

볼 엔드밀 가공시의 절삭특성에 관한 고찰

홍 남 표* · 김 병 희**

Cutting Characteristics in Ball Endmilling

Hong, Nam-Pyo* · Kim, Byeong-Hee**

ABSTRACT

This paper deals with the study on the cutting characteristics in ball endmilling process. First of all, the effects of the geometric cutting conditions such as the cutting speed, feedrates and the path interval on the surface integrity were evaluated by the analytical and the experimental approaches. Secondly, the cutting mechanism model was developed to predict the cutting force accurately. Prediction of cutting force make it possible to predict the shape error, estimate system stability and build the reliable adaptive control system. A large amount of experimental set are performed to show the validities of the proposed theories and to investigate the effect of cutting geometry such as rubbing effects, burr effects and etc.

1. 서 론

자동차 및 가전산업 등 산업전반에 걸쳐 소비자의 요구를 만족시키기 위하여 심미적인 자유곡면을 사용하는 경우가 늘어나고 있다. 이러한 자유곡면의 가공에 가장 널리 사용되는 공구로는 볼 엔드밀이 대표적이다. 볼 엔드밀은 반구부의 절삭기구로 인해 날의 위치마다 절삭각들이 다르고 절삭속도가 변화하며 공작물과의 접촉형태가 연속적으로 변화하는 등 가공형태가 매우 복잡하여 절삭력, 가공오차, 채터, 공구마모 등에 관련된 특성 해석에 관한 연구가 매우 적은 실정이다. 밀링의 절삭기구 및 특성에 관한 연구로는 절삭기하가 비교적 간단한 평 엔드밀[1-3]이나 정면밀링공구[4-5]에 관련된 절삭력 해석, 공구변형과 그에 관련된 형상오차를 예측하는 정적특성해석[6-7], 채터 등 동적특성해석[8-10] 등이 주를 이루어 왔으며, 볼 엔드밀의 경우에는 인서트를 사용하는 특정한 형태의 공구에 대한 연구가 주로 수행되어 왔다 [11,12]. 일반적인 형태의 볼 엔드밀에 대한 해석도 주로 평 엔드밀의 해석결과들을 바탕으로 이루어져 왔으며 미소절삭날을 적분하는 시험적인 해석 [13,14]이나 정적공구변형에 관련된 연구[15,16]가 대부분이다.

이들의 연구결과들은 슬롯절삭시에는 근사한 값을 나타내지만 경사면에서의 절삭력오차는 매우 큰 것으로 알려져 있다[15]. 따라서 기존의 볼 엔드밀링의 절삭특성에 관한 연구결과들로는 다양한 형태의 절삭특성을 규명하기가 어려워 자유곡면의 가공하는 산업 현장에 적용하기에는 어려운 점이 많았다.

따라서 본 논문에서는 기존의 이론을 보완하고 다양한 실험결과를 바탕으로 구축된 데이터 베이스를 통해 볼 엔드밀에 의한 자유곡면 가공시의 절삭특성을 규명하고 최적의 절삭조건을 선정하기 위한 알고리즘을 구축하였다.

2. 이 론

2.1 절삭속도의 계산

평 엔드밀은 절삭이 대부분 공구의 원통부에서 가공되므로 추천절삭조건으로 주어지는 절삭속도는 주축회전수에 따른 주변날부의 최대절삭속도를 의미하지만, 볼 엔드밀의 경우에는 공작물과 공구의 접촉형태에 따라 동일한 주축회전수의 경우에도 절삭점의 절삭속도가 변하는 특징이 있어 공작물 및 공구의 형상 및 공구기울기각에 따라 국부적인 거스르미가 발생하는 경우가 빈번하다. 따라서 자유곡면가공시 공구의 형상 및 공구기울기각에 따라 발생하는 문지름현상을 피하기 위해서는

* 강원대학교 산업대학원 정밀기계공학과 석사과정

** 강원대학교 정밀기계공학과 조교수

볼 엔드밀의 반구부와 공작물의 접촉에 따른 절삭 속도의 정량적인 해석이 필요하게 된다. 접촉기하에 따른 절삭속도 V_c 는 주축회전수를 S , 공구중심으로부터 절삭점까지의 절삭반경을 r_c 라고 할 때 아래와 같이 구할 수가 있다.

$$V_c = \frac{2\pi r_c}{1000} \times S = \frac{\pi r_c S}{500} \quad (1)$$

Fig. 1에서와 같이 절삭기구는 절삭깊이 d , 공구기울기각 θ , 공구의 반경 r 등에 의해 변화하게 된다. 절삭깊이 및 절삭기구에 따른 최대절삭속도와 최소절삭속도값은 절삭깊이에 따라 변화하는 최대절삭반경 $(r_c)_{max}$ 와 $(r_c)_{min}$ 을 구해 eq.(1)에 대입함으로써 얻을 수 있다. 공작물과 절삭날의 접촉영역에서의 절삭속도는 절삭깊이와 공구반경 및 공구기울기각 사이의 기하학적인 관계에 따른 절삭반경의 변화에 따라 달라지게 된다.

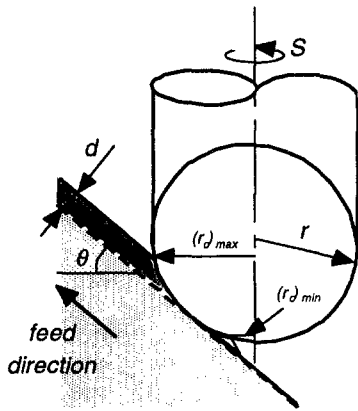


Fig. 1 Maximum and minimum cutting speed

최대절삭반경은 공구의 주축과 경사면이 이루는 공구기울기각이 θ 라고 할 때 Fig. 1로부터

$$(r_c)_{max} = r \cos \left[\theta - \cos^{-1} \left(1 - \frac{d}{r} \right) \right] \quad (2)$$

로 얻을 수가 있다. 최소절삭반경은 절삭깊이가 최종적인 표면거칠기보다 큰 경우라면 절삭깊이와 무관하며 이송방향의 공구마크(cutter mark)의 교점과 반구부의 중심의 위치에 따라

$$(r_c)_{min} = r \cos \left[\theta + \cos^{-1} \left(\sqrt{1 - f_i^2 / 4r^2} \right) \right] \quad (3)$$

으로 얻을 수 있다. 단, f_i 는 날 당 이송(feed per

tooth)이다. Eq.(3)에서 $(r_c)_{min}$ 값이 음의 값을 가지는 경우에는 최소절삭속도는 0이 된다.

일반적으로 문지름현상에 주로 영향을 주는 인자는 최소절삭속도이다. 따라서 문지름현상 최소화하기 위한 절삭속도를 최소절삭반경으로부터 구하면

$$V_c = \frac{\pi (r_c)_{min} S}{500} \quad (4)$$

가 된다.

2.2 표면거칠기의 계산

밀링가공시 가공표면은 Fig. 2에서와 같이 날 당 이송과 경로간 간격(path interval)의 크기에 따

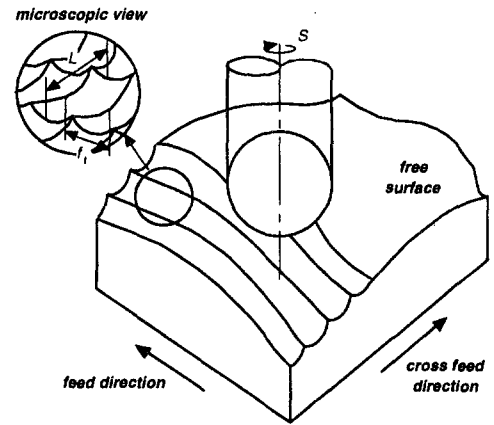


Fig. 2 Microscopic view of machined surface

라 공구마크와 스킨(scald)이 중첩된 형태로 나타나게 된다. 형상중첩이론(texture superposing method)[16]에 의하면 볼 엔드밀 가공시 이송방향으로 발생하는 공구마크 H_c 의 크기는

$$H_c = r - \sqrt{r^2 - f_i^2 / 4} \quad (5)$$

로 나타낼 수 있으며 결국 공구마크를 중첩한 스킨의 크기는 그림으로부터

$$H_s = r - \frac{r - H_c}{r} \sqrt{r^2 - L^2 / 4} \\ = r - \frac{\sqrt{(r^2 - f_i^2 / 4)(r^2 - L^2 / 4)}}{r} \quad (6)$$

으로 구할 수가 있다. 단, L 은 경로간 간격이다.

일반적으로 볼 엔드밀 가공시에는 공구반경에 비하여 날 당 이송이 매우 작으므로 공구마크를 무시하는 경향이 있으나 최근 경로간 간격이 점차 작아지면서 공작물의 표면성상에 공구마크가 미치는 영향이 커져 가고 있다. 따라서 정밀가공시에는 공구마크를 고려한 표면거칠기 해석법을 사용하는 것이 바람직하다. 즉, 이송속도와 경로간 간격을 중첩한 피크부의 높이가 목적하는 표면거칠기 이하가 되도록 절삭조건을 선정하여야 한다.

본 논문에서는 공구경로로부터 최대 경로간 간격을 역으로 산출하여 임의의 자유곡면의 카르티시안(Cartesian) 가공시 최대거칠기(maximum surface roughness)를 계산하였다.

2.3 절삭력의 계산

(1) 수직면에서의 절삭력 모델

미소절삭날의 회전각위치, 축방향각위치 등 절삭력 예측에 필요한 각 인자들과 좌표계를 Fig. 3에 표시하였다. 그림으로부터 치수효과(size effect) 및 절삭속도효과를 고려한 미소절삭날에 작용하는 접선방향 절삭력(tangential cutting force)과 법선방향 절삭력(radial cutting force)에 대한 표현은 식(7)과 같다.

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} dF_t(i, \phi) \\ dF_r(i, \phi) \end{bmatrix} &= r \begin{bmatrix} K_t(\phi) [f_i \sin \zeta(i, \phi)]^{m_t} \\ K_r(\phi) [f_i \sin \zeta(i, \phi)]^{m_r} \end{bmatrix} \cos \phi d\phi \\ &= r [K] \cos \phi d\phi \end{aligned} \quad (7)$$

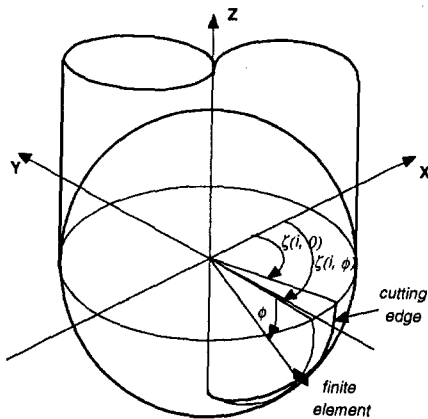


Fig. 3 Rotational position of arbitrary finite cutting edge element

단, $\zeta(i, \phi)$ 는 i 번째 절삭날 상의 위치각 ϕ 에 있는 미소절삭날 회전각으로 $\zeta = \zeta(i, 0) - \sin \phi \tan \beta + (i-1)2\pi/N$, $[K] = [K_t(f_i \sin \zeta)^{m_t} K_r(f_i \sin \zeta)^{m_r}]$ 이다. 한편 $K_t(\phi)$, $K_r(\phi)$, m_t , m_r 는 재료에 관련된 실험상수이다. 이때 축 방향의 절삭력은 무시하였다.

임의의 순간의 절삭력의 합을 구하기 위해서는, 절삭에 참여하고 있는 각각의 미소요소에서 접선방향, 반경방향으로 작용하는 힘을 직각좌표계로 변환한 후, 이 미소 절삭력들을 반구부를 따라 합해야 한다. 즉, x, y방향의 절삭력은 아래와 같다.

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} F_x(\zeta(i, 0)) \\ F_y(\zeta(i, 0)) \end{bmatrix} &= r \int_{\phi_1}^{\phi_2} [K(\phi)]^T \begin{bmatrix} \sin \zeta(i, \phi) & \cos \zeta(i, \phi) \\ -\cos \zeta(i, \phi) & -\sin \zeta(i, \phi) \end{bmatrix} \cos \phi d\phi \end{aligned} \quad (8)$$

(2) 자유곡면에서의 절삭력 모델

일반적으로 자유곡면 가공시에는 미소절삭날에 작용하는 접촉영역(contact area)이 수직면과 상이하므로 위에서 구한 절삭력모델을 그대로 사용할 수 없다. 따라서 가공면의 기울기에 따라 좌표계를 변환시

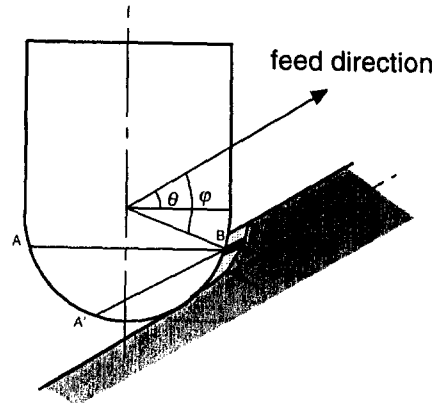


Fig. 4 Transformation of undeformed chip thickness according to cutter inclination angle

켜 주어야 한다.

Figure 4에서와 같이 미변형 칩의 미소요소는 가공면의 기울기에 따라 AB 평면상에서 A'B'평면상의 칩요소로 변화하게 된다. 따라서 좌표계 변환을 수행하면 반구상의 미소요소의 위치각

(ζ, ϕ) 는 (ζ', ϕ) 로 변환된다. 그럼으로부터

$$\phi = \sin^{-1}(\sin(\zeta(i, \phi)) \cos \phi \sin \theta + \sin \phi \cos \theta) \quad (9)$$

$$\zeta(i, \phi, \theta) = \cos^{-1} \left[\frac{\cos(\zeta(i, \phi)) \cos \phi}{\cos \theta} \right] \quad (10)$$

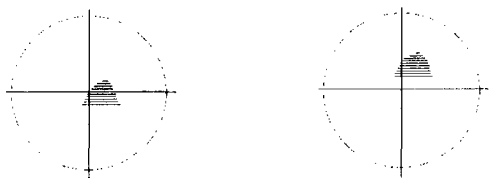
이다. 따라서 절삭력의 합 F_x, F_y 는 최종적으로 아래식과 같이 정리될 수 있다.

$$\begin{bmatrix} F_x(\zeta(i, 0)) \\ F_y(\zeta(i, 0)) \end{bmatrix} = r \int_{\phi_1}^{\phi_2} [K(\phi, \zeta)]^T \begin{bmatrix} \sin \zeta(i, \phi) & \cos \zeta(i, \phi) \\ -\cos \zeta(i, \phi) & -\sin \zeta(i, \phi) \end{bmatrix} \cos \phi d\phi \quad (11)$$

단, $[K(\phi, \zeta)] = [K_t \{f_i \sin \zeta\}^{m_t} \quad K_r \{f_i \sin \zeta\}^{m_r}]^T$ 이다.

(3) 접촉영역에 의한 미소절삭날의 절삭참여 판단

3차원 자유곡면의 가공시 가공기하에 따른 적절한 절삭력을 얻기 위해서는 공구와 공작물사이의 접촉영역을 알아야만 한다. 기존의 연구에서는 접촉기하에 따른 절삭참여각을 상관선을 통하여 구해내거나 경계곡선을 사용하는 방법을 주로 사용하여 왔다. 본 연구에서는 보다 간단하고 인식하기 쉬운 Z-map을 이용하여 접촉영역을 찾는 방법을 사용하였다. Figure 5는 가공면 기울기에 따라 Z-map에 의한 접촉영역을 Fig. 4의 XY평면으로 투사한 결과를 보여주고 있다.



(a) upward machining (b) downward machining
Fig. 5 Results of Z-map

3. 실험 및 결과 분석

3.1 실험 장비

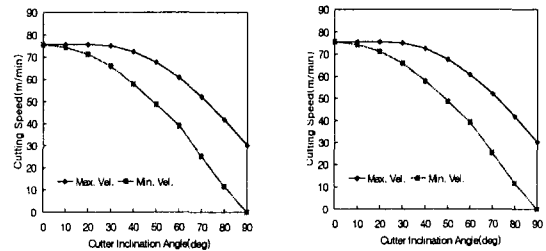
본 연구에서 사용한 실험 및 측정장비는 아래와 같다.

Table 1 Experimental apparatus

공작기계	통일중공업 3축 머시닝 센터
절삭공구	고속도강 두날 볼 엔드밀
절삭재료	SM45C
표면측정	Talysurf Surface Roughness Measuring Machine
	광학카메라

3.2 절삭속도의 영향

Figure 6-(a)는 이송속도 500mm/min, 주축회전수 2000rpm, 절삭깊이 0.5mm인 절삭조건으로 직경 85mm인 원통면을 가공할 때에 경사면의 기울기에 따른 절삭속도의 변화를 보여주고 있다.



(a) f:500mm/min, S:2000rpm (b) f:1500mm/min, S:2000rpm
Fig. 6 Cutting speed against cutter inclination angle

공구기울기각이 증가함에 따라 최소절삭속도는 점진적으로 감소하여 평면절삭시에는 0이 된다. 한편 최대절삭속도는 30도 정도까지는 공구직경에 따른 최대절삭속도를 유지하다가 그 이후 점진적으로 감소하게 된다. 이송속도를 증가시킨 Fig. 6-(b)의 경우에는 절삭깊이의 변화가 없는 경우 최대절삭속도는 변화가 없으나 최소절삭속도의 경우에는 평면부에서는 (a)의 경우가 약간 크고 측면으로 접근할수록 (b)의 절삭속도가 약간 증가하는 차이를 보였으나 그 차이는 미미하였다. 기존의 절삭조건을 참조하면 대부분 절삭속도 100m/min 이상을 추천하고 있다.

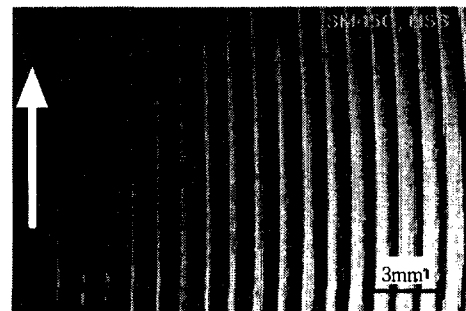


Fig. 7 Machined plane without rubbing

하지만 가공실험 결과 SM45C의 경우 일본의 기준절삭속도인 40m/min 정도까지도 절삭성이 크게 떨어지지 않는았다. Figure 7은 절삭속도가 약 40m/min 정도일 때의 상방향 절삭 가공면을 보여주고 있다.

3.3 표면거칠기를 고려한 이송조정

가공면은 사전에 정의된 가공면 거칠기를 유지하도록 가공조건이 설정되어야 한다. 즉, 스켈럽과 공구마크가 중첩된 최대거칠기가 요구되는 표면거칠기보다 작아지도록 이송과 경로간 간격이 적절히 조합되어야 한다. Figure 8은 날 당 이송이 0.75mm/tooth이고 경로간 간격이 1mm인 가공면을 확대한 것이다. 이송방향의 공구마크와 그에 수직한 방향의 스켈럽이 중첩되어 피이크부를 이루고 있는 것을 확인할 수가 있다. 일반적인 절삭 조건에는 공구마크의 크기가 상대적으로 작아 무시되는 경우가 많으나 이송이 커지거나 경로간 간격이 좁아지게 되면 상대적인 공구마크의 영향은 증가하게 된다.

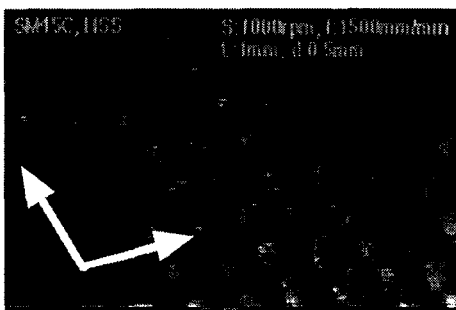


Fig. 8 Microscopic view of machined surface

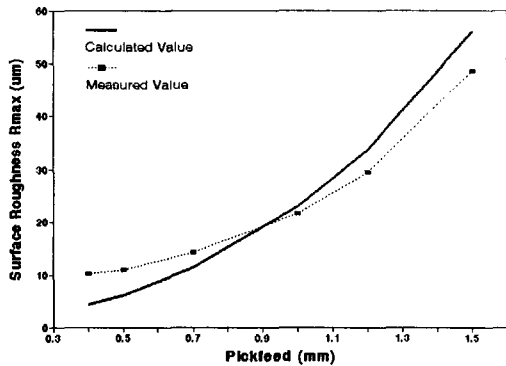


Fig. 9 Surface roughness against pick feed

공구마크의 영향이 무시될 정도로 이송이 충분히 작을 경우에는 Fig. 9와 같은 결과를 얻는다. Figure 9는 경로간 간격(pick feed)의 변화에 따른 이송에 수직한 방향의 표면거칠기의 변화를 나타내고 있다. 경로간 간격의 증가에 따라 표면거칠기는 증가함을 보이고 있다. 한편 그림에서 알 수 있듯이 실험값과 계산값의 차는 경로간 간격이 작을 경우에는 문지름현상 때문에 양의 값을 경로간 간격이 클 경우에는 절삭력의 증가로 인한 공구변형으로 음의 값을 가지게 된다[20].

Figure 10은 경로간 간격 1mm, 주축회전수 1000rpm인 절삭조건과 이송속도의 변화에 따른 표면거칠기의 변화를 보여주고 있다. 이송이 작은 경우에는 공구마크의 영향이 상대적으로 작으므로 그래프의 기울기가 완만한 편이나 이송이 증가할수록 공구마크의 영향이 증가하여 기울기가 증가함을 알 수가 있다.

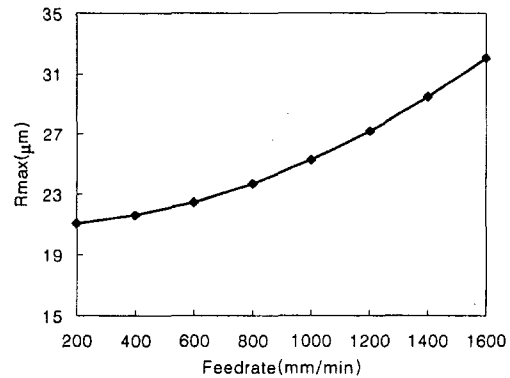


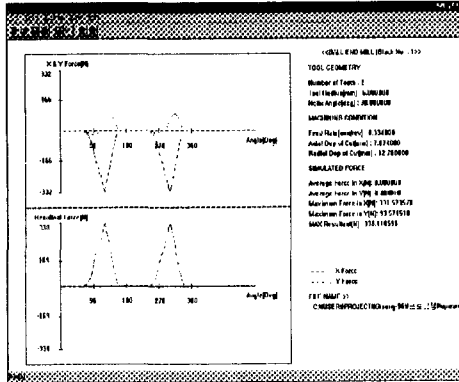
Fig. 10 Max. surface roughness against feedrate

따라서 목적하는 표면거칠기가 $25\mu\text{m}$ 이고 경로간 간격과 주축회전수가 1mm로 고정되면 그림으로부터 이송속도는 1000mm/min이하로 조정되어야 한다. 이송속도를 증가시키려면 주축회전수를 높이거나 경로간 간격을 줄이면 되지만 전자의 경우 급속한 공구마모나 채터를 유발시키기 쉽고 후자의 경우에는 가공시간을 증대시키는 문제를 발생시키기 쉽다.

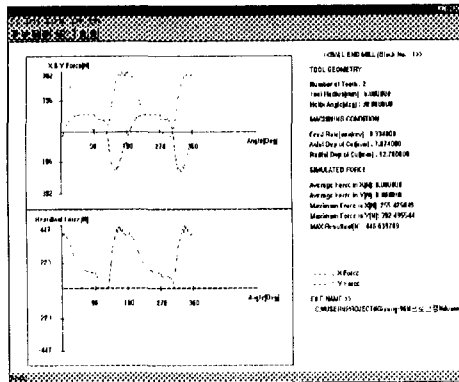
3.4 절삭력의 예측

가공 중에 절삭력은 공구의 마모나 칩핑을 발생시키고 심한 경우 공구의 파단을 일으키기도 한다. 또한 가공위치에 따른 공구변형을 발생시켜 가공면의 형상정밀도를 저하시키므로 절삭기하와 조건 및 재료와 공구의 특성에 따라 사전에 예측되어야 한다. 2장에서 구축한 절삭력 예측 알고리

즘을 이용하여 개발한 GUI형태의 프로그램 절삭력 예측결과를 Fig. 11에서 보여주고 있다.



(a) upward machining



(b) downward machining

Fig. 11 Predicted cutting forces

계산을 위한 절삭조건은 날 당 이송 0.167mm/tooth, 경로간 간격 12.7mm, 수직방향 절삭깊이는 7.874mm이며 공구는 직경 12mm인 두날 볼 엔드밀을 사용하였다. 경사면의 기울기는 45도이다. Figure 11-(a)는 상방향절삭시의 절삭력이며 (b)는 하방향 절삭시의 X-Y방향의 절삭력과 합력을 보여주고 있다. 그림으로부터 동일한 기하에 있어서 절삭력의 합력은 상방향절삭의 경우가 하방향절삭의 경우보다 매우 큼을 알 수가 있다. 이는 하방향절삭의 경우 절삭력의 분력 중 Z방향의 분력성분이 상방향절삭에 비하여 상대적으로 크기 때문에 나타나는 결과이다. 한편 공구계의 경우 Z 방향의 강성은 다른 두방향의 강성에 비하여 수배 이상 크므로 Z 방향의 절삭력에 따른 공구의 변형은 미소하다고 할 수 있다. 결국 공구의 변형량 면에서는 하방향절삭이 유리하다고 할 수가 있다.

Table 2는 45도 경사면의 윤곽가공시 예측된 결과와 실제 실험결과를 비교한 것이다. 절삭조건은

경로간 간격 8.485mm, 절삭깊이 1.757mm, 이송량 0.05mm/tooth인 경우이다. 전체적인 실험값과 예측값의 오차는 30% 이내로 나타나고 있다.

Table 2 Predicted and measured value at contouring

Experimental Set	max. X-force(N)		max. Y-force(N)	
	predicted	measured	predicted	measured
Contouring (up milling)	157	138	290	310
Contouring (down milling)	193	212	121	157

3.5 가공면 기하에 따른 특성고찰

(1) 가공진입부의 특성

Figure 12는 직경 85mm인 원통 재료(SM45C)를 $\phi 12$ 의 고속도강 볼 엔드밀(두날, 헬릭스각 : 30°)로 상방향절삭의 진입시의 가공면을 보여주고 있다. 절삭조건은 절삭깊이 0.5mm, 이송속도 500mm/min, 주축회전수 2000rpm, 경로간 간격 1mm이다. 그림에서 A점을 경계로 주된 절삭부위가 원통부에서 반구부로 전환되는 절삭기하의 천이 발생하며 절삭력에 의한 채터 등으로 인해 가공면의 성상이 매우 불규칙함을 알 수가 있다.

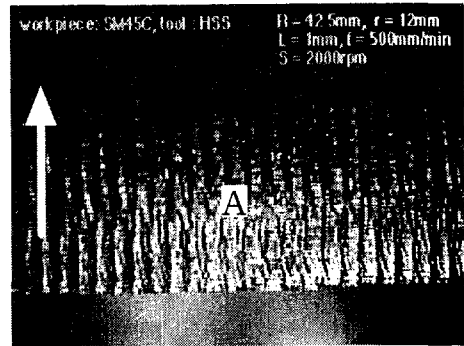


Fig. 12 Machined surface at cutting initiation

(2) 상방향절삭시의 채터발생

상방향절삭시에는 절삭성은 매우 양호한 편이다. 그러나 절삭력의 방향이 공구의 축에 대하여 수직인 방향으로 작용하는 경향이 있기 때문에 강성이 작은 공구를 사용하거나 긴 접촉길이를 유지

해야 하는 깊은 포켓 또는 높은 측벽이 존재할 경우에는 overhang이 긴 공구를 사용해야 하므로 절삭력에 의한 형상오차와 채터의 발생을 피하기가 어렵게 된다.

Figure 13은 약 30°의 공구기울기각을 가지는 가공면 근방을 보여주고 있다. A영역을 보면 공구의 동적인 불안정으로 인해 스켈럽의 형상이 왜곡되어 있는 것을 볼 수가 있다. 이는 Fig. 12의 진입부의 경우 더욱 두드러지게 나타나서 진입부의 경우에는 스켈럽의 성상을 구별할 수 없을 정도의 왜곡이 발생한다. 실험중의 관찰을 통해 보면 진입의 경우에는 절삭력에 의한 공구변형과 채터가 복합된 형태의 공구거동을 보임을 알 수 있었다.

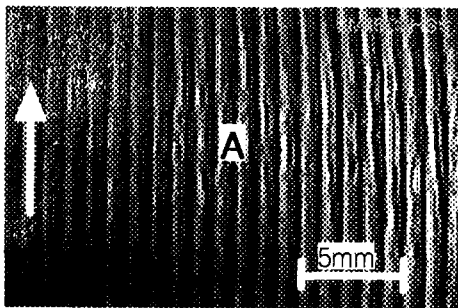


Fig. 13 Chatter at upward machining

한편 Fig. 14는 공구기울기각이 45° 이상으로 충분히 증가하여 안정된 절삭을 수행하는 가공면을 보여주고 있다. 스켈럽의 성상도 평행하게 형성되고 공구마크도 비교적 일정한 형태를 띠게 된다.

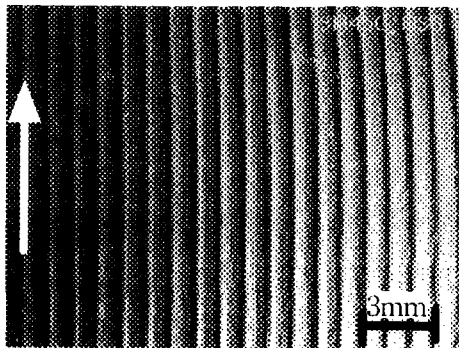


Fig. 14 Stable cutting at upward machining

(3) 중립선 근처의 가공면 특성

볼 엔드밀 가공시에는 공구기울기각이 증가할수록 절삭속도 저하로 문지름현상(rubbing

phenomenon)이 발생하기가 쉽다. 특히 볼 엔드밀의 경우에는 공구선단의 절삭속도 천이지역의 존재로 절삭속도가 0에 근접하는 경우가 발생한다.

Figure 15는 공구기울기각이 90°가 되는 중립선(neutral line)을 중심으로 하는 가공면을 보여주고 있다. A영역은 비교적 정상적인 절삭을 수행하지만 B영역에 도달하면 절삭속도의 저하로 인해 문지름현상이 발생하는 것을 볼 수가 있다. 중립선을 지나면서 C영역에 도달하면 절삭기하는 하방향절삭으로 변화하며 가공의 방향이 바뀌게 된다. Figure 16-(a)는 볼 엔드밀의 가공형태가 상방향절삭에서 하방향절삭으로 변화할 때의 가공면의 문지름현상을 확대하여 본 것이다.

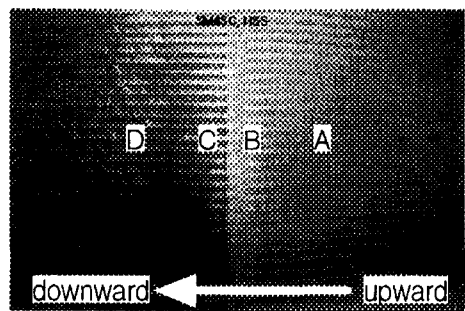
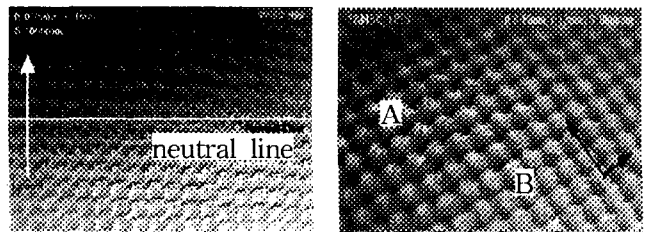


Fig. 15 Machined surface near neutral line



(a) plane-view (b) three dimensional view
Fig. 16 Rubbing phenomena near neutral line

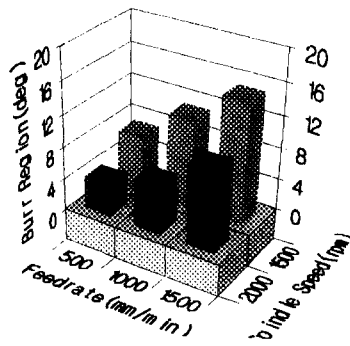
그림으로부터 상방향절삭시에는 거스르미(burr)가 이송방향에 대하여 -45°방향으로 주로 발생하고 하방향절삭시에는 -135°방향으로 발생하며 절삭속도가 0에 근접하는 중립선에는 와선(spiral)형태의 표면성상을 보임을 볼 수가 있다. 이는 절삭날의 이탈 방향이 상방향절삭시에는 주로 2사분면을 중심으로 발생하고 하방향절삭시에는 주로 3사분면에서 발생하는 것으로부터 기인한다.

거스르미의 발생은 가공거칠기의 불량과 급격한 공구의 마모나 손상을 가져올 뿐만 아니라 소성변형을 통한 가공경화와 그 불규칙성으로 인해 연삭이나 연마 같은 마무리 작업을 어렵게 만든

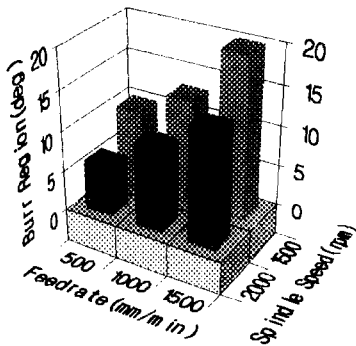
다. 따라서 일단 발생된 버는 반드시 제거되어야 하며 가능하면 거스르미의 발생이 방지되거나 허용 가능한 최소한의 크기로 생성되는 것이 바람직할 것이다.

Figure 16-(b)는 정상적인 절삭이 발생할 때의 가공면(B영역)과 문지름 현상발생시의 가공면(A영역)을 보여주고 있다. 전체적으로 진행방향과 절삭날의 이탈방향으로 재료의 이탈이 일어나는 것으로 보아 볼 엔드밀의 경우에는 이탈 거스르미(exit burr)와 측면 거스르미(side burr)의 발생이 두드러짐을 알 수 있다.

한편 거스르미의 발생은 절삭속도이외에도 이송의 크기에 큰 영향을 받는 것으로 관찰되었다.



(a) downward machining



(b) upward machining

Fig. 17 Burr against feed direction

Figure 17은 상방향절삭과 하방향절삭시 절삭속도와 이송속도를 변화시켰을 때의 거스르미가 관찰되는 영역의 각도를 중립선으로부터 측정한 결과를 보여주고 있다. 그림으로부터 상방향절삭보다는 하방향절삭이 보다 좁은 영역에 거스르미를 발생시킴을 알 수가 있으며 또한 절삭속도가 빠르고 이송이 느릴수록 거스르미의 발생영역은 감소하게 됨을 알 수 있다.

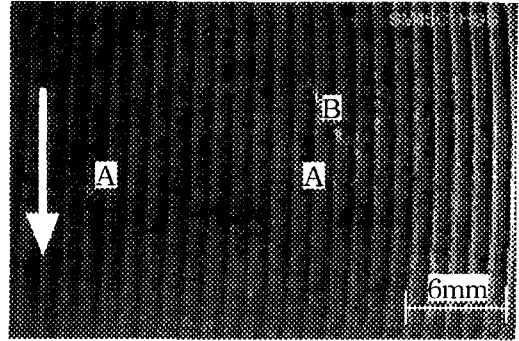


Fig. 18 Scratching phenomena result from second cutting of chip

(4) 하방향절삭시의 칩에 의한 재절삭 현상

한편 Fig. 15의 D영역은 문지름현상의 발생은 적으나 상방향절삭과는 달리 가공면에 긁힌 성상이 많이 발생해 있음을 볼 수 있다. Fig. 18은 이러한 가공면을 확대하여 본 것이다. A영역처럼 국부적인 긁힘현상이 발생하거나 B영역처럼 긁힘현상이 넓은 범위에 걸쳐 발생하는 경우도 있다. 볼 엔드밀의 하방향가공의 경우에는 칩 포켓이 상대적으로 작아지므로 칩의 배출이 원활하지 않아 가공면에 긁힘 현상이 발생한다. 특히 절삭칩은 소성경화를 통해 모재보다 단단해지는 경향이 있으므로 하방향절삭시에는 칩에 의한 재절삭을 주의해야 한다. 일반적으로 습식절삭을 수행하면 칩의 배출이 원활해지고 칩에 의한 재절삭도 크게 감소시킨다고 알려져 있다.

(5) 하방향절삭시의 채터 발생

하방향절삭의 경우에는 상방향절삭과는 달리 절삭력의 방향이 공구축과 이루는 각이 상대적으로 작으므로 절삭력에 의한 공구변형이나 채터현상 등에 대하여 비교적 영향이 작은 편이다.

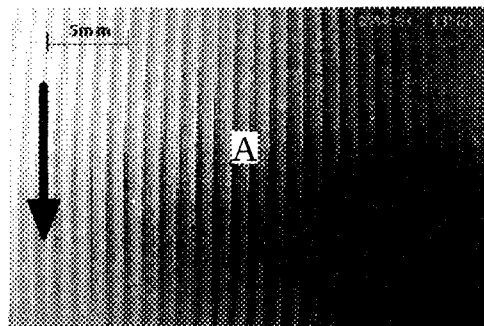


Fig. 19 Stable cutting at downward machining

Figure 19는 정상적인 하방향절삭시의 가공면으로 150° 근방의 가공면을 보여주고 있다. 유사한 위상을 가지는 Figure 13과 비교하여 스켈럽이 고른 형상을 나타내고 있는 것으로 보아 비교적 정상적인 절삭이 수행되고 있음을 알 수 있다. 따라서 깊은 포켓이나 높은 측벽을 가공할 때에는 하방향 절삭이 상방향절삭에 비하여 유리함을 알 수가 있다.

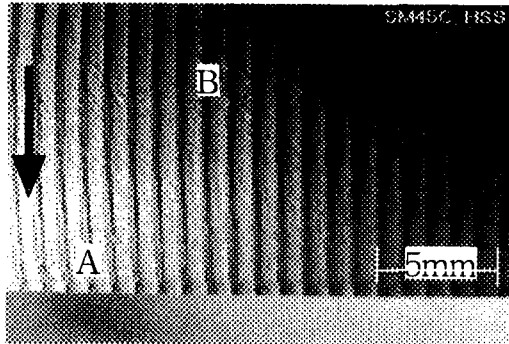


Fig. 20 Machined surface at exit area

(6) 공구이탈시의 가공면특성

Figure 20은 하방향절삭시에 공구이탈 부위의 가공면을 보여주고 있다. 가공면의 기울기가 90°에 근접하면 절삭력의 방향과 공구축의 방향이 이루는 각도가 점점 커지게 되고 하방향절삭이라도 불안정한 거동을 보이게 된다. 그림의 B 영역을 보면 절삭계의 불안정으로 스켈럽의 성상이 왜곡되어 있음을 알 수 있다. 그러나 상방향절삭과는 달리 공구와 공작물의 접촉영역이 반구부로부터 원통부로 천이되더라도 절삭계의 큰 변화는 발생하지 않는 것으로 관찰되었다. 한편 A영역의 경우와 같은 가공면 변화는 대부분의 절삭날이 공작물을 이탈할 때의 절삭력의 급격한 변화로 절삭계가 불안정해짐으로써 발생하는 현상으로 생각된다.

4. 결 론

- 1) 가공기울기에 대한 절삭속도를 예측함으로써 가공면의 형상에 따른 거스르미의 형성여부를 예측할 수가 있게 된다. 본 연구의 결과에 의하면 SM45C의 고속도강 절삭에서는 최대절삭속도가 40mm/min 이상인 경우에는 전반적으로 거스르미가 적은 안정된 절삭을 수행하였다.
- 2) 형상중첩법에 의한 표면거칠기를 정확하게 예측함으로써 요구되는 표면거칠기를 획득할 수 있

는 최대이송속도를 결정할 수 있게 된다.

- 3) 자유곡면상에서의 예측된 절삭력이 실험값과 크기와 형태에 있어 비교적 잘 일치함을 알 수 있으며 이를 이용하면 절삭력을 조절하는 off-line 적응제어가 가능해진다.
- 4) 가공면의 특성고찰결과 경사면의 기울기가 커지면 하방향절삭이 상방향절삭에 비하여 정적, 동적으로 안정하므로 유리하고 반면에 경사면의 기울기가 작아지면 문지름현상은 상방향에서 먼저 발생하지만 하방향의 경우 칩에 의한 재절삭이 발생하므로 주의하여야 한다.
- 5) 절삭속도가 저하로 인한 거스르미의 발생 관찰결과 절삭속도가 낮을수록, 이송속도가 커질수록 전반적인 거스르미의 형성 영역이 넓어지는 경향을 보였다.

후 기

본 논문은 강원대학교 1996년도 강원대학교 기성회 지원으로 연구된 결과의 일부입니다.

참 고 문 헌

1. 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
2. A. Sabberwal, "Cutting forces in down milling," Int. J. Mach. Tool Design Research, Vol. 23, 1983
3. A. Ber, "A Method for Cutting Force Evaluation of End Mills," Annals of CIRP, Vol.37, No.1, pp37-40, 1988
4. M. E. Martellotti, "An analysis of the milling process," Trans. ASME 63, pp677-700, 1941
5. 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
6. W. A. Kline, R. E. DeVor and I. A. Shareef, "The Prediction of Surface Accuracy in End Milling," J. of Eng. for Industry, Vol. 104, pp272-278, 1982
7. Y. Fujii and H. Iwabe, "Relation between Cutting Force Curve and Working Accuracy with Ball-Nose End Mills," JSPE, Vol. 48, No. 5, pp. 105-110, 1982

8. M. Yang and H. Park, "The Prediction of Cutting Forces in Ball-end Milling," *Int. J of Mach. Tools Manufact.*, Vol. 31, pp.45-54, 1991
9. J. Tlustý, "Dynamics of High-speed Milling," *J. of Eng. For Industry*, Vol. 108, pp59-67, 1986
10. S. Smith and J. Tlustý, "Update on High-speed Milling Dynamics," *J. of Eng. For Industry*, Vol. 112, pp142-149, 1990
11. E. Budak and Y. Altintas, "
12. T. Kishinami et al., "A Theoretical Analysis of Cutting Speed Components on the Rake Face of Circular Cutting Edge Ball End Mill," *J of JSPE*, Vol. 46, pp.115-122, 1980
13. 박천경, 맹희영, "원추팁 볼 엔드밀의 3차원곡면 절삭력계에 관한 연구", *대한기계학회논문집*, 제 9 권, 제 4 호, pp.440-451, 1985
14. 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
15. 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
16. 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
17. 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
18. 김규만, 조필주, 김병희, 주종남, "Z map을 이용한 임의의 절삭영역에서 볼 엔드밀의 절삭력 예측", *한국정밀공학학회논문집*, 14권, 3호, pp.57-65, 1997,
19. 조현덕, "자유곡면을 위한 5축 정밀가공에 관한 연구", *박사학위논문*, 한국과학기술원, 1993
20. 김병희, 주종남, "3축머시닝센터와 치구를 이용한 금형의 정밀가공시의 특성해석" *한국정밀공학학회논문집*, 12권, 3호, pp119-129, 1995