

볼 엔드밀 경사면 가공의 동적 모델

김성윤*, 이영수#, 김병희**, 주종남***

Dynamic Model in Ball End Milling of Inclined Surface

Seung Yoon Kim *, Young Soo Lee #, Byung Hee Kim** and Chong Nam Chu***

ABSTRACT

In this work a dynamic cutting force model in ball end milling of inclined surface is introduced. To represent the complex cutting geometry in ball end milling of inclined surface, workpiece is modeled with Z-map method and cutting edges are divided into finite cutting edge elements. As tool rotates and vibrates, a finite cutting edge element makes two triangular sub-patches. Using the number of nodes in workpiece which are in the interior of sub-patches, instant average uncut chip thickness is derived. Instant dynamic cutting forces are computed with the chip thickness and cutting coefficients. The deformation of cutting tool induced by cutting forces is also computed. With iterative computation of these procedures, a dynamic cutting force model is generated. The model is verified with several experiments.

Key Words: Ball end mill (볼 엔드밀), Dynamic cutting force (동적 절삭력), Cutting stability (절삭 안정성)

기호설명

θ = rotational angle of cutting edge
 φ = positional angle of cutting edge
 ψ = helix angle of cutting edge
 P, P_0, P_{geo}, P_{vib} = positional vector of cutting edge element's node, tool center, cutting edge element's node in tool geometry and deformation, respectively
 $S_{i,j}$ = position of node in i -th finite element of j -th teeth

$z_w(u, v, t_k)$ = height of u -th and v -th workpiece element at $t = t_k$
 $l_{x,w}, l_{y,w}$ = width and length of Z-map element in workpiece, respectively
 $h_{i,j,k}$ = average chip thickness in j -th finite element of i -th teeth at $t = t_k$
 K_T, K_R = specific cutting coefficient in tangential and radial direction, respectively

* 접수일: 2005년 3월 29일; 게재승인일: 2006년 2월 10일

* 기술신용보증기금 기술평가센터

교신저자: 서울대학교 기계항공공학부

E-mail ysleeme@snu.ac.kr Tel. (02) 880-7147

** 강원대학교 기계 메카트로닉스공학부

*** 서울대학교 기계항공공학부

1. 서론

금형은 복잡한 형상을 가진 제품의 대량 생산에 적용되는 사출 성형이나 다이 캐스팅 등에 사용되며 이와 같은 금형을 가공할 때는 절삭 공정이 필수적이다. 금형을 절삭 가공할 때 공구와 가공물의 간섭과 같은 문제가 발생하므로 공구의 형태에 큰 제약이 따를 수 밖에 없다. 특히 깊은 형상을 가공하기 위해서 생크가 긴 공구가 사용되는 되는데, 이러한 공구는 강성이 현저히 떨어지기 때문에 chatter 등의 이상현상이 발생하게 되어 가공 품질의 저하 및 공구 마멸이나 공구 파괴 등의 문제를 야기한다. 이러한 현상을 피하기 위하여 절삭 깊이를 줄이는 등의 매우 낮은 가공능률을 가지는 절삭조건을 선택할 수 밖에 없다. 따라서, 생산성 향상을 위해서는 chatter와 같은 가공 중의 이상 현상을 해석하고 이를 방지할 수 있는 기술이 요구된다.

chatter에 의한 가공 불안정성은 먼저 선반가공에 대하여 Tlustý¹, Tobias² 등이 구조의 동적 특성과 절삭계의 피이드 백 효과에 의한 재생 작용에 의해서 발생한다는 것을 보였다. 또한, 이러한 선반 가공에서의 chatter 모델을 기본으로 하여 단속 절삭이 일어나는 밀링에서의 비선형성을 고려한 해석^{3,4,5}이 나오게 되었다. 이러한 연구를 보다 발전시켜 정확한 절삭 현상을 규명할 필요가 대두함에 따라서 우선 정확한 절삭력을 예측할 수 있는 절삭력 모델이 필요하게 되었다. Engin^{6,7} 등은 다양한 공구의 형태에 따른 절삭력 모델을 수립하였으나, 볼 엔드밀을 이용한 경사면 가공에서 발생하는 공구의 진동 등에 의해서 미변형 절삭칩두께가 복잡하게 변화하는 경우에 대해서는 고려하지 않았다. 또한 Kim⁸ 등은 Z-map 을 이용하여 절삭영역을 계산함으로써 보다 손쉽게 경사면 가공에서 절삭력을 예측하는 모델을 제시하였다.

본 연구에서는 볼 엔드밀을 이용한 경사면 가공에서의 절삭 안정성을 연구에 필요한 절삭력의 동적 모델링을 위하여 공작물을 Z-map 으로 나타내고 이를 볼 엔드밀의 절삭날의 회전 및 공구의 진동에 따라서 제거되는 과정을 모델링 함으로써 동적인 절삭력과 공구의 진동을 구하였다. 이 모델을 이용하여 주축회전수, 이송속도, 절삭 깊이 등의 절삭 조건의 변화에 따른 공구의 진동을 예측하고 측정된 각 값들과 비교하여 검증하였다.

2. 볼 엔드밀 동적 절삭 모델

2.1 볼 엔드밀 절삭 기하와 동적 표면 생성

동적 절삭 모델을 수립하기 위해서는 순간적인 절삭 부하를 알 수 있어야 한다. 이를 위해서 우선 볼 엔드밀의 각 절삭날을 Fig. 1 에서처럼 n 개의 미소절삭날요소로 나누고 각 요소를 j 번째 날의 i 번째 분절점의 좌표를 기준으로 $S_{i,j}(t_k)$ 로 표현하면 식 (1)에서 식 (4)와 같이 공구의 회전과 이송 그리고 순간 변위를 모두 고려한 형태로 나타낼 수 있다.

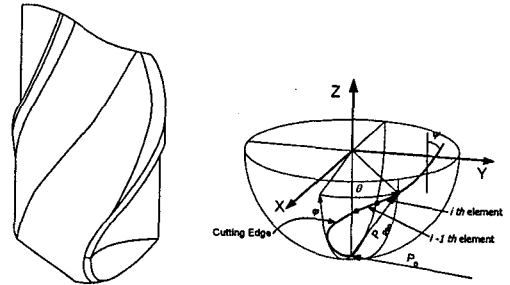


Fig. 1 Geometry of ball end mill and positional vector of cutting tooth edge

$$S_{i,j}(t_k) = P_0(t_k) + P_{geo}(i, j, t_k) + P_{vib}(t_k) \quad (1)$$

$$P_0(t_k) = \begin{bmatrix} x_0 \\ y_0 \\ z_0 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} f_x t_k \\ f_y t_k \\ f_z t_k \end{bmatrix} \quad (2)$$

$$P_{geo}(i, j, t_k) = \begin{bmatrix} R \sin \varphi_{ijk} \cos \theta_{ijk} \\ R \sin \varphi_{ijk} \sin \theta_{ijk} \\ R(1 - \cos \varphi_{ijk}) \end{bmatrix}$$

here, $\varphi_{ijk} = \varphi_i$ (3)

$$\theta_{ijk} = \frac{1 - \cos \varphi_i}{\tan \psi} + \frac{2\pi}{N}(j-1) - \omega_s t_k$$

ψ is helix angle

N is number of tooth

ω_s is spindle speed

$$P_{vib}(t_k) = \begin{bmatrix} \delta_{vib,x}(t_k) \\ \delta_{vib,y}(t_k) \\ 0 \end{bmatrix} \quad (4)$$

이와 같이 정의된 공구와 함께 공작물의 임의의 곡면과의 관계를 통하여 표면을 얻기 위해서 공작물의 곡면은 Z-map 방법을 이용하여 표현하였다. 공작물을 x, y 방향으로 각각 $l_{x,w}$ 와 $l_{y,w}$ 의 크기를 가지는 미소 요소로 표현하고 시간 $t = t_k$ 에서 u, v 번째 위치에서의 높이를 $z_w(u, v, t_k)$ 로 나타내었다. Z-map 으로 나타낸 임의의 곡면과 미소 절삭날요소의 관계를 Fig. 2 에 나타내었다. 그림에서 굵은 직선은 미소절삭날요소의 시간 t_{k-1}, t_k 그리고 t_{k+1} 에서의 위치를 나타내고 그에 따라서 곡면상의 한 점 $z_w(u, v, t_{k-1})$ 이 $z(u, v, t_k)$ 로 갱신되고, $z_w(u+1, v, t_k)$ 는 $z(u+1, v, t_{k+1})$ 로 갱신되는 것을 나타내고 있다.

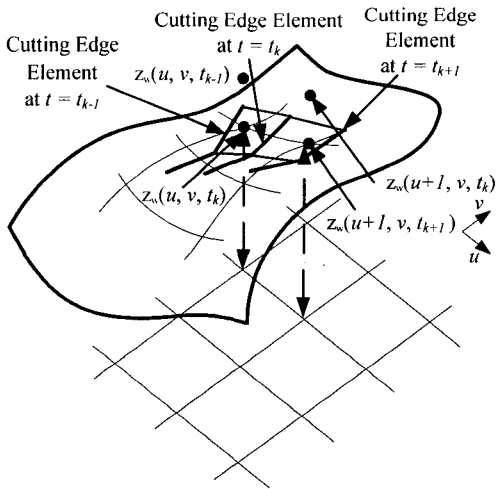


Fig. 2 Z-map representation of workpiece and cutting teeth edge

실제 시뮬레이션에 이와 같은 원리를 적용하기 위하여 미소절삭날요소로 이루어지는 표면 형성요소를 정의하였다. Fig. 3 에서와 같이 j 번째 절삭날의 i 번째 미소절삭날요소가 연속하는 두 시간 t_k 와 t_{k+1} 사이에 형성하는 사각형을 표면 형성요소로 정의하였다. 표면 형성요소에 공작물상의 격자의 마디점이 포함되는지에 판단한 후에 표면 형성요소의 높이와 격자의 높이를 비교하여

공작물의 높이를 갱신하였다. 표면 형성요소 내부에 공작물의 격자 마디점이 포함되는지를 보다 효율적으로 판단하기 위하여, 표면 형성요소를 두 개의 삼각형 패치로 나누고 각각의 삼각형 패치에 마디점이 포함되는지 여부를 조사하는 방법을 선택하였다.

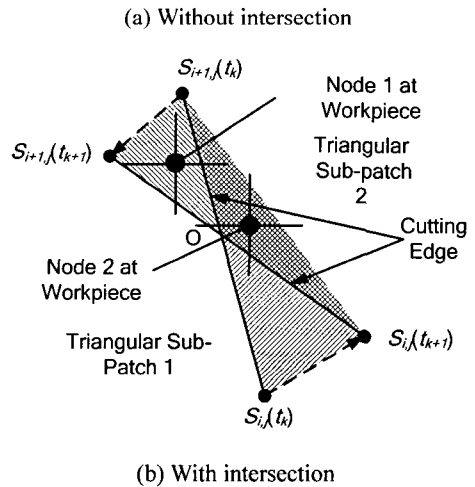
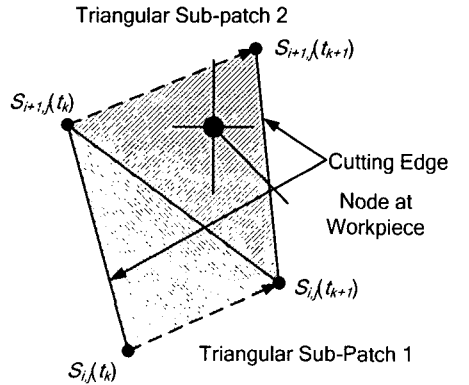


Fig. 3 Determination of cutting state

미소절삭날요소의 이동에 따라서 공작물 격자의 마디점이 표면 형성요소에 포함이 되는 두 가지 경우를 Fig. 3 에 나타내었다. Fig. 3(a)는 표면 형성요소에서 미소절삭날요소가 교점이 없이 형성되는 경우를 나타내고 있으며, Fig. 3(b)는 미소절삭날요소의 교점이 존재하는 경우를 나타내고 있다. Fig. 3(b)에 나타나있는 두 개의 마디점 중에서 1 번의 경우에는 절삭날의 이동에 의해서 제거되는 지점에 있으며, 2 번은 제거되지 않는 지점에 위치

한다.

표면 형성요소의 네 꼭지점은 j 번째 날에서 미소절삭날요소의 i 번째 분절의 양 끝점을 시간 t_k 와 t_{k+1} 에서의 위치를 기준으로 $S_{i,j}(t_k) = (x_1, y_1, z_1)$, $S_{i,j}(t_{k+1}) = (x_2, y_2, z_2)$, $S_{i+1,j}(t_k) = (x_3, y_3, z_3)$, $S_{i+1,j}(t_{k+1}) = (x_4, y_4, z_4)$ 와 같이 나타낼 수 있다. 네 개의 직선의 방정식과 대각선 방향의 직선 방정식은 각각 다음과 같이 구할 수 있다.

$$f_{ij} = y - y_i - (x - x_i) \frac{y_j - y_i}{x_j - x_i}$$

where $(i, j) = (1, 2), (2, 3), (4, 3), (4, 1)$ (5)

$$f_{dia} = y - y_2 - (x - x_2) \frac{y_4 - y_2}{x_4 - x_2}$$

임의의 마디점 좌표 (x_0, y_0) 에 대하여 식 (5)의 방정식과의 관계를 이용하면 다음의 두 가지 연립부등식을 얻을 수 있다.

$$\begin{aligned} f_{12}(x_0, y_0) f_{12}(x_4, y_4) &\geq 0 \\ f_{dia}(x_0, y_0) f_{dia}(x_1, y_1) &\geq 0 \\ f_{41}(x_0, y_0) f_{41}(x_2, y_2) &\geq 0 \end{aligned} \quad (6)$$

$$\begin{aligned} f_{23}(x_0, y_0) f_{23}(x_4, y_4) &\geq 0 \\ f_{34}(x_0, y_0) f_{34}(x_2, y_2) &\geq 0 \\ f_{dia}(x_0, y_0) f_{dia}(x_3, y_3) &\geq 0 \end{aligned} \quad (7)$$

연속하는 두 미소절삭날요소가 교점을 가지지 않는 Fig. 3 (a)의 경우는 식 (6)과 식 (7)중 하나의 부등식만 만족하면 마디점이 표면 형성요소의 내부에 들어있는 것으로 판단할 수 있고, 교점을 가지는 Fig. 3 (b)의 경우는 식 (6)와 식 (7)중 하나만을 만족하여야 마디점이 표면 형성요소의 내부에 있는 것으로 판단한다. 이는 Fig. 3(b)에서 나타난 바와 같이 두 개의 삼각형 패치에 모두 포함되는 마디점인 2 번의 경우에는 미소절삭날요소의 궤적에서 벗어나기 때문이다.

2.2 순간 동적 절삭력 모델

일반적으로 절삭력은 미변형 칩두께의 변화에 의해서 결정된다. 밀링에서 미변형 칩두께는 절삭날이 트로코이달 운동을 하지 않는다는 가정하에

서 식 (8)과 같이 간단한 형태로 나타낼 수 있다.

$$h = f \sin \theta$$

where, f is feed per tooth (8)
 θ is rotational angle

그러나 주축의 회전속도에 비하여 이송 속도가 빠른 경우나 공구의 진동이 있는 경우에는 식 (8)에서의 미변형 칩두께는 더 이상 사용할 수 없다. 따라서 본 논문에서는 미소 절삭날요소들에 의해서 제거되는 면적을 이용하여 미변형 칩두께를 계산하였다. 불 엔드밀의 미소절삭날요소들에 의해 $t = t_k$ 부터 $t = t_{k+1}$ 까지의 단위시간 동안 절삭되는 면적은 절삭이 이루어졌다고 판단된 공작물의 마디점 개수와 각 격자의 면적의 곱으로 구해질 수 있고 이를 각 미소절삭날요소가 단위시간 동안 이송한 길이로 나누어 줌으로써 평균 절삭칩두께를 구할 수 있다. 이로부터 $t = t_k$ 에서 단위시간 동안 i 번째 절삭날의 j 번째 미소 절삭날 요소에 의해 절삭이 이루어지는 평균 절삭칩두께는 다음과 같이 구해진다.

$$h_{i,j,k} = \frac{l_{x,w} l_{y,w} n_{ijk}}{R_j \omega_s \Delta t}$$

here, (9)
 $R_j = R \cos \varphi_j$
 $\omega_s = 2\pi f$ ($f = \text{rpm} / 60$)

여기서, n_{ijk} 는 앞서 제안된 방법에 의해 구해지는 공작물의 마디점 요소의 개수를 의미하며 $l_{x,w}$ 와 $l_{y,w}$ 는 각각 공작물의 마디점 요소의 폭과 길이를 의미한다.

이를 이용하여 불 엔드밀의 순간 절삭력은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} dF_T(i, j, k) &= K_T(\varphi_j) h_{i,j,k}^{m_T} dw_j \\ dF_R(i, j, k) &= K_R(\varphi_j) h_{i,j,k}^{m_R} dw_j \end{aligned} \quad (10)$$

이를 좌표계 XY 에 적용하기 위하여 변환하고, 모든 절삭날 요소에 대하여 적분을 수행하면 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$F_x(\theta_k) = \sum_j \sum_j \{ -K_T(\phi_j) h_{i,j,k}^{m_x} \sin \theta_{jk} - K_R(\phi_j) h_{i,j,k}^{m_x} \cos \theta_{jk} \} R \cos \phi_j \Delta \phi$$

$$F_y(\theta_k) = \sum_j \sum_j \{ K_T(\phi_j) h_{i,j,k}^{m_y} \cos \theta_{jk} - K_R(\phi_j) h_{i,j,k}^{m_y} \sin \theta_{jk} \} R \cos \phi_j \Delta \phi$$
(11)

이렇게 얻어진 절삭력으로부터 순간 변위는 다음과 같이 구할 수 있다.

$$F_x(\theta_k) = m_x x_k'' + c_x x_k' + k_x x_k$$

$$F_y(\theta_k) = m_y y_k'' + c_y y_k' + k_y y_k$$
(12)

$$x_k'' = \frac{F_x(\theta_k) - c_x x_k' - k_x x_k}{m_x}$$

$$y_k'' = \frac{F_y(\theta_k) - c_y y_k' - k_y y_k}{m_y}$$
(13)

$$x_{k+1}' = x_k' + x_k'' \Delta t$$

$$y_{k+1}' = y_k' + y_k'' \Delta t$$

$$x_{k+1} = x_k + x_{k+1}' \Delta t$$

$$y_{k+1} = y_k + y_{k+1}' \Delta t$$
(14)
(15)

k 번째 시간에서 운동방정식 식 (12)로부터 k 번째 가속도를 식 (13)와 같이 구할 수 있으며, 이로부터 각각 (k + 1) 번째 속도를 구하고 이를 식 (15)에 대입하여 변위를 구할 수 있다. 이 때 구해진 x_{k+1} 과 y_{k+1} 은 각각 식(4)의 P_{vib} 에서 $\delta_{vib,x}(t_{k+1})$ 와 $\delta_{vib,y}(t_{k+1})$ 에 해당한다. 이로부터 $t = t_{k+1}$ 일 때의 평균 절삭칩두께를 구하고 다시 절삭력을 구할 수 있다. 이를 반복적으로 수행하여 공구의 진동이 고려된 순간 절삭력 모델을 수립하였다.

3. 실험 결과 및 고찰

3.1 실험 장치

제안된 모델을 검증하기 위하여 공작 기계에서 절삭 실험을 수행하였다. 대우 중공업의 ACE-V30 에서 절삭 실험을 수행하였으며, 공구 동력계를 이용하여 절삭력을 측정하고, 정전용량식 거리 센서를 이용하여 공구의 진동을 측정하였다.

공작물의 재료는 쾌속 금형에서 널리 사용되는 ZAS 를 이용하였고, 공구는 직경 10 mm 의 불 엔드밀 공구를 사용하였으며, 90 mm 와 140 mm 의

오버행(overhang)을 가지며, 헬릭스 각이 30° 인 솔리드 타입의 두 날 공구(한국 OSG CAP-EBD type)를 사용하였으며, 각각 정적인 절삭력과 동적인 절삭력을 측정하기 위하여 사용하였다. Table 1 은 본 실험에 사용된 재료의 일반적인 물성치를 나타내며, 실험에서는 Table 1 에서 보이는 물성치 범위 내의 같은 로트에서 생산된 제품을 사용하였다.

Table 1 Physical properties of workpiece (Zinc Alloy)

Physical Properties	
Hardness (HB)	90 ~ 110
Tensile Strength (MPa)	220 ~ 290
Density (kg/mm ³)	6.6

3.2 절삭력 비교

3.2.1 정적 절삭력

공구 길이 90 mm 인 불 엔드밀을 이용하여 경사면을 가공하고 이 때 측정된 절삭력과 제안된 모델을 이용한 절삭력을 비교하였다. 30° 경사진면을 각각 상방향 하향 절삭한 경우와 상향 절삭한 경우의 정적인 절삭력을 Fig. 4 에 나타내었다. 절삭 깊이와 경로 간격은 각각 0.5 mm 로 설정하였으며, 1000 rpm 의 주축회전수로 가공하였다. 그림에서 나타난 바와 같이 상향 절삭이나 하향 절삭 모두의 경우에 절삭력을 잘 예측하고 있는 것을 확인할 수 있다.

3.2.2 동적 거동

공구의 진동이 심하게 일어나는 경우에는 공구 동력계로 측정된 절삭력이 실제 절삭에 의하여 얻어지는 힘과 공구 동력계의 진동에 의해 왜곡되어 나타난다. 따라서 공구의 진동에 대한 보다 정확한 측정을 위하여 공구 동력계를 통하여 절삭력을 측정하지 않고 공구의 진동을 직접 측정하는 방법을 사용하였다. 이를 위하여 본 연구에서는 변위 측정용 센서를 이용하여 공구의 변위를 측정하였다. 동적인 거동을 보다 잘 나타내기 위하여 공구는 140 mm 의 길이를 가지는 불 엔드밀을 이용하였으며, 변위는 정전용량식 거리 센서를 이용하여 측정하였다.

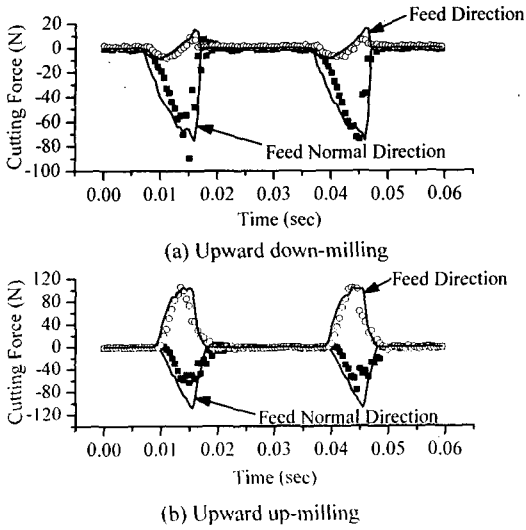


Fig. 4 Simulated and measured cutting force (slope = 30°, depth of cut = 0.5 mm, spindle speed = 1000 rpm, feed per tooth = 0.2 mm)

절삭 조건 변화에 따른 공구 변위의 동적인 특성을 살펴 보기 위하여 비슷한 절삭 부하가 걸리도록 절삭 깊이와 절입량, 공작물의 경사각도와 같은 조건들은 고정하고 주축회전수를 변화시켜 가면서 공구의 변위를 측정하였다.

또한 주축 회전수 이외의 다른 절삭 조건이 chatter 발생에 미치는 영향을 확인하기 위하여 날당 이송량과 절삭 깊이를 변화시키면서 공구의 진동을 측정하고, 이를 모델에서 구한 값과 비교하였다. 측정, 계산된 변위에서 고주파수 부분만을 필터링하여 최대값과 최소값의 차이를 계산하여 이 값을 비교의 대상으로 삼았다.

Fig. 5 는 주축 회전수를 달리하면서 측정한 공구의 변위를 나타낸 것이다. 공구의 변위는 각각 로우패스 필터와 하이패스 필터를 이용하여 고주파 성분과 저주파 성분으로 분리하였다. Figure 5 (a)는 주축 회전수가 1860 rpm 일 때의 측정된 변위 신호이며 정적인 변위 신호에 비해서 동적인 변위 신호가 작게 나타나고 있으며, 1980 rpm 의 주축 회전수로 가공하였을 때 측정된 Fig. 5(b)의 신호에서는 동적인 변위 신호의 크기가 크게 나타나고 있다. Fig. 5(a)는 안정적인 절삭 조건에서의 변위 신호이지만, 공구가 공작물에서 이탈한 경우

에는 자유 진동함을 알 수 있다. Fig. 5(a), (b)는 주축 회전수를 제외한 나머지 절삭 조건이 동일하기 때문에 정적 절삭력이라고 할 수 있는 저주파 성분의 파형은 두 조건에 대해서 비슷한 크기와 형태를 보인다.

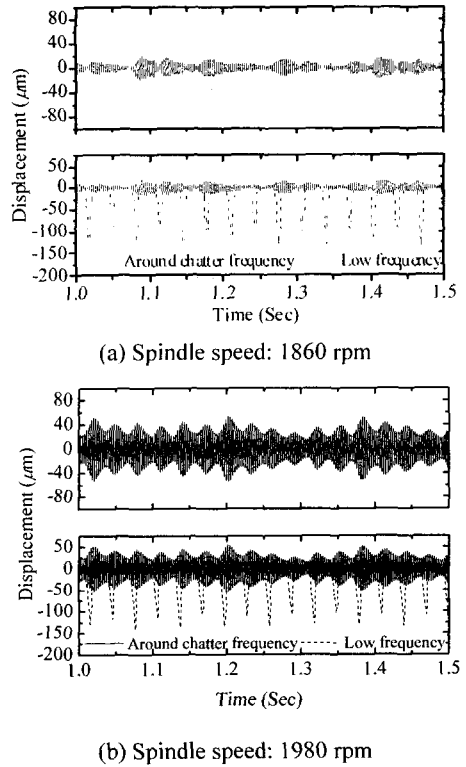


Fig. 5 Filtered displacement signals (feed per tooth = 0.2 mm, depth of cut = 0.2 mm)

Fig. 6 은 여러 가지 날당 이송량에 대해서 변위의 동적 성분의 최대값과 최소값의 차이를 비교하여 나타낸 것이다. 날당 이송량을 0.1 mm 에서 0.3 mm 까지 변화시켰으며, 각각에서 나머지 절삭 조건은 동일하게 설정하였다. 각 날당 이송량이 0.1 mm 인 경우에는 예측값이 1760 rpm, 1960 rpm, 2320 rpm 에서 높게 나타나 불안정한 가공이 일어날 것으로 보이고 있으나 실제 가공에서는 그보다 높은 1800 rpm, 2000 rpm, 2360 rpm 에서 크게 나타나고 있어 불안정한 가공이 일어나는 주축회전수가 약간 낮게 예측되는 것으로 보인다. 그러나 날당 이송이 0.2 mm 인 경우에는 예측값과 실험값이

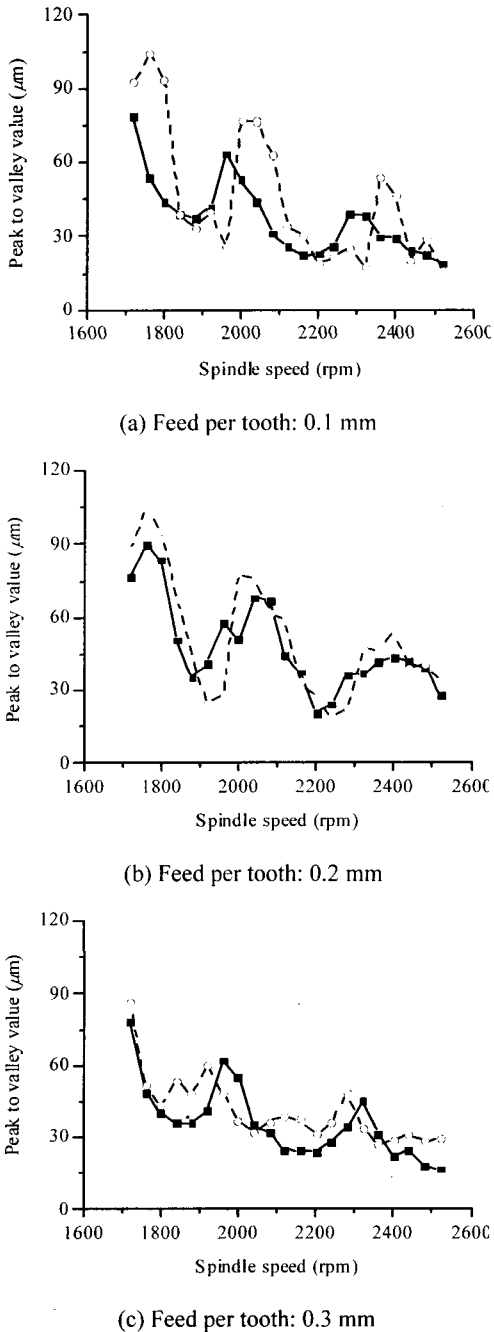


Fig. 6 Peak to valley values (dashed: experiment, solid: simulation, depth of cut = 0.2 mm)

잘 일치한다. 0.3 mm 인 경우에는 불안정한 가공이 일어나는 주축 회전수의 예측값이 실험값에 비해

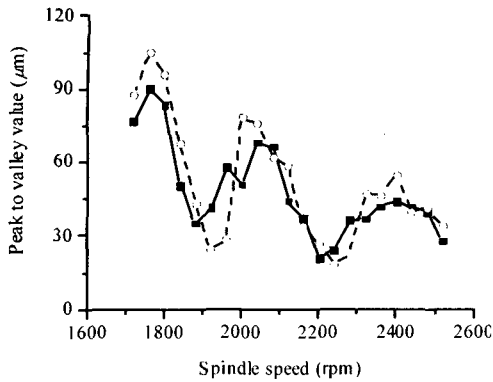
서 크게 나타나고 있지만, 전체적으로 공구의 진동 변화의 추이를 제대로 반영하여 예측하고 있다. 날당 이송량이 증가함에 따라서 공구의 동적인 변위가 감소하는 형태를 나타내고 있는 것이 확인된다. 이는 재생 효과가 날당이송이 큰 경우보다 작은 경우에 보다 더 크게 나타난다는 것을 의미한다. 이것은 날당 이송량과 오버랩 값(overlap factor)의 관계를 살펴보면 쉽게 설명될 수 있다. 일반적으로 이전 날(outer modulation)과 현재 날(inner modulation) 간의 경로 겹침을 기준으로 오버랩 값을 선정하게 되는데 오버랩 값은 날당 이송량이 증가하면 두 날의 경로가 겹치는 정도가 작아지기 때문에 감소하며 그에 따라서 재생 효과가 덜 나타나게 된다. 하지만 날당 이송량이 너무 커서 재생 채터가 아니라 강제 진동이 가공 상태에 보다 큰 영향을 가지게 되면 상대적으로 적은 영향을 미치게 된다.

Fig. 7 은 절삭 깊이를 변화시키면서 동적인 성분 크기의 실험값과 예측값을 비교한 것이다. 절삭 깊이를 0.2, 0.4, 0.6 mm 로 변화시켰고, 절삭 깊이가 커짐에 따라서 전반적인 진폭이 증가하고 있으며, 주축 회전수가 1760 rpm, 2040 rpm, 2400 rpm 부근일 때는 진폭이 증가하는 것을 확인할 수 있고, 각 조건에 대해서 실험결과와 예측값이 잘 일치하고 있는 것을 확인할 수 있다. 날당 이송의 변화 없이 절삭 깊이가 깊어지는 경우에는 오버랩 값이 일정하다고 볼 수 있고, 시스템에 가해지는 외력이 점점 커진다고 할 수 있으므로, 절삭 깊이의 증가가 가공의 불안정으로 나타나게 된다.

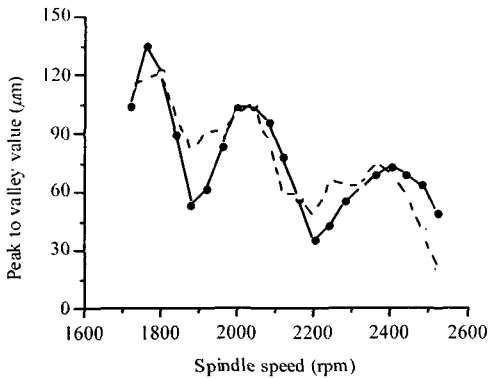
날당이송량을 변화시킨 경우(Fig. 6)와 절삭 깊이를 변화시킨 경우(Fig. 7) 모두 주축 회전수에 따라서 진폭의 변화가 나타났으며, 이는 이전 날과 다음 날의 위상차는 주축 회전수에 따라서 변화하고 이러한 위상차에 따라서 진폭의 크기가 달라진다는 채터 이론을 잘 반영하고 있다고 할 수 있다.

4. 결론

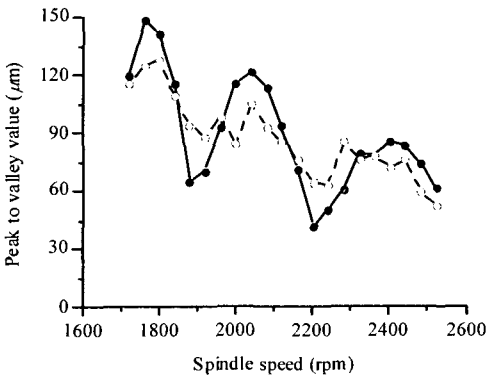
불 엔드밀을 이용하여 경사면을 가공할 때 발생하는 공구 거동의 동적인 특성을 파악하였다. 경사면 가공에서 미소 칩두께를 계산하기 위하여 공작물의 Z-map 정보와 공구의 순간 위치 정보를



(a) Depth of cut: 0.2 mm



(b) Depth of cut: 0.4 mm



(c) Depth of cut: 0.6 mm

Fig. 7 Peak to valley values (dashed: experiment, solid: simulation, feed per tooth = 0.2 mm)

이용한 삼각 분절면 모델을 통하여 순간적인 절삭 부하를 예측하는 동적 절삭력 모델을 수립하였다.

이 모델을 통하여 얻어진 동적 거동에 대한 정보와 실제 가공에서 측정된 공구의 변위를 비교하였다.

다양한 이송량의 변화와 절삭 깊이의 변화에 따른 공구의 변위를 각각 계산하였으며, 이 변위 값의 고주파 성분의 크기가 실제 측정된 변위에서 구해진 값과 잘 일치함을 보임으로써 모델의 정확성을 확인하였다.

따라서 제안된 볼 엔드밀의 동적 절삭력 모델을 이용하여 볼 엔드밀의 경사면 가공에서 동적으로 안정적인 절삭 조건을 구할 수 있을 것이다.

참고문헌

1. Tlustý, J. "Handbook of High-speed Machining Technology," Chapman & Hall, pp. 66-80, 1985.
2. Tobias, S. A., "Machine Tool Vibration," Wiley, 1965.
3. Gygak, P. E., Matthias, E., "Dynamics of Single-Tooth Milling," Annals of the CIRP, Vol. 28, pp. 65 - 70, 1979.
4. Tlustý, J., "Dynamics of High-Speed Milling," Journal of Engineering for Industry, Vol. 108, pp. 59 - 67, 1986.
5. Elbestawi, M., Ismail, F., Du, R. and Ullagaddi, B. C. "Modeling Machining Dynamics Including Damping in the Tool-workpiece Interface," Journal of Engineering for Industry, Vol. 116, pp. 435-439, 1994.
6. Engin, S., Altintas, Y., "Mechanics and Dynamics of General Milling Cutters. Part I: Helical End Mills," International Journal of Machine Tools & Manufacture, Vol. 41, pp. 2195-2212, 2001.
7. Engin, S., Altintas, Y., "Mechanics and Dynamics of General Milling Cutters. Part II: Inserted Cutters," International Journal of Machine Tools & Manufacture, Vol. 41, pp. 2213-2231, 2001.
8. Kim, G. M., Cho, P. J., Kim, B. H. and Chu, C. N., "Cutting Force Prediction in the Ball-end Milling Process of Various Cutting Area Using Z-map," Journal of the KSPE, Vol. 14, No. 3, pp. 57-65, 1997.