

## 런아웃을 고려한 엔드밀링의 절삭력 모델링

조희근\*, 김종도<sup>+</sup>, 윤문철<sup>++</sup>

(논문접수일 2011. 03. 14, 심사완료일 2011. 05. 20)

### Cutting Force Modelling in End-milling Considering Runout

Hee-Geon Cho\*, Jong-Do Kim<sup>+</sup>, Moon-Chul Yoon<sup>++</sup>

#### Abstract

In this paper, a new end-milling force modelling technique was suggested by considering runout, and its result was compared with real measured force. The specific cutting force is the multiplication of cutting force coefficient and uncut chip thickness. This parameter was used for experimental modelling and prediction of theoretical force. These coefficients, which can be obtained by fitting measured average forces in several conditions, were used for the formulation of theoretical force. The mechanism of end-milling force with runout was developed in this research and its result was verified by comparing the fluctuating theoretical force and its measured one. The fluctuation of force was incurred by a geometric shape of workpiece and its runout in holding. The result of suggested force considering runout shows a good consistency with measured one. So this modelling method can be used effectively for a prediction of end-milling force with runout effect.

**Key Words :** Force modelling(절삭력모델링), Immersion angle(몰림각), Runout(런아웃), Specific cutting force(비절삭저항)

### 1. 서론

현재까지의 엔드밀 가공은 단인공구로 가공되는 선반이나 보오링(boring) 가공과 달리 공구회전 마다 매번 날이 물리고 풀리고 하는 과정이 반복된다. 이 복잡한 메카니즘에 대한 분석은 매우 어려워 명확한 연구<sup>(1~4)</sup>가 실제적으로 드물었다. 그 동안의 엔드밀링 절삭력에 대한 연구로는 측정된 절삭력 실험 결과를 단순히 비교하여 분석하는 개괄적인 접근 방법이 대부분이었다. 그러나 실제로 가공된 절삭력을 분석하여 보면 엔드밀 1회전 당 날수에 해당되는 절삭력이 생성되고 그 크기는 균등하지 않고 차이가 있게 된다. 또한 높이가 다르게 되는 주

요한 원인은 런아웃이라 할 수 있었고 따라서 본 연구에서는 이 원인을 밝히고자 절삭력 형상을 연구하게 되었다. 이 형상 연구를 위해서는 엔드밀 날 한 개에 의하여 가공 측정된 절삭력과 이상적인 절삭력 형상의 상관관계를 분명히 밝혀야 하고 이를 위해 이론적인 모델을 통한 절삭력 비교 분석이 필요하다. 본 연구에서는 공구 홀더(holder)의 런아웃에 의하여 발생하는 엔드밀링 절삭력의 발생을 규명하기 위하여 런아웃을 고려한 엔드밀링 절삭력 모델링 기법을 제안하여 어떻게 런아웃이 실제 엔드밀링 절삭력에 영향을 미치는지 그 효과를 예측할 수 있는 모델링 방법과 그 분석 결과를 보였다. 또한 절삭력 모델링을 위해 비절삭 저항을 고려하여 절삭력을 모델링하였

\* 부경대학교 기계자동차공학과

<sup>+</sup> 부경대학교 기계자동차공학과

<sup>++</sup> 교신저자, 부경대학교 기계자동차공학과 (mcyoon@pknu.ac.kr)

주소: 608-739 부산시 남구 용당동 산 100

다. 연구결과에 의하면 공구 홀더를 이용하여 엔드밀을 고정 시에 대부분의 경우 런아웃이 나타났으며 그 타입에 따라 절삭력 형상의 높낮이가 각각 달리 발생하는 것을 이론적으로 밝힐 수 있었다. 제안 모델의 절삭력과 실험 조건에서 측정된 엔드밀링 절삭력을 비교 분석한 결과는 비교적 잘 일치함을 확인할 수 있었다. 따라서 이 결과는 공구회사나 엔드밀을 사용하는 산업현장의 공구와 동작기계 설계자 및 가공 운영자에게 그 가공 상태의 물리적인 의미를 미리 밝혀줄 수가 있어 사전에 가공시 발생하는 문제점을 미리 예측하고 그 문제를 해결할 수 있도록 하였다.

## 2. 런아웃을 고려한 엔드밀링 절삭력 모델링

Fig. 1은 런아웃이 있는 절삭기구를 표현하고 있다. 엔드밀 공구의 중심을  $O_b$ , 엔드밀 공구 홀더에 약간 런아웃  $e$  때문에 발생하는 새로운 스핀들 축의 중심을  $O$ 라 하면 이  $O$ 를 중심으로 공구가 회전하게 되며 각 날에서는 서로 다른 새로운 반경으로 가공하게 된다. 보통 런아웃량  $e$  에 의한 회전센터에서 각 날까지의 최대, 최소반경은 공구를 고정시킬 때 공구 초기 고정 위상각  $\rho$ 에 의하여 결정된다. 런아웃 오차 때문에 발생하는 두 가지 형태의 절삭력 거동은 Fig. 2(a) 나 Fig. 2(b)의 경우와 같이 2가지로 분류되며 그 외는 이 두 가지 절삭력의 조합 형태로 나타나기 때문에 우선 이 두 가지의 경우를 분석하는 것이 필요하다.

두 경우는 긴 두 날 - 짧은 두 날로 구성되어 가공되는 경우 (type 1)와 한 개의 긴 날- 2개의 중간 날- 1개의 짧은 날로 구성되어 가공되는 경우(type 2)의 두 가지가 있다. 칩 두께에 따라 type 1의 경우는 Fig. 2(a)와 같이 공구 초기 고정 위상각  $\rho = 45^\circ$ 로 가공되는 경우이고 type 2는 Fig. 2(b)의 공구 초기 고정 위상각  $\rho = 0^\circ$ 으로 되어 가공되는 경우이다. 그 외의 경우는 위 두 경우를 제외한 조건으로 초기 고정 위상각이  $0^\circ < \rho < 360^\circ$ 인 경우이라고 할 수 있다.

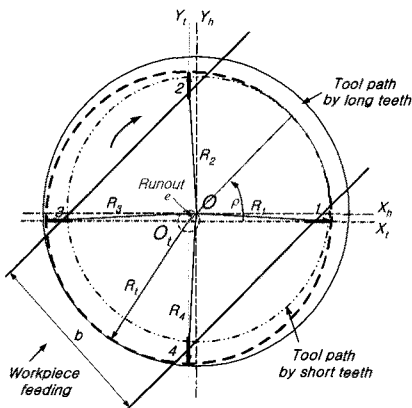
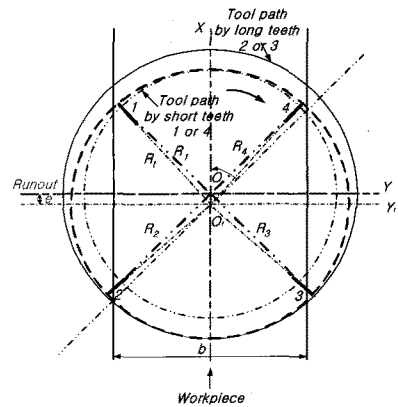
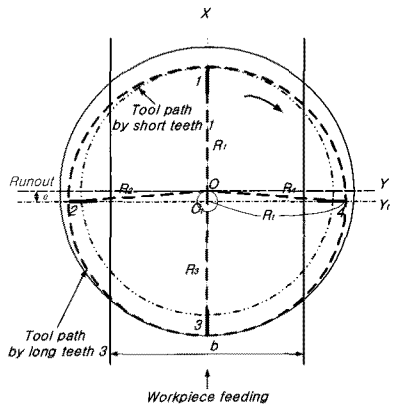


Fig. 1 The cutting mechanism of end-milling with runout



(a) Two longer-two shorter teeth (for  $\rho = 45^\circ$ )



(b) One longest-two medium-one shortest teeth (for  $\rho = 0^\circ$ )

Fig. 2 End-milling mechanism with runout

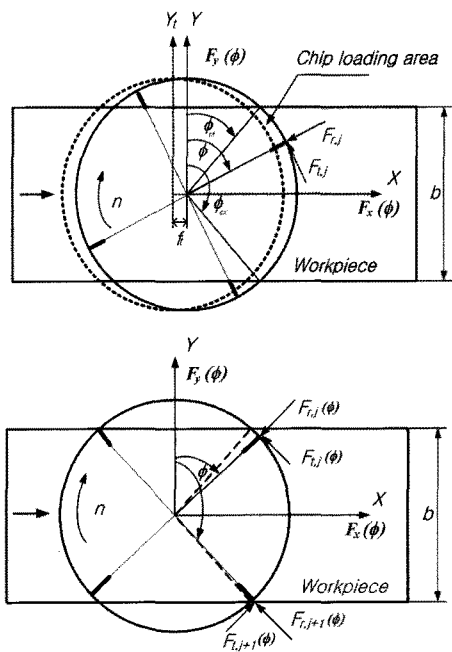


Fig. 3 Cutter rotation and cutting edge location angles in end-milling operation

Fig. 3 은 런아웃이 작게 고정된 공구로 공작물을 가공할 시 각 날의 기하학적인 위치를 보여 주고 있다. 모든 절삭력은 비절삭 칩 두께에 비례하고 엔드밀 날의 입·출구 물림각의 크기에 따라 절삭력의 형상은 상당히 다르게 나타나게 된다. 이때 비절삭 칩 두께의 단면적을 알면 절삭력을 계산할 수 있다. 각 날 당의 이송을  $f_i$  라 하면  $j$  번째 날의 평균절삭력 두께  $h_{a,j}$  는 다음과 같이 표현된다.

$$h_{a,j}(\phi) = \frac{\int_{\phi_{st}}^{\phi_{ex}} h_j(\phi) \cdot d\phi}{\phi_{ex} - \phi_{st}} \quad (1)$$

$$= -(f_t + (R_{j+1} - R_j)) \cdot \frac{\cos\phi_{ex} - \cos\phi_{st}}{\phi_{ex} - \phi_{st}}$$

절삭력은 각 날의 위상이  $\phi_{st} < \phi < \phi_{ex}$  일 경우 나타나게 되어 이 경우 절삭력  $F_x(\phi)$ ,  $F_y(\phi)$ ,  $F_z(\phi)$  은 크기가 0보다 큰 값을 갖게 되어 절삭력 형상을 나타나게 된다.

엔드밀 절삭 날의 수  $n$ , 날과 날 사이의 피치각을  $\phi_p = \frac{2\pi}{n}$  이라 하면 엔드밀의 나선각은  $x, y, z$  방향 절삭력에 영향을 주게 되고 나선각이 있으면 갑작스런 충격을 줄여주는 감쇠효과가 나타난다.

Fig. 4는 나선에 의한 리드각이  $\beta$  인 엔드밀의 한 날에서 높이 차이가 있는 두 지점 사이의 위상차를 보여 주며  $z$  축 방향으로 높이가  $a$  만큼 차이가 있는 상단부와 하단부의 사이에는 다음의 관계식이 성립한다.

$$\psi = \frac{z \cdot \tan\beta}{R} = k_{\beta} \cdot z \quad \text{및} \quad k_{\beta} = \frac{\tan\beta}{R} \quad (2)$$

엔드밀 하단부 ( $z=0$ ) 에서의 각 날 끝점에서의 물림각을

$$\phi_j(0) = \phi_o + j \cdot \phi_p; \quad j = 0, 1, \dots, (n-1) \quad (3)$$

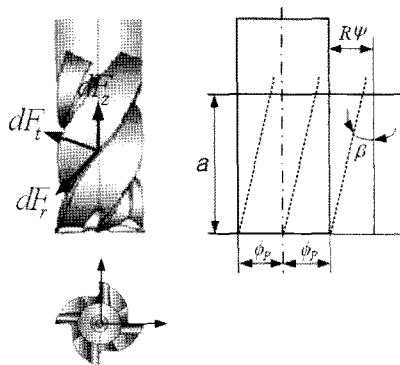


Fig. 4 Geometry of differential cutting edge location and phase lag in end-milling operation

라 하면  $j$  번째 날에서 높이가  $z$  인 위치에서의 물림각은 다음과 같다.

$$\phi_j(z) = \phi_o + j \cdot \phi_p - \frac{\tan\beta}{R} z \quad (4)$$

또한 매우 작은 미소 부분의 엔드밀 날의 깊이  $dz$  에서 발생되는 접선방향, 반경방향 및 축방향의 미소절삭력은 각각 다음 식으로 표현할 수 있다.

$$dF_{t,j}(\phi, z) = (K_{tc} \cdot h_j(\phi_j(z)) + K_{tc}) \cdot dz$$

$$dF_{r,j}(\phi, z) = (K_{rc} \cdot h_j(\phi_j(z)) + K_{rc}) \cdot dz \quad (5)$$

Fig. 1에서 런아웃 양을  $e$  라고 하면 엔드밀 고정 후의 공구 회전축의 절대중심은  $O$  가 되고 각 날의 공구 반경은 각각  $R_1, R_2, R_3$  및  $R_4$  로 되며 각각 다음과 같이 된다.

$$R_1 = \sqrt{(R - e \cdot \cos(\rho))^2 + (e \cdot \sin(\rho))^2},$$

$$R_2 = \sqrt{(R - e \cdot \sin(\rho))^2 + (e \cdot \cos(\rho))^2},$$

$$R_3 = \sqrt{(R + e \cdot \cos(\rho))^2 + (e \cdot \sin(\rho))^2},$$

$$R_4 = \sqrt{(R + e \cdot \sin(\rho))^2 + (e \cdot \cos(\rho))^2}$$

공구가 정 방향으로 회전한다고 하면 칩 두께는 각 날의 물림량에 따라 결정이 되며 그 두께는 다음과 같다. 즉  $R_j \gg e$  이고,  $j$  번째 날이 지난 후 다음  $j+1$  번째의 날이 지나 가공되게 되며 이 경우 각각의 반경을  $R_j$  및  $R_{j+1}$  라 하면 두 날에 의하여 생성되는 칩 두께는 다음과 같다. ( $j = 1, 2, 3, 4$ )

$$h_j(\phi, z) = (f_t + (R_{j+1} - R_j)) \cdot \sin\phi_j(z) \quad (6)$$

날의 미소 부분  $dz$  에서 발생되는 접선방향 및 반경방향 미소 절삭력은 각각  $x$  방향의 미소 절삭력으로 변환되어 Eq. (7) 이 된다.

$$dF_{x,j}(\phi_j(z)) = -\cos\phi_j(z) dF_{t,j}(\phi_j(z)) - \sin\phi_j(z) dF_{r,j}(\phi_j(z)) \quad (7)$$

Eq. (6)과 Eq. (7)에서 다음의 식을 얻을 수 있다.

$$dF_{x,j}(\phi_j(z)) = \left( \frac{f_t + (R_{j+1} - R_j)}{2} \right) [-K_{tc} \sin 2\phi_j(z) - K_{rc} (1 - \cos 2\phi_j(z))] + [-K_{tc} \cos\phi_j(z) - K_{rc} \sin\phi_j(z)] dz \quad (8)$$

Eq. (8) 을 적분하면  $x$  방향 절삭력은 다음과 같이 된다.

$$F_x(\phi_j(z)) = \int_{z_{j,2}}^{z_{j,1}} dF_x(\phi_j(z)) dz \quad (9)$$

여기서  $z_{j,1}(\phi_j(z))$ ,  $z_{j,2}(\phi_j(z))$ 는 한 날이 공작물에 물리는 시작점과 끝점사이의 절삭높이를 의미하며 이 경우 각 방향의 절삭력은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$F_{x,j}(\phi_j(z)) = \left[ \frac{(f_t + (R_{j+1} - R_j))}{4k_\beta} \{-K_{tc} \cos 2\phi_j(z) + K_{rc}(2\phi_j(z) - \sin \phi_j(z))\} + \frac{1}{k_\beta} (K_{te} \sin \phi_j(z) - K_{re} \cos \phi_j(z)) \right]_{z_{j,1}(\phi_{j,1}(z))}^{z_{j,2}(\phi_{j,2}(z))} \quad (10)$$

여기서 상수  $K_{tc}$ ,  $K_{rc}$  및  $K_{te}$ ,  $K_{re}$  등은 실험을 통하여 구할 수 있고 식 (10)을 이용하여 절삭력을 계산할 수 있다. 즉 실험에 의하여 상수를 구하고 이를 이용하여 절삭력을 모델링하게 되므로 실험적인 계수 절삭력 모델링 기법(Experimental coefficient force modelling method)이라 한다.

또한 Eq. (2)와 Eq. (4)에서  $d\phi(z) = -k_\beta dz$  이므로  $x$  방향의 평균 절삭력은 다음과 같이 표현된다.

$$\bar{F}_x = \frac{1}{\phi} \int_{\phi_{st}}^{\phi_{ex}} F_x(\phi) d\phi \quad (11)$$

Eq. (11)은 다음과 같이 다시 쓸 수 있다.

$$\bar{F}_x = \left\{ \frac{n \cdot a \cdot (f_t + (R_{j+1} - R_j))}{8\pi} (K_{tc} \cos 2\phi - K_{rc} (2 \cdot \phi - \sin 2\phi)) + \frac{n \cdot a}{2\pi} (-K_{te} \sin \phi + K_{re} \cos \phi) \right\}_{\phi_{st}}^{\phi_{ex}} \quad (12)$$

비절삭 저항계수를 구하기 위하여 직경과 같은 직선 홈을 가공하여 평균절삭력의 실험 데이터를 얻었고 이때의 입구 및 출구  $\phi_{st}(z) = 0^\circ$  및  $\phi_{ex}(z) = 180^\circ$ 이다. 이 경우 평균 절삭력과 비절삭저항 계수는 다음과 같은 식이 성립된다.

$$\bar{F}_x = -\frac{n \cdot a}{4} K_{rc} (f_t + (R_{j+1} - R_j)) - \frac{n \cdot a}{\pi} K_{re} \quad (13)$$

위 식은  $\bar{F}_x = \bar{F}_{xc}(f_t + (R_{j+1} - R_j)) + \bar{F}_{xe}$  와 일치하여야 하므로 두식이 일치하기 위해서는 비절삭저항 계수와 평균 절삭력과는 다음과 같은 식이 성립하여야 한다.

$$K_{rc} = -\frac{4 \cdot \bar{F}_{xc}}{n \cdot a}, \quad K_{re} = -\frac{\pi \cdot \bar{F}_{xe}}{n \cdot a} \quad (14)$$

$$K_{tc} = \frac{4 \cdot \bar{F}_{yc}}{n \cdot a}, \quad K_{te} = \frac{\pi \cdot \bar{F}_{ye}}{n \cdot a}$$

### 3. 비절삭저항 계수 측정 실험

절삭력 실험은 SM45C 강을 HSS 엔드밀( $\phi 15 \text{ mm} \times L48.5 \text{ mm}$ )을 이용하여 가공하였고 이때의 주축의 회전속도  $n = 700 \text{ rpm}$ , 축방향 깊이  $a = 3 \text{ mm}$ , 이송은  $F = 140 \text{ mm/min} \sim 300 \text{ mm/min}$  로 가공하여 각 조건에서 절삭력을 측정하였다. 이때 사용된 절삭조건은 Table 1과 같다.

Fig. 5는 절삭력 측정을 위한 입·출구 물림각 조건을 부여하기 위하여 미리 제작된 공작물의 형상과 그 물림 형상을 보여 주고 있다. 또한 실험은 NC 프로그램을 작성하여 각 조건의 절삭력 실험을 한 번에 끝낼 수 있도록 실험조건을 사전 실험 계획하여 실험을 하였다.

Fig. 6 은 이송이 각각 다른 조건에서 실험을 하여 한 사이클의 평균 절삭력을 계산하여 날 당 이송에 대하여 측정된 엔드

Table 1 Experimental condition

Machining parameter	Range of experimental condition
Cutting speed (rpm)	700
Feed (mm/min)	140, 160, 180, 200, 220, 240, 260, 280, 300
Axial depth of cut (mm)	3mm

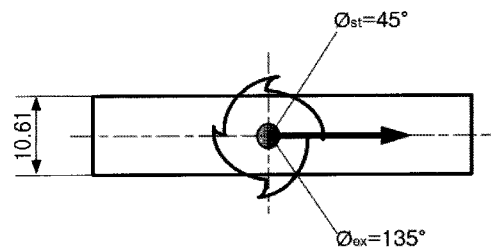


Fig. 5 Geometric configuration of a workpiece

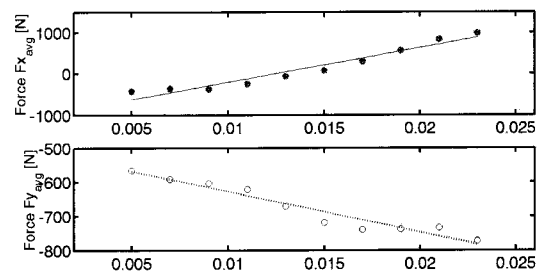


Fig. 6 Average cutting force in x, y direction with respect to the uncut chip thickness

밀링 절삭력의 평균치를 나타낸 것이다. 실험적인 계수 절삭력 모델링 기법을 적용하기 위하여 절삭력 평균치를 직선 회귀분석(regression analysis)하여 직선의 기울기와 절편을 구할 수 있다. 여기서 얻어진 기울기와 절편을 식 (14)의  $K_{rc}$ ,  $K_{re}$ ,  $K_{tc}$  및  $K_{te}$  항과 비교하여 절삭저항계수를 구할 수 있고 식 (10)을 이용하여 엔드밀 회전 시 각 위상에서 각 방향 절삭력을 계산할 수 있다.

### 4. 엔드밀링 절삭력 분석

Fig. 7 은 본 연구에서 제안한 절삭력 모델을 이용하여 엔드 밀링 절삭력을 계산하는 프로그램의 흐름도를 나타내며 초기 입력조건을 주면 각 방향의 절삭력을 계산할 수 있다. 이 프로그램의 입·출력 변수는 아래의 Table 2 와 같다.

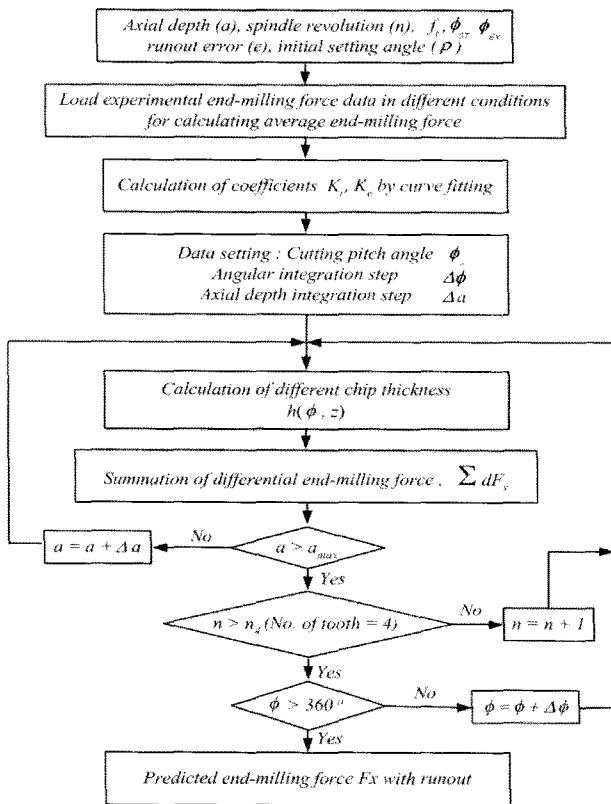


Fig. 7 Flow chart for end-milling force estimation

Table 2 Input and output variable

Input variable	Cutting condition: $\phi_{st}, \phi_{ex}, a, f, N, e, \rho$
	Tool geometry: $n, R, \beta$
	Cutting force coefficient: $K_{rc}, K_{re}, K_{tc}, K_{te}$
	Angle and height of differential element: $\Delta\phi, \Delta a$
Output variable	Cutting force $F_x, F_r(\phi), F_t(\phi), F_z(\phi)$

### 5. 절삭력의 분석

#### 5.1 칩두께에 따른 절삭력 변화

Fig. 8의 (a), (c), (e), (g)는 초기 물림각  $\phi_{st} = 45^\circ$ , 출구각  $\phi_{ex} = 135^\circ$ 의 조건이고  $\rho = 90^\circ$ , 런아웃  $e = 0.0008$ 일 때 칩 두께가 각각 0.042, 0.045, 0.048와 0.054로 변할 때 한 사이클의 예측된 이론적인 절삭력을 나타내었다.

Fig. 8의 (b), (d), (f), (h)는 각각 Fig. 8(a), (c), (e), (g)의 측정된 실제 절삭력  $F_x$ 의 형상을 비교 분석하였다. Fig. 8(c), (d)는  $\phi_{st} = 45^\circ, \phi_{ex} = 135^\circ$ 인 경우의 예측된 절삭력을 나타내었다. Fig. 8(a), (b)와 Fig. 8(c), (d)에서는 한 사이클의 절삭력 변화를 비교했을 때 칩 두께가 커질수록 절삭력 형상의 음의 방향 성분이 커짐을 보여주고 있다.

Fig. 9 (a), (b)는  $\rho = 30^\circ$ 일 때 예측된 절삭력과 실제 절삭을 각각 나타내고 있다. Fig. 9(a)는 칩두께 0.042mm와 일정한 런아웃  $e = 0.0035$  이고 공구의 홀더 중심 고정각  $\rho = 30^\circ$ 로 된 한 사이클의 예측 절삭력 형상 결과이다. Fig. 9(b)는 Fig.

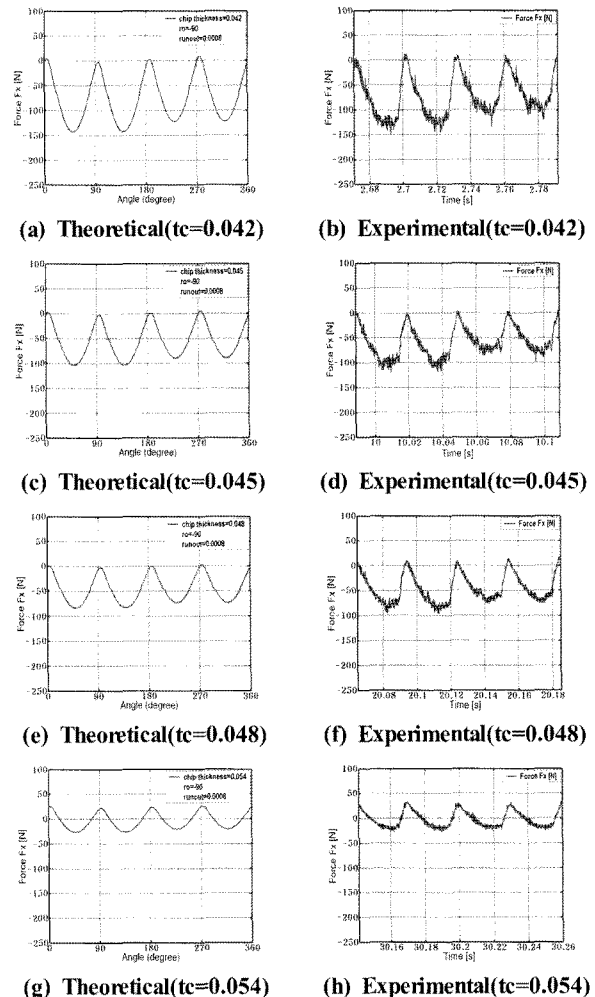


Fig. 8 Comparison of predicted and mesured cutting force( $F_x$ )

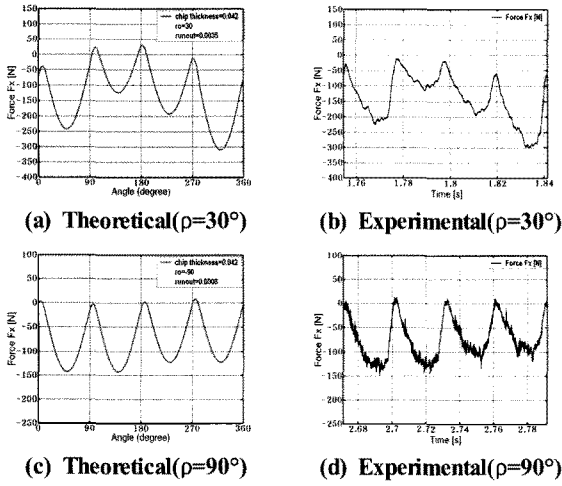


Fig. 9 Comparison of predicted and measured force(Fx)

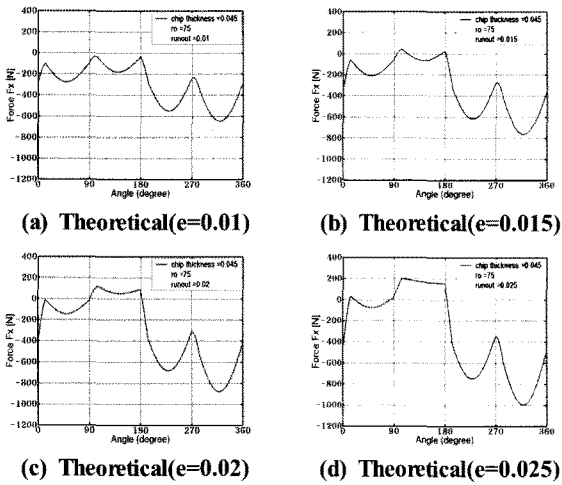


Fig. 10 Comparison of predicted cutting force(Fx)

9(a)의 예측 절삭력에 해당되는 실제 절삭력의 형상을 보여주고 있다. Fig. 9 (c), (d)는  $\rho = 90^\circ$ 일 때 예측된 절삭력과 실제 절삭력을 나타내고 있다. Fig. 9(c)는 칩두께 0.042mm와 일정량의 런아웃  $e = 0.0008$ 일 때 공구가 홀더 중심 고정각  $\rho = 90^\circ$ 로 한 경우이고 Fig. 5와 같은 초기 물림각 조건으로 가공한 결과이다. Fig. 9(d)는 Fig. 9(c)의 예측 절삭력에 해당되는 실제 절삭력  $F_x$ 를 나타내고 있는데 두 절삭력의 형상이 비교적 잘 일치하는 것을 보여주고 있다. 홀더 중심 고정각  $\rho = 30^\circ$ 인 경우 한 사이클의 4 날 절삭력 형상이 각기 다르게 나타나며  $\rho = 90^\circ$ 일 때는 두 개의 큰 절삭력과 두 개의 작은 절삭력의 형태로 나타나고 있는 것을 볼 수 있다.

### 5.2 런아웃 변화에 따른 절삭력 변화

Fig. 10 (a)-(d)는 칩 두께 0.045mm, 홀더 중심 고정각  $\rho = 75^\circ$ 로 물린 경우로 서로 다른 런아웃의 변화에 따른 절삭력

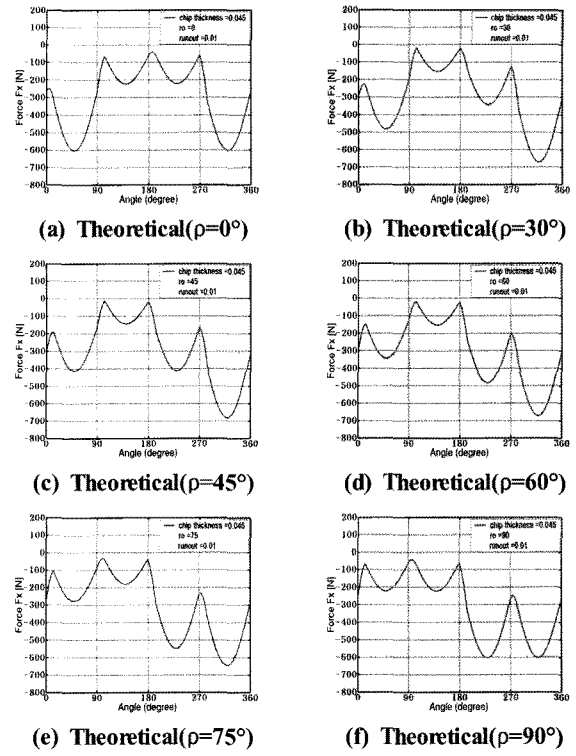


Fig. 11 Comparison of predicted cutting force(Fx)

을 각각 나타내고 있다. 그림에서 알 수 있듯이 런아웃의 변화에 따라 한 사이클에서 4 날의 형상이 각각 불규칙하게 나타나는 것을 보여주고 있고 따라서 런아웃이 절삭력 형상에 가장 큰 영향을 미치는 것을 알 수 있다.

### 5.3 홀더 중심 고정각 변화에 따른 절삭력 변화

Fig. 11(a)는 칩두께가 0.045mm, 런아웃이  $e = 0.01$ 인 경우로 공구의 홀더 중심 고정각  $\rho = 0^\circ$ 로 하여 예측된 절삭력 형상으로 양쪽 두 날과 가운데 두 날이 같은 형상으로 나타남을 알 수 있다. Fig. 11 (b)-(f)는 고정각  $\rho = 30^\circ - 90^\circ$ 인 조건인 경우 제안 모델로 예측된 한 사이클의 절삭력  $F_x$ 의 형상을 보여주고 있다. 단계적으로 4 날의 절삭력 형상에서 크기 변화가 일어나는 것을 알 수 있고 따라서 홀더 중심 고정각의 변화에 따라 절삭력이 다양하게 변화하는 것을 보여주고 있다.

## 6. 결론

본 연구에서 런아웃을 고려한 엔드밀링 절삭력을 예측하는 모델을 제안하였고 그 연구결과는 다음과 같다.

- (1) 엔드밀링 절삭력은 비절삭 저항계수와 런아웃 등의 절삭 조건을 고려하여 계산할 수 있었고 이론적으로 예측된 절삭력은 주어진 조건으로 실험에서 얻어지는 측정 절삭력

과 비교하여 볼 때 약간의 차이는 있으나 넓은 범위의 조건에서 비교적 잘 일치함을 알 수 있었다.

- (2) 공구 홀더 중심 고정각  $\rho$  가  $0^\circ$  인 경우는 엔드밀 날이 두개의 긴 날 과 두 개의 짧은 날이 형성되어 런아웃이 나타난 경우이고  $\rho$  가  $45^\circ$  인 경우는 엔드밀 날이 한 개의 긴 날, 두 개의 중간 날 과 한 개의 짧은 날로 구성되어 가공되는 결과로 분석되었다.
- (3) 런아웃이 증가함에 따라 절삭력의 크기와 형상은 상당한 영향을 받게 되고 특히 엔드밀 절삭 시 반대 방향 성분인 음의 절삭력을 발생시키는 주요 원인으로 분석되었다.

### 후 기

본 연구는 2011년도 지식경제부와 한국산업기술재단의 전 략기술인력 양성사업으로 수행된 연구 결과임.

### 참 고 문 헌

- (1) Yun, W. S., and Cho, D. W., 2001, "Accurate 3-D Cutting Force Prediction Using Cutting Condition Independent Coefficients in End milling," *Int. J. of MTM*, Vol. 41, No. 4, pp. 463~478.
- (2) Ko J. H., Yun W. S., Cho D. W. and Ehmann K. F., 2002, "Development of a Virtual Machining System, Part 1: Approximation of Size Effect for Cutting Force Prediction," *Int. J. of MTM*, Vol. 42, No. 15, pp. 1595~1605.

- (3) Lee S. S. and Kim H. S., 1995, "Development of Mechanistic Model for Cutting Force Prediction Considering Cutting Tool States in Face Milling," *KSPE*, Vol. 12, No. 11, pp. 63~73.
- (4) Yoon M. C. and Kim Y. G., 2004, "Cutting Dynamic Force Modelling of End-milling Operation," *J. of MPT*, Vol. 155~156, No. 11, pp. 1383~1389.
- (5) Lee Y. M., Yang S. H., Jang S. I., Baek S. K., Kim S. I. and Lee D. S., 2002, "Effects of Cutter Runout on Cutting Forces in Up-end Milling of Inconel 718," *KSMTE*, Vol. 11, No. 5, pp. 45~52.
- (6) Yoon M. C. and Chin D. H., 2005, "Cutting Force Monitoring in the End-milling Operation for Chatter Detection," *Journal of Eng. Manufacture*, Vol. 219, No. 6, pp. 455~466.
- (7) Jeong J. S., Chin D. H. and Yoon M. C., 2006, "End-milling Force Estimation by Fractal Interpolation," *J. of KSMPE*, Vol. 5, No. 1, pp. 7~12.
- (8) Xiao S. J., Jiang X. Q., Blunt L. and Scott P. J., 2001, "Comparison Study of the Biorthogonal Spline Wavelet Filtering for Areal Rough Surfaces," *Int. J. of MTM*, Vol. 41, No. 14, pp. 2103~2111.
- (9) Cho H. G., Chin D. H. and Yoon M. C., 2009, "Dynamic Filtering of End-milling Force using Wavelet Filter Bank," *KSMTE*, Vol. 18, No. 4, pp. 381~387.
- (10) Kalpakjian S., 2001, *Manufacturing Engineering Technology*, Prentice Hall, Singapore.