

(論 文)

# 볼 엔드밀 공구에 의한 코너가공과 일정한 최대 수평합력을 위한 이송속도 결정

조현덕\* · 양민양\*

(1991년 5월 2일 접수)

## Cornering and Feed-Rate Determination for Constant Max. Resultant Cutting Force with Ball-End Mill

H.D. Cho and M.Y. Yang

**Key Words :** Ball-End Mill(볼 엔드밀), Cornering(코너가공), Machining(기계가공), Machining Error(가공오차), Cutting Force(절삭력), Max-Resultant Force(최대 수평합력)

### Abstract

In die/mold and aerospace industries, end mill has been used many. For more fine machining, many papers have studied on prediction of cutting force or determination of cutting condition in accordance with cutting mechanism with end mill. Specially, papers have studied on coner cut for the solution of a difficulties in machining process due to increase of chip thickness along machining length. Now, due to the development of CNC machining centers and automatic programming software, ball end mill have been the most widely used in machining process with sculptured surfaces. But ball end milling is difficult to represent cutting mechanism. Hence, in this study, cutting force is predicted in conering with ball end mill and feed rate is determined about flexible tool for constraining maximum resultant force to constant value. And this study may apply to determination of feed rate for short cutting time because of waste of much machining time in cutting die/mold.

### 1. 서 론

금형가공에는 절삭력이 급격히 증가하는 부분이 많으며 이러한 경우에는 가공정밀도가 낮아져 제품의 질이 떨어진다. 특히 자유곡면을 포함하는 금형 제품에는 볼 엔드밀 공구를 사용하여 전부를 가공하고 요즈음은 최종 마무리 가공까지 볼 엔드밀 공구를 사용하는 경우가 많은데, 볼 엔드밀의 특성상 처짐(deflection)이 가공기구(cutting mechanism)

에 큰 영향을 미치므로 가공특성의 연구가 절실히 필요하다. 절삭력이 갑자기 변하는 부분은 급변에 따라 여러종류가 있으나 코너가공이 대표적인 예라고 할 수 있다<sup>(2)</sup>. 코너가공에서는 가공형태가 크게 변하므로 절삭력이 급격히 증가하게 되어 chatter, 공구마멸, 공구의 휨(deflection) 등이 발생하여 동작물의 정밀도를 저하시키게 되는데, 볼 엔드밀 공구는 절삭력학 특성이 복잡하고 공구와 기계의 정적, 동적 영향에 의한 가공오차는 절삭력에 주로 기인한다. 그래서 절삭력을 정확히

\* 정회원, 한국과학기술원 생산공학과

예측하면 절삭조건을 알맞게 선정하여 여러가지 가공오차를 방지할 수 있다. 그래서 본 연구에서는 볼 엔드밀 공구를 사용한 코너가공에서 절삭력을 예측하고, 가공중 공구의 회전주기에 대한 최대 수평합력(max. resultant force)을 일정하게 유지시키는 모델을 개발하고, 코너가공에 적용한다.

또 금형가공에는 절삭시간을 많이 소요하여 생산성이 떨어지게 하는 주요한 원인이 되기 때문에 최대 수평합력을 황삭가공에 적합하도록 설정하면 본 연구의 결과로 이송속도를 결정할 수 있다<sup>(9)</sup>.

본 연구에서의 절삭력의 예측은 공구가 강성체(rigid)인 것으로 간주하며, 공구날을 미소한 요소로 나누어 각각의 미소요소에 대하여 2차원 절삭 데이터를 이용한 3차원 절삭해석(orthogonal cutting)을 한 국부 좌표계(local coordinates)에 대한 절삭력을 절대 좌표계(global coordinates)로 좌표 변환하여 모든 미소요소의 절삭력을 중첩함으로써 계산하였다<sup>(1)</sup>.

공구의 회전주기에 대한 최대 수평합력을 제한시키는 모델에서는 실제 기계가공에서 가공오차는 최대 수평합력에 크게 영향을 받기 때문에 최대 수평합력이 발생하는 회전각에서의 비강성체로의 해석은 칩두께(chip thickness)의 변화를 가져오므로 강성체로의 절삭력 모델을 이송비(feed rate)의 변화로서 적용할 수 있기 때문에 해석이 용이하다. 특히 볼 엔드밀링에서는 가공현상의 복잡성으로 비강성체로서의 정확한 절삭기구모사로의 절삭력계산은 시간이 많이 걸리고, 많은 현상들이 복합적으로 가공에 영향을 미치기 때문에 정확한 묘사의 어려움이 있어 본 연구의 절삭력 예측결과를 이용하여 계산시간을 줄여 실제 금형의 가공에 쉽게 적용할 수 있도록 하는데 초점을 맞췄다.

## 2. 절삭력 계산

볼 엔드밀에서의 절삭력 계산은 대체로 실험에 의한 결과와 일치하고, 볼 엔드밀의 기하학적 특성으로 가공의 접촉상태에 따라 절삭력을 용이하게 계산할 수 있는 평면 절삭날을 갖는 볼 엔드밀에 대하여 미소날의 2차원 절삭 데이터를 사용하여 구한 절삭력을 좌표변환한 결과를 중첩하는 방법을 선택하였다. 절삭력 예측의 기본적인 원리는 참고 문헌<sup>(1)</sup>에 상세하게 설명되어 있으므로 본 연구에 편리하게 적용하기 위하여 변화된 부분을 위주로

다음과 같이 간략히 요약할 수 있다.

볼 엔드밀의 좌표는 Fig. 1과 같으며 여기서 XYZ 좌표는 고정좌표로서 Y축이 피이드(feed) 방향이며, xyz 및 abc 좌표는 국부(local)좌표로서, xyz에서 y축은 절삭속도 방향이고 z축은 Z방향과 같으며, abc에서 b축은 절삭속도 방향이고 a축은 T방향이 된다.

피가공물 S45C에 대한 2차원 절삭 데이터는 실험에 의하여 다음과 같으며

$$\phi = 106.7 (Vf_e)^{0.5} + 0.375\alpha + 13.64$$

$$\tau_s = 1,586 (Vf_e)^{-0.25} + 67.703$$

$$\omega = 48.4 (Vf_e)^{0.125} + 28.586$$

여기서  $\phi$  : 전단각( $^\circ$ )  $\tau_s$  : 전단응력(kgf/mm<sup>2</sup>)  $\omega = \beta + \phi - \alpha$ ( $^\circ$ )이다. 그리고 미소날  $\Delta x, \Delta y, \Delta z$ 는 다음과 같다.

$$\Delta x = R \cos\theta \Delta\theta, \Delta y = R \sin\theta \Delta\theta,$$

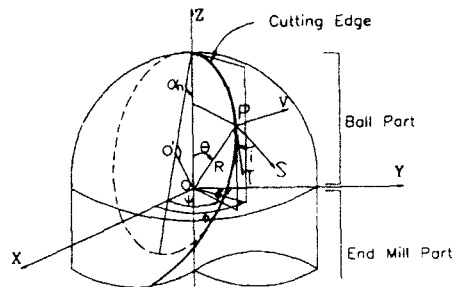
$$\Delta z = -R \sin\theta \Delta\theta$$

여기서  $\theta$ 는 Fig. 1에서와 같으며,  $\phi''$ 는 절삭날의 XY평면에서의 투영에 대한 비틀림각이 되며 다음과 같이 표현된다.

$$\cos\phi'' = \frac{\sin\theta'}{[(1 - \cos\theta')(1 + \cos\theta') + \sin^2\alpha_n(1 - \cos\theta')]^{0.5}}$$

여기서  $\theta' = 2\sin^{-1}(\sin(\theta/2)/\cos\alpha_n)$ 이다.

따라서 미소 요소의 절대 좌표축이 X와 이루는 회전각  $\psi$ 는 다음과 같다.



T : Tangential Vector at P  
S : Orthogonal Vector to V in V-T Plane

Fig. 1 Geometry of plane rake faced ball end mill

$$\phi = \phi - \phi''$$

i(inclination angle)와 절삭날의 유효경사각  $\alpha_e$ 는

$$\begin{aligned} \tan(i) &= \frac{\Delta y}{(\Delta x^2 + \Delta y^2)^{0.5}} \cdot \sin(\alpha_e) \\ &= \sin^2(i) + \cos^2(i) \sin(\alpha_e) \end{aligned}$$

이며, 미소 요소에 작용하는 절삭력의 합은

$$\Delta F_r = \frac{-r_s \Delta A_c}{\sin(\phi) \cos(\phi + \beta - \alpha_e)}$$

으로 여기서

$$\begin{aligned} \Delta A_c &= f_e d_e \\ d_e &= \Delta a \sin(\gamma), \Delta a = (\Delta x^2 + \Delta z^2)^{0.5} \end{aligned}$$

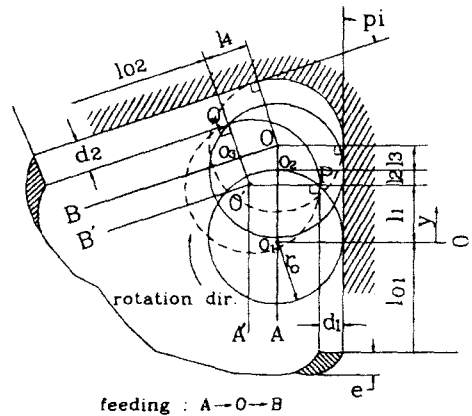


Fig. 2 Machining process description for corner machining

$l_1 = \sqrt{d_1(2r_0 - d_1)} - \text{sgn}2(\pi) l_2$ $l_2 = \text{sgn}(\pi) \left[ r_0 \sin(\pi) - \sqrt{r_0^2 \sin^2(\pi) - d_1^2 - 2d_1 r_0 \cos(\pi)} \right]$ $l_3 = d_1 \cot(\pi) + d_2 \text{cosec}(\pi) - \text{sgn}1(\pi) l_2$ $l_4 = d_2 \cot(\pi) + d_1 \text{cosec}(\pi) \quad r_0 = \sqrt{e(2R - e)}$ <p>e: d.o.c. in axial dir. R: radius of ball-end mill tool</p>		$\text{sgn}(\pi) = \begin{cases} 1 & \text{at } \pi \leq 90^\circ + \sin^{-1}(d_1/2r_0) \\ -1 & \text{at } \pi > 90^\circ + \sin^{-1}(d_1/2r_0) \end{cases}$ $\text{sgn}1(\pi) = \begin{cases} 1 & \text{at } \pi \leq 90^\circ + \sin^{-1}(d_1/2r_0) \\ 0 & \text{at } \pi > 90^\circ + \sin^{-1}(d_1/2r_0) \end{cases}$ $\text{sgn}2(\pi) = \begin{cases} 0 & \text{at } \pi \leq 90^\circ + \sin^{-1}(d_1/2r_0) \\ 1 & \text{at } \pi > 90^\circ + \sin^{-1}(d_1/2r_0) \end{cases}$	
(1) $0 \leq y < l_1$	(2) $l_1 \leq y < l_1 + l_2$	(3) $l_1 + l_2 \leq y < l_1 + l_2 + l_3$	(4) $l_1 + l_2 + l_3 \leq y < l_1 + l_2 + l_3 + l_4$
$r_0' = \frac{d_1^2 + (l_1 - y)^2}{2d_1}$	$a = \frac{d_1^2 + (l_1 - y)^2}{2d_1}$ $b = r_0 \cos(\cos^{-1}u - \tan^{-1}v)$ $u = \frac{\sqrt{d_1^2 + (l_1 - y)^2}}{2r_0} \quad v = (y - l_1) / d_1$ $r_0'' = \frac{d_1^2 + (l_1 + l_2 - y)^2}{2d_1}$ $r_0''' = \frac{1}{2} \left  \frac{d_1^2 + (l_1 + l_2 - y)^2}{(l_1 + l_2 - y) \sin(\pi) - d_1 \cos(\pi)} \right $		$r_1 = (l_1 + l_2 + l_3 - y) [\cos(\pi) - 1] / \sin(\pi)$ $r_2 = \sqrt{x_0^2 + y_0^2}$ $r_3 = \sqrt{(d_2^2 - l_2^2)^2 / 4d_2^2 + l_2^2}$ <p>where <math>x_0, y_0</math></p> $\sqrt{x_0^2 + y_0^2} = \sqrt{(d_2 - x_0)^2 + (l_2 - y_0)^2}$ $= \sin(\pi)  x_0 \tan(90^\circ - \pi) - y_0 + (l_2 - l_4) $ $l_y = l_1 + l_2 + l_3 + l_4 - y$

Fig. 3 Dimensions and contact region between cutting edge and workpiece along machining length

$$f_e = \frac{f_m \sin(\psi) \sin(\xi)}{\sin(\gamma)}$$

$$\cos(\gamma) = \frac{\sin(i)\cos(i)[1 - \sin(\alpha_n)]}{\cos(\alpha_n)}$$

$$\tan \xi = \Delta z / \Delta x \text{이다.}$$

$$\begin{bmatrix} \cos(\xi) & 0 & -\sin(\xi) \\ 0 & 1 & 0 \\ \sin(\xi) & 0 & \cos(\xi) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta F_a \\ \Delta F_b \\ \Delta F_c \end{bmatrix} \quad (1)$$

a,b,c 방향의 분력은 다음과 같이 되고 좌표변환에 의하여 절대 좌표계에 의한 미소 요소에 작용하는 분력  $\Delta F_x, \Delta F_y, \Delta F_z$ 이 나온다.

$$\Delta F_a = \Delta F_r \sin(\beta - \alpha_e) \cos(\gamma)$$

$$\Delta F_b = \Delta F_r \cos(\beta - \alpha_e)$$

$$\Delta F_c = \Delta F_r \sin(\beta - \alpha_e) \sin(\gamma)$$

$$\begin{bmatrix} \Delta F_x \\ \Delta F_y \\ \Delta F_z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos(\psi) & -\sin(\psi) & 0 \\ \sin(\psi) & \cos(\psi) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

따라서 절삭력은 가공영역이 묘사되면 식(1)과 같이 각각의 미소절삭날 절삭력의 합으로 나타난다.

### 2.1 코너 가공에의 적용

볼 엔드밀 공구를 사용한 금형가공에서는 최종 마무리가공(finishing cutting)에 사용되는 공구와 픽피이드(pick feed) 방향으로 전 단계의 공구치경이 주로 같으므로, 코너가공은 Fig. 2와 같이 앞 단계의 가공이 볼 엔드밀에 의한 가공으로 라운딩(rounding) 반경은 공구반경과 같게 되며, 공구날

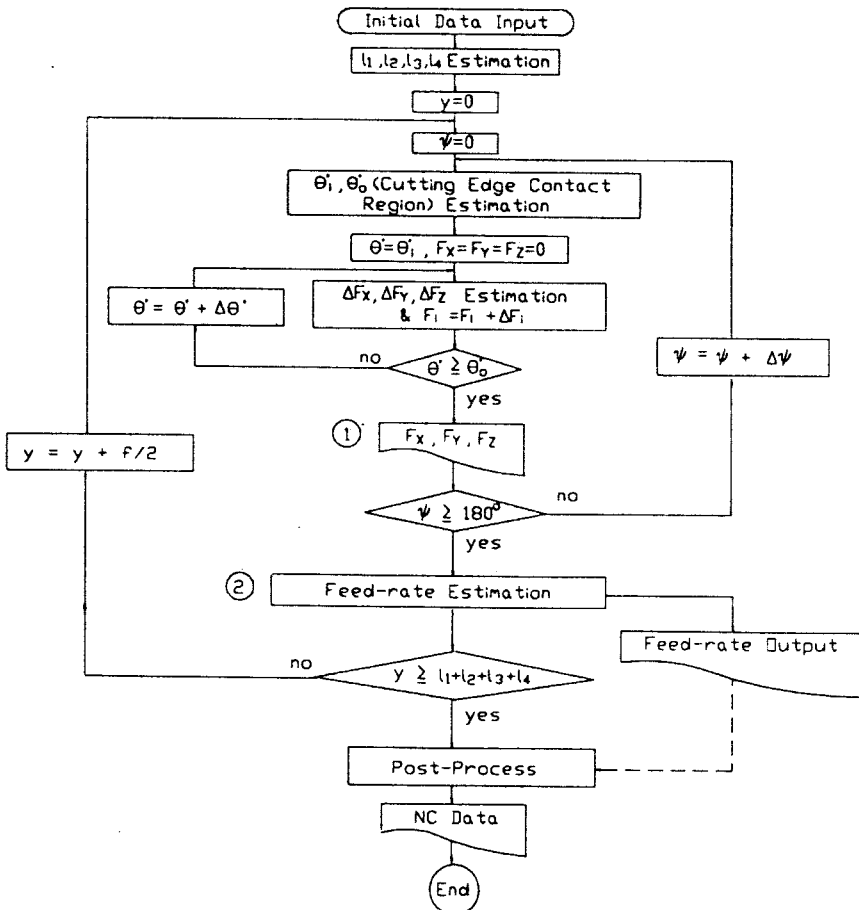


Fig. 4 Flow-chart of cutting model

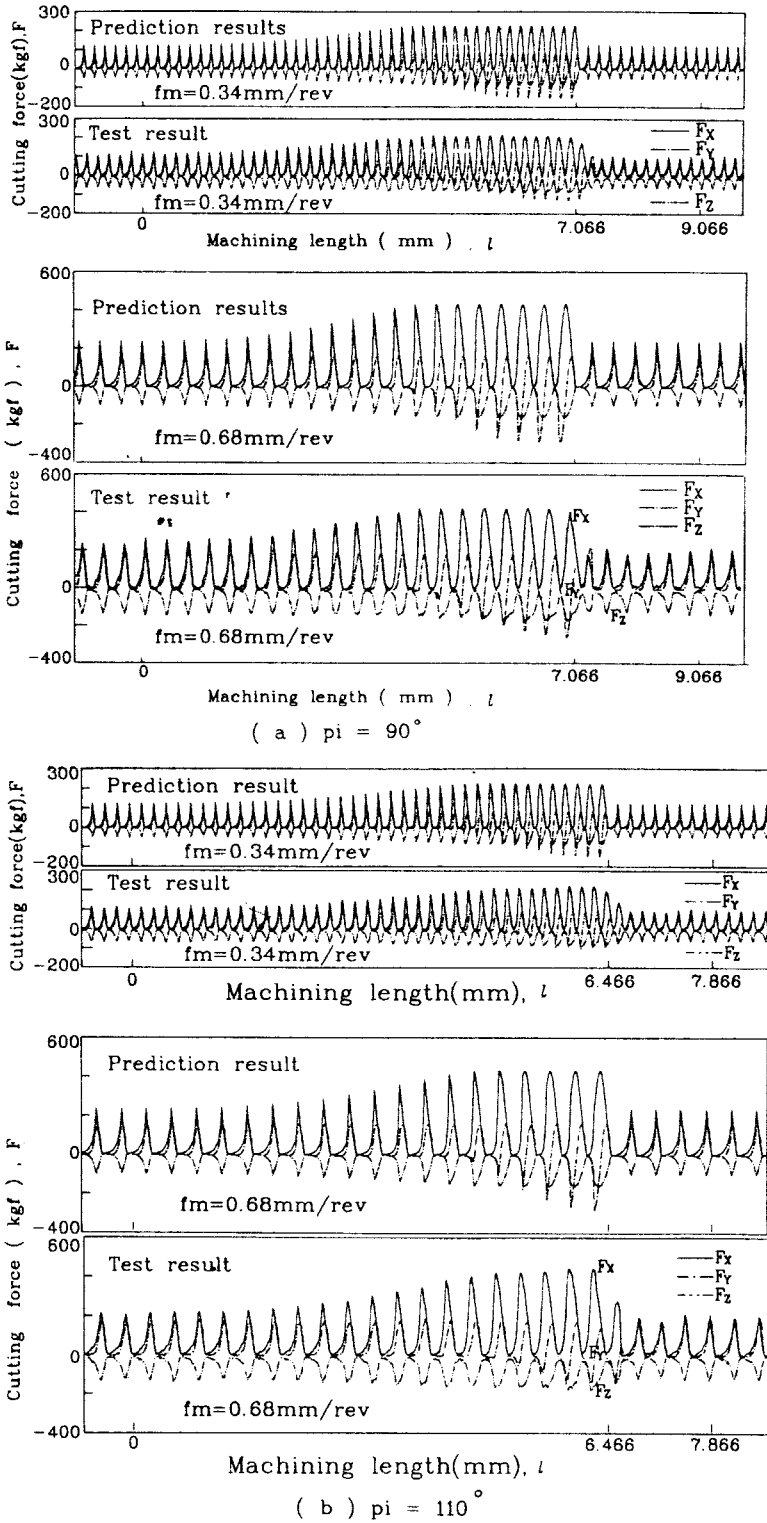


Fig. 5 Cutting forces about prediction and test results

과 공작물의 접촉형상에 따라 코너가공의 진행거리를  $l_1, l_2, l_3, l_4$ 로 나눌 수 있으며  $\pi$ 에 따라 접촉형상 묘사와 길이가 달라지며,  $\pi$ 가  $90^\circ + \sin^{-1}(d_1/2r_0)$ 를 기준으로 크게 나누어 진다. 이 기준 각도의 산출은 Fig. 2의 기하학적 형상을 통하여 코너부분의 가공진행 거리에 따른 가공영역을 이해하므로써 설명을 대신할 수 있다.

코너가공의 시작점에서부터 공구중심의 진행거리를  $y$ 라고 하면,  $y$ 의 크기에 따른 절삭날과 공작물의 접촉부와 치수들은 Fig. 3과 같다.

Fig. 3에서  $l_1$ 은 가공에 참여하는 최대반경을 갖는 원주( $r_0$ )가 전공전의 같은 원주의 라운딩 부분의 시작점 P와 만날때 공구중심  $O_1$ 에서  $l_2$ 의 시작 위치까지가 된다.  $l_2$ 는  $\pi$ 가  $90^\circ + \sin^{-1}(d_1/2r_0)$ 보다 작을때는 가공전 라운딩의 중심점 O'점이 시작점이 되고 클때는 끝점이 되며, 다른 하나의 결정점은 가공에 참여하는 공구의 최대반경을 갖는 원주가 가공전의 같은 반경을 갖는 라운딩이 끝나는 지점 Q와 만날때의 공구의 중심이 된다. 즉  $l_2$ 는  $\pi$ 의 기준각에 따라 O'를 지나는 선의 아래 또는 위에 놓이게 된다.  $l_3$ 는  $l_2$ 가 끝나는 위치에서 피이드  $d_2$ 가 될때까지의 거리이다.  $l_4$ 는  $l_3$ 가 끝나는 위치에서 코너가공이 끝나는 위치까지이다.

Fig. 3의 A는 코너진입전의 공작물 표면과 공구 날이 만나는 접촉부의 경계를 나타내고, B는 가공전 코너의 라운딩 부분의 중심과 공구중심의 수직 이등분선이 되며, C는 공구날과 Fig. 2의  $l_{02}$ 가 이루는 곡면과의 경계가 되고, D는 피이드 방향이 바뀐후 공구중심과 Fig. 2의  $O_2A$ 와 같은 거리에 있는 위치가 된다.

코너가공의 시작점에서는 Fig. 3(1)의 B가 생기고 가공이 진행되면 B는 커지고 A는 작아지면서 접촉영역은 커지며, 이 형태의 가공이 끝나면 연속해서 Fig. 3(2)와 같은 형태가 나타나는데  $y=l_1$ ,  $\pi > \pi_0$ 일때 C가 생기기 시작하여 점점 커지고 B는 A위치로 이동하며 A는 작아진다.  $y=l_1+l_2$ ,  $\pi \leq \pi_0$ 일때는 C가 생기기 시작하고  $\pi > \pi_0$ 일때는 A가 없어진 직후가 된다. 피이드 방향이 바뀐후는 Fig. 3(4)가 되고  $y$ 의 증가에 따라 C는 커지고 D, B의 순서로 사라진다.

2.2 절삭력예측의 실험적 검증

절삭날과 공작물의 접촉부가 묘사되면 코너가공 진행거리에 따라 Fig. 4와 같이 절삭력을 예측할

수 있는데, 공구 1/2회전 주기에 따라 반복하면서 전체 가공거리에 대하여 계산한다. 여기서 ②부분은 다음에 나올 최대 수평합력(max. resultant force)을 일정하게 유지하기 위한 이송속도를 계산한다.

Fig. 5는 직경 16mm, 법선경사각(normal rake angle) 15°, 나선각(helix angle) 30°인 2날 HSS 볼 엔드밀 공구와 공작물 S45C, 회전속도 500rpm,  $d_1=d_2=2mm$ ,  $e=5mm$ , 건절삭(dry cutting) 조건을 사용하여  $\pi=90^\circ$ ,  $\pi=110^\circ$ 에서 이송속도 0.34, 0.68mm/rev에 대하여 계산과 실험결과를 표현한 것으로, 실험은 NC밀링머신, 공구동력계(ASTMH), 스트레인식 증폭기(low-pass filter 포함), A/D변환기, 퍼스널 컴퓨터를 순서대로 연결하여 데이터를 받았다.

Fig. 5로 예측한 절삭력은 실험과 잘 일치하며, 동일한 가공상태에 대하여 절삭력이 이송속도에 비례한다. 코너가공의 진행에 따라 절삭력은 평면직선가공의 회전주기에 대한 절삭력선도로 접근하게 되며, 칩두께의 증가로 최대 수평합력(max. resultant force)도 증가하게 된다.

3. 이송비(Feed Rate)의 결정

이송비의 결정은 가공오차를 감소시키고 황삭가공에서의 가공시간을 줄이기 위하여 지정된 최대 수평합력을 일정하게 유지하는 것에 기초를 둔다<sup>(2),(9)</sup>. 특히 포켓가공과 같은 코너에서의 절삭력의 증가는 오버컷(over cut)이나 언더컷(under cut)과 같은 가공오차를 크게 발생시키며 황삭가공에서의 적합하지 못한 가공조건은 생산성을 감소시키므로 절삭력을 제한할 필요가 있다<sup>(2)</sup>.

공구의 빠른 회전속도를 고려하면 회전주기에 대한 최대 수평력이 가공현상을 불안정하게 하는 주요한 요인이 된다. 볼 엔드밀 가공과 마찬가지로 주어진 가공상태에 대하여 최대 수평력( $F_{Rmax}$ )은 이송(feed)방향의 칩두께에 비례하는 특성이 있음을 실험과 계산결과로 쉽게 확인할 수 있다. (Fig. 9 참조)

$$F_{Rmax} = K_{Rmax} f_t \tag{2}$$

$F_{Rmax}$ : 회전주기에 대한  $(F_x^2 + F_y^2)^{1/2}$ 의 최대 수평합력

$K_{Rmax}$ : 비례상수,  $f_t$ : 피이드 방향의 칩두께 ( $f_t = f_m / \text{날수}$ ) (2)

식(2)는 공구가 강성체(rigid body)일 때 성립하며 본 연구의 미소날에 의한 알려진  $f_i$ 에 대하여  $F_{Rmax}$ 를 계산할 수 있으므로 주어진 가공상태에 대하여  $K_{Rmax} = F_{Rmax}/f_i$ 으로  $K_{Rmax}$ 를 구할 수 있다. 가공중 공구 및 기계를 강성체로 취급할 수 있고 단지 절삭력은 마멸에만 영향을 미쳐 마멸을 최소로 하는 적정 수평력( $F_{Ro}$ )을 유지하기 위한 이송비의 결정은  $f_m = 2F_{Ro}/K_{Rmax}$ 로 수정할 수 있다.

그러나 볼 앤드밀 공구의 처짐(deflection)이 절삭력에 의하여 크게 발생하므로 가공오차의 주요한 원인이 된다(2,3,4). 그래서 가공특성에 따라 공구의 처짐을 고려한 가공 주기에 대한 최대 수평력의 한계치를 지정할 필요가 있다.

3.1 공구의 처짐식 산출

볼 앤드밀은 비대칭 단면이 축방향에 대하여 꼬여 있는 형태이기 때문에 길이에 따라 단면 2차 모멘트가 달라지고 처짐도 단순한 식으로 유도되지 않는다. 그래서 많은 연구들은 실험에 의한 대칭 단면인 외팔보(cantilever) 처짐식에 상수를 곱하여 사용한다(2,3,4,5,7). 본 연구실예 셋팅된 비전시스템(vision system)으로 단면형상을 측정하여 단면 2차 모멘트를 계산하였으며, 축방향으로 미소요소로 나누고, 이 미소요소에 대하여 비대칭부의 처짐량과 경사각을 구하여 중첩하므로 전체처짐량을  $L=30mm, P=19.343kgf, E=23445kgf/mm^2, \phi 16mm,$

HSS공구에 대하여 구하면 Fig. 6과 같이 된다.

Fig. 6의  $\delta u, \delta v$ 는 힘의 작용방향에 대한 u,v방향의 처짐량을 계산한 것으로 비대칭단면인 볼 앤드밀일 경우 힘의 작용방향과 처짐방향이 반드시 일치하지 않고 작은 편차가 있음을 보여주며(7),  $\delta_{max}$ 은 최대 처짐량으로 정현파를 형성함을 알 수 있다.  $\delta$ 는 힘의 작용방향으로의 처짐량을 실험을 통하여 얻은 결과로  $\delta_{max}$ 와 잘 일치하는데, 이것은 힘의 작용방향  $\alpha_{force}$ 와 최대 처짐방향  $\alpha_{max}$ 의 차가 작기 때문이다. 만약 볼 앤드밀의 단면형상이 비틀어져 있지 않으면 최대 처짐방향은 힘의 작용방향과 큰 차이가 날 수 있다.

$\delta_{max}$ 의 최대 19.4 $\mu m$ , 최소 7.4 $\mu m$ 는 공구와 같은 직경인 원통의 처짐량  $\delta_{sym} = 2.3\mu m$ 보다 3.2~8.4배 크게 나타난다. 가공중 공구의 회전이 빠르고 단면형상의 길이에 대한 비틀림을 고려하면 공구의 처짐은 평균 처짐량이고 힘의 방향과 일치한다고 할 수 있다. 단면형상이 같고 직경이 다른 공구에 대해서는  $\phi 16mm$ 인 단면형상을 상사시켜 구할 수 있다. 따라서 평균처짐량을 공구직경의 대칭부에 대하여 표현하면 식(3)과 같이 상당 처짐계수(equivalent deflection coefficient)를 곱하면 된다.

$$\delta = K_d \frac{PL^3}{3EI}$$

$I$ : 대칭부의 단면 2차 모멘트 (3)

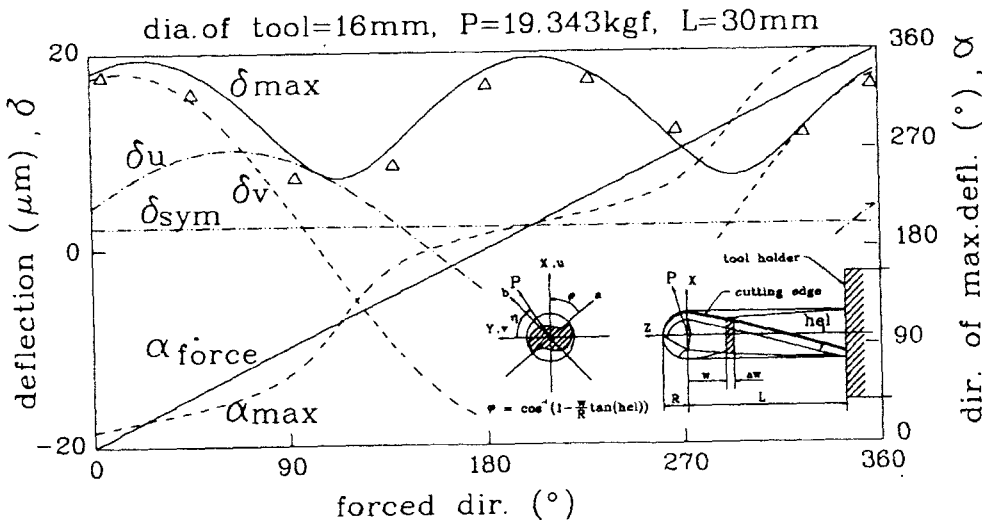


Fig. 6 Tool deflection of asymmetric analysis and test result

$K_d$ : 상당 처짐 계수

상당 처짐계수  $K_d$ 는 공구의 길이에 따라 다소 차이가 있으며 샹크(shank)부분이 포함될 경우에  $K_d$ 는 작아지나 처짐량은 커지며, 공구의 처짐에 의한 영향을 줄이기 위해서는 길이  $L$ 을 작게 해야 한다. 그러나 공구길이가 줄어들면 가공의 런아웃(runout)이 증가한다. Fig. 6의 조건으로 평균 처짐계수는 5.8이 된다.

### 3.2 이송비의 결정

코너가공의 계산 결과인 최대 수평력 220kgf에서의 평균처짐량은 약 0.147mm이며 주어진 이송방향의 칩두께  $f_r=0.17mm$ 와 비교할때 본 연구의 절삭조건에서 공구의 처짐이 가공에 미치는 영향은 매우 크다고 할 수 있다. 그러나 이 처짐량은 칩두께(depth of cut)의 변화량을 표현하는 것이 아니며 칩두께의 변화에 의한 최대 수평합력 발생위치에서의 공구처짐을 거시적으로 표현한 것이기 때문에 가공오차를 그대로 묘사하지는 못하지만 칩두께와 비교해볼 때 가공후의 정밀도에 큰영향을 미치며 강성체에 대한 절삭력모델의 실제 적용에 어려움이 있음을 알 수 있다.

실제 금형가공에 쉽게 적용할 수 있도록 빠른 회전속도를 고려하여 공구의 회전 주기에 대한 최대 수평합력을 일정하게 유지시키는 이송비를 결정하기 위해서는 최대 수평합력 발생위치의 칩두께(depth of cut)의 변화를 고려해야 하며, 이때 구해지는 처짐량은 가공후 공작물 표면의 형상오차가 아니라 최대 수평합력 발생위치에서의 힘의 방향에 대한 처짐량이 된다. 큰 처짐량은 가공현상을 예측하기 어렵게 하며 표면형상 오차도 증가시킨다. Fig. 7은 평면직선가공(plan: cutting)에서 공구에 작용하는 수평력의 방향과 크기를 나타낸 것이다. 수평력이 발생하는 모든 회전각에 대하여 처짐이 존재하며 미소증가된 회전각에서의 가공에 영향을 미친다. 그러나 회전에 따른 수평력의 변화가 연속적이므로 처짐에 의한 칩두께의 변화도 연속적으로 모든 위치에서 순간적으로 발생하기 때문에 가공기구(cutting mechanism)을 다음과 같이 묘사할 수 있다. 최대 수평력의 방향과 공구회전 위치는 강성체인 공구일때와 같고 가공중 처짐에 영향을 미치는 인자(factors)는 전단계 회전주기의 동일한 회전각에서의 처짐과 가공중 일어나는 처짐 현상자체이다.

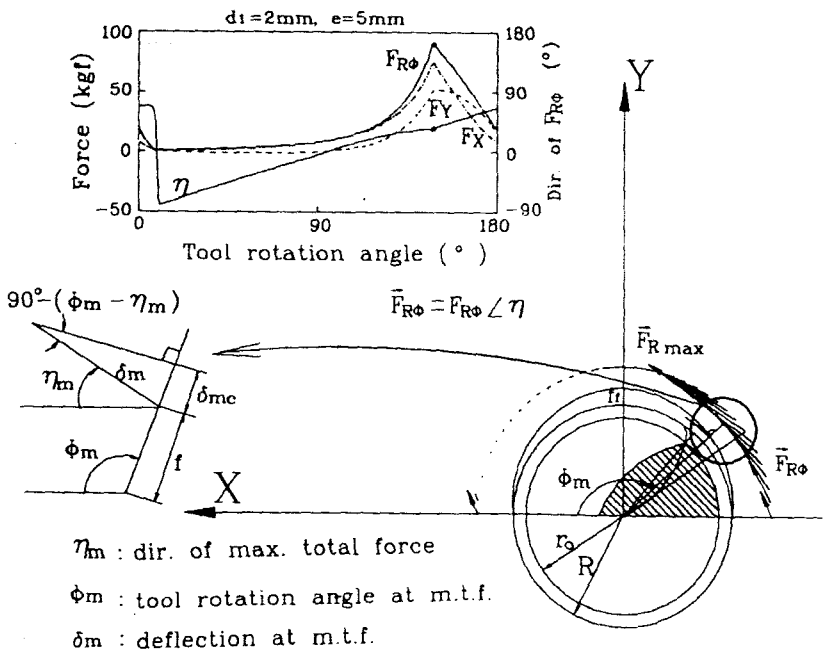


Fig. 7 Representation of force and deflection



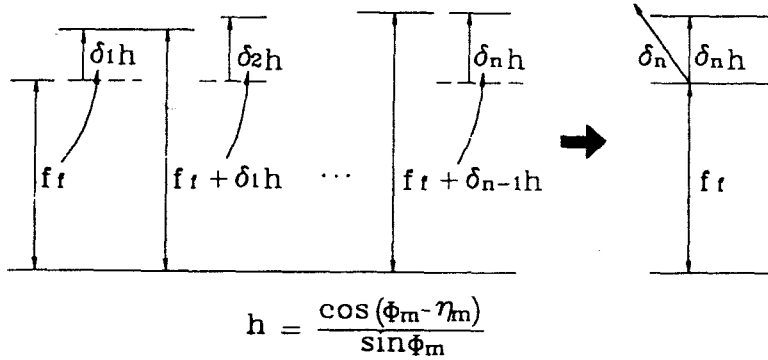


Fig. 8 Representation of chip thickness variation at iteration method

Fig. 7에서 가공이 시작될 때 최대 수평합력 발생위치  $\Phi_m$ 에서의 처짐은 식(2)를 식(3)에 대입하면 다음과 같다.

$$\delta_m = K_d \frac{L^3}{3EI} K_{Rmax} f_t = K f_t \quad (4)$$

가공위치에서의 칩두께가  $(f + \delta_{mc})$ 로 변하므로  $f_t$ 는  $(f_t + \delta_{mc}/\sin\Phi_m)$ 로 수정되며  $\delta_{mc}$ 는  $\delta_m \cos(\Phi_m - \eta_m)$ 이다. 가공에 참여하는 절삭날의 전체 비틀림각( $\phi_m''$ )를 고려하여  $\Phi_m$ 은 공구회전각에  $\phi_m''/2$ 를 뺀 중간값( $\Phi_m = \Phi_m - \phi_m''/2$ )으로 했다. 칩두께의 변화에 의하여 최대 수평력이 변하고 공구의 처짐량도 바뀌게 되며, Fig. 8과 같이 최종상태에서는 수렴하는 상태가 존재하게 된다. 따라서 반복수행법(iteration method)을 사용하기 위하여  $\delta_m$ 을 첫 번째 계산결과의  $\delta_1$ 이라고 하고  $n$ 번째 계산결과를  $\delta_n$ 이라고 하면 다음과 같은 관계가 성립한다.

$$\begin{aligned} \delta_2 &= K(f_t + \delta_1 \frac{\cos(\Phi_m - \eta_m)}{\sin\Phi_m}) \\ \delta_n &= K(f_t + \delta_{n-1} \frac{\cos(\Phi_m - \eta_m)}{\sin\Phi_m}) \\ &= Kf_t + K^2 \frac{\cos(\Phi_m - \eta_m)}{\sin\Phi_m} f_t \\ &\quad + K^3 \frac{\cos^2(\Phi_m - \eta_m)}{\sin^2\Phi_m} f_t \\ &\quad + \dots + K^n \frac{\cos^{n-1}(\Phi_m - \eta_m)}{\sin^{n-1}(\Phi_m)} f_t \end{aligned}$$

따라서 공구의 처짐은 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \delta_\infty &= \lim_{n \rightarrow \infty} \delta_n \\ &= \frac{K f_t \sin\Phi_m}{\sin\Phi_m - K \cos(\Phi_m - \eta_m)} \quad (5) \end{aligned}$$

가공이 되기 위해서는  $K \cos(\Phi_m - \eta_m)/\sin\Phi_m$ 의 크기가 1보다 작아야 하며, 1보다 크거나 같으면 가공이 되지 않거나 공구가 파손되는 현상이 일어남을 알 수 있다.

현재의 가공상태에서 칩두께는 바로 전단계 회전주기에서의 공구처짐( $\delta'_{\infty}$ )의 영향을 받기 때문에 이송방향의 칩두께  $f_t$ 는  $(f_t - \delta'_{\infty} \cos(\Phi_m - \eta_m'))/\sin\Phi_m$ 가 되어 식(5)는 다음과 같이 된다.

$$\delta_\infty = \frac{K f_t \sin\Phi_m - K \delta'_{\infty} \cos(\Phi_m - \eta_m')}{\sin\Phi_m - K \cos(\Phi_m - \eta_m)} \quad (6)$$

여기서  $\eta_m'$ 는 전단계 회전주기에서의 최대 수평력의 방향이며 위치차는 미소하므로 무시할 수 있고, 직선가공에서 정상상태(steady state)에 도달한 후에는  $\delta_\infty = \delta'_{\infty}$ ,  $\eta_m = \eta_m'$ 가 되어  $\delta_\infty = K f_t$ 이 성립된다. 따라서 모든 가공에서 최대 수평합력을 식(2)의  $f_t$ 에 회전주기 전단계의 처짐량과 현재의 처짐량을 고려하면 식(7)이 된다.

$$\begin{aligned} F_{Rmax} &= K_{Rmax}(f_t + \delta_\infty \frac{\cos(\Phi_m - \eta_m)}{\sin\Phi_m} \\ &\quad - \delta'_{\infty} \frac{\cos(\Phi_m - \eta_m')}{\sin\Phi_m}) \quad (7) \end{aligned}$$

최대 수평합력을 일정하게 유지하기 위해서는  $F_{Rmax}$ 에  $F_{Ro}$ 를 대입하여  $f_t$ 를 구하면  $f_m$ (feed rate)은 식(8)이 된다.

$$\begin{aligned} f_m &= \\ &= 2 \left[ \frac{F_{Ro} [\sin\Phi_m - K \cos(\Phi_m - \eta_m)] + K_{Rmax} \delta'_{\infty} \cos(\Phi_m - \eta_m')}{K_{Rmax} \sin\Phi_m} \right] \quad (8) \end{aligned}$$

가공거리에 따라 Fig. 4의 ②에 식(6)과 식(8)을 순차적으로 계산하면 코너가공에 대하여 최대 수평

합력을 일정하게 유지시키는 이송비를 구할 수 있으며, 직선부분의 가공에서는  $\delta_{\infty} = \delta'_{\infty} = Kf_i, \eta_m = \eta'_m$ 을 식(7)에 대입하면  $f_m = 2F_{Ro}/K_{Rmax}$ 이 되며 식(8)을 사용해도 같은 결과가 나온다.

4. 실험결과 및 고찰

주어진 절삭조건에 대하여 최대 수평합력(max. resultant cutting force)과 이송속도(feed rate)의 관계는 공구를 강성체(rigid body)로 취급할 때 식(2)와 같이 비례관계가 성립되며<sup>(2),(3)</sup>, 공구의 처짐을 고려한 절삭기구에서는 식(7)과 같은 관계로 비례하며, 비록 공구가 유연(flexible)하여 처짐을 고려해도 정상상태에 도달한 직선가공에서는 강성체와 같은 관계가 성립한다. 정상상태에 도달했을 때의 이송비와 최대 수평합력과의 관계를 피피이드  $d_1$ 에 대하여 계산과 실험으로 표현하면 Fig. 9과

같다. 따라서 본 연구에서 사용된 최대 수평합력과 이송비의 관계는 타당한 관계임을 알 수 있다.

Fig. 10은 정상상태인 직선가공에서 공구길이의 변화에 대하여 최대 수평합력의 관계를 나타낸 것으로 공구길이에 변화가 거의 없음을 알 수 있다. 이것은 식(7)에 의하여 정상상태의 직선가공에서는  $F_{Ro} = K_{Rmax}f_m$ 으로 공구의 처짐에 무관하고 주어진 절삭조건에 대하여 이송속도의 함수이기 때문으로 판단계 회전주기에서의 처짐량과 현재의 가공상태에서의 처짐량이 같고 힘의 작용방향도 같기 때문에 서로 상쇄되어 칩두께의 변화가 없어지기 때문이다.

직선가공의 정상상태에서는 최대 수평합력을 일정하게 유지하는 이송속도를 식(2)로 계산해도 되지만 가공진행거리에 따라 절삭력이 변하는 경우에는 식(2)에만 의존하는 것은 부족하며 공구휨을 고려한 이송속도의 결정이 필요하다. 가공에 따라 절

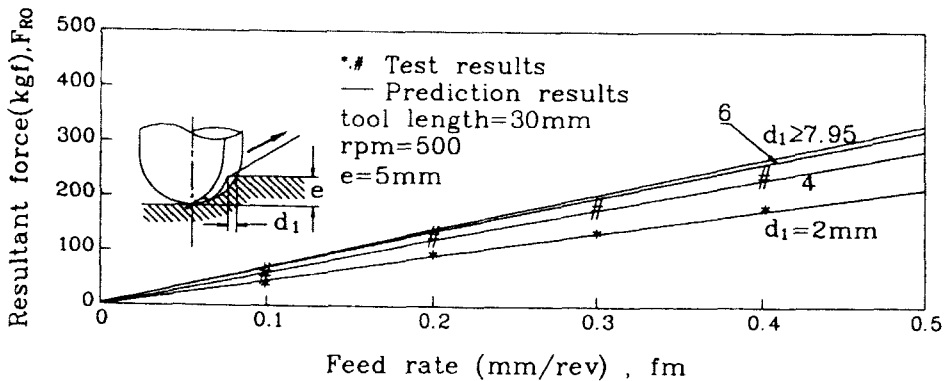


Fig. 9 Relation between feed rate( $f_m$ ) and max. resultant force( $F_{Ro}$ ) at the steady state of plane straight cutting

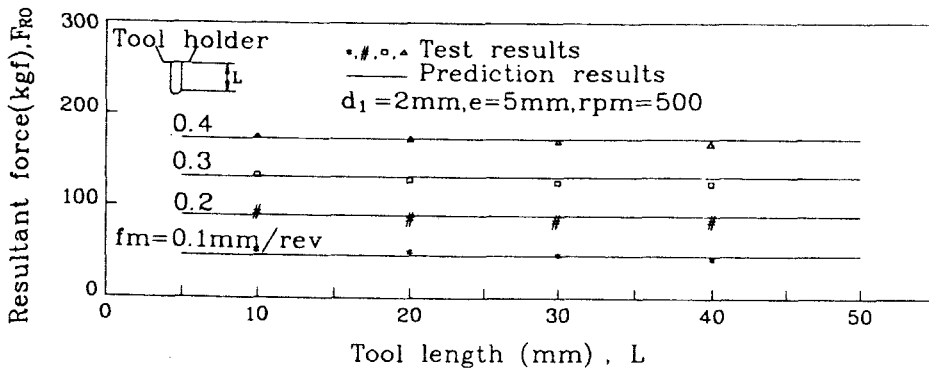


Fig. 10 Relation between max. resultant force and tool length at the steady state of plane straight cutting

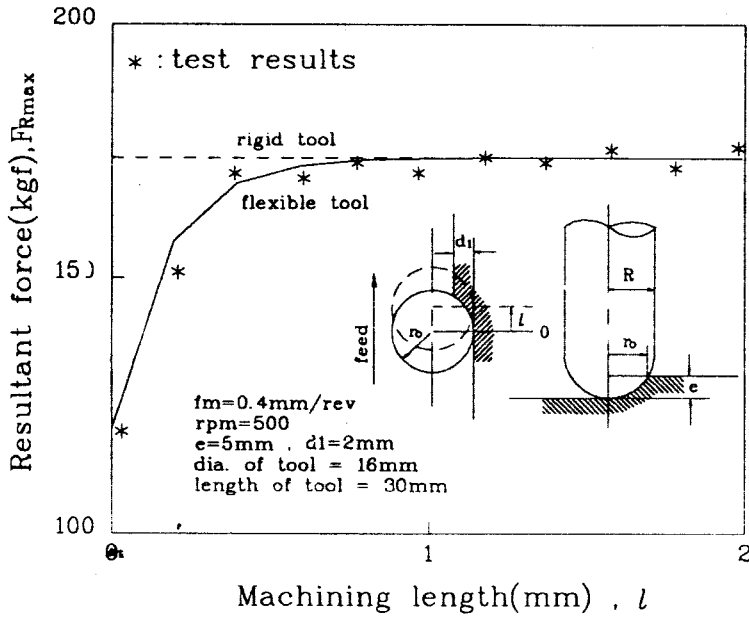


Fig. 11 Resultant forces of the transient state of plane straight cutting

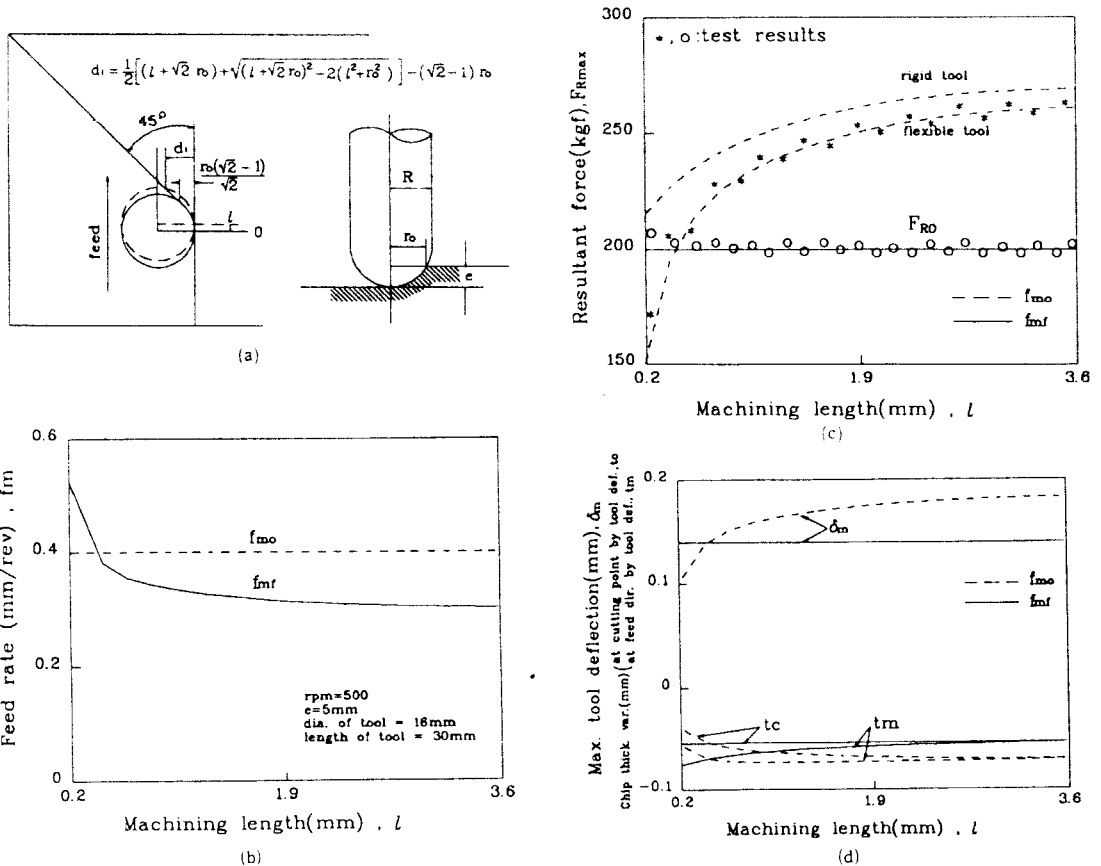


Fig. 12 Cutting state at continuous increment of  $d_1$

삭력이 변하는 예로서 직선가공에서 정상상태에도 달하기 전의 가공과 픽피드(pick feed)  $d_1$ 이 연속적으로 증가하는 가공에 대하여 강성체 공구와 유연성을 갖는 공구에 대하여 최대 수평합력을 비교해 보았다. Fig. 11과 Fig. 12에서 실제 절삭력은 유연성을 갖는 공구로 해석했을 때의 결과를 잘 따르고 있음을 알 수 있다. Fig. 11의 가공초기에 절삭력이 점점 증가하는 것은 공구힘에 의하여 칩두께가 작아졌기 때문으로 가공이 진행됨에 따라 전 단계의 힘에 의한 칩두께의 변화량과 현 가공상태의 칩두께 변화량이 점점 같아져 강성체인 공구와 같은 절삭력이 된다. Fig. 12는 (a)와 같은 가공을 할 때 최대 수평합력을 (b)의 이송속도  $f_{m0}$ 에 대하여 점선으로 표현하며, 최대 수평합력  $F_{R0}$ 를 200kgf로 일정하게 유지하기 위한 이송속도는 (b)

의  $f_{m1}$ 로 나타나며 (d)는  $f_{m0}$ 와  $f_{m1}$ 에 대하여 공구의 최대처짐  $\delta_m$ 과  $\delta_m$ 에 의한 피드 방향의 칩두께의 변화량  $t_m$ 과 가공위치에서의 칩두께의 변화량  $t_c$ 를 볼부분의 수평반경 R에 대하여 표현한 것이다.

Fig. 13은 Fig. 12에서  $f_{m0}$ 와  $f_{m1}$ 로 가공할 때 가공 출발점에서부터 동작물 표면을 확대율 약 50으로 측정한 것으로  $f_{m0}$ 일때 절삭력의 크기가 변하고 최대 수평합력이 발생하는 위치에서의 칩두께의 변화량이 가공거리에 따라 달라지므로 공구의 떨림등을 수반하여 최대 수평합력을 일정하게 유지시키는 표면보다 고르지 못함을 알 수 있다.

Fig. 14는 Fig. 4의 ②에서 식(6), (8)을 사용하여 최대 수평합력을  $F_{R0}$ (150kgf)로 일정하게 유지하는  $f_m$ 을 가공거리에 대하여 구한 새로운 이송속



( a )  $f_m = f_{m0}$



( b )  $f_m = f_{m1}$

Fig. 13 Workpiece surface photograph about feed rate  $f_{m0}$  and  $f_{m1}$

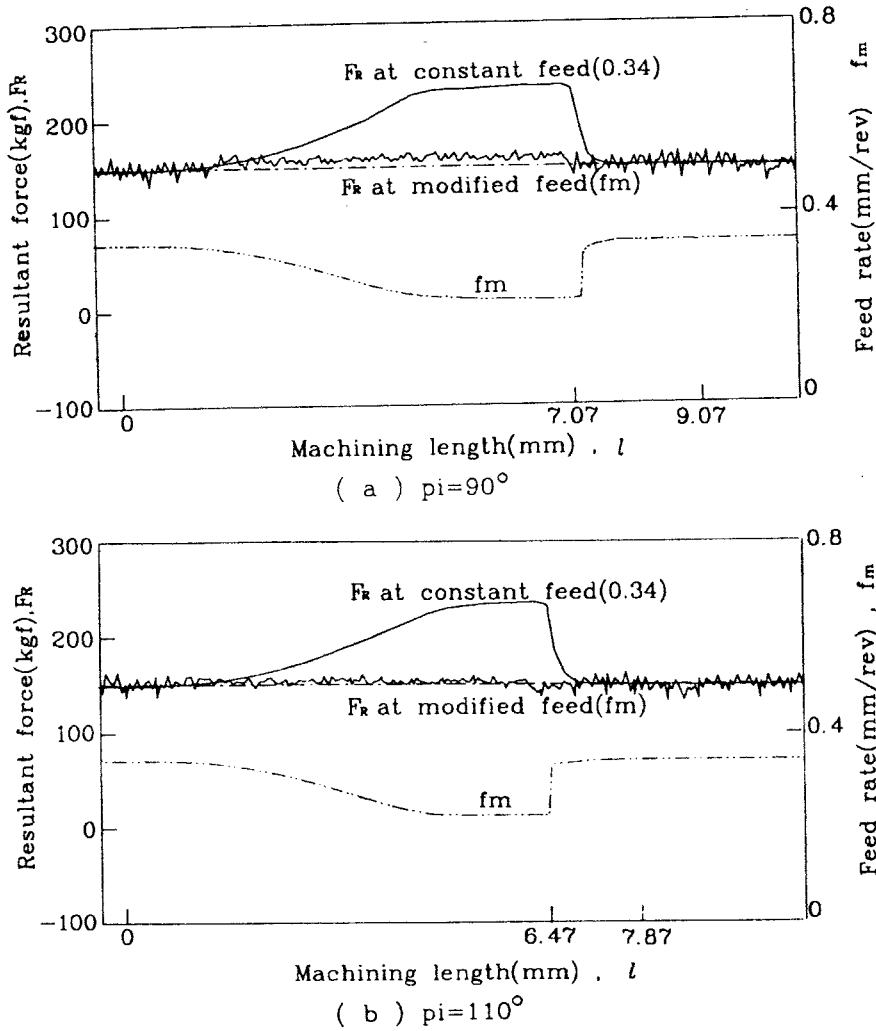


Fig. 14 Test results in cornering with modified feedrate

도로 코너가공을 하였을때 최대 수평합력을 측정 한 것이다. 따라서 최대 수평합력은 이론과 매우 잘 일치하므로 본 연구의 이송속도 결정은 절삭력의 변화가 큰 부분의 가공에 유용하게 사용될 수 있음을 알 수 있다.

금형가공에서는 생산제품의 형태에 따라 절삭력이 급속히 증가하는 부분이 존재하여 정밀가공에 많은 부정적인 영향을 끼친다. 또 황삭가공에서는 과도한 절삭력으로 공구 수명을 단축시켜 생산성을 떨어지게 하거나 너무 작은 절삭력이 발생하도록 절삭조건을 지정해주면 가공시간이 길어져 역시 생산성이 떨어진다<sup>(5,9)</sup>. 이러한 문제점을 해결하기 위하여 최대 수평합력을 최적으로 지정하면 생산성과

정밀도를 향상시킬 수 있다<sup>(2,9)</sup>.

일반적으로 모든 금형분야와 항공분야, 기타 기계가공에 관련된 분야에서는 볼 엔드밀 공구를 사용한 코너 가공을 하는 경우가 많으며, 특히 볼 엔드밀 공구의 최대인 자음곡면과 코너가 동시에 존재하는 가공에서는 볼 엔드밀을 이용한 코너가공을 해야하며, 이러한 경우에 가공시간을 단축하기 위하여 볼 엔드밀로 마무리 가공까지 할 필요가 있을 때 본 연구의 필요성이 증대 된다<sup>(2,9)</sup>. 코너 가공과 같이 가공진행에 따라 절삭력이 크게 변하는 부분에서는 공구힘에 의한 불확실성이 대두되고 있기 때문에 본 연구는 이러한 문제점을 잘 해결해 준다.

식(5)의 계산에서  $K \cos(\phi_m - \gamma_m) / \sin \phi_m$ 을 산출함으로써 공구셋팅의 적합성을 관찰할 수 있음을 알 수 있으며, 공구의 처짐을 비대칭 단면에 대한 해석을 함으로서 실제공구의 처짐 현상을 기존 연구에서 보다 정확히 파악할 수 있었다. 일반적으로 공구의 길이 L을 짧게하여 가공하는 것이 공구의 처짐에 의한 영향을 제거하여 공구의 강성체 해석에 의한 절삭력 해석을 할 수 있지만 공구날들 간의 기하학적 비대칭이 있을때 가공에 런아웃(runout)이 존재할 수 있고, 공구의 길이를 길게 하면 런아웃을 감소시킬 수 있지만 처짐에 의한 영향이 증가하여 가공상태를 정확히 예측하기가 어렵다<sup>(6,8)</sup>. 이러한 경우에도 본 연구의 식(7)로 공구길이를 길게하여 런아웃을 감소시키면서 최대 수평합력을 예측할 수 있고 가공에 적합한 이송속도를 구할 수 있다.

가공정밀도 향상과 가공시간을 단축시키기 위하여 본연구의  $F_{R0}$ 결정을 보완하면 CAM(computer aided manufacturing)에 적용할 수 있는데 Fig. 15와 같다. 볼 엔드밀 가공은 주로 자유곡면이 많으므로, 연삭가공이 어려워 열처리 후 주로 랩핑(lapping)이나 폴리싱(polishing)으로 최종 제품을 완성한다. 그래서 기계가공에서 실제 제품에 최대

한 접근하는 범위까지 정밀가공이 이루어질수록 후가공에 의한 많은 가공시간을 단축하며, 정밀도에 따라 후가공을 생략할 수도 있다.

### 5. 결 론

볼 엔드밀 공구에 의한 코너가공과 일정한 최대 수평합력을 위한 이송속도 결정에 관한 연구로 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 가공형상이 묘사되면 본 연구의 절삭력계산 이론으로 쉽게 절삭력을 예측할 수 있으며, 가공형상의 묘사는 공구의 측방향에 대해서 나타내기 때문에 묘사가 편리하다.

(2) 코너가공의진행에 따라 절삭력예측이 실험과 잘 일치하며, 전체 가공공정에 대하여 절삭력의 변화를 알 수 있고, 가공 오차가 대부분 절삭력에 큰 영향을 받기 때문에 정확한 절삭력을 미리 예측하므로서 가공후에 일어나는 제 현상들을 파악하는데 중요한 인자가 되며, 절삭력이 가공진행에 따라 심하게 변하는 코너가공에 적절한 가공조건을 조정하므로서 예측지 않은 문제점을 제거할 수 있다.

(3) 공구처짐을 고려한 최대 수평합력의 계산은 실제값과 잘 일치하고, 절삭력이 크게 변하는 부분의 가공에 특히 유용하다.

(4) 최대 수평합력을 일정하게 유지하는 이송속도의 결정은 정밀가공과 황삭가공에 동시에 적용할 수 있으므로 가공 정밀도를 향상시키는 동시에 가공시간이 단축된다.

(5) 가공에 큰 영향을 미치는 최대 수평합력만 고려한 본 연구의 이송속도를 구하는 방법은 계산시간이 매우 짧으며 앞으로 CAM에 적용하기 위하여 최대 수평합력이 발생하는 회전각도의 산출을 개선하면 계산시간을 더욱 줄일 수 있다.

### 참 고 문 헌

(1) Yang MinYang and Park Hee Duck, 1991, "The Prediction of Cutting Force in Ball-End Milling," Int. J. Mach. Tools Manufact. Vol.31, No.1, pp. 45~54.  
 (2) Kline, W.A., Devor, R.E. and Linderg, J.R., 1982, "The Prediction of Cutting Force in End Milling with Application to Cornering Cuts," Int. J. of MTDR Vol. 22, No.1, pp. 7~22.  
 (3) Iwabe Hiroyasu, Fujii Yoshiya, Saito Katsumasa and Kishinami Takeshi, 1989, "Study on Corner Cut

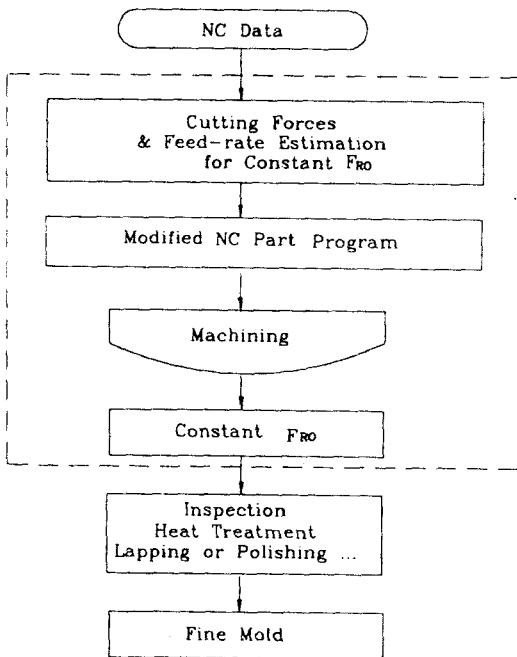


Fig. 15 Block diagram for application in CAM

- by End Mill-Analysis of Cutting Mechanism and New Cutting Method at Inside Corner-" J. of JSPE Vol.55, No.5, pp. 841-846.
- (4) LI Yong, IWABE Hiroyasu and FUJII Yosiya, 1990, "Study on Improvement of Machining Accuracy in Cornering Cut with End Mill," JSME Vol.56, No.532, pp. 3444~3449.
- (5) Takatsuto Mitsuo, Furusawa Toshi.iki, Takada Norboru and Kishi Kozo, 1990, "Ball End Mill Cutting in Gradient Optimizing Feed," J. of JSPE Vol.56, No.2, pp. 299~304.
- (6) Kline, W.A., Devor, R.E. and Shareef, I.A., 1982, "The Prediction of Surface Accuracy in End Mill", Trans. ASME. J.of Eng. for Ind., Vol.104, August, pp. 272~278.
- (7) Kops, L., Vo D.T., 1990, "Determination of the Equivalent Diameter of an End Mill Based on its Compliance," Annals of the CIRP Vol.39, No.1, pp. 93~36.
- (8) Kline, W.A. and Devor, R.E., 1983, "The Effect of Runout on Cutting Geometry and Forces in End Milling," Int. J. Mach. Tool Des. Res. Vol.23, No.2, pp. 123~140.
- (9) Wang, W.P., 1988, "Solid Modeling for Optimizing Metal Removal of Three-Dimensional NC End Milling," J. of Manufacturing Systems Vol.7, No.1, pp.57~65
- (10) Matsubara Tomio, Yamamoto Hisataka and Mizumoto Hiroshi, 1986, "Study on Accuracy in End Mill Operations(1st Report)-Stiffness of End Mill and Mahining Accuracy in Side Cutting-," Bull. JSPE Vol.21, No.2, pp. 95~100.
- (11) Shirase Keiichi, Inamura Toyoshiro and Yasui Takeshi, 1987, "Model Bashed Analysis of Machining Error in End Milling Operation," J. of JSPE Vol. 53, No.9, pp.1433~1439.
- (12) 박천경, 맹희영, 1985, "원추팁 Ball End Mill의 3차원 곡면절삭력계에 관한 연구", 대한기계학회논문집 제9권 제 4호, pp. 440~451.