

# 엔드밀링 공정에서의 절삭력 결정

\*송태성<sup>1</sup>, 고태조<sup>2</sup>, 김희술<sup>2</sup>, 이지형<sup>3</sup>

<sup>1</sup>영남대 기계공학과 연구원, <sup>2</sup>영남대 기계공학부, <sup>3</sup>영남대 대학원 기계공학과

## Determination of Cutting Forces in End-milling Process

\*T. S. Song<sup>1</sup>, T. J. Ko<sup>2</sup>, H. S. Kim<sup>2</sup>, J. H. Lee<sup>3</sup>

<sup>1</sup> Dept. of Mech. Eng., YUN, <sup>2</sup> Dept. of Mech. Eng., YUN, <sup>3</sup> Dept. of Mech. Eng., YUN

Key words :Down end-milling, Ratio of specific cutting resistance

### 1. 서론

오늘날 금형 산업을 비롯한 기계·금속 산업의 비약적인 발전과 더불어 엔드밀링 공정은 고정밀도 및 고효율성을 위한 절삭공정으로서, 자동차산업 및 우주항공산업 등을 비롯한 정밀기계 분야에서 광범위하게 사용되고 있다. 엔드밀링 공정은 공작물의 이송운동과 공구의 회전운동으로 미변형칩두께가 주기적으로 변화하는 단속절삭공정으로 공작물의 이송 속도 방향과 공구의 회전 속도 방향이 서로 상반되는 상향 절삭과 두 속도 방향이 동일한 하향 절삭으로 분류할 수 있다<sup>(1)</sup>. 이러한 엔드밀링 공정에 대한 연구로는 Martellotti가 엔드밀링의 상향 및 하향 절삭방식의 기하학적인 차이와 그로 인한 절삭력 및 표면조도의 영향을 밝힌 이래로<sup>(2)</sup>, Tlusty등이 엔드밀링에 대한 절삭력 예측 모델을 제시하였으며<sup>(3)</sup>, 그 외에도 Kline 등이 밀링시의 공구원아아웃의 영향, 가공표면의 품질을 높이기 위한 연구<sup>(4,5)</sup>등을 비롯하여 밀링에서의 연구가 활발히 수행되어왔다. 그러나 엔드밀링시 공구동력계(tool dynamometer)로 측정되는, 공구의 수명 또는 공구 파괴와 밀접한 상관관계를 갖는 중요한 인자인 절삭력에 있어서, 엔드밀링의 절삭력 예측 모델과 관련된 많은 연구가 이루어져왔음에도 불구하고 재료의 특성, 공구의 기하학적인 형상 및 절삭조건에 따라 발생될 수 있는 절삭 합력(Resultant force) 방향 변화에 대한 연구는 아직까지 미비한 실정이다. 따라서 본 논문에서는 근래에 이영문<sup>(6)</sup> 등이 Tlusty<sup>(3)</sup>의 절삭력 모델을 일부 수정하여 사용한 하향 절삭력 예측 모델을 바탕으로 하향 절삭에 대한 절삭력 모델을 새롭게 설정하고 다양한 절삭 조건에서의 컴퓨터를 이용한 시뮬레이션과 실제 절삭 실험을 통하여 절삭 합력 방향 변화에 따른 특성을 고찰하였다.

### 2. 절삭력 모델

Fig. 1은 하향절삭에서 공구가  $\phi$ 만큼 회전하며 공작물이 날당 이송량인  $S_t$  만큼 이송할 때, 주기적으로 변화하는 미변형칩두께  $h$ 를 나타낸 것이다.

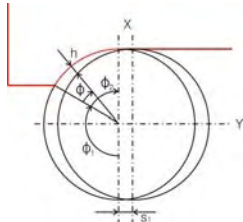


Fig. 1 Undeformed chip thickness, h in down end milling

절삭력 모델 좌표계를 설정하기 위하여 수직축인 X축을 기준점으로 공구가 절삭을 개시하기 직전까지의 회전각을  $\phi_1$ , 절삭을 개시하여 공작물을 빠져나갈 때까지의 회전각을  $\phi_2$ 로 정의하였으며, 미변형칩두께  $h$ 는 식 (1)과 같이 나타낼 수 있다. 이때 공작물과 공구의 상대 속도에 따른 영향은 배제하였다.

$$h = S_t \sin(\phi_1 + \phi) \quad (1)$$

Fig. 2(a)는 하향 엔드밀링시 공구의 회전에 따른 절삭면적을 펼쳐서 나타낸 것이다.

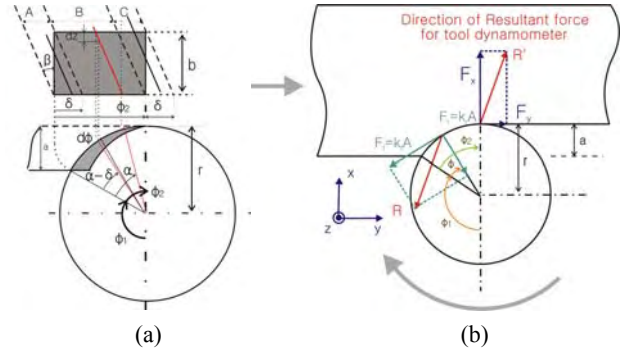


Fig. 2 Unfolded surface of cut (a) and Cutting forces (b) in down end milling

축방향 절삭깊이를  $b$ , 엔드밀의 헬릭스각을  $\beta$ 로 표기하였으며, 엔드밀 절삭날이 임의의 회전각  $\alpha$ 만큼 회전할 때 절삭날의 범위와 각 범위에서 절삭에 참여하는 절삭날의 길이를 나타낸 것이다. Fig. 2(a)에서 보는 바와 같이 공구가 회전함에 따라 절삭날의 임의의 위치에 따른 회전각  $\alpha$ 의 범위는  $A[0, \delta]$ ,  $B[\delta, \phi_2]$ ,  $C[\phi_2, \phi_2 + \delta]$ 로 나타낼 수 있으며, 절삭에 참여하는 절삭날의 길이는 각각의 범위에서  $A[0, a]$ ,  $B[a - \delta, a]$ ,  $C[a - \delta, \phi_2]$  만큼 절삭에 참여하게 된다. 이때 위쪽 부분 절삭날이 절삭을 개시할 때의 각  $\delta$  및 아래쪽 절삭날이 피삭체를 벗어날 때의 각  $\phi_2$  및 기준점에서 절삭 개시점까지의 회전각  $\phi_1$ 는 각각 식(2), (3) 및 (4)와 같이 나타낼 수 있다.

$$\delta = \frac{b \tan \beta}{r} \quad (2), \quad \phi_2 = \cos^{-1}\left(\frac{r-a}{r}\right) \quad (3), \quad \phi_1 = \pi - \phi_2 \quad (4)$$

Fig. 2(b)는 공구가 회전할 때 공구 동력계로부터 측정되는 직교좌표계에 의한 x방향, y방향 절삭력 성분과 공구가 회전하며 절삭할 때 재료가 저항하는 힘인 접선(t)방향, 반경(r)방향 절삭력 성분을 나타낸 것이다. 이때 x-y 좌표계와 r-t 좌표계에서 x-y방향 절삭합력 R과 r-t방향 절삭합력 R'은 크기는 같고 방향은 반대이다.

이때 공구 반경은  $r$ 로 정의 하였으며, 접선방향 미소 절삭력  $dF_r$ 과 반경방향 미소절삭력  $dF_t$ 는 각각 미변형칩두께  $h$ 와 미소절삭길이  $dz$ 의 곱인 단면적  $dA$ 와 반경방향 비절삭저항  $k_r$ , 접선방향 비절삭저항  $k_t$ 의 곱으로 각각 식(5) 및 (6)와 같이 나타낼 수 있다.

$$dF_r = k_r dA = k_r h dz \quad (5), \quad dF_t = k_t dA = k_t h dz \quad (6)$$

이때 미소절삭길이  $dz$ 는 기하학적인 관계로부터 식(7)과 같이 미소회전각  $d\phi$ 의 함수로 나타낼 수 있다.

$$dz = \frac{r}{\tan \beta} d\phi \quad (7)$$

Fig. 2(b)에서 보는 바와 같이 각각의 좌표계에 따른 절삭력은 좌표변환에 의하여 식 (8)의 관계가 성립하며,

$$\begin{bmatrix} dF_x \\ dF_y \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\cos(\phi_1 + \phi) & \sin(\phi_1 + \phi) \\ -\sin(\phi_1 + \phi) & -\cos(\phi_1 + \phi) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} k_r S_t \sin(\phi_1 + \phi) dz \\ k_t S_t \sin(\phi_1 + \phi) dz \end{bmatrix} \quad (8)$$

각각의 범위에 따른 절삭력과 미변형칩 단면적은 식 (9)-(18)과 같이 나타낼 수 있다.

**A**[0, δ]

$$F_x = \int_0^\alpha (-k_r \cos(\phi_1 + \phi) \sin(\phi_1 + \phi) + k_t \sin^2(\phi_1 + \phi)) S_t \frac{r}{\tan\beta} d\phi \quad (9)$$

$$F_y = \int_0^\alpha (-k_r \sin^2(\phi_1 + \phi) - k_t \cos(\phi_1 + \phi) \sin(\phi_1 + \phi)) S_t \frac{r}{\tan\beta} d\phi \quad (10)$$

$$Area = \int_0^\alpha S_t \sin(\phi_1 + \phi) \frac{r}{\tan\beta} d\phi \quad (11)$$

**B**[δ, φ<sub>2</sub>]

$$F_x = \int_{\alpha-\delta}^\alpha (-k_r \cos(\phi_1 + \phi) \sin(\phi_1 + \phi) + k_t \sin^2(\phi_1 + \phi)) S_t \frac{r}{\tan\beta} d\phi \quad (12)$$

$$F_y = \int_{\alpha-\delta}^\alpha (-k_r \sin^2(\phi_1 + \phi) - k_t \cos(\phi_1 + \phi) \sin(\phi_1 + \phi)) S_t \frac{r}{\tan\beta} d\phi \quad (13)$$

$$Area = \int_{\alpha-\delta}^\alpha S_t \sin(\phi_1 + \phi) \frac{r}{\tan\beta} d\phi \quad (14)$$

**C**[φ<sub>2</sub>, φ<sub>2</sub>+δ]

$$F_x = \int_{\alpha-\delta}^{\phi_2} (-k_r \cos(\phi_1 + \phi) \sin(\phi_1 + \phi) + k_t \sin^2(\phi_1 + \phi)) S_t \frac{r}{\tan\beta} d\phi \quad (15)$$

$$F_y = \int_{\alpha-\delta}^{\phi_2} (-k_r \sin^2(\phi_1 + \phi) - k_t \cos(\phi_1 + \phi) \sin(\phi_1 + \phi)) S_t \frac{r}{\tan\beta} d\phi \quad (16)$$

$$Area = \int_{\alpha-\delta}^{\phi_2} S_t \sin(\phi_1 + \phi) \frac{r}{\tan\beta} d\phi \quad (17)$$

**D**[φ<sub>2</sub>+δ, π]

$$F_x = 0, \quad F_y = 0, \quad Area = 0 \quad (18)$$

한편 반경방향 및 접선방향 비절삭저항의 비 r<sub>k</sub>를 식 (19)와 같이 정의하였다.

$$r_k = \frac{k_r}{k_t} \quad (19)$$

**3. 절삭실험**

Table 1은 절삭실험 조건을 나타낸 것으로, 절삭력은 공구동력계(Kistler 9257B)를 사용하여 측정후 분석하였다.

Table 1 Cutting Condition

Tool	HSS End-mill	Axial depth of cut, b (mm)	0.6
Helix angle, β	30	Spindle speed, S (rpm)	500
Number of tooth, z	2	Feedrate, F (mm/min)	50
Tool radius, r (mm)	5	Feed per tooth, S <sub>t</sub> (mm/tooth)	0.05
Workpiece	SM45	Lubricant	Dry, Lubricant (oil mist 10cc/hr)
Radial depth of cut, a (mm)	1 ~ 5 (step: 1mm)	Sampling rate for data acquisition	3000Hz

**4. 실험결과 및 고찰**

Fig. 3(a)는 절삭실험전 결정되는 절삭조건으로 계산된 미변형칩 단면적을 나타낸 것이다. 그림에서 보는 바와 같이 반경방향 절삭깊이 a가 증가하면 미변형칩 단면적 역시 일정하게 증가하고 있다. Fig. 3(b)는 반경방향절삭깊이 3mm인 경우 접선방향 비절삭저항 k<sub>t</sub>를 4600N/mm<sup>2</sup>으로 가정하고, 비절삭저항 비 r<sub>k</sub>의 값을 0.1~1.0로 변화 시켜 얻어지는 y방향 절삭력 F<sub>y</sub>를 나타낸 것이다.

그림에서 보는 바와 같이 r<sub>k</sub>가 0.4(k<sub>t</sub>이 k<sub>r</sub>의 40%)인 경우는 파형 패턴이 일정하나 0.5부터는 파형 패턴이 변화되고 있으며, 이는 절삭시의 합력방향이 변화함을 의미한다.

Fig. 4(a) 및 4(b)는 반경방향 절삭깊이 a를 각각 1.0mm, 5.0mm로 하여 실제 측정된 절삭력과 예측된 절삭력을 함께 나타낸 것이다. 그림에서 보는 바와 같이 잘 일치하고 있다.

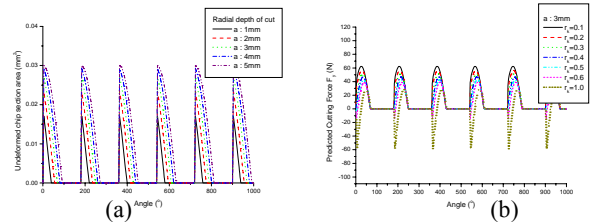


Fig. 3 Simulation for undeformed chip section area(a) and Cutting force, Fx (b)

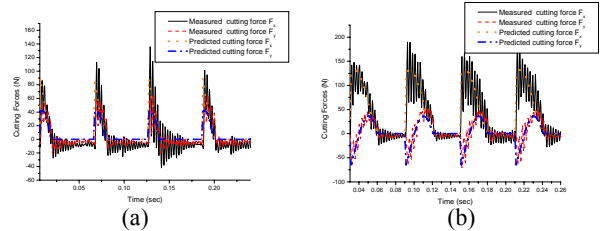


Fig. 4 Measured and predicted cutting forces for a: 1.0mm (a) and for a: 5.0mm (b) without lubricant

Table 2는 건식 및 절삭유를 사용하여 측정된 절삭력에 대한 비절삭저항값 및 비절삭저항 비 r<sub>k</sub>를 나타낸 것이다.

Table 2 Ratio of specific cutting resistance r<sub>k</sub>

절삭조건	SM45C		
	k <sub>r</sub>	k <sub>t</sub>	r <sub>k</sub>
a=1.0mm, Dry	2903	4929	0.59
a=2.0mm, Dry	2747	4759	0.58
<b>a=3.0mm, Dry</b>	<b>2785</b>	<b>5272</b>	<b>0.53</b>
a=4.0mm, Dry	2214	4484	0.49
a=5.0mm, Dry	2304	4092	0.56
a=1.0mm, Lubricant used	2801	4583	0.61
a=2.0mm, Lubricant used	2395	4600	0.52
<b>a=3.0mm, Lubricant used</b>	<b>2553</b>	<b>4374</b>	<b>0.58</b>
a=4.0mm, Lubricant used	2259	4645	0.49
a=5.0mm, Lubricant used	2183	4465	0.49

표에서 보는 바와 같이 절삭력 파형 패턴이 바뀌기 시작하는 조건에서 비절삭저항값 또는 비절삭저항비 r<sub>k</sub>가 상대적으로 높은 값을 나타내고 있다.

**5. 결론**

절삭단면적과 재료특성, 절삭유 사용 유무 등과 같은 절삭조건에 의해 결정되는 비절삭저항비에 의해 절삭력 파형 패턴이 바뀔수 있음을 확인할 수 있었다. 이는 절삭력 합력방향이 바뀐다는 것을 의미하며, 비절삭저항비도 절삭특성에 영향을 미치는 하나의 중요한 인자로서 그 영향에 대한 연구가 더 필요하다고 사료된다.

**참고문헌**

- Shaw, M. C., "Metal Cutting Principles," Oxford Univ. Press, New York, pp. 428-450, 1984.
- Martellotti, M.E., "An Analysis of the Milling Process," Trans. of ASME, Vol. 63, pp. 677~700, 1941.
- Thusty, J. and Macneil, P., "Dynamics of Cutting Forces in End Milling," Annals of CIRP, Vol. 24, No. 1, 21-25, 1975.
- Kline, W. A. and Devor, R. E., "The Effect of Runout on Cutting Geometry and Forces in End Milling," Int. J. Mach. Tool Des. Res., Vol. 23, pp. 123-140, 1983.
- Kline, W. A., Devor, R. E. and Shareef, I. A., "The Prediction of Surface Accuracy in End Milling," Trans. ASME, Vol. 104, pp. 272-278, 1982.
- 이영문, 이선호, 태원익, "엔드밀의 하향절삭시 절삭력 예측," 한국정밀공학회·학술대회지, 한국정밀공학회 추계학술대회 논문집(II), 907-911, 2000.