

공구변형을 고려한 볼엔드밀의 절삭력과 가공오차 예측 Prediction of Cutting Force and Machining Error in the Ball-end Milling Process

조필주*(서울대 대학원), 김규만(서울대 대학원),
김창주(서울대 대학원), 주종남(서울대 기계설계학과)

ABSTRACT

In this paper, the prediction of cutting force and tool deflection in the ball-end milling process are studied. Identifying various cutting region using Z-map, cutting force in the ball-end milling process can be predicted. Cutting force deflects the tool and the tool deflection changes the cutting force. Tool deflection is included in the cutting force prediction. Tool deflection also causes machining error of the machined surface. A series of experiments were performed to verify the simulated cutting force and machining error.

Key Words : tool deflection (공구변형), machining error (가공오차), Z-map

1. 서 론

산업현장에서 정삭가공용으로 많이 쓰이는 볼엔드밀(ball-end mill)은 자유곡면을 포함한 금형의 증가와 더불어 최근들어 주목을 받기 시작한 공구이다. 하지만 볼엔드밀링 공정은 공구끝단(tool tip) 부분이 반구형이고, 대부분의 절삭이 이 영역에서 이루어지므로 절삭기구가 매우 복잡하고, 이에 따른 절삭력 해석이 쉽지않아 현재까지 대부분의 연구는 절삭기구가 비교적 간단한 평엔드밀(flat end mill)[1]이나 정면밀링커터(face milling cutter)[2]에 주로 한정되어 왔다. 실제 볼엔드밀 절삭 공정에서는 경로간격으로 인한 커스프(cusp)가 반드시 존재하게 되고 이는 볼엔드밀의 선단부분에서의 절삭날로 주로 제거 되는데, 이 부분에서는 절삭속도가 극히 낮아 절삭성이 매우 나쁘므로, 커스프를 고려한 절삭력 해석이 꼭 필요하다. Feng등[3][4]은 볼엔드밀의 절삭날을 여러 개의 미소 절삭날로 나누고 각각의 미소절삭날에서의 절삭기구를 2차원으로 근사하여 미소절삭력을 구한 후에 이들을 절삭날에 따라 적분함으로써 임의의 공구 회전각에서 절삭력을 예측하는 방법을 제시하였다.

형상모델러로서 Z-map 방법[5]은 xy평면을 격자(lattice)로 나누고, 각 격자에서 공작물의 높이 정보만을 저장함으로써 공작물을 표현하는 방법이다. Z-map 방법을 이용하면 각 격자의 공작물의 높이에서

공구의 높이를 제거함으로써, 커스프를 비롯한 가공후 공작물 형상을 간단히 표현하는 것이 가능하다.

이에 본 논문에서는 절삭력 해석의 기본 접근방법으로 Feng 등이 제시한 실험적 절삭기구를 이용하는 방법을 사용하였고, 형상모델러로서 Z-map 방법을 사용하였다.

이러한 접근 방법을 통해 공구변형을 고려한 임의의 절삭영역에서의 절삭력 해석이 가능한 도구를 구성하여, 실제 절삭공정에서 발생 가능한 4가지 가공모드, 즉 상향가공(up milling), 하향가공(down milling), 상방향가공(upward cutting), 하방향절삭(downward-cutting) 실험을 통해 예측된 절삭력과 실제 절삭력을 비교하였다.

2. 볼엔드밀링 절삭의 기초이론

2.1 절삭력 모델 알고리즘

미소절삭날의 회전각위치, 축방향각위치등 절삭력 예측에 필요한 각 인자들과 좌표계를 Fig. 2-1에 표시하였다.

Sabberwal[6]에 의한 순간 절삭력(instantaneous force) 표현과 Martellotti[7][8]에 의한 미변형 칩두께식을 적용하여 치수효과를 고려한 미소절삭날에 작용하는 접선방향 절삭력과 법선방향 절삭력에 대한 표현은 (2-1) 식과 같다.

$$dF_r = K_r(\varphi)[f \sin\theta_r(\theta, \varphi)]^m R \cos\varphi d\varphi$$

$$dF_R = K_R(\varphi)[f \sin \theta_i(\theta, \varphi)]^m R \cos \varphi d\varphi \quad (2-1)$$

$\theta_i(\theta, \varphi)$: 1번 절삭날을 기준으로 한 $\varphi=90^\circ$ 에서의 공구회전각

R : 공구 반경

f : 날당 이송량

여기서 $K_T(\varphi)$ 와 $K_R(\varphi)$ 은 재료에 따른 비례상수로 절삭폭과 미절삭 칩두께 이외의 변수들의 영향을 포함하므로 축방향 각위치 φ 에 대한 함수로 근사할 수 있고, m_T, m_R 은 치수효과를 고려한 인자로 역시 재료상수가 된다.

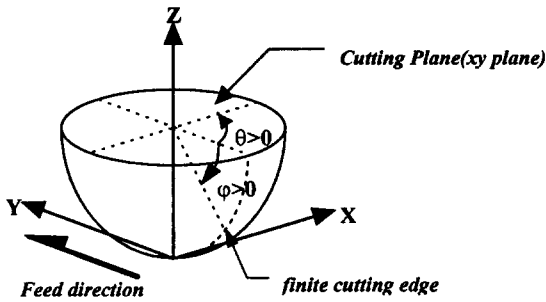


Fig. 2-1 Coordinate system of ball-end mill cutting force prediction model

따라서 임의순간의 절삭력의 합을 구하기 위해서는, 미소 접선방향, 반경방향의 힘을 xy 좌표계로 환산한 후, 절삭에 참여한 미소 절삭날에 걸리는 절삭력들을 합함으로써 절삭력의 합 $F_x(\theta)$, $F_y(\theta)$ 를 구할 수 있다.

$$\begin{aligned} F_x(\theta) &= \int \left\{ -K_r(\varphi)[f \sin \theta_i(\theta, \varphi)]^m \sin \theta - K_t(\varphi)[f \sin \theta_i(\theta, \varphi)]^m \cos \theta \right\} R \cos \varphi d\varphi \\ F_y(\theta) &= \int \left\{ K_r(\varphi)[f \sin \theta_i(\theta, \varphi)]^m \cos \theta - K_t(\varphi)[f \sin \theta_i(\theta, \varphi)]^m \sin \theta \right\} R \cos \varphi d\varphi \end{aligned} \quad (2-2)$$

2.2 축벽가공을 고려한 일반 절삭력의 표현

일반적으로 공구축방향(z)과 이송방향(y)가 수직이 되지 않을 때에는 미소절삭날에 작용하는 정면면적(frontal area)이 슬로팅 절삭의 그것과는 달라 슬로팅 절삭에서 사용한 미변형 칩두께와 칩두께에 대한 식을 사용할 수가 없다.

Figure 2-2과 같이 xy 평면과 ϕ 의 각도를 가지고 이송을 주는 경우, 이송방향과 일치하는 새로운 공구좌표계 x'y'k'를 정의하고 이 좌표계를 기준으로 회전각위치 θ_i' 와 축방향 각위치 φ' 를 정의한다면 회전변환에 의해 축방향 각위치 φ' 와 회전각위치 $\theta_i'(\theta, \varphi, \varphi')$ 는 (2-3)식과 같이 정리될 수 있다.

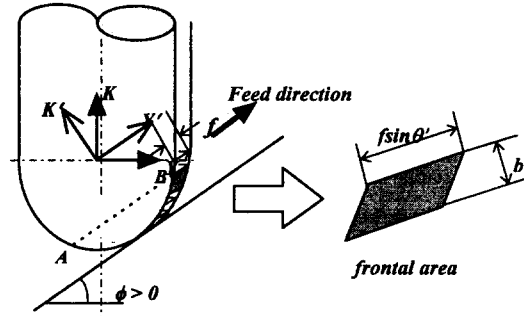


Fig. 2-2 Frontal area analysis in Slope cutting (upward cutting)

$$\begin{aligned} \varphi' &= \sin^{-1}[\sin \theta \cos \varphi \sin \phi + \sin \varphi \cos \phi] \\ \theta_i'(\theta, \varphi, \varphi') &= \cos^{-1} \left[\frac{\cos \theta \cos \varphi}{\cos \varphi'} \right] \end{aligned} \quad (2-3)$$

따라서 축벽가공을 고려한 일반 볼엔드밀 가공에서 절삭력의 합 $F_x(\theta)$, $F_y(\theta)$ 는 최종적으로 아래와 같이 정리될 수 있다.

$$\begin{aligned} F_x(\theta) &= \int \left\{ -K_r(\varphi)[f \sin \theta_i]^{m'} \sin \theta - K_t(\varphi)[f \sin \theta_i]^{m'} \cos \theta \right\} R \cos \varphi' d\varphi' \\ F_y(\theta) &= \int \left\{ K_r(\varphi)[f \sin \theta_i]^{m'} \cos \theta - K_t(\varphi)[f \sin \theta_i]^{m'} \sin \theta \right\} R \cos \varphi' d\varphi' \end{aligned} \quad (2-4)$$

2.3 임의절삭영역의 해석

임의의 절삭부위에 대한 절삭력 해석을 위해서는, 주어진 Z-map 데이터에 대해서 볼엔드밀의 축방향의 증가에 따른 미소절삭날들의 절삭참여 여부를 결정하는 알고리즘이 필수적이다. 이를 위해 본 논문에서는 Z-map 데이터가 축방향에 수직인 단면에 대한 2차원평면에 전사됨을 고려하여 축방향의 증가에 따른 미소절삭날들의 위치를 절삭평면에 전사시켜 각 미소절삭날들의 절삭참여 여부를 결정하는 알고리즘을 개발하였다.

3. 공구변형을 고려한 절삭력 해석

3.1 공구변형량 및 미변형칩두께 해석

일반적으로 볼랜드밀링중의 공구변형량은 외팔보(cantilever beam) 이론과 준정적 해석(quasi-static analysis)을 통해 접근할 수 있다. Kline 등[2]은 엔드밀링 중의 공구 변형량을 아래의 식과 같이 근사하여 사용하였다.

$$\delta(z) = \frac{FH}{2E(0.8R)^3} \left[(z_f - z)^3 - (L - z)^3 + 3(L - z)^2(L - z_f) \right] \quad (3-1)$$

여기서 Z_f 는 절삭력 중심위치, R 은 공구반경, L 은 유효공구길이(effective length of the cutter), E 는 공구의 탄성계수(Young's modulus), $\delta(z)$ 는 절삭력의 수평성분에 의해 발생하는 축방향 위치 z 에서의 공구의 수평방향 변형량(horizontal tool deflection)을 각각 나타낸다. FH 는 가공물 표면의 가공오차를 야기하는 절삭력의 수평성분으로 공작물의 표면법선벡터 \vec{n} 과 공구축방향벡터 \vec{z} 로 정의되는 평면에서 공구축과 수직한 방향으로의 절삭력으로 정의하기로 한다.

Feng 등[6]의 관찰에 의하면 공구길이가 공구홀더를 포함한 전체길이의 약 27%에 해당할때에 공구홀더의 변형에 의한 공구끝단에서의 기여도는 대략 30% 정도임을 알 수 있다. 본 논문에서는 유효공구길이를 공구홀더로부터의 공구길이라고 보고, 예측된 공구변형에 영향계수(coherence factor) α 를 곱해줌으로써 공구홀더의 변형을 고려한 공구변형 산출모델에의 효율성을 도모하였다.

전가공에서 공구의 변형은 후속날의 가공부위를 변화시키는 요인이 되어 공구변형을 고려한 미변형칩두께는 이를 고려하지 않았을 때와 비교하여 달라지게 된다. 따라서 공구변형을 고려한 미변형칩두께는 아래식과 같이 근사하여 적용할 수 있다.

$$\begin{aligned} t_{i+1}(\theta, \varphi)|_i &= t_i(\theta, \varphi)|_i + dt_i \\ &= t_i(\theta, \varphi)|_i + \delta_i \end{aligned} \quad (3-2)$$

여기서 $t_{i+1}(\theta, \varphi)|_i$ 는 $i+1$ 번째 날에서 변형이 고려된 미변형칩두께, $t_i(\theta, \varphi)|_i$ 는 변형을 고려하지 않은 i 번째 날의 미변형칩두께 그리고 $dt_i = \delta_i$ 는 i 번째 날에서

의 공구변형을 의미한다.

3.2 공구변형에 따른 Z-map 데이터의 갱신

Figure 3-1은 ϕ 의 경사각을 지니는 축벽을 하향가공(down milling)하는 예를 보이고 있다.

가공오차는 날이 회전중 공구접촉점을 가공할 때 발생하는 것이므로 본 논문에서는 날이 공구접촉점을 가공하는 회전각위치에서의 Z-map 데이터의 갱신만을 고려하여 각 공구회전각에서의 절삭력을 계산하였다.

축방향으로의 수축에 따른 변형을 무시하고 이송방향과 이송에 수직한 방향으로의 변형량에 따른 공구의 기울기 각 φ_x, φ_y 이 작다고 가정하면 식 (3-3)에 의해 가공표면에 공작물에 수직한 방향으로의 가공오차 e 를 유발한다.

$$\begin{aligned} e &= \bar{\delta} \cdot \vec{n} \\ &= (\bar{\delta}_x + \bar{\delta}_y + \bar{\delta}_z) \cdot (\sin\phi\vec{i} + \cos\phi\vec{k}) \\ &= \{\delta_x\vec{i} + \delta_y\vec{j} + (\delta_x \tan\varphi_x + \delta_y \tan\varphi_y)\vec{k}\} \cdot (\sin\phi\vec{i} + \cos\phi\vec{k}) \\ &= \delta_x \sin\phi + (\delta_x \tan\varphi_x + \delta_y \tan\varphi_y) \cos\phi \\ &\approx \delta_x \sin\phi + (\delta_x \varphi_x + \delta_y \varphi_y) \cos\phi \\ &\approx \delta_x \sin\phi \end{aligned} \quad (3-3)$$

δ_i : i 축방향으로의 공구변형

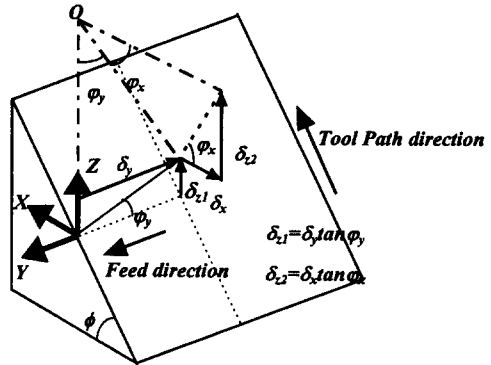


Fig. 3-1 Analysis of the machining error

수평방향 변형량 δ 가 공작물에 대해서 어느 방향으로 작용하는 가는 실제 가공시 계획된 가공깊이보다 undercut/overcut 되는 지를 결정해 준다.

식 (3-3)에 의한 가공오차 e 는 공구의 모든 접촉영역에서 반경방향으로 발생하게 되므로 이에 따라 초기 Z-map

데이터는 공구변형 발생후 아래의 식과 같이 갱신된다.

$$\begin{aligned} X'_{in,i} &= X_{in,i} + \Delta_{in,i} |\cos \theta_{in,i}| \\ X'_{fl,i} &= X_{fl,i} - \Delta_{fl,i} |\sin \theta_{fl,i}| \end{aligned} \quad (3-4)$$

그러나 공구가 변형시에는 최저접촉선을 그대로 유지한 상태에서 변형이 되어야 하므로 (3-5)식과 같은 제한 조건을 충족할 때에만 Z-map 을 갱신시켜야 한다.

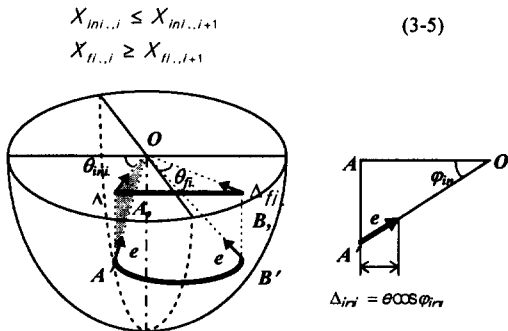


Fig. 3-2 Renewal of Z-map data

3.3 평형상태 방정식

공구변형은 필연적으로 공구의 탄성회복에 따른 반발력을 야기하므로, 실제 절삭시에는 공구의 접촉부위에서 발생한 절삭력과 공구변형에 따른 공구의 탄성회복력이 서로 영향을 유지하면서 가공이 진행된다. 이를 보완하기 위해 양민양 등[10]은 공구변형을 변수로 하는 여러 개의 비선형 방정식을 풀어 모든 회전각에 대해 평형점을 구하여 최종절삭력을 계산하는 모듈을 제시하였다.

하지만 가공오차는 날의 한 회전동안 공구접촉점 부근을 가공할때에 발생하는 것이고, 평형점을 찾기 위해서는 Z-map 데이터의 갱신을 반드시 요구하므로 모든 공구 회전 위치에서 이를 적용하는 것은 계산시간등을 고려할 때 비실용적이다. 따라서 본 논문에서는 공구접촉점을 가공하는 회전각위치에서의 공구의 탄성회복력을 고려한 가공오차를 산출하는 평형방정식을 적용하여 모든 공구회전각위치에서 최종절삭력을 도출하는 모듈을 구성하였다.

4. 실험 및 결과 분석

절삭력예측 모델에 사용되는 실험적 절삭기구 파라미터 K_T, K_R, m_T, m_R 을 구하기 위하여 다양한 축방향 절삭깊이로 슬로팅절삭을 한 다음, 여러 각도의 측벽에서 상향가공(up milling), 하향가공(down milling), 상방향가공(upward cutting), 하방향가공(downward cutting) 등의 측벽가공을 수행하였다.

4.1 공구변형을 고려한 슬로팅 절삭력의 예측

변형을 고려한 볼랜드밀의 절삭력 예측모델의 유효성을 평가하기 위하여 다양한 축방향 절삭깊이에서의 슬로팅 절삭시 실험값과 예측된 절삭력을 비교하였다. Fig. 4-4 에 슬로팅 절삭력의 실험치와 예측치를 비교한 그림이 있다. 크기와 형태에 있어 예측값이 실험치에 매우 근접하며, 변형을 고려한 예측절삭력이 변형고려전과 동일함을 그림에서 알 수 있다. 이는 식 (3-3)에 따른 공작물의 가공오차 e 가 $e = \delta \sin \phi$ 로 주어짐에 따라, 슬로팅 절삭에서는 공작물의 기울기각 ϕ 가 0 이므로 가공오차가 0 이 됨에 따른 결과이다.

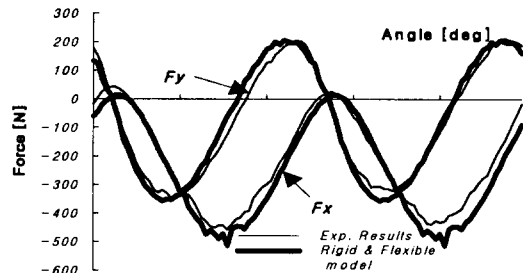


Fig. 4-1 Comparison of cutting forces in slot cutting
Mtr'l : FC30, Axial depth of cut : 10mm,
Feedrates : 0.09mm/rev, Spindle speed : 600rpm

4.2 측벽가공에서의 가공검증

측벽가공에서의 본 절삭력 예측모델의 타당성을 검증하기 위해 다양한 기울기를 갖는 측벽에서 전술한 네가지 가공모드로 실험하여 예측값과 비교해 보았다. 측벽가공 실험은 우선 공구간격 8.485mm로 전가공을 수행한 후에 표면 법선방향 절삭깊이 1.757mm, 공구경로 간격 8.485mm

로 가공하였다.

Figure 4-2 에 45°의 기울기각을 가지는 측벽에 대해 하방향가공(downward cutting)시의 실험치와 변형고려 전후의 예측된 절삭력을 비교해 놓았다.

형태와 크기에 있어 변형 고려 전후의 예측값이 실험치와 비교적 잘 일치하는 것에서 본 논문의 절삭력 예측 알고리즘이 측벽가공에 있어서도 적용이 가능함을 알 수 있다.

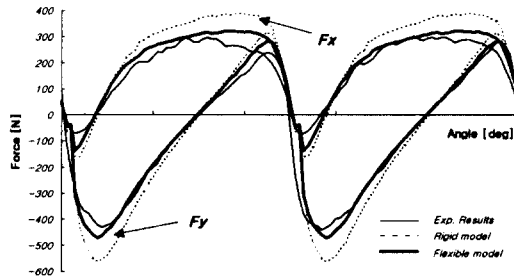


Fig. 4-2 Comparison of cutting forces (Downward cutting)
Mtr'l : FC30, Tool path interval : 8.485mm,
Feedrates : 0.15mm/rev, Surf. Normal depth of cut : 1.757mm

4.3 공작물의 가공오차 예측 결과비교

전술한 공작물의 가공오차 예측 모델을 검증해 보기 위해 Fig. 4-3 과 같은 반원통(semi-cylinder)형상의 공작물을 상방향, 하방향 가공모드가 될 수 있도록 가공하였다.

SM45C 를 공작물로 하여 주축속도 1500rpm, 이송량 0.333 mm/rev, 유효공구길이 60mm, 표면법선방향 가공깊이 0.5mm, 경로간격 1.0mm 를 유지하여 하향가공(down milling)이 될수 있도록 가공계획을 잡았다. 사용된 공구는 HSS 재질의 직경 12mm, 두날 평면경사면 볼랜드밀을 사용하였다. 예측된 가공오차와 측정치를 Fig. 4-4 에 도시하였다.

예측된 가공오차는 측정된 가공오차와 비교해 볼때 크기와 형태에 있어 매우 유사함을 알 수 있다. Fig. 4-4 에서 알 수 있듯이 측벽기울기각이 0 가 되는 점에서는 실제 측정치에서도 가공오차가 0 이 됨을 확인할 수 있다.

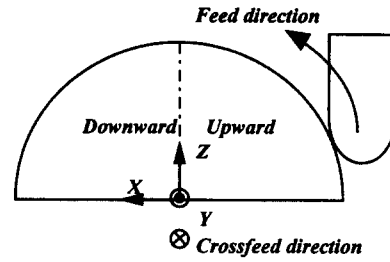


Fig. 4-3 Workpiece and Cutting Strategy

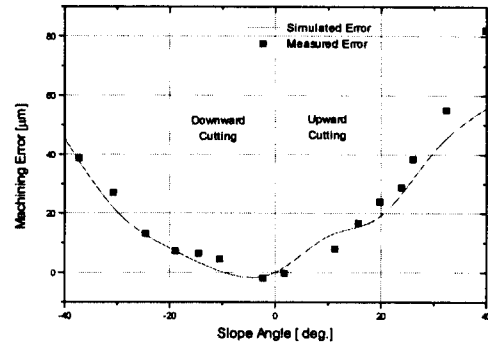


Fig. 4-4 Comparison of Machining Error

경향에 있어서 동일 측벽기울기각의 가공에서 상방향 가공이 하방향 가공보다 좀더 큰 가공오차를 보이는 이유는 동일한 공구접촉점에 대해 상방향가공시에는 접촉영역이 공구축과 수직된 공구평면상에서 볼때 상반부에 집중됨으로 인해 절삭력 중심 Z_f 이 공구접촉점보다 측방향으로 좀더 윗쪽에 있기 때문이다.

동일 가공모드에서 측벽기울기각이 증가할 수록 가공오차가 크게 나타나는 경향은 3-2 절의 (3-3)식에 의해 측벽기울기각이 커짐에 따라 가공오차가 증가하는 이유에 따른 것으로 판단된다.

5. 결론

- 슬로팅 절삭과 다양한 측벽기울기각을 가지는 측벽가공에서의 예측된 절삭력이 실험치와 크기와 형태에 있어 비교적 잘 일치함을 알 수 있다.
- 공구변형을 고려한 절삭력이 변형을 고려하기 전보다 실제 절삭력에 좀더 근접함을 알 수 있다.

- 공작물의 가공오차는 공작물의 표면법선벡터와 공구축 벡터로 정의되는 평면에서 공구축과 수직인 방향으로의 절삭력(수평절삭력)에 크게 관계함을 알 수 있다.
- 동일한 절삭깊이에서 축벽기울기각이 증가할수록 가공 오차가 커짐을 알 수 있다.
- 동일한 축벽기울기각에서 상방향 가공은 하방향 가공 보다 큰 가공오차의 경향을 보임을 알 수 있다.

참고문헌

1. H.J.Fu, R.E.DeVor and S.G.Kapoor, "A mechanistic model for the prediction of the force system in face milling operation," J. of Eng. For Industry, Vol. 106, pp81-88, 1984
2. W.A.Kline and R.E.DeVor, "The prediction of cutting forces in end milling with application to cornering cuts," Int. J. Mach. Tool Des. Res, Vol. 22, No. 1, pp7-22, 1982
3. H. Y. Feng and C. H. Meng, "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, No. 5, pp697-710, 1994
4. E. M. Lim, H. Y. Feng, C. H. Meng and Z. H. Lin, "The prediction of dimensional error for sculptured surface productions using the ball-end milling process-I. Chip geometry and cutting force prediction," Int. J. Mach. Tools Manufact., Vol. 35, No. 8, pp1149-1169, 1995
5. Y. Takeuchi, M. Sakamoto, Y. Abe and R. Orita, "Development of a personal CAD/CAM system for Mold Manufacture based on solid modeling techniques," Ann. CIRP Vol. 38, No. 1, pp429-432, 1989
6. A. Sabberwal, "Cutting forces in down milling," Int. J. Mach. Tool Design Research, Vol. 23, 1983
7. M. E. Martellotti, "An analysis of the milling process," Trans. ASME 63, pp677-700, 1941
8. M. E. Martellotti, "An analysis of the milling process-part 2. Down milling," Trans. ASME 67, pp233-251, 1945
9. E. M. Lim, H. Y. Feng, C. H. Meng and Z. H. Lin, "The prediction of dimensional error for sculptured surface productions using the ball-end milling process-II. Surface generation model and experimental verification," Int. J. Mach. Tools Manufact., Vol. 35, No. 8, pp1171-1185, 1995
10. C. G. Sim and M. Y. Yang, "The Prediction of the Cutting Force in Ball-end Milling with a Flexible cutter," Int. J. Mach. Tools Manufact., Vol. 33, No.2, pp267-284, 1993