \sigma'_N$ 의 조건으로 C를 결정할 수 있다.

칩-공구 접촉면에서의 소성변형 두께를 나타내는 δ 는 최소일의 원리에서 구할 수 있다. 즉, 주어진 절삭조건에서 전단유동응력 k_{chip} 을 최소로 하는 온도와 변형률속도가 존재하는데, 이 때의 δ 를 구하면 된다.

3. 3차원 절삭력 예측

절삭가공에 대한 수많은 연구들이 대부분 2차원 절삭을 대상으로 하지만 실제 가공에서는 기울임각, i 가 존재하는 3차원 절삭인 경우가 대부분이다. 이러한 3차원절삭에 있어서 가장 중요한 문제 중의 하나는 칩유출방향의 결정이며 또한 유효상면경사각과 수직상면경사각중 어느 것이 실제 가공에서 중요한 역할을 하느냐에 대한 논란이다. 유효상면경사각은 절삭속도와 칩속도 벡터를 포함하는 평면에서 공구상면과 절삭속도사이의 각을 말하며, 수직상면경사각은 공구끝단에 수직인 평면에서 공구상면과 절삭속도사이의 각을 일컫는다(Fig. 2 참조).

본 연구에서는 Usui 등⁽⁵⁾의 연구에서처럼 유효상면경사각의 개념을 이용한다. 유효상면경사각을 포함하는 평면에서 2차원 절삭력이 앞 절의 절삭이론에 따라 결정되면 회전행렬변환법⁽⁶⁾에 의해 3차원절삭력으로 변환되고 최종적으로 정면밀링의 절삭력으로 계산된다. 이 절에서는 유효상면경사각을 이용하여 3차원 절삭력으로 변환되는 방법을 간단히 설명한다.

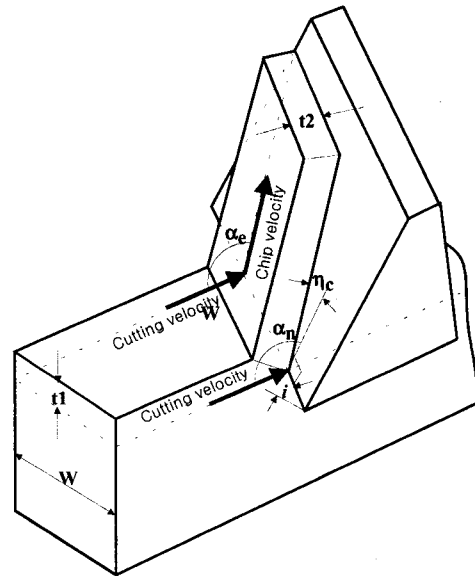


Fig. 2 Oblique machining

Fig. 3은 정면밀링커터의 한 절삭날을 노우즈가 존재하지 않는 경우에 대해 도시한 그림이다. 그림에서 z 방향은 절입깊이 방향이며, y 방향은 접선력의 작용방향, -x 방향은 칩두께의 방향이다. 면 ACH는 절삭날의 상면을 나타낸다. a_a 는 어프로우치각, a_r 는 반경방향경사각, a_s 는 축방향경사각이며, i 는 기울임각이다. AS는 공구상면에서의 칩 유출 방향을 나타낸다. AS를 지나는 공구상면에 수직으로 자른 단면을 Fig. 4와 같이 도시하면 a_e 는 유효상면 경사각이며 다음과 같이 계산된다.

$$\sin a_e = \sin \eta_c \sin i + \cos \eta_c \cos i \sin a_s \quad (17)$$

여기서 칩유출각 η_c 는 Stabler⁽⁷⁾의 가정($\eta_c = i$)을

따른다. 그림에서 h_e 는 유효경사각을 포함하는 평면에서의 유효 미변형 칩두께이다. 수직경사각 역시 공구의 기하학적 형상관계로부터 다음과 같이 계산된다.

$$\tan \alpha_n = \cos i (\tan \alpha_r \cos \alpha_n + \tan \alpha_x \sin \alpha_n) \quad (18)$$

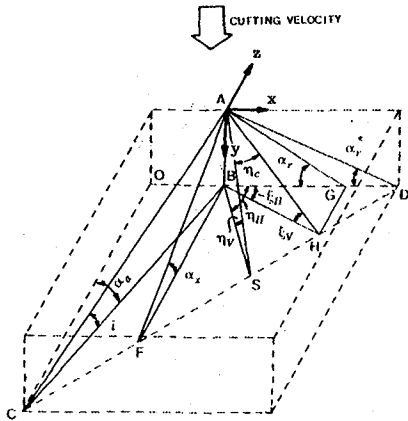


Fig. 3 Geometrical representation of cutter edge

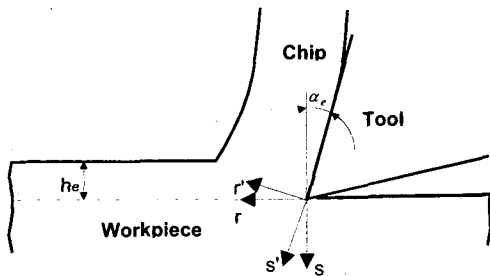


Fig. 4 Cross section of cutting tool in the plane containing the cutting velocity and chip velocity

이 때 r-s좌표계와 r'-s' 좌표계는 유효경사각 만큼의 좌표회전에 의해 동일하게 되므로, F_r , F_s 는 다음과 같이 계산된다.

$$\begin{bmatrix} F_r \\ F_s \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \alpha_e & -\sin \alpha_e \\ \sin \alpha_e & \cos \alpha_e \end{bmatrix} \begin{bmatrix} F_r' \\ F_s' \end{bmatrix} \quad (19)$$

여기서 F_r , F_s 는 Oxley의 2차원 칩형성이론으로부터 구해진다. F_r , F_s 를 xyz 좌표계의 성분으로 분해하면

$$\begin{bmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \end{bmatrix} = [T] \begin{bmatrix} F_r' \\ F_s' \end{bmatrix} \quad (20)$$

으로 나타낼 수 있으며 여기서 변환행렬 [T]는 어프로우치각, 반경방향경사각 및 축방향경사각을 포함하는 공구의 기하학적 형상과 칩유출각의 가정으로부터 다음과 같이 계산된다.

$$[T] = \begin{bmatrix} (\sin \alpha_r^* \cos \alpha_x)/N & -\cos \eta_V \cos \eta_H \\ -\cos \alpha_r^* \cos \alpha_x / N & -\sin \eta_V \sin \eta_H \\ (-\sin \alpha_r^* \sin \alpha_x)/N & -\cos \eta_V \sin \eta_H \end{bmatrix} \quad (21)$$

$$N = \sqrt{\cos^2 \alpha_x + \cos^2 \alpha_r^* \sin^2 \alpha_x}$$

4. 정면밀링가공 해석

밀링가공에서는 절삭과정 중에 커터의 회전과 이송이 동시에 이루어져 절삭면적, 즉 미변형 칩두께가 연속적으로 변하게 된다. 실제 가공은 회전하는 밀링커터와, 공구대에 의해 이송되는 피삭재에 의해 이루어지나 상대운동의 관점에서 피삭재는 고정되고 밀링커터가 회전과 이송을 동시에 한다고 가정하는 것이다. Fig. 5는 밀링가공을 나타내고 있다.

커터의 궤적을 고려한 미변형 칩두께는 다음 식으로 표시된다.

$$t_1(\theta) = R + f_i \sin \theta - (R^2 - f_i^2 \cos^2 \theta)^{1/2} \quad (22)$$

$$\approx f_i \sin \theta$$

여기서 f_i 는 밀링커터 1회전당 이송량을 나타내며 R은 밀링커터의 반경을 나타낸다.

어프로우치각에 의해 미변형 칩두께 t_1 와 절삭너비 w 는 다음과 같이 계산된다.

$$t_1 = f_i \sin \theta \cos \alpha_a, \quad w = d / \cos \alpha_a \quad (23)$$

여기서 d 는 절입깊이를 나타낸다.

식(20)은 국부좌표계, xyz 로서 전체좌표계, XYZ 로의 변환을 위해 고쳐쓰면 다음과 같다.

$$\begin{bmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \theta & \sin \theta & 0 \\ \sin \theta & -\cos \theta & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \end{bmatrix} \quad (24)$$

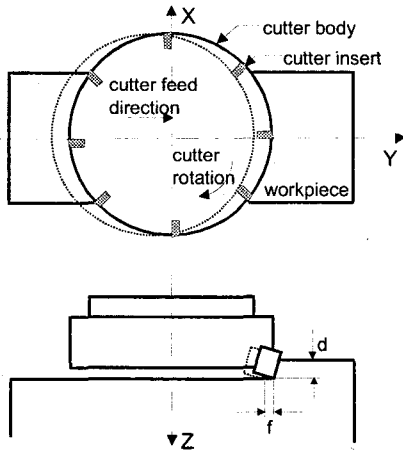


Fig. 5 Face milling cutter and geometry

5. 실험 및 계산치와의 비교

앞절에서 언급한 이론적 내용의 유용성을 확인하기 위하여 밀링 절삭력 측정 실험을 수행하였다. 사용된 피삭재는 0.2 % 탄소강이며 그 상당응력은 식(4)와 같은 응력-변형률 관계로 나타낼 수 있다. 응력 σ_1 과 가공경화지수 n 은 온도와 변형률속도의 함수이며 그 관계는 다음과 같이 정의되는 속도-수정 온도로 나타낼 수 있다⁽¹⁾.

$$T_{mod} = T \left\{ 1 - \nu_c \log \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} \right) \right\} \quad (25)$$

여기서 T 는 온도, $\dot{\epsilon}$ 는 변형률속도 그리고 ν_c , $\dot{\epsilon}_0$ 는 물질상수이다. 물질상수 ν_c , $\dot{\epsilon}_0$ 는 각각 0.09, 1/s이다. Fig. 6은 σ_1 과 n 을 속도-수정 온도에 대해 나타낸 그림이다. 그림은 온도가 증가할 때 응력도 증가하는 dynamic strain-ageing(blue brittle)을 명확히 보여주고 있는데, 이는 탄소강의 대표적 성질중의 하나이다.

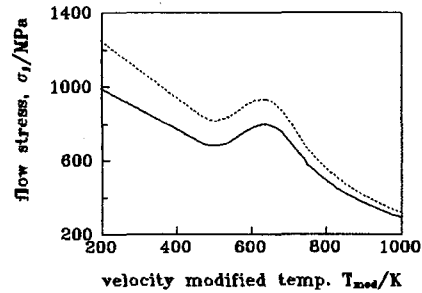
피삭재의 열적성질중 비열은 탄소함유량의 영향이 적기 때문에 모든 탄소강에 대해 다음 식으로 나타낼 수 있다⁽¹⁾.

$$C_p / (Jkg^{-1}K^{-1}) = 420 + 0.504T/^\circ C \quad (26)$$

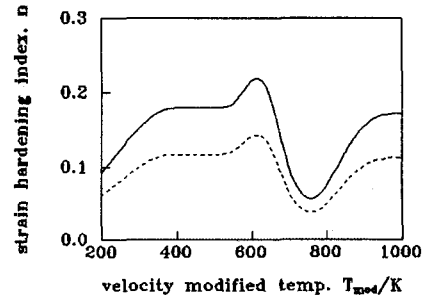
그러나 열전도도의 경우 탄소함유량의 영향을 무시할 수 없으며 본 연구에서 사용한 0.2 % 탄소강은 다음과 같은 식이 된다⁽¹⁾.

$$k_c / (Wm^{-1}K^{-1}) = 54.17 - 0.0298T/^\circ C \quad (27)$$

밀도는 7862 kg/m³이다.



(a) flow stress, σ_1



(b) strain hardening index, n

Fig. 6 Flow stress results plotted against velocity modified temperature: solid line - 0.2 % carbon steel; dot line - 0.38 % carbon steel

실험과 해석은 1날 절삭에 대해 이루어졌다. 사용된 Cutter body의 지름은 100 mm이며, 어프로우치각 15°, 반경방향경사각 0°, 축방향경사각 7°의 절

삭날을 가진다. 회전속도 320 rpm, 절입깊이 2 mm 이며, 이송은 48 mm/min과 64 mm/min 두가지 경우에 대하여 실험이 수행되었다. 사용된 실험장치는 Table 1과 같다. Table 2는 절삭조건을 나타내고 있다. 밀링용 공구 동력계에서 측정된 절삭력은 스트레인게이지 타입 앰프(strain gauge type amp.)를 통하여 증폭되고 앰프 내부의 로우패스 필터(low pass filter, band width 2.5kHz)를 통하게 된다. 이 신호를 데이터코더(datacoder)를 통해 저장하였다가 다시 아날로그/디지털 변환기(A/D converter)를 거쳐 컴퓨터에서 처리한다.

Table 1 Experiment apparatuses

Milling machine	HITACHI numerical control milling machine (VA-40)
Dynamometer	KIESTLER AST 1207 (밀링용, strain gauge type)
Amplifier	KYOWA DPM-310B (strain gauge type)
Oscilloscope	T912 (TEKTRONIX)
A/D converter	Lab-master
Datacoder	KYOWA RTP-501AL (max. freq. 2.5kHz)
Computer	IBM-PC

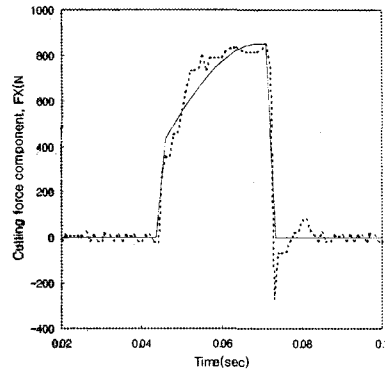
Table 2 Cutting conditions

Cutter body	V (rpm)	d (mm)	f (mm/min)	CASE
지름 100 mm			48	1
어프로치각 15°	320	2		
축방향경사각 7°			64	2
반경방향경사각 0°				

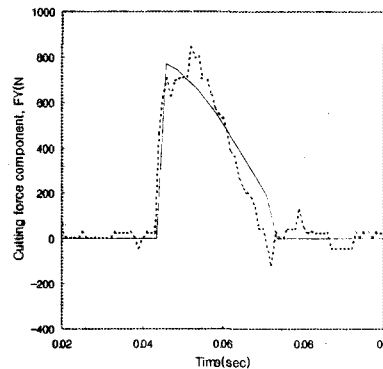
Fig. 7은 CASE1에 대한 실험 및 해석 결과를 나타낸 그림이다. 그림에서 점선은 실험으로 측정된 값이며 실선은 절삭이론으로 예측되는 값이다. FX, FY, FZ는 각각 주분력, 이송분력, 배분력을 나타낸다. 그림에서 알 수 있듯이 본 연구에서 예측되는 절삭력의 파형과 그 값은 3방향의 절삭분력 모두 실험결과와 매우 잘 일치한다.

Fig. 8은 CASE2에 대한 실험 및 해석 결과를 나타낸다. CASE1에 비해 이송이 1.33배 증가한 경우로써 Fig. 7에 비해 주분력, 이송분력이 증가하였음을 알 수 있다. 배분력의 경우 큰 차이를 보이지 않는다. 절삭이론으로 예측되는 값은 Fig. 7과 마찬가지로

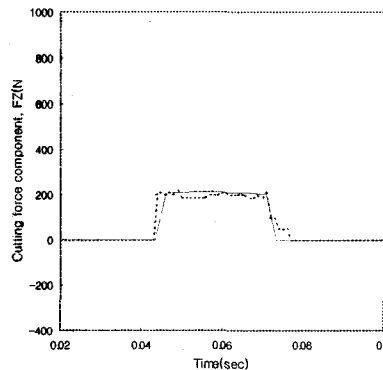
지로 주분력, 이송분력, 배분력 모두 절삭력 크기와 파형에 있어서 매우 잘 일치하였다. 이상의 결과로써 Oxley의 2차원 절삭이론과 유효상면경사각을 이용하여 절삭조건이 연속적으로 변하는 밀링공정을 효과적으로 예측할 수 있음을 알 수 있다.



(a) FX

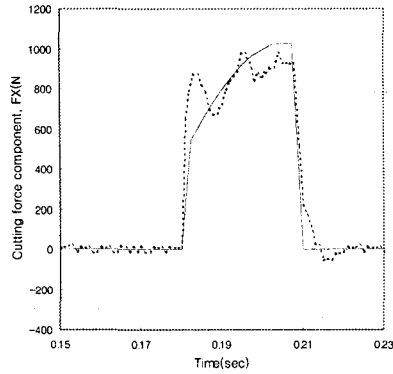


(b) FY

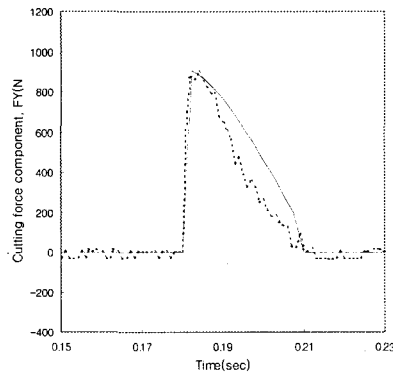


(c) FZ

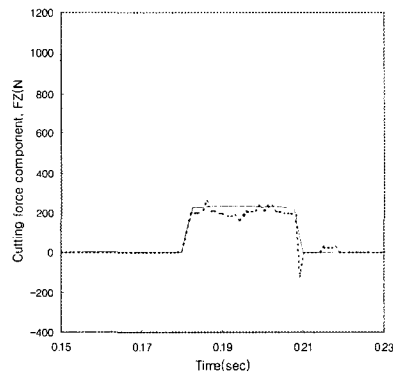
Fig. 7 Predicted(solid line) and experimental(dot line) cutting forces for CASE1



(a) FX



(b) FY



(c) FZ

Fig. 8 Predicted(solid line) and experimental(dot line) cutting forces for CASE2

6. 결론

본 연구에서는 절삭조건이 연속적으로 변하는 밀링가공에 대하여 효과적으로 절삭력을 예측하는 방법을 제시하였다. 이 방법에 따르면 어떠한 절삭 실험 없이 피삭재의 물성치와 절삭조건만으로 절삭력의 크기 뿐 아니라 절삭과정의 미세한 부분까지 예측할 수 있다. 해석의 검증을 위하여 정면밀링 절삭력 측정 실험을 수행하였으며, 실험결과와 예측결과는 3방향의 절삭분력이 모두 잘 일치하는 결과를 보였다. 따라서 본 연구에서 제시하는 방법은 절삭 전 공구가 받는 힘을 예측할 수 있으므로, 가공 공정설계 및 밀링 공구설계에 효과적으로 이용될 수 있다.

참고문헌

1. Oxley, P.L.B., *Mechanics of Machining: An Analytical Approach to Assessing Machinability*, Ellis Horwood, Chichester, 1989.
2. Young, H.-T., Mathew, P. and Oxley, P.L.B., "Predicting Cutting Forces in Face Milling," *Int. J. Mach. Tools Manufact.*, Vol. 34, No. 6, pp. 771~783, 1994.
3. Stevenson, M.G., and Oxley, P.L.B., "An experimental Investigation of the Influence of Speed and Scale on the Strain-rate in a Zone of Intense Plastic Deformation," *Proc. Inst. Mech. Eng.*, Vol. 184, pp. 561~576, 1969-1970.
4. Boothroyd, G., "Temperatures in Orthogonal Metal Cutting," *Proc. Inst. Mech. Eng.*, Vol. 177, pp. 789~802, 1963.
5. Usui, E., "Analytical Prediction of Three Dimensional Cutting Process," *Trans. ASME J. of Eng. for Ind.*, Vol. 100, pp. 229~235, 1978.
6. 이우영, 신호철, "전단유동응력에 의한 정면밀링의 절삭력 해석," *대한기계학회 논문집*, 제13권 제6호, pp. 1170~1182, 1989.
7. Stabler, G.V., "Geometry of Cutting Tools," *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, London*, Vol. 165, pp. 14~26, 1951.