

평판의 정면밀링 가공에서 발생하는 채터

이상민[#], 이영수^{*}, 주종남^{**}

Chatter in Plate Milling with a Face Mill

Sang Min Yi[#], Young Soo Lee^{*} and Chong Nam Chu^{**}

ABSTRACT

A cutting force model predicting the dynamic force induced by the axial vibration of a plate in face milling is introduced. When a plate face is milled, deformation in tool axial direction is considerable. Therefore, cutting forces are affected by not only inner-outer modulation in feed direction but also by axial deformation. A PTP (peak-to-peak) diagram made by the simulated dynamic force model is evaluated. The stability of the face milling process such as the chatter outset, and the stable cutting region can be simply estimated. Simulation results are compared with that of experiment.

Key Words : Dynamic Cutting Force(동적 절삭력), Chatter(채터), Face Mill(정면 밀링), Plate(평판)

기호설명

α = spindle tilt angle

$\theta_i(\phi)$ = feed motion angle of insert i at angle ϕ

h_f = radial cut thickness

$C_i(\theta_i(\phi))$ = chip thickness of insert i at angle ϕ

$C'_i(\theta_i(\phi))$ = chip thickness considered variation of workpiece displacement of insert i at angle ϕ

$a_p(\theta_i(\phi))$ = axial depth of cut of insert i at angle ϕ

$a'_p(\theta_i(\phi))$ = axial depth of cut considered variation of workpiece displacement of insert i at angle ϕ

$\Delta x_i, \phi$ = workpiece displacement of insert i at angle ϕ

$\Delta \Delta x_i, \phi$ = variation of workpiece displacement of insert i at angle ϕ

b_o = outer cut width, b_i = inner cut width

$A(\theta_i(\phi))$ = uncut chip area of insert i at angle ϕ

$F_T(i, \phi)$ = tangential force acting on insert i at angle ϕ

$F_R(i, \phi)$ = radial force acting on insert i at angle ϕ

$F_A(i, \phi)$ = axial force acting on insert i at angle ϕ

K_T = specific cutting pressure

K_R = a dimensionless constant relating radial force to tangential force

K_A = a dimensionless constant relating axial force to tangential force

γ_T = axial rake angle of the insert

γ_R = radial rake angle of the insert

γ_A = lead angle of the insert

χ = tool cutting edge angle

접수일: 2003년 12월 3일; 게재승인일: 2004년 3월 12일

교신저자: 서울대학교 대학원 기계항공공학부

E-mail: air9@dreamwiz.com Tel. (02) 880-7147

* 서울대학교 정밀기계설계공동연구소

** 서울대학교 기계항공공학부

1. 서론

절삭 가공에서 안정적인 절삭조건을 예측하는 것은 효율적인 가공시간과 함께 높은 수준의 가공물을 얻는 기초가 된다. 이러한 안정 절삭 상태를 예측하기 위해서는 절삭력과 그에 따른 동적인 특성들을 모델링하여야 한다. 밀링에서 절삭력에 관한 연구는 Martellotti¹가 공구 날 끝의 trochoidal 운동을 간략화하고, 절삭력을 미변형 칩 두께와 일정한 상수의 곱의 형태로 나타낸 모델에서부터 출발하였다. Fu^2 등은 일정한 상수 즉, 비절삭 계수를 칩 두께의 함수로 나타냄으로써 보다 실제에 근접하는 절삭력 모델을 제시하였다. 이러한 모델들은 평면 가공에 대한 연구에 국한 되어있었으나, Gani³ 등은 5 축 공작기계에서의 가공처럼 공작물과 주축간의 각도가 다양하게 변화하는 경우에 대하여 정적 절삭력을 구할 수 있는 절삭력 모델을 제시하였다. 이 같은 정적 절삭 모델과 함께 절삭력의 동적 변화와 그에 따른 공작물이나 공구의 동적 특성에 관한 연구도 있었다. 특히, Smith⁴ 등은 시간영역 모사에서 구한 절삭력의 PTP (peak-to-peak) 값을 구함으로써 안정 절삭 영역을 찾아 내는 시도를 하였다.

본 연구에서는 프로펠러나 터빈 블레이드와 같이 두께 방향의 강성이 다른 축에 비해 현저히 떨어지는 공작물을 정면 밀링을 이용하여 가공할 때 발생하는 절삭의 동적 특성에 대하여 연구함으로써, 이러한 가공물을 보다 안정적으로 가공할 수 있는 절삭 조건을 찾고자 하였다. 주축방향 진동이 심한 가공물을 절삭하는 경우에 대하여 이송 방향의 절삭 칩 두께의 위상 변화뿐만 아니라, 주축방향으로의 진동이 절삭력에 미치는 영향도 고려한 동적 절삭 모델을 수립하였다. 또, 이렇게 예측된 동적 절삭력과 공작물의 가속도 성분을 바탕으로 작성된 PTP 선도(Peak to peak diagram)에서 안정 절삭이 가능한 절삭 깊이와 주축 회전속도를 파악할 수 있었으며, 제시한 동적 절삭력 모델과 안정 절삭 영역을 실험을 통해 검증하였다.

2. 동적 절삭력 모델

2.1 주축이 기울어진 정면 밀링의 기하학적 형상

5 축 공작기계에서 정면 밀링으로 자유 곡면을

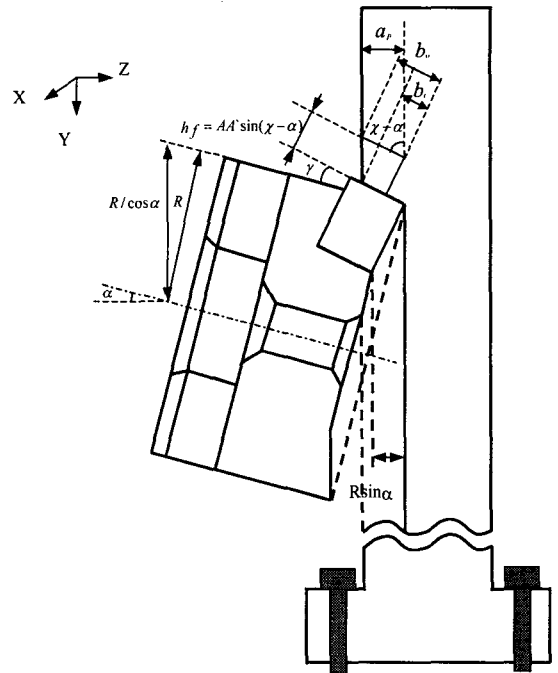


Fig. 1 Tool and workpiece geometry

가공하기 위해서는 스피들 축을 공작물 평면에 대하여 어느 정도의 각도로 기울여 가공해야 한다. 밀링 공구가 공작물 평면에 수직한 방향일 때 공칭 칩 두께는 오직 공구 위치각, θ ,에 관한 함수이다. 그러나, 밀링 공구가 스피들 축에 대해 α 만큼 기울어져 있다면, 공칭 칩 두께는 공구 위치각뿐만 아니라, α 에 관한 함수이다. 그리고, 절삭 깊이가 또한 공구 위치각에 따라 변화한다.

Gani³와 Kruth에 의하면 스피들 회전축이 기울어져 있으면, 공구의 경로를 더 이상 원으로 근사할 수 없으며, Fig. 2에서와 같이 이송 방향의 장축의 길이가 $r/\cos\alpha$ 이고 단축의 길이는 r 인 타원으로 근사할 수 있다. 순간 절삭 칩 두께는 Fig. 2에서 보는 2개의 타원의 방정식으로부터 구할 수 있다. 이 때 구해지는 타원 1과 타원 2의 방정식은 다음과 같다.

$$\cos^2\alpha \left(\frac{x-f_t}{2}\right)^2 + y^2 = R^2 \quad (1)$$

$$\cos^2\alpha \left(\frac{x+f_t}{2}\right)^2 + y^2 = R^2 \quad (2)$$

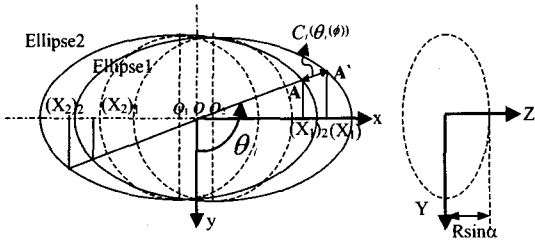


Fig. 2 Locus of tool projected on xy plane

식 (1)과 식 (2)에서 $y = \cot \theta_i(\phi)x$ 라 치환하여 구한 이차 방정식의 두 근을 각각 $(x_1)_1, (x_1)_2, (x_2)_1, (x_2)_2$ 이라 하면, 순간 절삭 칩 두께는 다음과 같다.

$$C_l(\theta_i(\phi)) = \frac{(x_1)_1 - (x_2)_2}{\sin \theta_i(\phi)} \quad (3)$$

또한, 식 (1)과 식 (2)에서

$$(x_1)_1 - (x_1)_2 = \frac{f_t \cos^2 \alpha \sin^2 \theta_i(\phi)}{\cos^2 \alpha \sin^2 \theta_i(\phi) + \cos^2 \theta_i(\phi)} \quad (4)$$

를 구하고, 식 (3)에 식 (4)를 대입하면, 순간 절삭 칩 두께와 반경 방향 칩 두께는 다음과 같다.

$$C_l(\theta_i(\phi)) = \frac{f_t \cos^2 \alpha \sin^2 \theta_i(\phi)}{\cos^2 \alpha \sin^2 \theta_i(\phi) + \cos^2 \theta_i(\phi)} \quad (5)$$

$$h_f = C_l(\theta_i(\phi)) \sin(\chi - \alpha) \quad (6)$$

앞에서 언급했듯이 주축이 기울어져 있으면 절삭 깊이(Axial depth of cut)는 공구 회전각에 따라 변화한다. 즉, 공구의 날 끝 궤적은 Fig. 2의 왼쪽과 같이 타원 궤적을 그린다. 공구 날 끝의 공작물 바닥에서부터의 높이 Z는 다음과 같다.

$$Z(\theta_i(\phi)) = R \sin \theta_i(\phi) \quad (7)$$

따라서, 순간 절삭 깊이는 다음과 같이 구할 수 있다.

$$a_p(\theta_i(\phi)) = a_p - R \sin \alpha + R \sin \alpha \theta_i(\phi) \quad (8)$$

여기서, a_p 는 축방향 공칭 절삭 깊이를 나타낸다.

2.2 공작물의 진동을 고려한 절삭 단면적의 계산

공작물의 진동을 고려하여 절삭 단면적을 계산하기 위해서는 아래의 두 가지 가정이 필요하다.

첫째, 밀링 공구는 양의 리드 각을 가진다.

둘째, 공작물의 진동에 의한 변위가 날당 이송보다 상당히 작다.

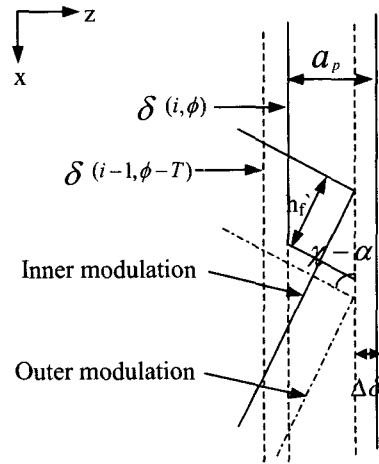


Fig. 3 Calculation of cutting cross sectional area

공작물의 진동으로 인한 공작물 변위를 고려한 절삭면적의 변화는 Fig. 3에 나타내었다. 이 때의 진동에 의한 변위의 차는 다음과 같이 표현된다.

$$\Delta \delta(i, \phi) = \delta(i, \phi) - \delta(i-1, \phi-T) \quad (9)$$

공작물의 변위를 고려하여 식 (6), 식 (8)을 수정하면 다음과 같다.

$$h'_f = C_l(\theta_i(\phi)) \sin(\chi - \alpha) + \Delta \delta(i, \phi) \cos(\chi - \alpha) \quad (10)$$

$$a'_p(\theta_i(\phi)) = a_p - R \sin \alpha + R \sin \alpha \theta_i(\phi) - \delta(i, \phi) \quad (11)$$

여기서, 순간 절삭 단면적을 간단히 계산하기 위해 평균 절삭 폭을 구하면 다음과 같다.

$$b_m(\theta_i(\phi)) = \frac{b_o + b_i}{2} = \frac{a_p(\theta_i(\phi))}{\sin(\chi - \alpha)} - \frac{h_f \cot(\chi - \alpha)}{2} \quad (12)$$

따라서, 공작물의 주축방향의 진동을 고려한 최종적인 순간 절삭 단면적은 다음과 같이 표현된다.

$$A(\theta_i(\phi)) = \delta(\Delta\delta(i, \phi)) h_f b_m(\theta_i(\phi)) \quad (13)$$

여기서,

$$\delta(\Delta\delta(i, \phi)) = \begin{cases} 1 & \text{if } (\delta(i, \phi) < a_p - R \sin \alpha (1 - \sin \theta_i(\phi))) \\ 0 & \text{otherwise} \end{cases}$$

2.3 비절삭 계수로 나타낸 절삭력

Fu², Gygax⁵, Kline⁶ 등은 한 절삭날에 의해 발생된 칩 단면에 작용하는 접선 방향의 힘, $F_T(i, \phi)$, 은 칩 단면적, $A(\theta_i(\phi))$, 과 비절삭 계수, K_T , 의 곱으로 표현하였고, 반경 방향의 힘, $F_R(i, \phi)$, 은 접선 방향의 힘에 반경 방향 비절삭 계수, K_R , 의 곱으로 나타내었다. 그런데, K_T , K_R 은 일반적으로 수직 절삭 실험(Orthogonal cutting experiment)에서 측정된 두 방향의 평균 절삭력으로부터 결정되는 상수이기 때문에 축방향의 절삭력, $F_A(i, \phi)$, 의 특성이 배제되어 축방향의 절삭력 성분을 예측하는데 큰 오차를 나타낸다.⁷

평판의 정면 밀링 가공에서 평판의 동적인 거동에 가장 큰 영향을 미치는 절삭력 성분이 축방향 절삭력이므로 이를 정확히 예측할 필요가 있다. 따라서, 본 논문에서는 축방향의 절삭력과 관련된 축방향 비절삭 계수, K_A , 를 도입하였다. 이렇게 표현된 절삭력 식은 다음과 같다.

$$F_T(i, \phi) = K_T A(\theta_i(\phi)) \quad (14)$$

$$F_R(i, \phi) = K_R F_T(i, \phi) \quad (15)$$

$$F_A(i, \phi) = K_A F_T(i, \phi) \quad (16)$$

여기에 공구각과 스핀들의 틸트 각(tilt angle)의 영향을 고려한 절삭력은 아래의 행렬식으로 표현된다.

$$\begin{pmatrix} F_T \\ F_R \\ F_A \end{pmatrix} = K_T A(\theta_i(\phi)) \bullet \begin{pmatrix} 1 + K_R \frac{\cos(\gamma_L + \alpha) \tan \gamma_R}{\cos \gamma_A} + K_A \frac{\cos(\gamma_L + \alpha) \tan \gamma_A}{\cos \gamma_R} \\ - \tan \gamma_R + K_R \frac{\cos(\gamma_L + \alpha)}{\cos \gamma_A} - K_A \frac{\sin(\gamma_L + \alpha)}{\cos \gamma_A} \\ - \frac{\tan \gamma_A}{\cos \gamma_R} + K_R \frac{\sin(\gamma_L + \alpha)}{\cos \gamma_A \cos \gamma_R} + K_A \frac{\cos(\gamma_L + \alpha)}{\cos \gamma_R} \end{pmatrix} \quad (17)$$

2.4 비절삭 계수의 결정

일반적으로 가장 많이 쓰이는 비절삭 계수의 결정 방법은 비절삭 계수를 비절삭 칩 두께의 지수함수로 나타내는 것이다. 즉, 비절삭 계수를 $K_T = aC_l^{-b}$ 의 식으로 표현하는 것이다.

Table 1 의 실험 조건에서 구한 절삭력을 이용하여 황동(Brass)의 비절삭 계수를 구하고 이를 비절삭 칩 두께의 지수함수로 나타내면 다음과 같다.

$$K_T = 7233731.9958C_l^{-0.59609}$$

$$K_R = 0.63261 \quad (18)$$

$$K_A = 0.41$$

Table 1 Cutting condition

Milling machine	ACE V30
Tool dynamometer	Kistler type 9257B
Diameter of cutter	100 mm
Insert geometry ($\gamma_R, \gamma_L, \gamma_A$)	0°, 15°, 7°
Depth of cut	1 mm
Feed per tooth	0.15 mm
Spindle speed	300 rpm
Sampling frequency	2000 Hz

Fig. 4 는 식 (18)에서 구한 비절삭 계수를 이용하여 예측한 절삭력과 측정된 절삭력이 잘 일치함을 보여준다. 특히, 평판의 정면 밀링 가공 시 공작물의 진동에 주된 영향을 미치는 축방향 절삭력이 잘 일치하였다.

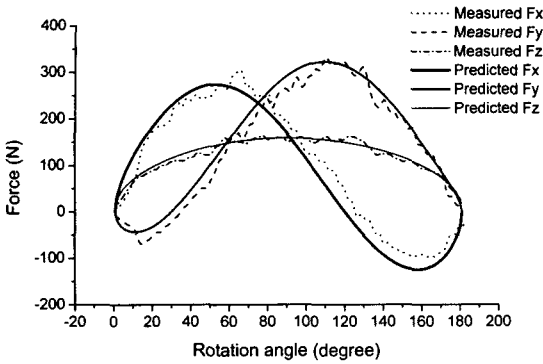


Fig. 4 Measured and predicted forces

3. 구조 진동 모델

공작기계와 밀링 공구는 공작물에 비해 상대적으로 강성이 매우 크기 때문에 강체라고 가정할 수 있으며, 공작물이 얇은 평판이고, 공작물의 아래쪽만을 고정하여 가공하므로 공작물의 주축방향 1 차 고유 모드가 이 시스템의 동적인 거동에 가장 큰 영향을 미친다. 따라서, 평판의 1 차 고유 모드만으로도 충분히 이 시스템의 동적인 거동을 설명할 수 있다. 평판의 길이가 진동에 의한 평판의 축방향 변위, Z , 보다 충분히 크기 때문에 1 차 고유 모드를 직선으로 가정하였다.

수평형 밀링 머신의 테이블과 정면 밀링 공구가 장착된 주축을 완전 강체로 가정하고 공작물의 운동만을 고려한 시스템은 Fig. 5 와 같이 간략히 나타낼 수 있다. 그런데, 실제 가공에서는 절삭 날의 위치에 따라 시스템에 가해지는 축방향 절삭력의 위치가 바뀐다. 따라서, 시스템의 한 점에서 가해지는 축방향 절삭력으로 보정해주어야 한다. 이 시스템의 운동 방정식은 다음과 같다.

$$m\ddot{z} + c\dot{z} + kz = \sum f_{z,eff}(i, \phi) \quad (19)$$

$$\ddot{z} + 2\xi\omega_n \dot{z} + \omega_n^2 z = \frac{1}{m} \sum f_{z,eff}(i, \phi)$$

여기서, $f_{z,eff}(i, \phi) = \frac{y(i, \phi)}{L} F_A(i, \phi)$ 는 보정된 축방향 절삭력이다. 그리고, i 번째 절삭 날의 위치, $y(i, \phi)$, 는 다음과 같다.

$$y(i, \phi) = L - R[1 \pm \cos\theta_i(\phi)] \quad (20)$$

여기서, L 는 공작물의 가로 길이를 나타내며, $+$ 는 상향 가공, $-$ 는 하향 가공을 나타낸다. i 번째 절삭 날이 $y(i, \phi)$ 의 위치에 왔을 때 공작물 축방향 변위, $\delta(i, \phi)$, 는 다음과 같다.

$$\delta(i, \phi) = \frac{y(i, \phi)}{L} Z(\phi) \quad (21)$$

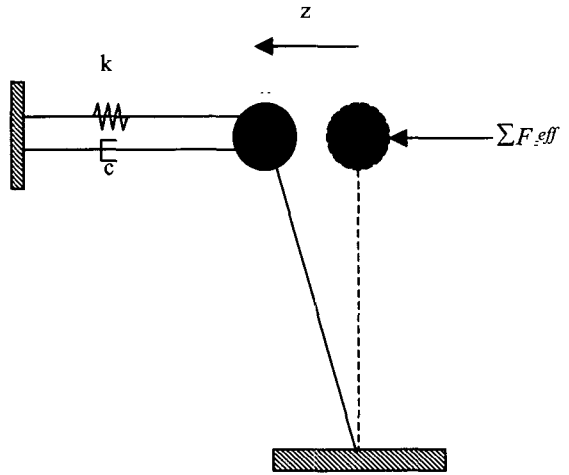


Fig. 5 Workpiece vibration model

이 시스템의 공작물의 강성과 감쇠 계수는 충격 응답 실험을 통해 구하였다. 절삭이 이루어지는 위치를 B&K 사의 type 8202 의 Hammer 를 이용하여 가진하였으며, 시편의 반대편에 type 4500 의 가속도계를 부착하여 가속도를 측정하였다. FFT analyzer 통하여 주파수 응답함수를 구하고 이를 서클 피팅(circle fitting)함으로써 모달 파라미터를 구하였다. 그 값은 Table 2 와 같다.

Table 2 Modal parameters of dynamic system

Parameters	Values
Mass (m)	4.5 kg
Damping ration(ζ)	0.00365
Natural frequency(ω_n)	138.9 Hz

4. 실험 장치

공작 기계는 대우 중공업의 수평형 머시닝센터 ACE-H40 을 사용하였으며, 가속도 신호는 B&K 사의 Charge Type 가속도계를 사용하였고, 절삭력 측정에는 Kistler 사의 Type 9257B 공구 동력계를 사용하였다. 측정된 가속도 신호와 절삭력을 증폭시키기 위해서 Kistler 사의 Type 5011 전하 증폭기를 사용하였다. 증폭된 신호는 Real Time Device 사의 A/D 2210 신호 변환기를 거쳐 PC 에 저장했다. 공구는 직경 100 mm 인 한국 야금(주)의 EP4100R/L 정면 밀링 커터를 사용하였다. 그리고, 밀링 커터에 삽입된 팁은 대한 중석(주)에서 제작한 SPKN1203EDR KT650 을 사용하였다. 공작물은 선박의 프로펠러재료로 쓰이는 황동(Brass)을 사용하였으며, 그 치수는 가로 300 mm, 세로 150 mm, 두께 25 mm 이다. 실험 장치의 개략도는 Fig. 6 과 같다.

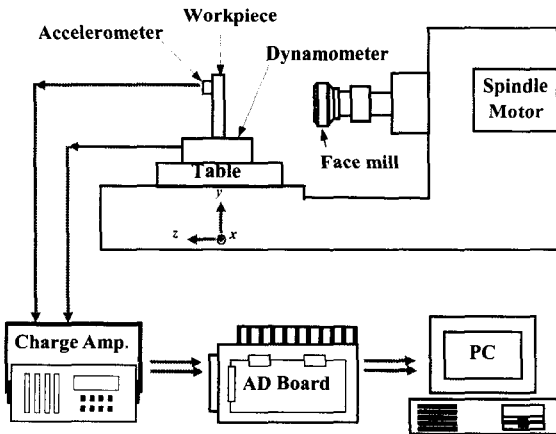


Fig. 6 Schematics of experimental setup

5. 시뮬레이션 및 실험 결과

5.1 동적 절삭력 계산 알고리즘

동적 절삭 모델에서 공작물의 변위 계산을 위해 수치 적분법을 사용하였다. 초기 가진력은 식 (16)으로부터 계산된 절삭력을 사용하였으며, 이로 인해 발생한 변위들은 식 (9)로부터 안쪽 및 바깥쪽 모듈레이션의 차이를 구하여 식 (13)에서 순간 절삭 단면적을 구한다. 그 다음 식 (17)로부터 동

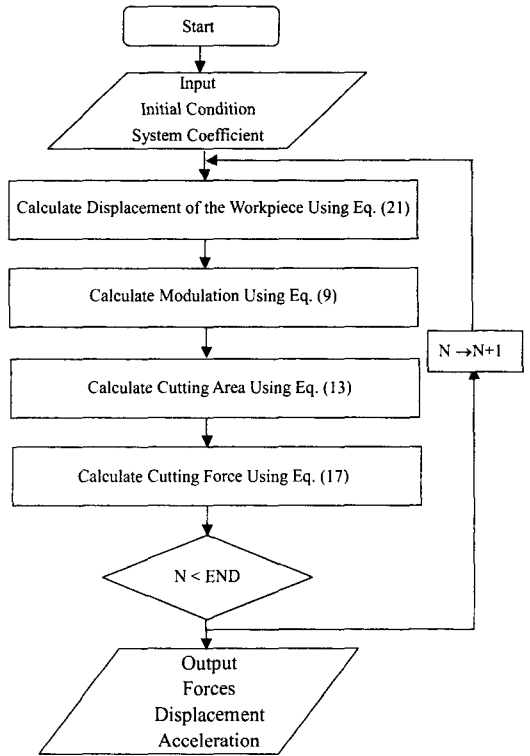


Fig. 7 Flowchart for dynamic cutting force calculation

적 성분들을 구한다. 동적 절삭 성분을 계산하는 순서도는 Fig. 7 에 도시하였다.

시뮬레이션은 공칭 절삭 깊이를 0.1 mm 간격으로 0.3 mm 부터 2.0 mm 까지, 주축 회전 속도를 10 rpm 간격으로 210 rpm 부터 800 rpm 까지 변화 시키면서 수치 적분을 수행하였다.

5.2 시뮬레이션 및 실험 결과

Fig. 8 은 시뮬레이션과 실험 결과에서 얻은 평판의 가속도 PTP 값을 주축 회전수에 대해 나타낸 것이다. 그리고, 실험과 시뮬레이션은 하향 절삭(Down milling)으로 실시하였다. Fig. 8 에서 특정 주축 회전수 구간에서 가속도의 PTP 값이 상당히 작아지는 것을 볼 수 있는데, 이것은 특정한 주축 회전 속도 구간에서 평판의 진동이 감소하면서 절삭이 안정적으로 이루어지고 있다는 것을 나타낸다. 즉 평판의 정면 밀링과 같은 불안정한 절삭 과정도 주축 회전 속도를 적절히 선택하면 절삭을 안정적으로 수행할 수 있다. 주축 회전 속도가 증

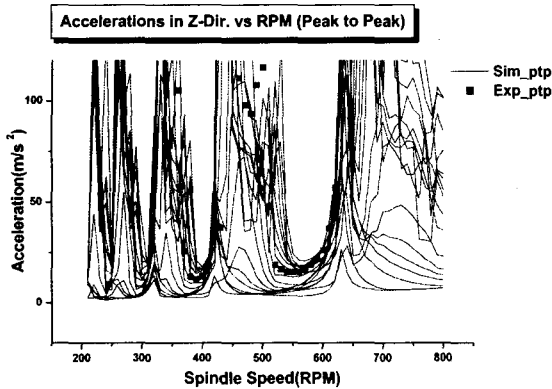


Fig. 8 Peak to peak chatter plot of axial acceleration of a compliant plate

가할수록 안정 절삭 영역이 넓어지는 것을 볼 수 있는데 이것은 주파수 영역에서 해석적으로 예측한 안정성 선도와 같은 경향을 보인다.⁸

시뮬레이션 결과를 검증하기 위해 500 rpm 과 620 rpm 사이에서 하향 절삭으로 실험을 실시하여 Table 3 에 정리하였다.

Table 3 List of cutting condition

Spindle speed (rpm)	Spindle Tilt angle (degree)	Feed per tooth (mm)	No. of Tooth	Axial depth of cut (mm)	
500	5.021	0.15	6	1.22	Unstable
520	5.021	0.15	6	1.22	Unstable
540	5.021	0.15	6	1.22	Stable
560	5.021	0.15	6	1.22	Stable
580	5.815	0.15	6	1.13	Stable
600	5.815	0.15	6	1.13	Stable
620	5.815	0.15	6	1.13	Unstable

Fig. 9 는 채터가 일어났을 때와 채터가 일 나지 않았을 때의 실제 측정 가속도 신호를 비교한 것이다. 채터가 발생하여 절삭 과정이 불안정해지면 가속도가 안정 절삭을 할 때보다 4~5 배 증가한다. 이러한 불안정 절삭 과정에서 순간적으로 절삭

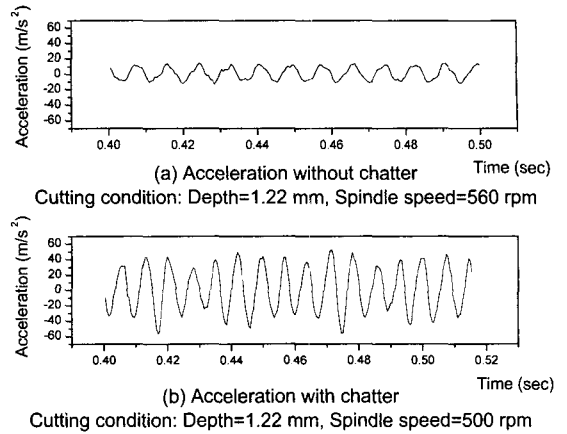


Fig. 9 Comparison of measured accelerations without chatter and with chatter

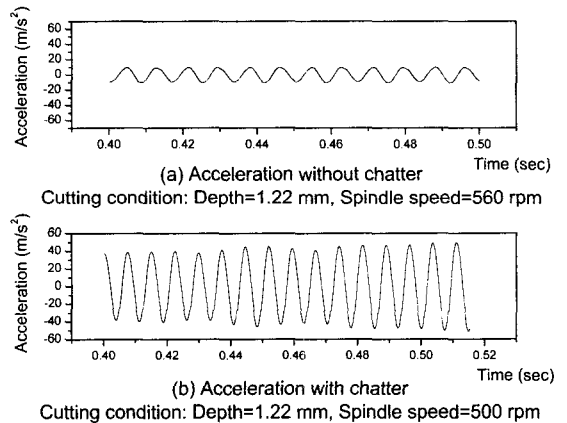


Fig. 10 Comparison of predicted accelerations without chatter and with chatter

력이 커져 공구의 파손을 일으키고, 평판의 진동을 증폭시켜 표면 거칠기와 형상 오차를 증가시키는 주된 원인이 된다. 따라서, 안정적 절삭이 가능한 주축 회전 속도를 가공 전에 예측하는 것이 매우 중요하다. Fig. 10 은 채터가 일어났을 때와 채터가 일어나지 않았을 때의 시뮬레이션한 가속도 신호를 비교한 것인데, 실험 결과를 나타낸 Fig. 9 와 서로 잘 일치하였다. 500 rpm 에서 620 rpm 까지 실험 결과 또한 Fig. 8 의 가속도 PTP 선도와 잘 일치하였다.



Fig. 11 Measured surface profile without chatter

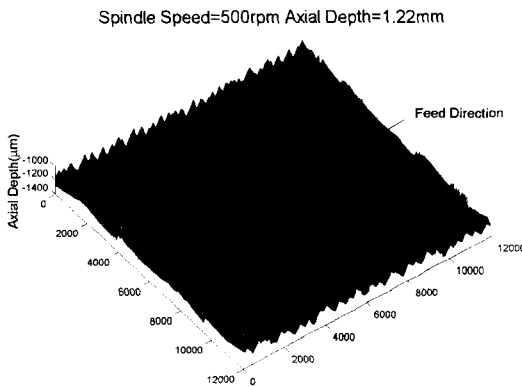


Fig. 12 Measured surface profile with chatter

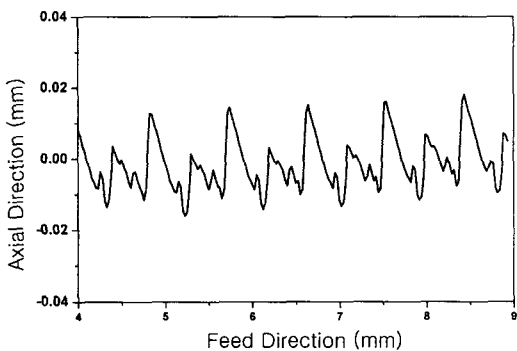


Fig. 13 Measured surface profile without chatter

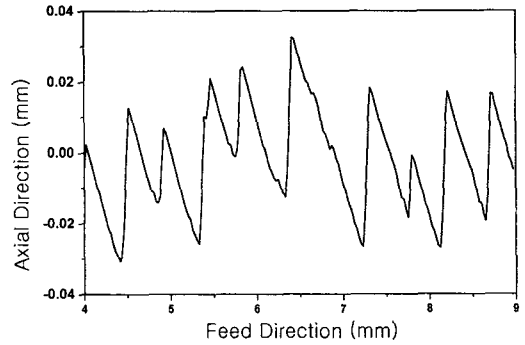


Fig. 14 Measured surface profile with chatter

Fig. 11 과 Fig. 12 는 실제 가공된 표면 형상이다. 채터가 일어나지 않은 Fig. 11 의 표면 형상은 날 당 이송에 의한 커터 마크(cutter mark)만이 선명히 보이는 반면 채터가 일어나 불안정 절삭을 한 Fig. 12 의 표면 형상은 평판의 진동에 의한 불규칙적인 물결 무늬가 나타나 표면 거칠기가 나빠진 것을 볼 수 있다.

Fig. 13 과 Fig. 14 는 표면 조도를 정확히 알아보기 위해 2 차원 표면 조도 측정기인 Taylor Hobson 사의 Stylus 를 이용하여 측정된 표면 형상이다. 채터가 일어났을 때의 최대 표면 거칠기 (R_{max})는 $70 \mu m$ 로 채터가 일어나지 않았을 때의 R_{max} $28 \mu m$ 보다 약 2.5 배 증가하였을 뿐만 아니라 형상도 더욱 불규칙한 것을 볼 수 있다.

6. 결론

본 논문에서는 평판의 주축 방향 진동이 절삭력에 미치는 영향을 고려한 동적 절삭 모델을 수립하였다. 이렇게 예측된 동적성분을 바탕으로 작성된 PTP 선도에서 안정 절삭이 가능한 주축 회전 속도 영역이 존재함을 파악할 수 있었으며, 이를 실험을 통해 검증하여 신뢰성 있는 결과를 얻었다. 실험과 시뮬레이션을 통해 다음과 같은 결론을 얻었다.

1. 축방향 비절삭 계수, K_A 를 도입하고, 비절삭 계수를 비절삭 칩 두께의 지수 함수로 표현하여, 평판의 정면 밀링 가공 시 공작물의 진동에 주된 영향을 미치는 축방향 절삭력을 정확히 예측하였다.

2. 축방향의 진동과 절삭력을 고려한 가공 안정성에 대한 모델을 제시하였으며 시간 영역에서 시뮬레이션을 통하여 구조물의 가속도 변화를 관찰하고 이의 PTP 성분을 이용하여 안정 절삭조건을 구하였다.
3. 시뮬레이션을 통해 얻어진 동적 거동과 실제 측정된 동적 거동의 비교를 통해서 제시된 모델의 적합성을 확인하였다.

참고문헌

1. Martellotti, M. E., "An Analysis of the Milling Process," Trans. ASME, Vol. 63, pp. 677-700, 1941.
2. Fu, H. J., Devor, R. E. and Kapoor, S. G., "A Mechanistic Model for the Prediction of the Force System in Face Milling Operations," Trans. ASME, Journal of Engineering for Industry, Vol. 106, pp. 81-88, 1984.
3. Gani, E. A., Kruth, J. P., "A Geometrical Model of the Cut in Five-Axial Milling Accounting for the Influence of Tool Orientation," Int. J. Adv. Manuf. Technol., Vol. 13, pp. 677-684, 1997.
4. Smith, S., Tlustý, J., "Efficient Simulation Programs for Chatter in Milling," Annals of the CIRP, Vol. 42, pp. 463-446, 1993.
5. Gygax, P. E., "Dynamic of Single Tooth Milling," Annals of CIRP, Vol. 28, pp. 65-71, 1973.
6. Ruzhong, Z., Wang, K. K., "Modeling of Cutting Force Pulsation on Face Milling," Annals of CIRP, Vol. 32, pp. 21-26, 1984.
7. Kim, H. S., Ehmann, K. F., "A Cutting Force Model for Face Milling Operations," Int. J. Mach. Tools and Manufact., Vol. 33, No. 5, pp. 651-673, 1993.
8. Altintas, Y., Budak, E., "Analytical Prediction of Stability Lobes in Milling," Annals of CIRP, Vol. 44, pp. 357-362, 1995.