

정면밀링 가공에서 표면조도 모델 개발

백 대균, * 고 태 조, ** 김 희 술**

A development of the surface roughness model in face milling operation

Dae-Kyun Baek, * Tae-Jo Ko, ** Hee-Sool Kim**

ABSTRACT

This paper presents the surface profile of machined workpiece in face milling operation. The roughness model of feed direction is considered the cutting condition, the profile and run-out of inserts. For the dynamic model the cutting system can be modeled as a vibratory system. The dynamic model of surface roughness is considered the relative displacements between tool and workpiece which can be obtained from the cutting system. These model can predict various surface roughnesses, i.e. maximum and arithmetic mean surface roughnesses. Therefore, the developed model can be used for the monitoring of surface roughness.

Key Words : The model of surface roughness(표면조도 모델), Axial run-out(축방향 인서트 초기위치오차), Radial run-out(반경방향 인서트 초기위치오차), Relative displacement(상대변위)

1. 서 론

최근 기계가공이 CAD/CAM화 되고 가공기술이 고정밀화, 고능률화 되어감에 따라 절삭공정에 대한 정확한 모델이 필요하다. 절삭공정에서 공작물의 정밀도나 가공능률에 가장 큰 영향을 미치는 것이 절삭력과 표면 거칠기로서 이의 해석을 위해서 절삭력 모델과 표면 거칠기 모델이 사용되고 있다. 정면밀링에서 절삭력 모델은 비절삭저항과 칩단면적의 곱으로 표시되는 정절삭력

모델로부터 커터형상과 공작물의 형상, 그리고 인서트 초기위치오차 등을 고려하여 정교한 절삭력 모델을 개발하였다.⁽¹⁻⁴⁾ 표면조도에 대한 모델은 선삭에서는 비교적 적용이 쉬우나 다인 공구인 밀링에서는 인서트 초기위치오차(Run-Out)에 의해 어렵게 된다. 밀링작업에서 인서트 초기위치오차는 피할 수 없는 것으로 절삭력의 해석과 표면조도의 해석에서 반드시 고려해야 한다. 밀링작업에서 표면조도 모델을 살펴보면 초기에는 인서트 초기위치오차를 고려하지 않고 표면조도 모델을 개

* 영남대학교 대학원 기계공학과

** 영남대학교 기계공학과

발하였고, 그 후에 인서트 초기위치오차와 공구의 처짐을 고려한 표면조도 모델을 개발하였다^[5-10]. 그러나 밀링가공에서는 커터의 정적인 처짐에 대하여 단속절삭에 의한 강제채터를 고려해야한다. 특히 정면밀링가공은 커터의 정적인 처짐보다는 강제채터의 효과가 더 크다. 따라서 본 연구에서는 정면밀링가공에서 인서트 초기오차와 날의 형상을 고려하여 보다 실용적인 표면조도 모델을 세우고, 절삭과정을 진동계로 모델링하여 동적 표면형상을 예측하고자 한다.

2. 표면조도 모델

2.1 이송방향 표면조도모델(The roughness model of feed direction)

표면조도는 절삭가공면의 좋고나쁨을 판단하는 한가지 기준으로, 다인공구인 정면밀링의 이송에 따른 표면조도는 인서트 초기위치오차에 의해 단인공구인 선삭과는 다른 경향을 나타내게 된다.

밀링작업에 있어서는 커터제작시의 오차와 인서트구격의 오차로 인하여 축방향 인서트 초기위치오차(Axial runout)와 반경방향 인서트 초기위치오차(Radial runout)가 존재하게 되고, 축방향 인서트 초기위치오차는 절삭깊이를 변화시키고, 반경방향의 인서트 초기위치오차는 날당이송을 변화시켜 표면조도를 변화시킨다.

정면밀링은 앞날과 후속하는 날의 상대적인 인서트 초기위치오차가 일정하지 않으므로, 절삭후 표면형상의 형성에 관여하는 날은 이송에 따라 다르게 나타난다. Fig.1은 이송이 인서트 초기위치오차에 비해 비교적 작은 경우 표면형상의 형성에 관여하는 날이 불규칙함을 보인 한 예이다.

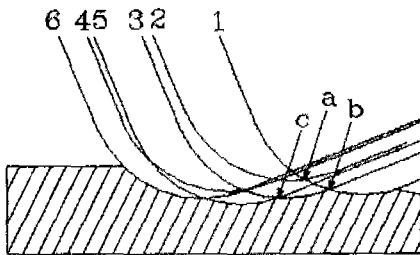


Fig. 1 Surface profile according to small feed

그림에서 1-6번째의 날이 차례로 절삭을 하는 경우, 2번째 날이 절삭한 후의 최대높이는 a점과 같이 1번째 날과 2번째 날에 의해 결정되지만, 3번째 날이 절삭한 후의 최대높이는 b점과 같이 1번째 날과 3번째 날에 의해 결정된다. 그 다음 거칠기의 형성은 c점과 같이 3번째 날과 5번째 날에 의해 형성되고, 4번째의 날은 가공면의 형상에 관여하지 않게 된다. 이와 같이 절삭을 완전히 끝마친 후의 표면조도는 앞날과 후속하는 날의 상대적인 인서트 초기위치오차와 이송에 따라 결정된다.

Fig.1에서 빗금친 부분의 표면형상을 시뮬레이션하기 위해 i 번째 인서트에 초기위치오차가 존재하는 경우의 그림을 자세히 도시하면 Fig.2와 같다. Y 는 이송의 진행방향을 나타내고 Z 는 공작물에서 윗쪽방향, 즉 주축방향을 나타낸다. 위치오차가 없을 때 절삭된 면을 기준면으로 하여 첫번째 인서트의 곡률반경의 중심을 지나는 Z 축과 기준면이 만나는 점을 원점으로 하고, 이 점을 지나는 Y 축을 기준으로 도시하였다. 인서트 초기위치오차를 측정하여 평균값보다 큰 것은 양의 값으로 하고 평균값보다 작은 것은 음의 값으로 한다. Fig.2에서 보는 바와 같이 i 번째 인서트의 반경방향 초기위치오차가 $\epsilon_r(i)$, 축방향 초기위치오차가 $\epsilon_a(i)$ 일 때 인서트 반경의 중심은 O 에서 O' 로 이동하게 된다. 여기서 z' 는 i 번째 인서트가 초기위치오차가 없을 때 인서트의 곡률반경의 중심을 지나는 축을 나타낸다. i 번째 인서트의 궤적은 A, P, Q, B로 이루어지고, $i+1$ 번째 날은 날당 이송거리인 f_t 만큼 이동한 위치에서 인서트 초기위치오차량에 따라 궤적을 그리게 된다.

가공후의 표면형상은 다음과 같이 모델링할 수 있다. 먼저 표면형상의 y 좌표는 커터날의 수를 Z_c , 커터의

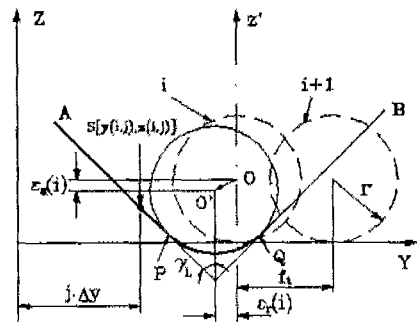


Fig. 2 Theoretical surface profile with run-out

순번을 i , 데이터수를 n 으로 나타낼 때 다음과 같이 쓸 수 있다. Δy 는 생성하려는 데이터수 n 에 따라 정해지는 이송방향의 증분치를 나타낸다.

$$\Delta y = \frac{z_c \cdot f_t}{n}$$

$$y(i, j) = \Delta y \cdot j, \quad i = 1 \cdots z_c, \quad j = 1 \cdots n \quad (1)$$

여기서 $y(i, j)$ 는 i 번째 인서트의 절인선상에서 원점으로부터 y 방향으로 j 번째의 위치를 나타내며 결국 Δy 는 이송방향의 이론적인 표면조도 궤적의 Resolution을 나타낸다.

인서트 곡률반경이 r 이고, 커터의 리드각이 L 일 때 i 번째 인서트의 절인선과 인서트의 곡율이 만나는 교점을 P 라고 할 때 y 방향의 위치 $y(i, p)$ 와 z 방향의 위치 $z(i, p)$ 는 다음과 같이 표시할 수 있다.

$$y(i, p) = -r \cos r_L - \varepsilon_r(i)$$

$$= \Delta y \cdot p$$

$$z(i, p) = r(1 - \sin r_L) - \varepsilon_a(i) \quad (2)$$

따라서 p 는 다음과 같다.

$$p = \frac{-r \cos r_L - \varepsilon_r(i)}{\Delta y} \quad (3)$$

교점 Q 의 y 방향의 위치 $y(i, q)$ 와 z 방향의 위치 $z(i, q)$ 다음과 같다.

$$y(i, q) = r \sin r_L - \varepsilon_r(i)$$

$$= \Delta y \cdot q$$

$$z(i, q) = r(1 - \cos r_L) - \varepsilon_a(i) \quad (4)$$

따라서 q 는 다음과 같다.

$$q = \frac{r \sin r_L - \varepsilon_r(i)}{\Delta y} \quad (5)$$

Fig. 2에서 보는 바와 같이 A 와 P 사이의 임의점 S 에서 z 방향의 위치 $z(i, j)$ 는 (2)식을 이용하면 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$z(i, j) = a_1 \cdot y(i, j) + b_1, \quad 1 \leq j < p$$

여기서

$$a_1 = -\cot(r_L)$$

$$b_1 = z(i, p) - a_1 \cdot y(i, p) \quad (6)$$

P 와 Q 사이의 궤적은 반경이 r 인 원의 방정식으로부터

터 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$z(i, j) = -\sqrt{r^2 - [y(i, j) + \varepsilon_r(i)]^2} - \varepsilon_a(i) + r,$$

$$p \leq j < q \quad (7)$$

Q 와 B 사이에서는 (2)식을 이용하면 다음과 같다.

$$z(i, j) = a_2 \cdot y(i, j) + b_2, \quad q \leq j < n$$

여기서

$$a_2 = \tan(r_L)$$

$$b_2 = z(i, q) - a_2 \cdot y(i, q) \quad (8)$$

(6), (7), (8)식을 이용하여 각 날의 궤적을 계산할 수 있고, 이 궤적으로부터 피드방향의 표면형상을 시뮬레이션할 수 있다. 본 연구에서는 6개의 날을 사용하였으므로 커터가 1회전할 동안에는 6개의 궤적을 얻을 수 있고 2회전 3회전으로 확장하여 날의 궤적을 얻을 수 있다.

2.2 동적 표면조도모델(The dynamic model of surface roughness)

절삭과정에서 채터가 발생하게 되면 공구와 공작물의 상대운동(Relative vibration)으로 인하여 표면조도는 정적인 모델보다 더 나빠지게 된다. 밀링가공에서 채터는 재생채터와 단속절삭에 의한 강제채터가 있다. 밀링의 단속절삭가공에 있어서도 재생효과와 작용이 발생하므로 어느 한도 이상의 강력가공을 행하면 재생채터가 발생하는 것은 연속 절삭인 선삭과 마찬가지로이다. 단속절삭에 있어서는 각 절삭날에 의한 절삭의 개시와 종료에 일어나는 충격과 함께 절삭량의 변동에 따른 강제적인 변동절삭력에 기인하는 강제채터를 고려해야 한다. 이 중에서 재생채터는 강력가공에서 발생하므로 본 연구에서는 정상적인 가공에서 강제채터에 의한 상대운동을 고려하고자 한다. X, Y, Z 세 방향의 상대운동 중에서 피드방향(y)의 상대운동은 반경방향의 인서트 초기위치 오차를 발생시키고 절삭깊이 방향(Z)은 축방향의 인서트 초기위치오차를 발생시키고 X 방향의 상대운동은 표면형상에 거의 영향을 미치지 않는다. 실제로 표면형상에 가장 큰 영향을 미치는 것은 절삭깊이 방향(Z)이므로 본 연구에서는 Z 방향만 고려하였다.

Fig. 3과 같이 절삭과정을 모델링할 때, 커터의 회전 각 θ 에서 i 번째 인서트의 상대운동 Zr 은 커터의 순간변위 Zt 와 공작물의 순간변위 Zw 로부터 다음과 같이

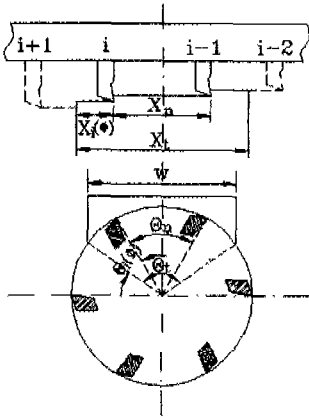


Fig. 3 The face cutter model with workpiece

표현할 수 있다.

$$z_c(i, t_i(\Phi)) = z_i(i, t_i(\Phi)) - z_w(i, t_i(\Phi)) \quad (9)$$

여기서 $t_i(\Phi)$ 는 커터의 회전각이 Φ 일때 i 번째 인서트의 시간을 나타낸다.

단속절삭에서 각 절삭날에 의한 절삭의 개시와 종료에 일어나는 충격에 따른 강제채터를 표면형상에 고려하려면 2.1절의 2차원모델에서 3차원모델로 확장해야한다.

Fig.3에서 커터의 직경이 D 이고, 커터의 회전각이 Φ 일때 i 번째 인서트가 절삭개시점 X_s 로부터 이동한 거리 $X_i(\Phi)$ 는 다음과 같다.

$$X_i(\Phi) = \frac{D \cdot \Theta_i(\Phi) \cdot \Pi}{360} \quad (10)$$

따라서 공구와 공작물의 상대운동 Z_r 을 고려한 동적 표면형상 Z 는 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$z(i, j, X_i(\Phi)) = z(i, j, X_i(\Phi)) + z_c(i, t_i(\Phi)) \quad (11)$$

여기서

$$t_i(\Phi) = t_{i-1}(\Phi) - t_n \quad (12)$$

$$t_n = \frac{X_i - X_n}{V}$$

$$X_n = \frac{D \cdot \Theta_n \cdot \Pi}{360}$$

$$X_i = \frac{D \cdot \Theta_i \cdot \Pi}{360}$$

여기서 Fig.3에서 보는 것과 같이 만약 두 날 i 와 $i-1$ 번째날이 절삭을 행하고 있으면, 그 순간의 공구와 공작물의 상대운동은 i 날의 궤적과 $i-1$ 날의 궤적에 동시에 영향을 미치게 된다. 따라서 (12)식과 같이 두 날이 동시에 절삭을 행하는 중첩시간(t_n)을 고려해야 한다. X_n 은 Fig.3에서 보는 것과 같이 인서트사이의 거리를 나타내고, X_i 는 한 날이 절삭개시에서 절삭완료까지 절삭을 행한 거리를 나타내고, V 는 절삭속도를 나타낸다.

3. 실험장치 및 방법

밀링머신의 테이블에 공구동력계를 부착하여 절삭력을 측정하였다. 본 연구에 사용된 시편은 기계구조용 압연강재(SS41)로 선택하였으며, 밀링머신과 커터, 인서트 및 실험장치의 제원은 Table 1과 같다.

시편의 조도측정은 축침식 조도계를 사용하였는데 변위량에 비례하는 전압은 증폭기에서 증폭한후 A/D Converter를 통하여 마이크로 컴퓨터에 저장하였다. 표면조도계의 작동조건은 Tracing 속도 3.0 mm/sec, 0.8mm의 Cut off값을 선정하였다.

4. 절삭시스템 모델링

Fig.4에서 보는 것과 같이 정면 밀링의 절삭시스템을 공구(M_1)와 공작물(M_2)로서 각각 1자유도계로 모델링 할 수 있다.⁽¹¹⁾ 동적 표면조도를 구하기 위해서는

Table. 1 Specification of expemental set-up

MILLING MACHINE	MMV - 1100(1100 x 280) mm
CUTTER	Korea Tungsten M 115 SP 04 R/L-10 LEAD ANGLE : 45 ° DIAMETER : 100mm
INSERT	SPGN 120304, 120308 P20 NOSE RADIUS : 0.4, 0.8 mm
WORKPIECE	130 x 77 x 45 mm
DYNAMOMETER	KISTLER TYPE 9257 A
CHARGE AMPLIFIER	KISTLER TYPE 5008E DPM-2300
A/D CONVERTER	CONVERSION RATE : 30 KHz RESOLUTION : 12 BIT INPUT RANGE : ± 10 V
SURFACE ROUGHNESS TESTER	MITUTOYO TYPE EMD-R75C

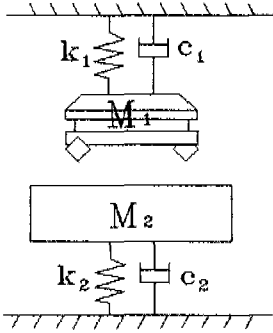


Fig. 4 The cutting system as a vibratory model

먼저 절삭시스템의 파라메타를 구해야 한다. 충격해머 (Impact Hammer)를 공구와 공작물에 Z방향으로 각각 가진하여 공작물과 공구의 가속도와 가진력을 각각 획득하면 절삭시스템의 파라메타를 구할 수 있다.

공구와 공작물의 Z방향 충격력(Impact Force)과 가속도를 측정하여ARMA(2,1)모델에 적용하여 고유진동수와 감쇠비를 구하면 공구의 고유진동수는 978Hz, 감쇠비는 0.1144이고, 공작물의 고유진동수는 1215Hz, 감쇠비는 0.1415이다.^[12] 이 특성치들로부터 Fig.4의 절삭시스템을 다음과 같이 모델링 하였다.

$$\begin{bmatrix} 168 & 0 \\ 0 & 60 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{Z}_1(t) \\ \ddot{Z}_2(t) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 236315.5 & 0 \\ 0 & 129626.4 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{Z}_1(t) \\ \dot{Z}_2(t) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 6347133173 & 0 \\ 0 & 3496741024 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} Z_1(t) \\ Z_2(t) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} F_z(t) \\ F_z(t) \end{bmatrix} \quad (13)$$

재생진동이 발생하지 않은 정상적인 절삭상태에서 절삭시스템의 모델이 이루어졌고 이 모델로부터 공구와 공작물의 상대운동을 시뮬레이션할 수 있다.

5. 시뮬레이션 및 실험결과

6개의 날을 가진 밀링커터에 다이알게이지로 인서트 초기위치오차를 측정하여 주축의 회전속도 370 RPM, 이송속도 342 mm/min에서 (6), (7), (8)식을 이용하여 표면형상을 시뮬레이션하여 Fig.5에 나타내었다. Fig.5는 커터가 3회전 하는 동안에 가공면의 형상을 나타내었는데 인서트 초기위치오차에 따라 표면형상은 불규칙함을 알 수 있다. 각 인서트들의 궤적에서 최소

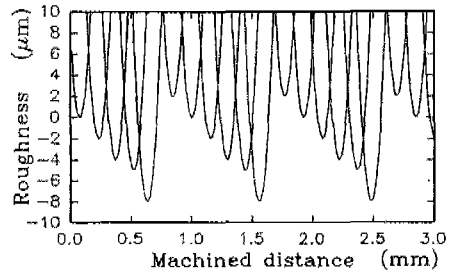


Fig. 5 The Simulated surface orbits (RPM:370, feed:342mm/min)

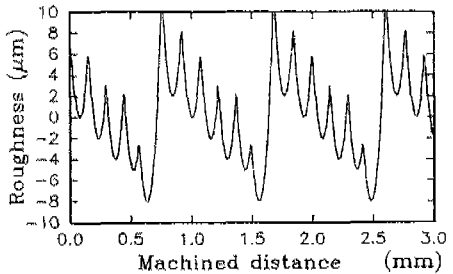


Fig. 6 The Simulated surface profile (RPM:370, feed:342mm/min)

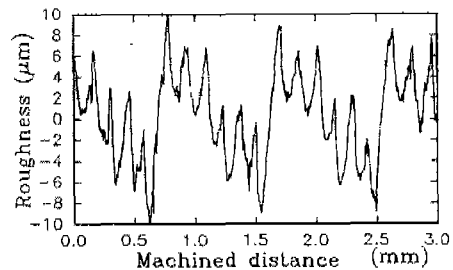


Fig. 7 The Measured surface profile (RPM:370, feed:342mm/min)

값들이 이론적으로 가공면의 형상을 이루기 때문에 각 지점에서 최소값을 구하여 도시한 것이 Fig.6이다. 같은 절삭조건에서 절삭깊이 1mm로 시편을 절삭하여 측정 칩 표면조도계로 표면조도를 측정하여 Fig.7에 나타내었다. 그림에서 보는 바와 같이 표면조도모델로부터 시뮬레이션한 결과와 실험에서 측정된 결과는 비교적 잘 일치함을 알 수 있다.

Fig.7에서 사용한 커터와 인서트를 다른 것으로 교

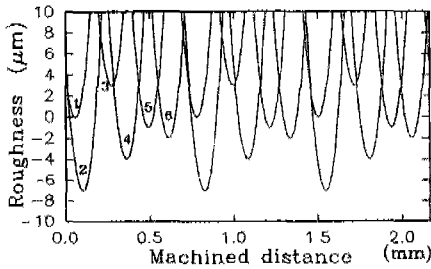


Fig. 8 The Simulated surface orbits (RPM:370, feed:267mm/min)

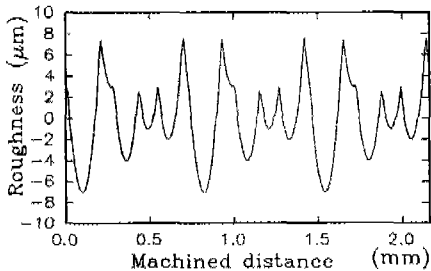


Fig. 9 The Simulated surface profile (RPM:370, feed:267mm/min)

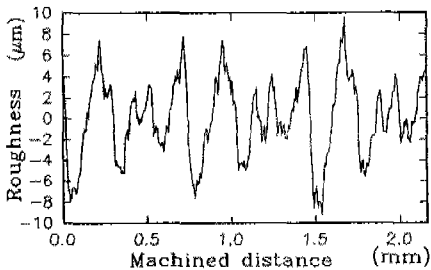
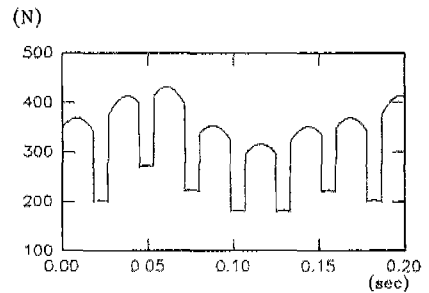


Fig. 10 The Measured surface profile (RPM:370, feed:267mm/min)

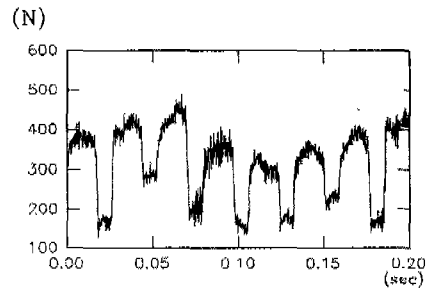
채하고 같은 절삭조건에서 이송속도만을 267 mm/min로 변화시켜 같은 방법으로 표면형상을 시뮬레이션하여 Fig.8에 나타내었다. 그림에서 보는 바와 같이 2번째 날이 상대적으로 초기위치오차가 많이 발생하여 1번째 날은 절삭을 하고도 표면형상에는 전혀 관여하지 않음을 알 수 있고 3번째날도 거의 표면형상에 관여하지 않아 4날이 가공면의 형상을 이루고 있음을 알 수 있다. Fig.8에서 이론적인 표면형상을 구하여 Fig.9에 나타

내었고 절삭실험을 수행한 결과를 Fig.10에 나타내었다. 두 조건에서 수행한 시뮬레이션과 실험결과를 살펴보면 약간의 오차가 발생하는데 주된 이유는 인서트 초기위치오차의 측정오차와 공작기계의 진동에 의한 공구와 공작물의 상대운동에 기인하는 것으로 생각된다.

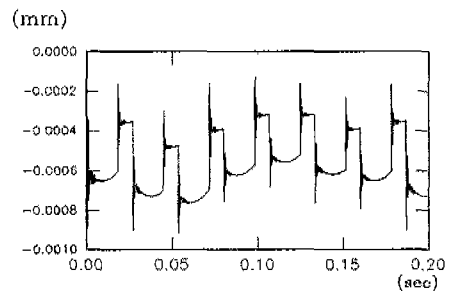
강제진동에 의한 표면형상의 영향을 알아보기 위하여 모델링한 절삭시스템에 동적 표면형상모델을 적용하였다. 반경이 0.8mm인 인서트 6개를 가진 커터로 주축 속도 370 RPM, 이송속도 342 mm/min, 절삭깊이 2mm에서 표면형상을 시뮬레이션하였다. 인서트 초기



a)Z-dir simulated cutting force



b)Z-dir measured cutting force



c)Z-dir simulated displacement

Fig. 11 Z-dir measured cutting force and relative displacement

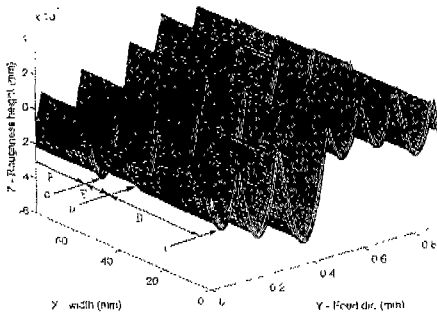


Fig. 12 Simulated dynamic surface profile

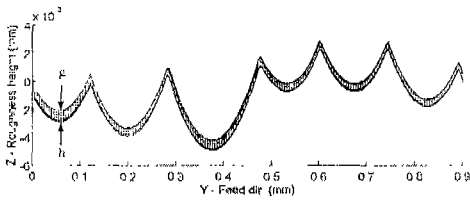


Fig. 13 Simulated dynamic surface profile viewing from X-direction

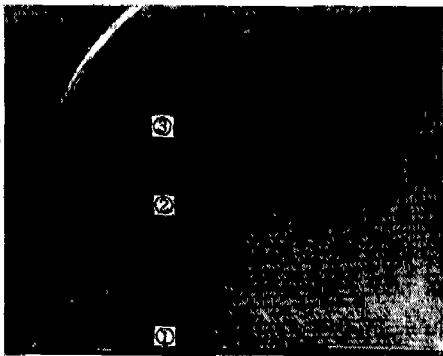


Photo 1 Dynamic surface profile

면형상을 시뮬레이션하여 Fig.12에 나타내었다. 인서트 가공물에 진입할 때에 큰 충격력이 상대운동을 유발하고 이 상대운동은 진입하는 날에 의해 가공된 표면형상과 절삭진행중인 날에 의해 가공된 표면형상에 관여한다. 그림에서 보는 것과 같이 진입하는 날에 의해 형성된 가공면은 a방향으로 나타나고, 절삭을 행하는 날이 진입하는 날의 충격으로 형성된 가공면은 c방향으로 나타난다. 인서트가 진입한 후 일정 시간동안 가공된 면은 D구간을, 그 앞날은 F구간을 각각 나타내며 2날이 동시에 절삭을 행하게 된다. F구간을 절삭한 앞날이 공작물의 표면을 이탈하고 그 때의 충격력이 뒷날의 상대운동을 유발하여 표면을 악화시키게 되는데 b방향으로 나타내게 된다. 날이 절삭면을 떠난 다음은 E구간 동안 한개의 날이 절삭을 행하므로 Fig.11의 절삭력에서도 알 수 있는 것과 같이 정절삭력이 급격이 감소하므로 공작물이 위로 쳐지게 되므로 경계가 뚜렷하게 나타남을 알 수 있다. Fig.13은 Fig.12를 공작물의 폭방향(X방향)에서 바라본 그림으로써 상대운동에 기인한 영향을 알 수 있다. g면은 상대운동과 공작물의 처짐에 의해 생성된 가장높은 면으로써 Fig.12의 b방향에서 생성된 면이다. h면은 절삭부위에서 가장낮은 면으로써 Fig.12의 a와 c방향에서 생성된 면이다. 공구와 공작물의 상대운동을 고려한 표면형상을 살펴보면 인서트 초기위치오차가 상대운동 보다 표면조도에 더 큰 영향을 미친다는 것을 알 수 있다. 절삭된 시편의 사진을 Photo 1에 나타내었다. 사진에서 보는 것처럼 초기에 절삭을 행할 때는 공작물의 폭이 변화하므로 채터링마크가 사선의 형태로 진행한 후 공작물의 폭이 일정한 지점에 이르러서는 직선의 형태로 나타난다. 진입하는 날의 채터링마크는 ①에 나타나고 한 날이 진입할 때 절삭을 수행하던 날은 ③번에 나타난다. 절삭날이 이탈할 때의 채터링마크는 ②번에 나타난다.

이상에서 살펴본 것처럼 절삭력의 변화에 따른 정적인 처짐과 동적인 상대운동이 표면조도에 상당히 큰 영향을 미친다는 것을 알 수 있는데 이러한 현상은 중절삭에서 더 크게 나타날 것으로 생각된다.

6. 결 론

정면밀링작업에서 인서트 초기위치오차와 절삭력의 충격에 의한 공작물과 공구의 상대운동을 고려하여 표면형상을 시뮬레이션하고 실험을 수행한 결과 다음과

위치오차를 고려한 절삭력모델^[1-4]로부터 절삭력을 시뮬레이션하여 측정치와 함께 Fig.11의 a), b)에 각각 나타내었다. 시뮬레이션한 절삭력을 (13)식의 절삭시스템에 가진하여 변위를 수치적분하고 상대변위를 구하여 Fig.11의 c)에 나타 내었다.

시뮬레이션한 상대운동을 (11)식에 적용하여 동적 표

같은 결론을 얻었다.

1. 인서트 초기위치오차, 인서트 형상, 절삭조건을 고려한 이송방향의 표면조도모델을 유도하고, 이 모델을 확장하여 절삭시스템의 모델링으로부터 공작기계의 상대운동을 고려한 동적 표면형상모델을 개발하였다.

2. 본 모델을 이용할 경우 정적인 처짐과 동적인 상대운동을 함께 고려하여 표면형상을 예측할 수 있다.

3. 단속절삭에 의한 강제채터를 고려하여 본 결과 날이 공작물에 진입할 때와 이탈할 때 공작물 표면에 채터링 마크가 발생함을 알 수 있었고, 한개의 날이 공작물에 물려있을 때는 정절삭력의 변동에 기인한 정적인 처짐이 발생하여 표면조도를 악화시킴을 알 수 있었다.

후 기

본 연구는 1994년도 한국과학재단 핵심전문연구(과제번호 941-0000-064-2)의 일부로 수행되었습니다. 이에 감사를 드립니다.

참고문헌

1. Fu, H.J., Devor, R. E. and Kapoor, S. G., 1984, "A Mechanistic Model for Prediction of the Force System in Face Milling Operation," Trans of ASME, J. of Engr for Ind., Vol. 106, Feb., pp. 81-88.
2. Kline, W. A. and Devor, R. E., 1983, "The Effect of Runout on Cutting Geometry and Force in Milling," J. of MTDR, Vol. 23, No. 2/3, pp. 123-140.
3. Ruzhong, Z. and Wang, K. K., 1983, "Modeling of Cutting Force Pulsation on Face Milling," CIRP, Vol. 321, pp. 21-26.
4. 김희술, 이상석, 이병철, 1992, "정면밀링작업에서

동절삭력 해석," 대한기계학회논문집, 제16권, 12호, pp. 1807-1815.

5. W. A. Kline, R. E. Devor and I. A. Sha-reef, 1982, "The Prediction of Surface Accuracy in End Milling," Trans of ASME, J. of Engr for Ind., Vol. 104, Aug., pp. 272-278.
6. J. W. Sutherland and R. E. Devor, 1986, "An improved Method for Cutting Force and Surface Error Prediction in Flexible End Milling Systems," Trans of ASME, J. of Engr for Ind., Vol. 108, Nov., pp. 269-279.
7. S. J. You and K. F. Eman, 1989, "Scallop Removal in Die Milling by Tertiary Cutter Motion," Trans of ASME, J. of Engr for Ind., Vol. 111, Aug., pp. 213-219.
8. M. A. Elbestawi, F. Ismail and K. M. Yuen, 1994, "Surface Topography Characterization in Finish Milling," Int. J. Mach. Tools Manufac. Vol. 34, No. 2, pp. 245-255.
9. 김병희, 주종남, 1994, "자유곡면의 정밀가공을 위한 표면거칠기의 정량 적해석에 관한 연구", 대한기계학회 논문집, Vol. 18, pp. 1483-1495
10. 김병희, 주종남, 1995, "3축 머시닝센터와 치구를 이용한 금형의 정밀 가공시의 특성해석", 한국정밀공학회지 제12권 제3호, pp. 119-129.
11. D. Y. Jang, 1990, "Manufacturing System Parameter Optimization for Specified Surface Properties of Machined Part," Ph.D. Thesis, Univ. of Florida.
12. Pandit, S. M. and Wu, S. M., "Time Series and System Analysis with Applications," John Wiley and sons, USA, 1983.