

## 측벽 밀링에서 공구 변형 및 형상 정밀도

류시형\*(서울대 공학연구소), 주종남(서울대 기계항공공학부)

### Tool Deflection and Geometrical Accuracy in Side Wall Milling

S. H. Ryu(Res. Inst. of Eng. Sci., SNU), C. N. Chu(Sch. of Mech. and Aero. Eng., SNU)

#### ABSTRACT

Investigated is the relationship between tool deflection and geometrical accuracy in side wall machining. Form error is predicted directly from the tool deflection without surface generation. Developed model can predict the surface form error about three hundred times faster than the previous method. Cutting forces and tool deflection are calculated considering tool geometry, tool setting error, and machine tool stiffness. The characteristics and the difference of generated surface shape in up milling and down milling are discussed. The usefulness of the presented method is verified from a set of experiments under various cutting conditions generally used in die and mold manufacture. This study contributes to real time surface shape estimation and cutting process planning for the improvement of geometrical accuracy.

**Key Words** : Side wall machining (측벽가공), End milling (엔드밀링), Cutting force (절삭력), Tool deflection (공구변형), Geometrical accuracy (형상정밀도)

#### 1. 서론

공작기계 제작 기술의 발달, 새로운 공구 소재의 개발 및 코팅 기술의 향상, 그리고 CAD/CAM 시스템의 발전은 기존 금형가공 공정 단계에 변화를 가져오고 있다. 특히, 고속가공기의 보급에 따른 고속가공기술의 발달은 기존의 방전, 연삭, 연마, 사상 등의 후가공 공정을 최소화하고 있으며, 따라서 밀링 가공에서의 가공면 거칠기와 형상 정밀도가 금형의 품질을 결정하게 되었다. Martellotti<sup>(1,2)</sup>는 밀링 절삭기구에 대해 가공면의 품위, 절삭 동력, 칩의 생성기구 등에 관한 초기 이론을 확립하였다. Merchant<sup>(3)</sup>는 전단각, 마찰각, 공구 경사각 사이의 관계로부터 이차원 절삭에서의 절삭력을 예측하였으며, Stabler<sup>(4)</sup>는 실험 결과에 근거하여 칩유출각의 크기가 공구경사각과 같다는 칩유출법칙을 제안한 바 있다. Koenigsberger<sup>(5,6)</sup>는 절삭력의 접선방향 성분이 미변형 칩단면적에 비례한다고 가정하여 절삭력의 예측에 절삭 계수를 도입하였다. 지금까지 엔드밀을 이용한 측벽가공에서 형상 오차는 공구 궤적의 시간 시뮬레이션을 통하여 예측되었다.<sup>(7,8)</sup> 그러나, 시뮬레이션 시간이 많이 소요되어 실시간

CAD/CAM 통합 시스템 구축에 장애 요인으로 작용하고 있다. 본 논문에서는 가공면을 형성하지 않고 시간과 공구 위치에 따른 공구 변형값을 이용하여 실시간으로 형상오차를 예측하는 방법을 제시하였다.

#### 2. 공구변형을 이용한 형상오차 예측

##### 2.1 엔드밀 가공에서 절삭력과 공구변형

엔드밀 가공에서 절삭력은 Fig. 1 에서와 같이 헬릭스를 따라 존재하는 절삭날을 공구 축방향을 따라 미소 요소로 나누고 각 미소날에 작용하는 절삭분력의 합을 통해서 구한다.<sup>(9)</sup> 미소 절삭날에 작용하는 법선, 접선 방향의 절삭 분력은 미변형 칩면적과 절삭 계수의 곱으로 표현되며, 절삭 계수는 치수효과 등을 고려하여 평균 미변형 칩두께의 지수 함수로 구한다. 공구를 주축에 장착하면서 발생하는 런아웃은 편심과 킬팅 성분으로 표현될 수 있다. 편심과 킬팅이 존재할 때 각 날의 회전반경은 식 (1) 과 같다. 여기에서  $m$  은 절삭날의 번호를,  $R$  은 공칭 공구반경을,  $\beta$  는 헬릭스에 의한 절삭날 후퇴각의 크기를,  $N$  은 절삭날의 수를 의미한다.

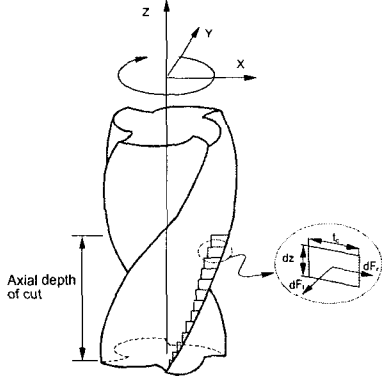


Fig. 1 Discrete cutting force model in end milling

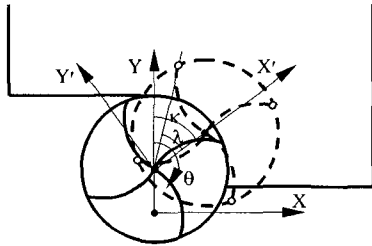


Fig. 2 Coordinate setting including tool run-out

$$r(m) = \left[ \left( R \cos \left( \lambda + \beta + \frac{2m\pi}{N} \right) \cos \tau + \left( L - \frac{R\beta}{\tan \alpha} \right) \sin \tau + e \cos \kappa \right)^2 + \left( R \sin \left( \lambda + \beta + \frac{2m\pi}{N} \right) + e \sin \kappa \right)^2 \right]^{1/2} \quad (1)$$

Figure 2 에서 보듯이  $\lambda$  는 공구의 틸팅 방향을 나타내는  $X'$  축과 첫 번째 절삭날의 날 끝 위치 사이의 각도를 나타내며,  $\kappa$  는  $X'$  축과 공구 이송축에 수직인  $Y$  축 사이의 각도를 나타낸다. 공구의 런아웃이 존재할 때 미변형 칩두께는 아래식으로부터 구할 수 있다.

$$t_c(m, \theta) = \text{Max}[0, f_s \sin \theta + r(m) - r(m-1)] \quad (2)$$

칩 두께를 계산할 때 모든 이전 날의 회전반경을 고려하는 것이 정확하고 엄밀하지만, 보통의 가공 조건과 런아웃 값을 고려해 볼 때 바로 이전날 만을 생각해줘도 무방하다. 따라서 미소 절삭날에 작용하는 절삭력은 식 (3) 과 같이 구해진다. 이제 절삭에 참여하는 각 미소날들에 걸리는 절삭력을 합하면 공구회전각에 따른 최종 절삭력을 구할 수 있다.

$$\begin{Bmatrix} dF_x \\ dF_y \end{Bmatrix} = k_c dz \delta(\theta) t_c(m, \theta) \begin{bmatrix} -\cos \theta & -\sin \theta \\ \sin \theta & \cos \theta \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} 1 \\ K_r \end{Bmatrix} \quad (3)$$

where

$$dz = \frac{R}{\tan \alpha} d\beta$$

$$\delta(\theta) = \begin{cases} 1 & \text{if } \theta_{\text{entry}} \leq \theta \leq \theta_{\text{exit}} \\ 0 & \text{else} \end{cases}$$

가공면 형상 오차를 예측하기 위해서는 공구회전각과 공구 위치에 따른 공구변형량을 계산해야 한다. 공구 변형량을 계산하기 위해서는 콜릿, 아버 등의 공구 체결부 변형과 공작기계의 변형도 함께 고려하여야 한다. 그러므로 절삭력에 의한 공구변형은 공구 굽힘 변형  $\delta_f$  와 공구 자체의 변형을 제외한 공작기계부 변형 성분  $\delta_c$  로 나누어 해석할 수 있다. 여기에서 공작기계부의 변형은 Fig. 3 에서 보듯이 병진강성  $K_1$  과 회전강성  $K_2$  로 구성된다. 본 연구에서는  $Z$  축을 미소 디스크로 나누어 여기에 작용하는 미소 절삭력에 의한 공구와 아버의 접면에서의 굽힘 모멘트를 구하고, 동일한 굽힘 모멘트를 갖도록 하는 절삭력의 작용점을 Fig. 3 에서와 같이 구해서 공구변형을 계산하였다. 이 때 공구변형은 식 (4) 로 표현된다.

$$\begin{aligned} \delta &= \delta_f + \delta_c \\ &= \frac{F}{6EI} [-(L-L_f)^3 + 3(L-L_f)^2(L-z_f)] \\ &\quad + \frac{F}{6EI_f} [-(z_f-z)^3 - (L_f-z)^3 + 3(L_f-z)^2(L_f-z)] \\ &\quad + \frac{F}{2EI} [-(L-L_f)^2 + 2(L-L_f)(L-z_f)](L_f-z) + \frac{F(L-z_f)(L-z)}{K_2} + \frac{F}{K_1} \end{aligned} \quad (4)$$

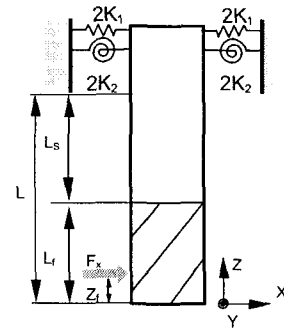


Fig. 3 Tool deflection model

## 2.2 공구변형과 형상오차

평 엔드밀 가공에서의 가공면은 공구 회전과 이송, 그리고 순간 순간의 공구변형을 고려한 절삭날 궤적의 좌표값을 구하여 이송축 좌표가 회전당 이송의 구간으로 구성된 표본 영역에 속할 때의 공구변형값들 중 상향가공에서는 최대값, 하향가공에서는 최소값으로 생성한다. 이 방법은 절대좌표에 대하

여 정확한 절삭날의 궤적으로부터 가공면을 구할 수 있는 장점이 있으나, 공구 회전당 이송거리가 공구직경에 비해 매우 작기 때문에 회전각의 크기를 미소하게 분할하여야 하는 단점을 가지고 있다. 따라서, 가공면을 구성하고 형상오차를 구하는데 많은 시간이 소요된다. 본 논문에서는 가공면을 생성하지 않고, 공구변형 값으로부터 직접 형상오차를 예측하여 형상오차 예측에 소요되는 시간을 크게 단축시키고자 한다. 즉, Fig. 4 에서와 같이 이상적인 절삭날의 변위를 사용하지 않고, X 방향의 공구변형의 영향을 무시하여 형상 오차를 구하는 것이다. 일반적인 절삭조건에 비해 다소 과도하게 공구반경을 5 mm, 날 당 이송을 0.2 mm 로 가정할 때, 컵습의 높이는 1  $\mu\text{m}$  로 측벽가공에서 형상오차에 미치는 영향이 미미하다. 따라서 X 방향의 변형이 크다고 하더라도 공구 상단부와 하단부에서의 가공면 생성 위치만 달라질 뿐 Y 방향의 형상 오차는 최대 컵습 높이 이하로 제한되게 된다. 즉, 공구 이송방향으로의 형상오차의 변화는 무시할 수 있을 정도로 작다. 따라서 Y 방향의 공구변형 값으로부터 형상 오차의 예측이 가능함을 알 수 있다. Figure 5 에서 보듯이 공구 회전각에 대한 Y 방향의 공구 변형 값으로부터 가공면 형상 오차를 계산한다. 위치 1 은 입의 절삭날의 하단부가 가공면 생성선을 지나는 시점을 나타낸다. 가공면의 형상은 축방향 절삭깊이에 의해 정해지는  $\beta_0$ 의 공구 회전각 구간에서 헬릭스를 따라 Fig. 5 에서와 같은 절삭날들의 순차적인 변형 값에 의해 결정된다. Figure 6 의 (a) 는 축방향 절삭깊이가 작은 경우로, 중간에 형

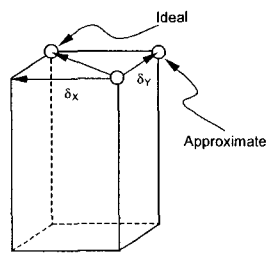


Fig. 4 Approximate form error prediction model

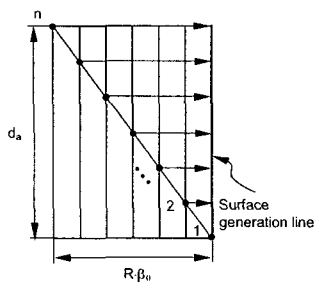
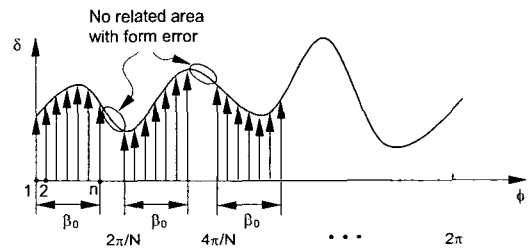
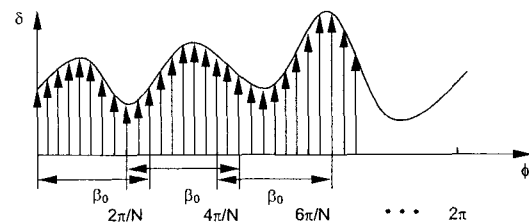


Fig. 5 Unfolded cutting edge generating form error

상오차와 관계없는 공구변형의 영역들이 나타남을 볼 수 있다. 여기에서 유의해야 할 것은 Fig. 6 에 나타난 공구변형 값이 공구 축상의 동일한 위치가 아니라  $2\pi/N$  를 주기로 하는 공구 하단부에서부터 축방향 절삭깊이에 의해 정해지는 공구 상단 위치까지의 공구변형 값이라는 것이다. 따라서, 실제의 공구변형 그래프는  $2\pi/N$  의 배수가 되는 공구회전각에서 불연속이 된다. Figure 6 의 (b) 는 축방향 절삭깊이가 충분히 커서 모든 순간의 공구변형을 고려하여 형상 오차를 구해야 하는 경우를 나타낸다. 이제 공구변형 값들을 Fig. 7 에 나타난 바와 같이 가공면을 따라 세우고, 절삭날 수에 대하여 이들을 중첩한 후 최소 높이만을 취하면 가공면 형상 오차가 구해진다. Pentium-IV PC 에서 시뮬레이션 해 본 결과 공구변형을 이용한 형상오차의 예측은 3 초가 소요되고, 시간 시뮬레이션에 의한 가공면의 생성은 1020 초가 소요되어 예측시간이 340 배 단축되었다. 따라서 형상 오차의 예측에 이 방법이 매우 효율적임을 확인할 수 있다.



(a) small axial depth of cut



(b) large axial depth of cut

Fig. 6 Tool deflection curve according to axial depth of cut

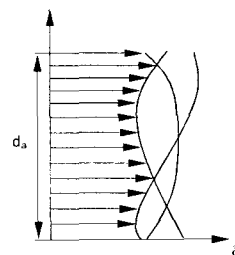


Fig. 7 Form error generation from superposition of tool deflection

### 3. 실험 및 결과

공구변형을 통한 형상 오차 예측 방법의 유효성을 검증하기 위하여 금형가공에서 많이 사용되는 절삭 조건을 기준으로 엔드밀을 이용한 측벽가공을 수행하였다. 수직형 머시닝 센터인 대우 ACE-V30을 이용하여 플라스틱 사출 금형강으로 많이 사용되는 KP-4M을 가공하였다. 공구는 고온 열 특성이 우수하고 내마모성이 뛰어난 고정도 금형재의 고속가공에 많이 이용되는 TiAlN 코팅된 두 날, 네 날 초경 엔드밀을 사용하였다. 공구 장착길이는 93 mm, 절삭날부의 길이는 50 mm이며, 공구체의 영률은 57000 Kgf/mm<sup>2</sup>이다. 가공면의 형상 오차는 Somicronic사의 Surfscan을 이용하여 측정하였다. 절삭력 계수는 예비 실험을 통하여 평균 미변형 칩 두께의 지수함수로 구하였다.

$$k_t = 1392 \tilde{t}_c^{-0.196} N/mm^2 \quad (5)$$

$$k_r = 0.352$$

where,

$$\tilde{t}_c = \frac{\int_{\theta_1}^{\theta_2} f_t \sin \theta R d\theta}{R(\theta_2 - \theta_1)} = \frac{f_t(\cos \theta_1 - \cos \theta_2)}{\theta_2 - \theta_1}$$

공구를 제외한 공작기계부의 X축 선형강성은 7237 N/mm, Y축 선형강성은 8848 N/mm로 측정되었으며, X축 회전강성과 Y축 회전강성은 각각 296 KN/ $\mu$ rad, 314 KN/ $\mu$ rad이었다. X축과 Y축의 강성이 다른 이유는 램 등에 의한 공작기계의 비대칭 구조에 기인하는 것으로 생각된다. 공구 장착오차는 Capacitec사의 근접 센서 4100-SL을 이용하여 측정하였으며 편심량은 2.47  $\mu$ m, 틸팅각은 0.0035°,  $\lambda$ 와  $\kappa$ 는 각각 24°와 18°였다. Figure 8은 측방향 절삭깊이 6 mm, 반경방향 절삭깊이 0.4 mm, 날 당 이송을 0.05 mm로 하고 상향가공과 하향가공했을 때의 형상 오차를 나타낸다. 측정값과 예측값이 크기와 형상에서 잘 일치하고 있음을 확인할 수 있다.

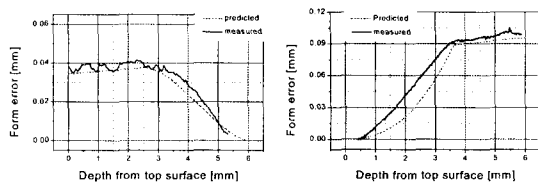


Fig. 8 Form error in finishing condition (0.05 mm feed per tooth, 0.4 mm radial depth, 6 mm axial depth)

상향가공과 하향가공에서 형상오차 형태의 상이성을 설명하기 위해, 상향밀링과 하향밀링에서의 절삭기구를 각각 Fig. 9에 나타냈다. 상향밀링의 절

삭기구를 살펴보면, Fig. 9(a)에서 나타나듯이 절삭 시작점이 공구의 하단부에 위치한다. A는 절삭 시작 순간에 Z축의 헬릭스를 따라 형성된 절삭날들의 위치를 공구 하단부에서부터 차례로 1, 2, 3으로 표시하고 있다. 이 순간에 1의 위치에 존재하는 절삭날이 절삭을 시작하게 되고 나머지 날들은 절삭에 참여하지 않고 있음을 알 수 있다. 표면 생성점은 공구 중심에서 가장 먼 측벽에 형성된다고 할 수 있으므로 1의 위치가 가공면의 생성 위치에 있게 된다. 이 순간의 칩 두께는 이상적으로 0이 되어 절삭력이 작용하지 않게 된다. 따라서 공구변형은 없다고 볼 수 있고, 절삭깊이가 가장 깊은 곳에서는 형상 오차없이 공작기계가 지령한 반경방향 절입을 할 수 있다. B는 칩 부하가 가장 큰 경우의 각 절삭날 위치에서의 칩 두께를 나타내고 있다. 공작물과 접촉하는 절삭날의 길이가 가장 긴 경우이며 절삭력이 과다하여 공구변형값이 커지게 된다. Y방향의 절삭력이 주로 공구 형상 오차를 발생시키므로, 절삭 계수의 비에 따라 최대 형상 오차를 발생시키는 공구 회전각이 달라지게 된다. 이 경우의 표면 생성점은 절삭날 위치 3이 되어 공구변형에 의한 이 점의 변위가 가공면 형상 오차를 결정하게 된다. C는 공구가 절삭을 끝내고 공작물에서 이탈하는 순간 절삭날들의 위치를 나타내고 있다. 칩 부하는 0에 가까워지며 이 순간에 가공면 형상 오차에 영향을 줄 수 있는 절삭날은 측벽에 가장 가까운 절삭날 위치 3이지만, 이상적인 가공면에서 멀리 떨어져 있으며 절삭력도 크지 않아 대부분의 경우 가공면의 형상에는 아무런 영향을 주지 못하게 된다.

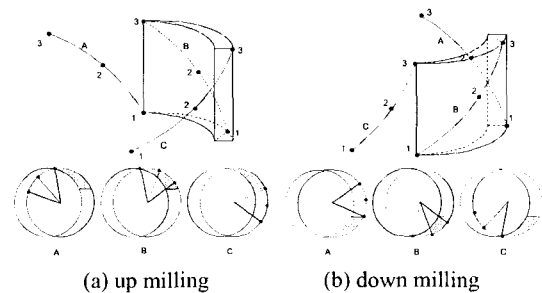


Fig. 9 Chip thickness variation

Figure 9(b)는 평 엔드밀의 하향가공에 대한 절삭기구를 보여주고 있다. 절삭이 시작되는 위치 A에서의 칩 두께 변화는 초기에 과도 절삭구간이 되어 칩 두께가 0에 가까우나 미소한 공구회전 이후 칩 두께는 최대가 된다. 이 때의 칩 부하는 공구의 하단부 절삭날 위치 1에서 시작되며, 공구의 회전에 따라 절삭에 참여하는 절삭날의 길이는 Z축의 헬릭스를 따라 점점 증가하게 된다. 초기 절삭위치

에서의 공구변형은 가공면의 생성위치에 근접한 절삭날이 존재하지 않아 가공면 형성기구에 영향을 미치지 못하게 된다. 공구 회전애 따라 칩 부하가 가장 큰 B의 위치에 절삭날이 놓이게 되는데 이 경우는 공구 하단부 미소절삭날 1의 위치가 가공면의 생성점이 되어 형상오차가 크게 발생함을 알 수 있다. 상향가공에서는 B의 위치에서 공구 상단부에 위치한 절삭날이 이 순간의 공구변형을 반영하여 가공면 형상오차를 결정하는데 비하여, 하향가공에서는 공구 하단부에 위치한 미소절삭날이 가공면 형상 오차를 결정하는 표면 생성점이 된다. 절삭날이 공작물에서 이탈하는 순간을 나타내는 C의 위치에서는 칩부하가 0에 가깝게 되어 공구변형의 크기가 매우 작아지며 이 때의 표면 생성점은 절입깊이 상단부에 위치한 점 3이 된다. 따라서 하향가공에서는 절입깊이의 상단부에서 가공면의 형상 오차가 작아짐을 알 수 있다.

Figure 10은 상향 황삭가공에서 이송속도와 공구 날 수에 따른 가공면 형상 오차의 측정값과 예측값을 비교한 것이다. 형상 오차의 크기와 형상에 있어서 예측값이 측정값과 잘 일치하고 있음을 볼 수 있다. 두 날과 네 날 엔드밀의 날 당 이송을 동일하게 할 경우와 이송속도를 동일하게 할 경우, 즉 네 날 엔드밀의 날 당 이송이 두 날 엔드밀의 반이 되는 조건에서의 결과를 같이 비교하였는데 모든 경우에 있어서 두 날 엔드밀을 사용하는 것이 형상 정밀도의 측면에서 월등하게 우수함을 알 수 있다. 하향밀링을 이용한 황삭가공에서도 두 날 엔드밀을 사용하는 것이 네 날 엔드밀을 사용하는 것보다 우수하다. 따라서 엔드밀을 이용한 포켓가공 등의 중절삭에서는 두 날 엔드밀을 사용하는 것이 가공물의 형상 정밀도 관점에서 유리함을 알 수 있으며, 두 날 이상이 동시 절삭하지 않는 정삭 등의 미세 절삭조건에서는 형상 오차의 크기가 절삭날 수에 무관하므로 네 날이나 여섯 날 엔드밀을 사용하여 이송속도를 높이는 것이 효율적임을 알 수 있다.

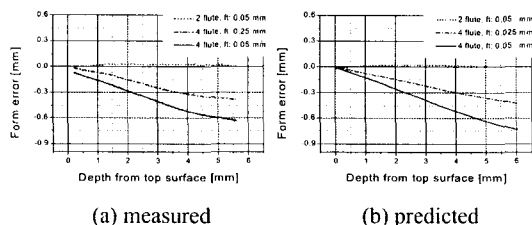


Fig. 10 Comparison of form error according to the number of teeth (up milling, 6 mm axial depth, 5 mm radial depth)

#### 4. 결론

본 논문에서는 평엔드밀 가공에서의 형상 오차를 공구변형으로부터 직접 예측하는 방법을 제안하였다. 이 방법은 기존의 시간 시뮬레이션에 의해 가공면의 형상을 구하는 것에 비해 수 백배의 시간 단축 효과가 있으며 형상 오차를 매우 정확하게 예측함을 확인하였다. 축삭가공에서의 가공면 정밀도는 헬릭스를 따라 위치하는 절삭날이 가공면 생성점을 지날 때의 공구 변형량에 의해 결정된다. 형상 오차는 공구 헬릭스각과 축방향 절삭깊이에 의해 정해지는 최대 절삭날 후퇴각의 구간에서 상향가공의 절삭초기에 하향가공의 절삭후반부에 결정된다. 공구변형을 통한 형상 오차의 예측 방법은 평엔드밀을 이용한 축삭가공에서의 형상 오차를 빠르고 정확하게 예측할 수 있어, CAD/CAM 시스템에 적용되어 실시간 형상오차 예측 및 절삭조건 선정에 이용될 수 있다.

#### 참고문헌

1. Martellotti, M. E., "An Analysis of the Milling Process," Trans. ASME, Vol. 63, pp. 677 - 700, 1941.
2. Martellotti, M. E., "An Analysis of the Milling Process, Part II-Down Milling," Trans. ASME, Vol. 67, pp. 233 - 251, 1945.
3. Merchant, M. E., "Basic Mechanics of the Metal Cutting Process," Trans. ASME, J. of App. Mech., Vol. 11, pp. 168 - 175, 1944.
4. Stabler, G. V., "The Fundamental Geometry of Cutting Tools," Proc. of the Inst. of Mech. Eng., Vol. 165, pp. 14 - 26, 1951.
5. Koenigsberger, F., and Sabberwal, A. J. P., "An Investigation into the Cutting Force Pulsations during Milling Operations," Int. J. Mach. Tool Design Research, Vol. 1, pp. 15 - 33, 1961.
6. Koenigsberger, F., and Pal, A. K. P., "Some Aspects of the Oblique Cutting Process," Int. J. Mach. Tool Design Research, Vol. 8, pp. 45 - 57, 1968.
7. Kline, W. A., DeVor, R. E., and Shareef, I. A., "The Prediction of Surface Accuracy in End Milling," ASME J. of Eng. for Ind., Vol. 104, pp. 272 - 278, 1982.
8. Sutherland, J. W., and DeVor, R. E., "An Improved Method for Cutting Force and Surface Error Prediction in Flexible End Milling Systems," Trans. ASME, J. of Eng. for Ind., Vol. 108, pp. 269 - 279, 1986.
9. Kline, W. A., DeVor, R. E., and Lindberg, J. R., "The Prediction of Cutting Forces in End Milling with Application to Cornering Cuts," Int. J. Mach. Tool Design Research, Vol. 22, pp. 7 - 22, 1982.