

정밀 선삭가공에서의 표면거칠기곡선 예측

윤영식*, 이상조**

Prediction the Surface Profile in the Single Point Diamond Turning

Young-Sik Yoon*, Sang-Jo Lee**

ABSTRACT

The achievable machining accuracy depends upon the level of the micro-engineering, and the today's accuracy targets are dimensional tolerances in the order of 10nm and surface roughness in the order of 1nm. Such requirements cannot be satisfied by the conventional machining processes. Single point diamond turning is the one of new techniques which can produce the parts with such accuracy limits. The aims of this thesis are to get a better understanding of the complex cutting process with a diamond tool and, consequently, to develop a predicting model of a turned surface profile. In order to predict the turned surface profile, a numerical model has been developed. By means of this model, the influence of the operational settings-the material properties of the workpiece, the geometry of the cutting tool and the dynamic behaviour of the lathe-and their influences via the cutting forces upon the surface roughness have been estimated.

Key Words : Single Point Diamond Turning(다이아몬드 공구를 사용한 선삭), Diamond Tool(다이아몬드공구), Cutting Force Model(절삭력 모델), Surface Profile Prediction Model(표면 거칠기곡선 예측 모델)

1. 서 론

최근들어 컴퓨터, 반도체, 레이저, 영상 및 정보 분

야의 눈부신 발전과 더불어 고정도의 기계가공과 고품위의 가공된 표면에 대한 요구는 점차 증대하고 있으며, 현대의 각종 첨단산업에 있어 초정밀 가공을 요하

* 건양대학교 기계공학과

** 연세대학교 기계공학과

지 않는 분야는 없다고 할만큼 초정밀가공의 중요성의 더욱 강조되고 있다. 지난 200여년 동안 정밀절삭에 대한 점진적 노력의 결과로 1미크론의 정밀도를 유지하는 수준으로 발전하였으며¹⁾, 수 나노미터의 표면거칠기를 갖는 제품을 생산하기에 이르렀다. 비록, 아직도 정밀절삭에 대한 많은 문제점이 미해결 상태에 있지만 제품의 소형화, 경량화 추세에 발맞추어 초정밀 가공 분야의 발전은 더욱 박차를 가할 것으로 예상되며, 이것은 또한 가공 경제성과 생산성의 향상에도 기여할 것으로 기대된다.

초정밀가공의 정밀도는 그 시대의 기술수준에 따라 달라지는데, 현재 초정밀가공은 치수정밀도로 0.01 μm , 표면거칠기는 1nm를 목표로 하고 있으며²⁾, 이는 금속의 결정격자간격 ($\text{\AA} \sim 10^{-10}\text{m}$)에 육박하는 정도이다. 이런 요구사항은 전통적 가공과정의 연장개념으로는 만족시키지 못하여 새로운 가공 기술의 필요성이 대두되기에 이르렀는데, 다이아몬드 공구를 사용한 절삭가공이 그 중의 한가지 방법이다. 다이아몬드 공구를 사용한 절삭가공에 의하면 표면거칠기의 향상뿐 아니라 양호한 치수 정밀도, 진원도, 원통도, 평면도, 진직도 등의 요구사항을 만족시킬 수 있다. 다이아몬드 절삭가공의 대상은 최근의 전자공학의 진보와 정보화 사회로의 발전에 따라 사용빈도가 높은 비자성 금속인 구리, 알루미늄, 플라스틱 등이 대표적인 경우이고 이외에도 금, 은, 플라티늄, 납, 니켈 등도 가공되고 있다.

본 논문에서는 다이아몬드 공구를 사용한 절삭과정에 대하여 이론적 모델링 및 실험해석을 통하여 정밀절삭 매커니즘에 관계하는 인자들의 표면형성에 미치는 영향을 규명하여, 표면거칠기곡선 예측모델을 세우고자 한다.

2. 절삭력 예측 모델

2.1 절삭력 모델

다이아몬드 공구를 사용한 선삭가공에 의한 표면형성에 관계하는 중요한 인자중의 하나가 절삭력의 변화이다. 절삭력의 변화를 예측하기 위하여 많은 인자들을 포함하는 복잡한 3차원 절삭(oblique cutting) 과정을 다음과 같이 소성이론에 기초한 가정을 통하여 2차원 절삭(orthogonal cutting) 과정으로 단순화한다.

(1) 절삭과정은 전단과 마찰의 두 과정이 동시에 일어나는 소성변형을 한다.

(2) 절삭에 소요되는 동력은 위의 두 과정(전단과 마찰)에 의해 완전히 소모된다.

(3) 피삭재는 Lüdwick의 구성 방정식³⁾에 따라 거동한다.

절삭과정은 Fig.1(a)와 같이 전단과정에 의하여 칩이 피삭재로부터 분리되어 유동방향이 바뀌면서 동시에 마찰에 의하여 칩두께가 증가하는 과정을 거친다.

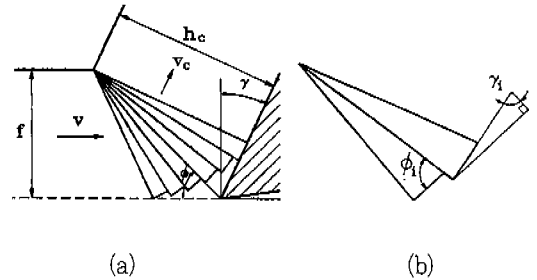


Fig.1. Schematic representation of the cutting force model.

절삭과정에서 소요되는 총동력 (E_{ps})은 다음과 같다.

$$E_{ps} = E_p + E_s \tag{1}$$

여기서, E_p = 주전단(primary shear) 영역에서 변형에 소요되는 동력

E_s = 부전단(secondary shear) 영역에서 변형에 소요되는 동력

주전단영역에서 소요되는 동력은 다음과 같으며,

$$E_p = \int_{\bar{\epsilon}} \sigma b f V d\bar{\epsilon} \tag{2}$$

여기서, b = 절삭깊이

f = 이송

V = 절삭속도

$d\bar{\epsilon}$ = 전단영역에서 미소 스트레인

방정식으로부터 식(2)를 정리하면 다음과 같다.

$$E_p = \int_0^{\bar{\epsilon}_1} C \bar{\epsilon}^n b f V d\bar{\epsilon} \tag{3}$$

여기서, C = 비동력(specific stress)

n = 가공경화지수

주전단 영역에서의 변형과정에서 소모된 에너지가 최소가 되도록 전단면의 수가 결정되며, 항상 한개에서 무한대개 사이에 존재하게 된다.³⁾

n_s 개의 전단면을 가진 경우 i 번째 전단면의 스트레인은 Lüdwick방정식과 von Mises항복조건과 Fig.1(b)의 기하학적 관계로부터 유도되며, i 번째 전단면에 작용하는 경사각(γ_i) 및 전단각(ϕ_i)은 다음과 같다.

$$\bar{\epsilon}_{oi} = \frac{1}{\sqrt{3}} \int dy_{\max} = \frac{\cos \gamma_i}{\sqrt{3} \sin \phi_i \cos(\phi_i - \gamma_i)} \quad (4)$$

$$\gamma_i = \frac{\pi}{2} - \frac{\pi - 2\gamma}{2n_s} \quad (5)$$

$$\phi_i = \frac{\pi}{4} + \frac{\gamma_i}{2} \quad (6)$$

식(5)와 식(6)을 식(4)에 대입하여 정리하면

$$\bar{\epsilon}_{oi} = \frac{2}{\sqrt{3}} \tan\left(\frac{\pi - 2\gamma}{4n_s}\right) \quad (7)$$

이고, 따라서, 주전단영역에서 소요되는 동력은 다음식과 같다.

$$E_p = \frac{C}{n+1} \left(\sum_{i=1}^{n_s} \bar{\epsilon}_{oi} \right)^{n+1} b V f \quad (8)$$

$$= \frac{C}{n+1} \left\{ n_s \frac{2}{\sqrt{3}} \tan\left(\frac{\pi - 2\gamma}{4n_s}\right) \right\}^{n+1} b V f$$

한편, 부전단 영역에서의 소요동력(E_s)은

$$E_s = F_w V_c \quad (9)$$

이고, 위식에서 V_c 는 칩의 속도이며, 기하학적인 관계로부터 전단각(ϕ), 공구경사각(γ), 절삭속도(V)로 표현하면 다음과 같다.

$$V_c = \frac{\sin \phi}{\cos(\phi - \gamma)} V \quad (10)$$

여기서,
$$\phi = \tan^{-1}\left(\frac{\cos \gamma}{h_c/f - \sin \gamma}\right) \quad (11)$$

식(9), (10)으로부터

$$E_s = \frac{\sin \phi}{\cos(\phi - \gamma)} F_w V \quad (12)$$

이므로 식(1), (8), (12)를 종합하면, 절삭에 소요되는 총동력은 다음식과 같이 정리된다.

$$F_v V = E_{ps} = \frac{C}{n+1} \left\{ n_s \frac{2}{\sqrt{3}} \tan\left(\frac{\pi - 2\gamma}{4n_s}\right) \right\}^{n+1} b V f + \frac{\sin \phi}{\cos(\phi - \gamma)} F_w V \quad (13)$$

위식의 양변을 $C \cdot b \cdot f \cdot V$ 항으로 나누어 무차원화시키면,

$$F_v^* = \frac{\sin \phi}{\cos(\phi - \gamma)} F_w^* + \frac{1}{n+1} \left\{ n_s \frac{2}{\sqrt{3}} \tan\left(\frac{\pi - 2\gamma}{4n_s}\right) \right\}^{n+1} \quad (14)$$

2.2 칩 유동각을 고려한 3차원 절삭

앞절에서 전개된 절삭력 관계식은 절삭과정이 2차원으로 가정하여 유도되었지만, 노우즈 반경을 갖는 다이아몬드 공구를 사용한 절삭 과정은 oblique chip을 생성하는 3차원 절삭이므로 칩의 유동 방향에 대한 개념이 요구된다.

절삭깊이(b)가 공구의 노우즈 반경(R)보다 매우 작은 경우, 칩 유동각(μ)의 계산은 Young의 모델⁴⁾을 따르기로 한다. Fig. 2로부터 칩의 유동각(κ)는 다음과 같다.

$$\kappa = \tan^{-1}\left(\frac{F_y}{F_x}\right) = \tan^{-1}\left[\frac{(\int \sin \kappa t d\theta)_A + (\int \sin \kappa t d\theta)_B}{(\int \cos \kappa t d\theta)_A + (\int \cos \kappa t d\theta)_B}\right]$$

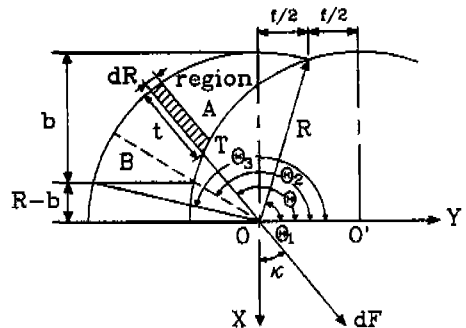


Fig. 2. Geometry of the chip flow model by Young.

따라서, Fig. 3에 나타난 바와 같이 공구 동력계에서 얻을 수 있는 수직 방향의 힘들(P_1, P_2, P_3)과 2차원 절삭이론에서 기하학적으로 표시되는 힘들(F_v, F_f, F_p) 간에는 다음의 변환식이 성립된다.

$$\begin{aligned} F_v &= P_1 \\ F_f &= P_2 \sin \kappa + P_3 \cos \kappa \\ F_p &= P_2 \sin \kappa - P_3 \cos \kappa \end{aligned} \quad (16)$$

또한, 공구 경사면에 작용하는 힘 F_w (마찰력)과, 이에 수직한 힘 F_n 은 다음과 같다.

$$\begin{aligned} F_w &= P_1 \sin \gamma + (P_2 \sin \kappa + P_3 \cos \kappa) \cos \gamma \\ F_n &= P_1 \sin \gamma - (P_2 \sin \kappa + P_3 \cos \kappa) \sin \gamma \end{aligned} \quad (17)$$

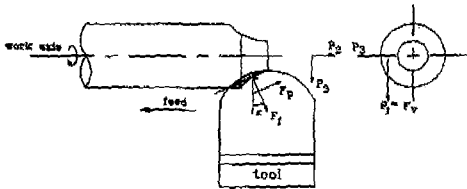


Fig. 3 Oblique chip formation model.

2.3 절삭력 관계식

앞의 2.1절에서 전개한 무차원화된 주절삭력과 마찰력의 관계식은 두 개의 미지수(F_w^*, F_v^*)가 있기 때문에 다음과 같은 또 하나의 방정식이 필요하다.

$$F_w^* = \mu_r F_v^* \quad (18)$$

여기서, μ_r 는 공구경사면에서 공구와 피삭재간의 평균 마찰계수이며, 다이아몬드 공구를 사용한 절삭에서는 절삭 조건의 범위가 한정되고, 절삭 속도는 빠르며, 공구 경사각이 0°인 공구가 주로 사용되므로, 마찰계수의 변화를 매우 작다고 가정하여 μ_r 을 상수로 취급할 수 있다.

위 식(18)과 식(14)를 연립하여 풀고 힘의 단위로 나타내면, 공구경사면에 작용하는 절삭력들은 다음과 같다.

$$F_v = \frac{\cos(\phi - \gamma)}{\cos(\phi - \gamma) - \sin \phi \mu_r} E_o^* CA \quad (19)$$

$$F_w = \frac{\cos(\phi - \gamma) \mu_r}{\cos(\phi - \gamma) - \sin \phi \mu_r} E_o^* CA \quad (20)$$

여기서 비에너지항(E_o^*)은 전단면의 수에 따라 그 값이 결정되는데, 전단면의 수는 한개에서 무한대개 사이의 어떤 값이므로, 비에너지항과 공구경사면에서 작용하는 힘들은 전단면의 수가 한개로 하여 계산된 값과 무한대개로 하여 계산한 값들 사이에 있게 된다.

(1) 하나의 전단면($n_s = 1$)인 경우

$$E_o^* = \frac{1}{n+1} \left\{ \frac{2}{\sqrt{3}} \tan \left(\frac{\pi - 2\gamma}{4} \right) \right\}^{n+1} \quad (21)$$

(2) 무한개의 전단면($n_s = \infty$)인 경우

$$E_o^* = \frac{1}{n+1} \left(\frac{\pi - 2\gamma}{2\sqrt{3}} \right)^{n+1} \quad (22)$$

2.4 실험방법 및 결과

2.4.1 실험 방법

절삭 실험은 1mm의 정밀도를 갖는 NC정밀 선반(TSUGAMI 社: FANUC 3T)에서 행하였고, 원통형의 피삭재는 공압척(PML-AMCORAM)을 사용하여 고정시켰다. Fig.4는 실험 장치의 개략도이다. 공구동력계는 X방향 이송테이블위에 위치하고 있으며, 그 아래에 Y방향 이송테이블 및 베드가 있고, 공작물은 절삭거리가 10cm 이상되도록 충분한 길이(20cm)로 척에 고정되어 있다.

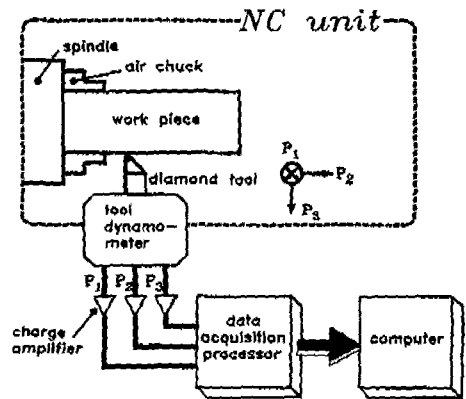


Fig. 4. The arrangement of the measuring equipments.

절삭시에 발생하는 3축 방향의 힘을 압전형(piezoelectric type) 공구 동력계(KISTLER 9257B)로 측정하고 용량형 앰프(charge amplifier, KISTLER 5007)로 증폭하여, A/D 변환기를 통하여 개인용 컴퓨터로 전송하여 데이터 처리하였다. 공구 동력계의 힘의 측정 범위는 주분력 방향은 0~10kN, 배분력 및 이송분력 방향은 -5~5 kN이다.

가공 재료로는 VTR의 실린더 및 복사기의 드럼 등에 사용되고 있는 알루미늄 합금(2218 : AlCu3.8 Ni1.7)으로써 용체화 처리 및 시효 경화 처리(T_6 열처리)를 거친 재질로 지름 60mm의 봉을 택하였다. 절삭 실험에 앞서 재료의 소성 물성치를 구하기 위해서 표준 인장시편(표점거리:62.5mm, 직경:12.5mm)으로 정적 인장 시험(변형률 약 $10^{-3}/s$, 상온)을 실시하였다. 시험 결과 피삭재의 비응력(C)은 $754N/mm^2$ 이고, 가공경화지수(n)는 0.22이다.

절삭 공구로는 천연 다이아몬드 팁을 브레이징시킨 바이트를 사용하였으며, 공구팁의 노우즈 반경은 800 μ m 이고, 공구의 상면 경사각은 0° , 여유각은 6° 이다.

일반적으로 다이아몬드 공구의 작업조건은 알루미늄 합금의 절삭시 이송 500 μ m/rev이하, 절삭깊이 300 μ m이하, 절삭 속도 1000m/min이내의 절삭 조건에서 많이 사용되고 있다. 본 실험에서는 절삭깊이 8~100 μ m/rev, 이송8~140 μ m/rev, 절삭 속도 480m/min(8 m/sec)로 상기 조건의 범위내의 조건에서 실험을 행하였으며, 절삭유를 사용하지 않는 건절삭으로 하였다.

A/D변환기의 데이터 추출 시간(sampling time)은 절삭력의 변동을 충분히 반영할 수 있도록 1msec로 하였으며, 3분력(주분력, 배분력, 이송분력)을 동시에 측정하였고, 연속된 절삭에 의한 온도 상승의 영향 및 마모의 영향을 배제하기 위하여 절삭 길이를 가능하면 짧게(10cm)하였으며, 한 절삭조건에 대한 실험 후에는 일정한 시간의 간격을 두고 다음 실험에 임하였다.

2.4.2 실험 결과

천연 다이아몬드 공구를 사용하여 절삭깊이 8~100 μ m, 이송 8~140 μ m/rev의 조건으로 절삭시 발생하는 3분력 힘을 측정한 결과 100mN에서 16N 사이의 절삭력 데이터를 얻을 수 있었다. 모든 실험조건에 걸쳐 절삭력의 크기는 주분력(P_1), 배분력(P_2), 이송분력(P_3)의 순이었고, 절삭 면적이 커질수록 주분력의 크기가 현저하게 증가함을 보이고 있다. 이송분력의 크기는 매

우 작아서 주분력의 20%미만이었다.

앞 절에서 전제한 이론값들과 비교하기 위하여 측정된 절삭력을 무차원화한 결과를 Fig.5에 도시하였고, 이미 발표된 두 절삭력 모델 즉, Dautzenberg 모델⁶⁾과 Recht 모델⁷⁾을 함께 표시하였다. 그림에서 직선은 Dautzenberg 모델의 이론값이고, 곡선으로 나타난 점선은 Recht 모델을 나타내며, 짧은 점선은 본 논문에서 제안하는 모델의 이론값이며, 더하기 부호(+)로 표시한 점들은 무차원화된 실험값을 나타낸다. 무차원화된 주절삭력(F_v^*)은 1.5~2.2 사이의 값이고 무차원화된 마찰력(F_w^*)은 0.8~1.6 사이의 값이다. 이론값과의 비교에서 알 수 있듯 이 세 모델 중에서 본 논문에서 제안하는 모델과 실험값이 가장 유사한 경향을 보이고 있으며, 실험 데이터의 분포된 양상을 보면 절삭 조건이 상대적으로 중한 경우(F_w^* 가 작은 경우)가 경한 경우(F_w^* 가 큰 경우)보다 이론값과 더 잘 일치하며, 실험값의 분산도도 덜함을 보이고 있다.

절삭 면적의 증가에 따른 절삭력의 변화를 도시한 그림이 Fig. 6이다. 그림에서 직선은 예측한 이론값으로서 주절삭력은 실선, 마찰력은 점선으로 나타내었으며, 실험값은 기호로 나타내었는데, 기호 \circ 는 주절삭력이고, 기호 \times 는 마찰력이다. 절삭면적이 30~80 $\times 10^2 \mu m^2$ 의 영역에서 절삭력의 예측이 정확하게 이루어졌으나, 절삭면적이 큰 부분(80 $\times 10^2 \mu m^2$ 이상)에서는 마찰력의 경우 이론값이 크게 예측되었고, 절삭면적이 작은 부분(30 $\times 10^2 \mu m^2$ 이하)에서는 이론값이 작게 예측되었다. 주절삭력의 경우 전 절삭면적에 걸쳐 잘 예측됨을 보이고 있다.

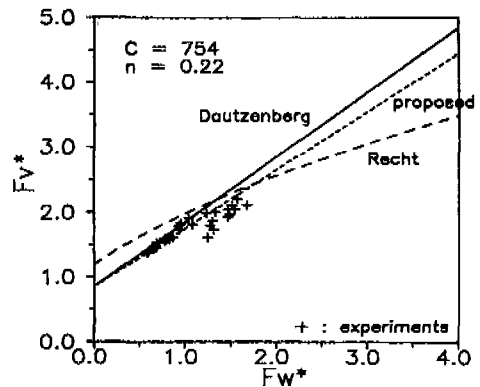


Fig.5. The cutting force number vs.the friction force number.

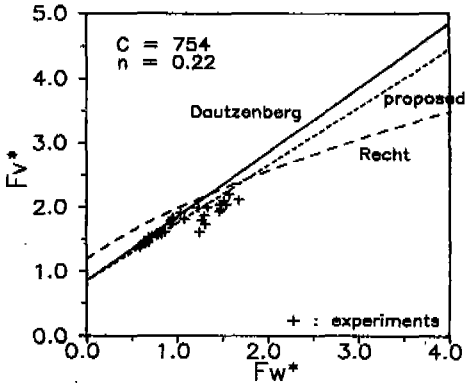


Fig.6. Predicted and experimental forces.

3. 표면 거칠기곡선 예측 모델

3.1 표면거칠기곡선 예측 시뮬레이션

표면거칠기곡선 예측모델은 공작물에 대한 공구인선 중심의 상대위치를 순차적으로 계산하고 절삭 공구의 인선의 모양을 고려하여 표면의 거칠기곡선을 얻도록 구성되어 있다. 공작물에 대한 공구의 상대위치는 공작 기계의 작업조건들(주축의 회전속도, 절삭 깊이, 이송 속도)과 이 조건들의 미소 변동에 따라 결정되며, 이 상대위치로부터 공구 인선의 형상, 파상도 등을 고려하면 가공된 공작물의 표면 거칠기곡선을 예측할 수 있다.

해석을 위한 좌표의 선정은 배분력 방향을 X축으로 하고, 이송분력 방향을 Y축으로 하며, 주분력 방향을 Z축으로 하였다. 공작물의 중심축은 이송분력 방향(Y축)과 평행하며, 절삭과정 중에 변화가 없다는 가정하에 공작물 표면의 거칠기곡선을 얻기 위하여 먼저 공구가 Y축을 따라 진행하는 동안에 공작물에 대한 공구의 상대위치를 계산한다. 이를 수식으로 정리하면 다음과 같다.

i) 절삭시간 t_i 후에 공작물의 회전수 i 의 계산.

$$i = \int_0^{t_i} [n_0 + \sum_j n_j \sin(\omega_{n_j} t + \varphi_{n_j})] dt \quad (23)$$

여기서, n_0 = 주축의 평균 회전속도

n_j = 주축 회전속도의 j 번째 변분의 진폭

ω_{n_j} = 주축 회전속도의 j 번째 변분의 기본진동수

φ_{n_j} = 위상각

ii) 공구인선 중심위치 (X_{oi} , Y_{oi})의 계산. Fig.7)

$$Y_{oi} = \int_0^{t_i} V_f(t) dt \quad (24)$$

여기서, V_f = 이송속도

$$X_{oi} = R_w + R - b(t_i) \quad (25)$$

여기서, R_w = 공작물의 반경

R = 공구의 노우즈반경

$b(t_i)$ = 절삭깊이

또한, 이송속도와 절삭깊이는 다음과 같다.

$$V_f(t) = V_{f0} + \sum_j V_{fj} \sin(\omega_{vj} t + \varphi_{vj}) \quad (26)$$

여기서, V_{f0} = 평균 이송속도

V_{fj} = 이송속도의 j 번째 변분의 진폭

ω_{vj} = 이송속도의 j 번째 변분의 기본진동수

φ_{vj} = 이송속도의 j 번째 변분의 위상각

$$b(t) = b_0 + \sum_j b_j \sin(\omega_{bj} t + \varphi_{bj}) \quad (27)$$

여기서, b_0 = 평균절삭깊이

b_j = 절삭깊이의 j 번째 변분의 진폭

ω_{bj} = 절삭깊이의 j 번째 변분의 기본진동수

φ_{bj} = 절삭깊이의 j 번째 변분의 위상각

iii) 절삭력의 계산

앞에서 구한 위치 (X_{oi} , Y_{oi})는 절삭력에 의하여 야기되는 공작물에 대한 공구의 상대위치는 고려되어 있지 않으므로, 절삭력을 식 (20)으로 계산하여 이를 위치 계산에 반영하여야 한다. X방향과 Y방향의 절삭력은 다음식과 같다.

$$\begin{aligned} F_x &= F_w \cos \kappa \\ F_y &= F_w \sin \kappa \end{aligned} \quad (28)$$

iv) 절삭력에 의한 위치보정

절삭력에 의한 위치보정량 ΔX_{fi} 와 ΔY_{fi} 는 식 (28)에서 구한 절삭력에 공구와 공작물 사이의 콤플라이언스를 곱하여 계산한다. 이 변위량은 공작물에 대한 공구의 위치를 변화 시키고 이에 따라 칩의 면적이 변화

하여 다시 절삭력이 변화한다. 따라서, 칩 면적을 계산하여 절삭력을 구하고 이에 따른 변위를 계산한다. 이 과정의 X방향의 연속된 두 위치가 차이가 0.1mm이하가 될 때까지 반복한다.

v) 공구 인선의 형상

위의 과정에서 계산된 공구 노우즈 반경 중심의 최종 위치와 이미 측정 또는 계산에 의해 알고 있는 공구 선단의 형상과 파상도를 고려하면 가공된 공작물의 표면 거칠기곡선을 예측할 수 있다.

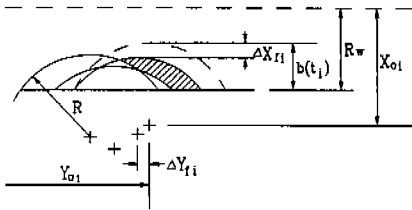


Fig. 7. The position of the tool relative to the workpiece and the undeformed chip section.

3.2 실험 해석

표면 거칠기곡선 예측 모델의 타당성을 검토하기 위하여 앞장의 실험에서 사용된 정밀선반으로, 동일한 작업조건의 범위내에서 알루미늄 합금을 선삭 가공하여 표면 거칠기 측정 장비로 표면의 거칠기를 측정·기록하여 시뮬레이션한 표면 거칠기곡선과 비교하였다.

3.2.1 접촉식 표면거칠기 측정기의 정확도

선삭된 가공면의 표면거칠기의 측정에 사용된 장비는 만능 표면거칠기 측정기(KOSAKA LABORATORY LTD., model:SE-3A)이고, 촉침은 반경이 2μm인 천연 다이아몬드이며, 촉침의 측정압력은 0.07gf이다. 표면거칠기 측정기의 진직도 정도는 300nm/100mm, 세로 배율 오차는 3%내이다. 세로배율은 대상면에 따라 10,000배, 20,000배의 2종류로 측정하였고, 펜 기록계의 가로 배율은 100배로 하였으며, 측정 속도는 100 μm/sec이다.

표면거칠기 측정기의 촉침의 끝은 이상적으로는 측정 대상면과 일점에서 접촉이 이루어져야함에도 불구하고, 제작상의 어려움으로 일정한 두께를 갖고 있으며, 사용시간의 증가에 따라 마모되어 선단이 무디어져 가기도 한다. 이러한 무디어진 선단의 촉침을 사용하여 측정된

표면거칠기는 오차를 발생하며, 이 오차는 가공공구의 선단반경(R), 촉침의 반경(r), 측정 표면의 기울어진 각도(θ_s)의 함수⁸⁾이다.

다이아몬드 공구를 사용한 절삭에서는 절삭공구의 반경이 촉침의 반경에 비하여 매우 크고(r ≪ R), 절삭 깊이가 절삭공구의 반경에 비하여 작으며, 형성된 표면의 골의 모양은 반원형을 이루고 있는 경우가 대부분이므로, 측정 오차(Δt)는 다음식과 같다.

$$\Delta t = r \left(\frac{1}{\cos \theta_s} - 1 \right) \tag{29}$$

여기서, r = 촉침의 반경

θ_s = 측정하고자 하는 표면의 골과 산사이의 기울기

다이아몬드 공구를 사용한 절삭 가공에서 일반적으로 가공된 공작물 표면의 골과 산사이의 기울기는 3° 이하이며, 본 논문에서 사용된 다이아몬드 공구의 선단 반경은 800μm이고, 표면거칠기 측정에 사용한 촉침의 반경은 2μm이므로 측정 오차는 식(29)에 의하여 2.7nm로 계산된다. 그러므로, 본 논문에서 표면거칠기 측정에 사용한 촉침으로도 충분한 정확도를 유지할 수 있다.

3.2.2 작업 조건 변화의 측정

표면거칠기에 영향을 미치는 인자로서 선반에 입력한 이송속도의 미소변화를 측정하기 위하여 절삭 공구의 끝단에 가속도계(Bruel & Kjaer 4370)를 부착하여 실제 이송시의 속도의 변동을 신호분석기(Hewlett-Packard 3562A Dynamic Signal Analyzer)를 사용하여 해석하였다. 이송속도의 자기 파워 스펙트럼(auto power spectrum)을 Fig.8에 도시하였다. 탁월한 주파수 성분은 11.75Hz 및 23.6Hz이고, 크기는 각각 10.83μm/sec, 34.72μm/sec이다.

주축 회전수의 변동은 2500rpm일 경우, 약 20rpm으로 오차는 1%미만이다. 그런데, 이러한 주축회전수의 변동은 1%미만의 이송의 변동을 유발하고, 이는 다음식에 의하여 표면거칠기에 미치는 영향은 2%미만이므로, 실제 시뮬레이션에서는 제외하였다.

$$R_t = \frac{(f + \Delta f)^2}{8R} = \frac{(f + 0.01f)^2}{8R} \approx 1.02 \frac{f^2}{8R}$$

또한 공작물과 공구 사이의 콤파라이언스는 공구에서의 주파수 응답함수와 공작물에서의 주파수 응답함수와의 차이로 구할 수 있는데, 그 크기의 평균값은 $314\text{mm}/N$ 로 측정되었다.

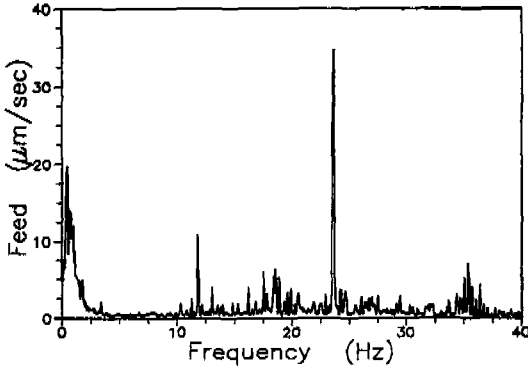


Fig.8. Autopower spectrum of the feed velocity.

3.3. 결과 및 검토

표면거칠기 측정장비를 사용하여 기록한 표면의 거칠기 곡선과 앞절에서 전개한 계산과정에 의하여 얻은 표면거칠기곡선을 비교한 그림을 Fig.9~Fig.12에 수록하였다. 전체적으로 표면의 거칠기곡선은 잘 예측되고 있으나 골과 산 사이의 거리는 실제 측정값보다 5%미만의 오차로 작게 예측되고 있다. 특히 절삭조건이 상대적으로 중한 경우(Fig.12)보다 경한경우(Fig.9)에서 오차가 더 커짐을 보이고 있는데, 이는 절삭깊이가 커짐에 따라 선반의 진동에 의한 영향과 작업조건에 미소 변동에 의한 영향이 감소하는 것으로 생각된다.

이러한 오차의 원인으로서는 다음과 같은 것들을 예상할 수 있다.

1. 수식화하지 못한 작업조건에 변화
2. 공구의 형상 오차 및 취부 오차
3. 피삭재의 불균일한 금속학적 성질
4. 이전 가공에 의한 표면의 거칠기
5. 공구의 점진적 마모

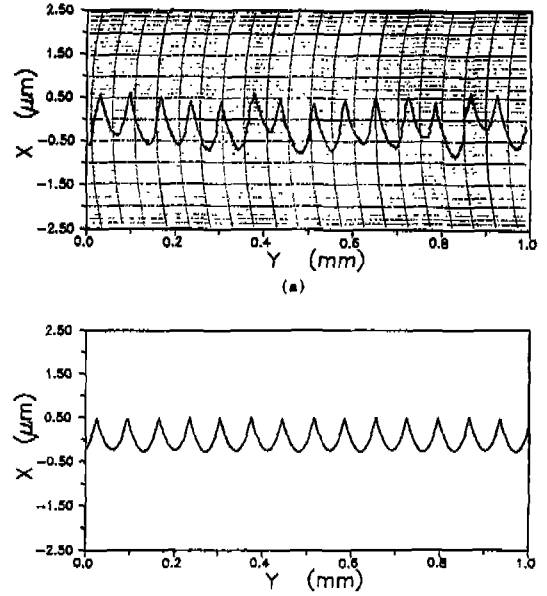


Fig.9 The measured and calculated surface profiles (Depth of cut : $8\mu\text{m}$, Feed rate : $70\mu\text{m}/\text{rev}$)

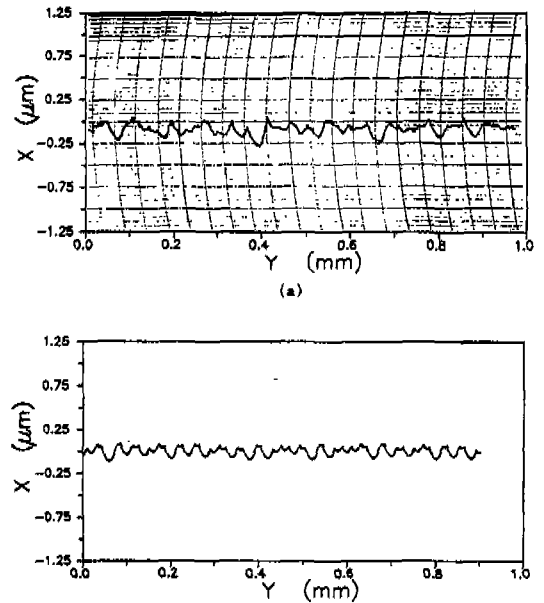


Fig. 10 The measured and calculated surface profiles. (Depth of cut : $20\mu\text{m}$, Feed rate : $20\mu\text{m}/\text{rev}$)

4. 결 론

초정밀 부품에 대한 수요가 급증함에 따라 사용범위가 점차 확대되고 있고, 더욱 엄격해 가는 가공 정밀도를 만족시키기 위한 정밀절삭 가공 메카니즘을 규명하기 위하여 정밀 선반으로 천연 다이아몬드 공구를 사용한 절삭을 행한 실험 해석과 이론전개를 통하여 절삭과정에 관계하는 인자들의 표면 형성에 미치는 영향에 대한 연구를 수행한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

1. 소성이론에 기초하여 절삭과정 중에 전단과 마찰이 동시에 일어나는 새로운 절삭력 모델을 제안하였다. 천연 다이아몬드 공구를 사용한 절삭 실험을 통한 비교로부터, 이미 발표된 Recht의 절삭모델과 소성 이론에 기초한 Dautzenberg의 절삭력 모델보다 본 논문에서 제안하는 절삭력 모델이 실험값과 가장 유사함을 보이고 있으며, 특히 절삭면적이 $30 \sim 80 \times 10^{-2} \text{mm}^2$ 인 범위에서는 주절삭력 및 마찰력이 모두 잘 예측됨을 보이고 있다. 실험에 적용된 전 절삭조건 범위에서 마찰력보다는 주절삭력이 더 잘 예측되고 있는데 이는 버니싱 효과 등에 의한 마찰력의 증가를 모델에 포함하지 못한 결과라 생각된다.

2. 선삭 가공품의 표면상태에 영향을 미치는 중요한 인자로서의 선반의 독특성을 파악하기 위하여 실험에 사용된 선반을 대상으로 랜덤 가진에 의한 모우드 해석 결과 선반의 최저차 고유 진동수는 10.8Hz이다. 관심있는 주파수를 200Hz까지로 하였을 경우, 공구와 공작물 사이의 콤플라이언스는 314nm/N으로 측정된다.

3. 주축 회전수, 이송 속도, 절삭 깊이를 포함하는 작업 조건과 절삭공구의 기하학적 특성, 공작물의 소성 물성치 등을 입력으로 하는 표면거칠기곡선 예측 모델은 공작물에 대한 공구의 상대위치를 공작물의 회전수에 따라서 순차적으로 계산하고 절삭과정 중의 절삭력의 변동과 공구와 공작물 사이의 콤플라이언스에 의한 위치 보정을 한 후, 공구의 인선 형상을 고려하여 표면 거칠기곡선을 얻도록 되어 있다. 이를 실제 여러가지 작업조건하에서 절삭 실험후에 표면거칠기 측정기로 측정한 형상과 비교한 결과 골과 산 사이의 거리로 5% 정도의 오차를 보이고 있으며, 절삭조건이 상대적으로 경한 경우보다 중한 경우에서 더 잘 일치함을 나타내고 있다.

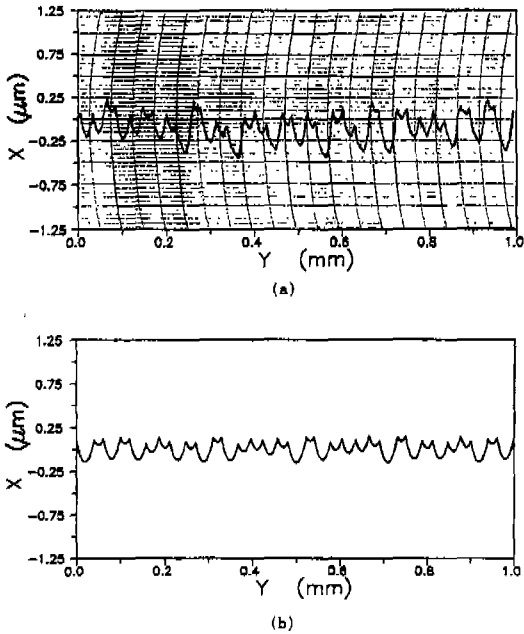


Fig. 11. The measured and calculated surface profiles.
(Depth of cut : 40 μm , Feed rate : 30 $\mu\text{m}/\text{rev}$)

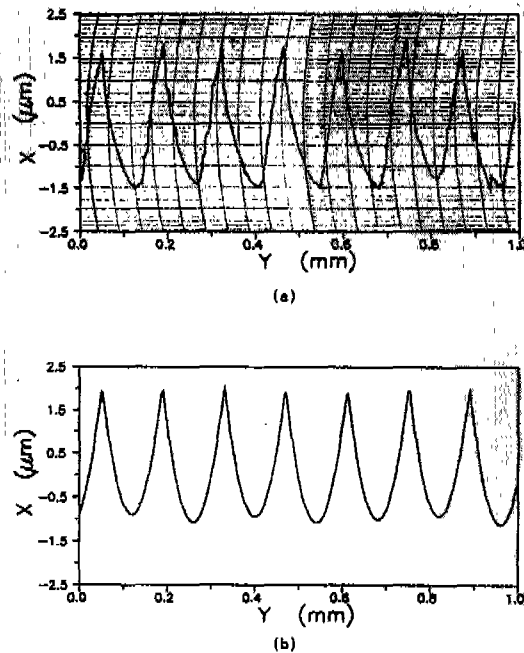


Fig. 12. The measured and calculated surface profiles.
(Depth of cut : 80 μm , Feed rate : 140 $\mu\text{m}/\text{rev}$)

4. 표면거칠기곡선 모델과 측정된 표면거칠기곡선과의 오차의 원인으로는 표면거칠기곡선 예측모델에 포함된 입력 이외의 추가적인 작업조건의 변화, 천연 다이아몬드 공구의 형상 및 취부오차, 피삭재의 금속학적 성질, 전 절삭에 의한 불균일한 표면과 공구의 점진적 마모등을 예상할 수 있으며, 이러한 항들을 모델에 포함시킨다면 좀 더 개선된 표면거칠기곡선 예측 모델이 될 수 있을 것이며, 이러한 모델은 실제 생산현장에서 작업조건과 공구형상을 최적화하는데 유용하게 쓰일 수 있고, 공구의 파손등 절삭상태를 감시하는데 좀 더 용이한 방법의 개발에 이용될 수 있다.

참고문헌

1. Taniguchi, N., "Current Status in, and Future Trends of Ultraprecision Machining and Ultrafine Materials Processing," *Annals of the CIRP*, Vol. 32, No. 2, pp. 573-582, 1983.
2. Ikawa, N., Shimada, S. and Ohmori, G., "Recent Trends in Diamond Tool Technology," *Proceedings of the International Congress for Ultraprecision Technology (Aachen)*, pp. 126-142, 1988.
3. Dautzenberg, J. H., Veensta, P. C. and Van der Wolf, A. C. H., "The Minimum Energy Principle for the Cutting Process in Theory and Experiment," *Annals of the CIRP*, Vol. 30, No. 1, pp. 1-4, 1981.
4. Young, H. T., Mathew, P. and Oxely, P. L. B., "Allowing for Nose Radius Effects in Predicting the Chip Flow Direction and Cutting Forces in Bar Turning," *Proc. Int. Mech. Eng., Part C*, Vol. 201, No. 3, pp. 213-226, 1987.
5. 윤영식, 이상조, "정밀 선삭 가공과정의 절삭력 예측모델," *대한기계학회논문집*, 제 17권, 제 6호 pp. 1456-1464, 1993.
6. Lo-A-Foe, T. C. G., Dautzenberg, J. H. and Van der Wolf, A. C. H., "A Model for the Micro-cutting Forces of Non-ferrous Metals," *Proceedings of the 5th Polytechnics Symposium on Manufacturing Engineering*, pp. 346-362, 1986.
7. Recht, R. F., "A Dynamic Analysis of High-speed Machining," *Journal of Engineering for Industry*, *Trans. of the ASME*, Vol. 107, pp. 309-315, 1985.
8. Anbari, N., "The Influence of Surface Roughness in Dependence of the Probe Ball Radius with Measuring the Actual Size," *Annals of the CIRP*, Vol. 39, No. 1, pp. 577-580. 1990.