

<論 文>

밀링머신의 절삭력 제어를 통한 표면굴곡도 향상에 관한 연구

오 준 호* · 정 충 영**

(1987년 12월 1일 접수)

A Study on the Improvement of Surface Waviness by Cutting Force Control

Jun-Ho Oh and Chung-Young Jeong

Key Words: Waviness(표면굴곡도), Peripheral Down-Milling(측면하향밀링), Averaged Cutting Force(평균절삭력), Proportional Plus Integral Control(비례적분제어), Digital Control(이산제어), Modeling of the Cutting Process(절삭공정의 모델링)

Abstract

To improve the surface waviness in the peripheral milling, the feedrate is controlled so that the cutting force measured in the normal direction to the workpiece is constant. A discrete time first order model between the feedrate and the tool deflection is derived for the control. It has been shown by the analysis that the tool deflection is directly related to the feedrate and largely affects the surface waviness during cutting. The experimental results show that the surface waviness is drastically improved by the proposed methods.

기 호 설 명

a	: 축방향 절삭깊이	h	: 회전당 이송량
a_1	: 시스템의 극점	k	: 기계강성
b	: 반경방향 절삭깊이	k_o	: 제어기 이득
C	: 상수	k_i	: 적분이득
C_p	: 적분기의 보정계수	k_m	: 스텝모터 회전이득
e	: 표면굴곡도 오차	k_p	: 비례이득
f_r	: 명령 이송 속도	k_x	: x 방향의 기계강성
F	: 절삭력	k_y	: y 방향의 기계강성
F_c	: 평균 절삭력	K	: k_o, b_o
F_x	: 평균절삭력의 x 방향 성분	l	: 실제이송량
F_y	: 평균절삭력의 y 방향 성분	m	: 상수
$G(Z)$: 시스템의 전달함수	q^{-1}	: 차분 연산자
		r	: 공구의 직경
		r_a	: 절삭 강성
		$R(i)$: 기준 입력

*정회원, 한국과학기술원 생산공학과

**한국과학기술원

- T : 샘플링 시간
- u : 명령 입력
- a : 제어기의 영점
- β : 공구의 헬리칼 각도
- γ : 공구와 절삭물 간의 접촉 길이
- δ : 공구와 절삭물 간의 상대 처짐량
- δ_x : δ 의 x 방향 성분
- δ_y : δ 의 y 방향 성분
- θ : 절삭력의 방위각
- μ : 무차원 변수

1. 서 론

절삭가공에 있어 공구의 이송속도는 생산성 및 제품의 표면조도, 표면굴곡도 등에 크게 영향을 미치는 인자이다. 그러므로 일반절삭 가공시에는 절삭깊이 등 절삭조건이 변할 때마다 구간 별로 공구 이송속도를 지정해줌으로써 최적의 절삭이 이루어 지도록 노력하고 있다. 그러나 가공물의 향상이 복잡해지거나 절삭조건이 매우 까다롭게 변하는 경우, 매 구간 마다 정밀하게 최적의 공구이송속도를 지정하여 주는 것이 불가능하게 된다. 따라서 이러한 경우에 조작자는 가공물에 대하여 가장 안전한 공구이송속도를 택하는 것이 일반적이나, 생산성의 저하를 감수할 수 밖에 없다. 특히 이송속도가 일정하게 유지되면 가공면의 형상에는 가공전 형상이 혼적으로 남게 된다(Fig. 10). 이는 이송 속도가 낮은 경우에도 나타나며, 정밀절삭을 위해서는 재가공을 수행해야 하므로 공정수가 증가하여 생산성이 감소하게 된다.

이러한 가공면의 오차는 절삭시 공구와 공작물 사이의 상대적인 처짐이 주 원인으로, 이는 원하는 가공면과 실제 가공면과의 평균적인 편차인 위치오차(location error)와 가공 굴곡면에서의 최대최저의 차로 나타나는 파형오차(waviness error)로 구분된다.

이를 줄이기 위한 노력들을 살펴보면, E. Moon 등⁽¹⁾은 절삭위치의 몇 스텝 전의 위치에서 현재의 가공 오차를 예측한 뒤 그 오차를 보상하는 예측 보상 제어 기법(forecasting compensatory control technique)으로 수치 시뮬레이션을 수행하여 직진도 오차(straightness error)를 개선하려 노력하였다. 그러나 이는 오차가 크게 변하면 그 오차를 예측하지 못하는 단점이 있고, 미소 변위 측정을 위

해 비접촉 측정기를 부착하는등 사용상 불편이 따른다. Watanabe등^(2,3)은 엔드밀링 작업 중 굽힘모멘트를 측정하여 기하학적 적응제어(geometric adaptive control) 기법으로 직진도를 개선하였다. 여기에서는 단순한 정적 모델이 사용되었고, 필터(filter)의 특성이 시스템의 특성을 좌우할 우려가 있다. 한편, 정성중 등⁽⁴⁾은 엔드 밀링 공정중 발생하는 직진도 오차를 위치오차와 파형오차로 구분하여 가공후 측정 방법과 기하학적 적응제어 방법으로 제어하였다. 이것은 개념상 개회로 접근으로써 궁극적으로 불예측 상황에 대한 적응성이 떨어지는 단점이 있다.

본 논문에서는 엔드 밀링에서 황삭 작업시 비교적 절삭 모델의 정립이 용이한 하향 밀링(down milling)의 경우를 대상으로, 가공면 오차의 주 원인인 공구와 공작물 사이의 처짐과 절삭력의 특정한 동적관계를 유도하고, 그 절삭력을 일정하게 유지하도록 공구의 이송속도를 온라인으로 제어하였다. 즉, 측면 가공 오차의 민감방향(sensitive direction)인 이송의 수직 방향 처짐과, 공구 이송 속도에 대한 동적 관계를 유도하였고, 이러한 동적 관계로부터 절삭력을 일정하게 유지하도록 공구의 이송을 제어하였다. 절삭력이 일정하게 유지되면 공구의 처짐량도 일정하게 유지되므로 가공물의 초기 형상이 임의로 주어지거나 복잡하더라도 가공면은 항상 일정한 표면을 얻을 수 있다. 이것은 가공면 오차 중 파형오차(waviness error)를 최소화 하는 것이며, 궁극적으로는 표면굴곡도(waviness)를 향상시키게 되는 것이다. 이를 증명하기 위해 비례 적분 제어를 설계하고, 실험을 통해 그 결과를 살펴보았다.

2. 절삭 시스템의 모델링

일반적으로 절삭력은 다음 식(1)과 같이 표현된다.

$$F = Cbh^m \tag{1}$$

여기서, F : 절삭력

C : 상수

b : 절삭깊이

h : 공구이송량

m : 상수(연강인 경우 약 0.8-0.9)

즉 절삭력은 대체적으로 절삭율(metal removal rate: MRR)에 비례하게 된다. 또한 절삭력과 공

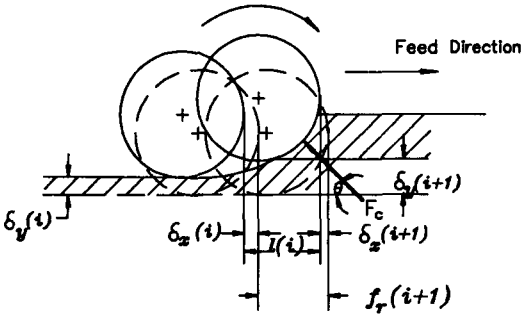


Fig. 1 Geometric relation of commanded and actual tool position in down milling

구의 처짐량은 다음 식(2)로 표현될 수 있다.

$$F = k\delta \tag{2}$$

여기서, F : 절삭력

k : 공작기계강성도

δ : 공구의 처짐량

또는,

$$\delta = \frac{F}{k} \tag{3}$$

식(1)은 절삭에 의해 발생하는 힘과 공구 이송속도와의 관계이며 식(3)은 이 힘에 대한 공구의 처짐량이다. Fig. 1에서 보는 바와 같이 측면 하향 밀링가공(peripheral down-milling)시 표면 굴곡도에 영향을 미치는 절삭력 F_y 는 식(1)부터 절삭깊이 b 에 비례하므로 δ_y 역시 절삭깊이 b 에 비례하게 된다. 즉,

$$\delta_y = \frac{F_y}{k_y} = \frac{C_y b h^m}{k_y} \tag{4}$$

여기서, C_y : y 방향의 비례상수

k_y : y 방향의 강성도

그러므로 절삭 깊이가 변하는 가공물을 일정한 속도로 절삭 하였을 경우 Fig. 2와 같이 가공물의 가공 후 형상은 가공 전 형상의 흔적을 갖게 된다. 이러한 흔적이 남지않도록 하기 위해서 δ_y 을 일정하게, 즉, F_y 를 일정하게 유지하여야 한다.

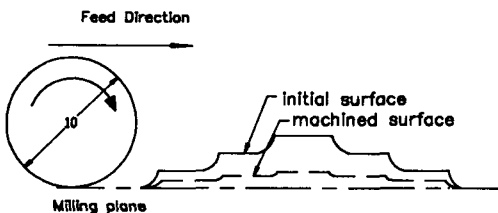


Fig. 2 Initial surface profile and machined surface after down milling with uniform feedrate

밀링공정은 불연속 절삭 공정으로 절삭시 발생하는 절삭력은 밀링공구의 1회전당 공구의 날 수 만큼의 진동을 유발한다. 뿐만 아니라 공구의 미소한 비정렬(misalignment)에 의해 한 회전 주기로 절삭력은 크게 요동하게 된다(Fig. 6). 그러므로 밀링공정에서 절삭력을 정량화 하는 데에는 어려움이 따른다. 본 연구에서는 평균절삭력의 개념^(6,9)을 도입하여 해석을 시도 하였다. 즉 공구의 1회전 중에 발생하는 실제 절삭력이 평균을, 제어하고자 하는 절삭력으로 하였다. 이러한 접근은 첫째로, 비교적 낮은 샘플링 주파수로써 이산제어(digital control)가 가능할 뿐만 아니라, 둘째로, 높은 고유진동수를 갖는 고차 항의 동특성을 배제하여 매우 간단한 수학적 모델을 얻을 수 있다는 장점이 있다.

Fig. 1에서 보인 명령 이송량과 실제 이송량과의 기하학적 관계로부터, i 순간에 $f_r(i)$ 만큼의 이송 명령에 대해 실제 공구는 $(i+1)$ 순간에 $l(i+1)$ 만큼 이동하게 된다. 그러므로 이송명령과 실제 이송의 차, 즉, 공구 처짐량 $\delta_x(i+1)$ 는

$$\delta_x(i+1) = f_r(i) + \delta_x(i) - l(i+1) \tag{5}$$

이 된다. 여기서 $\delta_x(i)$ 는 $(i+1)$ 순간 이전의 누적된 x 방향의 공구 처짐량이다. 또한, 이송명령 $f_r(i)$ 와 기준 입력 $u(i)$ 와의 관계는

$$f_r(i) = k_m T u(i) \tag{6}$$

로 나타내진다. 여기서 k_m 은 이송 스텝모터 이득, T 는 샘플링구간, 즉 공구의 1회전 시간이다. 한편 평균절삭력 F_c 는

$$\begin{aligned} F_c(i) &= C b l(i)^m \\ &= C b l(i)^{m-1} l(i) \\ &= r_a(i) l(i) \end{aligned} \tag{7}$$

$$\text{여기서, } r_a(i) = C b l(i)^{m-1}$$

여기서 l 은 한 회전당 실제 공구이송량, 즉 평균 칩두께이다. $r_a(i)$ 는 l 과 F_c 와의 비례상수로 절삭 강성이다. 또한, 공구의 처짐과 평균절삭력과의 관계는 간단한 Hooke의 법칙에 의하여

$$F_x(i) = k_x \delta_x(i) \tag{8}$$

$$F_y(i) = k_y \delta_y(i) \tag{9}$$

여기서 k_x : x 방향의 공작기계 강성도

k_y : y 방향의 공작기계 강성도

또한, Fig. 1의 기하학적 관계로부터

$$F_c(i) = \frac{F_x(i)}{\cos \theta} = \frac{k_x}{\cos \theta} \delta_x(i) \tag{10}$$

$$F_c(i) = \frac{F_y(i)}{\sin \theta} = \frac{k_y}{\sin \theta} \delta_y(i) \tag{11}$$

로 표시 될 수 있다.

여기 식(7), (11)의 평형식으로부터 y 방향의 공구 처짐량 δ_y 와 실제 이송량 ℓ 과의 관계를 구할 수 있다. 즉,

$$\ell(i) = \frac{k_x}{r_a(i)} \delta_y(i) = \mu(i) \delta_y(i) \quad (12)$$

$$\text{여기서 } \mu(i) = \frac{k_x}{r_a(i)}$$

식(10)을 식(5)에 대입하면

$$\delta_x(i+1) = f_r(i) + \delta_x(i) - \mu(i+1) \delta_y(i+1) \quad (13)$$

식(6), (10), (11), (12)의 관계로부터 (13)식은

$$\frac{F_x(i+1)}{k_x} = k_m T u(i) + \frac{F_x(i)}{k_x} - \mu(i+1) \frac{F_y(i+1)}{k_y} \quad (14)$$

이 된다.

또한,

$$F_x(i+1) = \cot \theta F_y(i+1) \quad (15)$$

그러므로 (14)식은

$$\begin{aligned} F_y(i+1) \frac{\cot \theta}{k_x} &= k_m T u(i) + F_y(i) \frac{\cot \theta}{k_x} \\ &\quad - \mu(i+1) \frac{F_y(i+1)}{k_y} \\ F_y(i+1) &= \frac{\cot \theta}{\frac{\cot \theta}{k_x} + \mu(i+1) \frac{1}{k_y}} F_y(i) \\ &\quad + \frac{k_m T}{\frac{\cot \theta}{k_x} + \mu(i+1) \frac{1}{k_y}} u(i) \\ &= \frac{k_y \cot \theta}{k_y \cot \theta + k_x \mu(i+1)} F_y(i) \\ &\quad + \frac{k_m k_x k_y T}{k_y \cot \theta + k_x \mu(i+1)} u(i) \\ &= a_1 F_y(i) + b_0 u(i) \end{aligned} \quad (16)$$

여기서,

$$a_1 = \frac{k_y \cot \theta}{k_y \cot \theta + k_x \mu(i+1)} \quad (18)$$

$$b_0 = \frac{k_m k_x k_y T}{k_y \cot \theta + k_x \mu(i+1)} \quad (19)$$

Z-변환을 취하면

$$F_y(z) = \frac{b_0}{z - a_1} u(z) \quad (20)$$

$$= G(z) u(z) \quad (21)$$

$$\text{여기서, } G(z) = \frac{b_0}{z - a_1}$$

를 얻는다.

식(18), (19)에서 보이는 바와 같이 a_1 과 b_0 는 $\mu(i+1)$ 의 함수로 $\mu(i+1)$ 은 절삭깊이 등 절삭조건에 따라 변하는 양이다. 즉 a_1 과 b_0 는 공구의 종류, 가공물의 재질, 공작기계의 강성, 샘플링 구간, 절삭깊이 등에 따라 변하는 가변 상수이다.

식(20)의 결과는 1차계 모델로 스텝모터의 동특성, 이송장치의 동특성등이 제외된 매우 간단한 형태로 나타나 있다. 이러한 동특성들은 일반적으로 고차 항을 가지고 있으며, 이러한 고차항을 반영하기 위해서는 상대적으로 매우 빠른 샘플링 주파수가 필요하다. 그러나 전술한 바와 같이 본 연구에서는 평균 절삭력을 이용하여 샘플링 주파수를 매우 낮은 값으로 사용하였기 때문에 이러한 고차항들을 무시할 수 있다. 예를들어, 공구 회전속도를 600rpm으로 하였을 경우 한 회전 당 소요 절삭시간은 1/10초이다. 이 경우 샘플링 주파수는 10Hz가 되며, 이는 일반적인 밀링반의 기본 구조 주파수(80Hz 내외)보다 훨씬 낮은 수치이다.

또한 b_0 는 μ 에 반비례하는 관계를 갖고 μ 는 (12)식에서 알 수 있는 바 절삭강성 r_a 에 반비례한다. 또한, (7)식으로부터 r_a 는 절삭깊이에 비례하므로 위에서 유도한 시스템의 가변상수 b_0 는 결국 절삭깊이와 큰 상관 관계를 갖는다. 따라서 시스템의 특성을 파악하기 위한 실험을 위해 절삭 모델을 절삭깊이의 변화에 따른 모델로 선정할 수 있다.

3. 제어기의 설계

비례적분제어기의 제어 법칙은 다음과 같다.

$$\begin{aligned} u(i) &= \left(k_p + \frac{k_i q^{-1}}{1 - q^{-1}} \right) e(i) \\ &= \frac{k_p \left(1 - \frac{k_p - k_i}{k_p} q^{-1} \right)}{1 - q^{-1}} e(i) \\ &= \frac{k_0 (1 - \alpha q^{-1})}{1 - q^{-1}} e(i) \\ &= G_c(q^{-1}) e(i) \end{aligned} \quad (22)$$

여기서,

$$e(i) = F_c(i) - r(i) \quad (23)$$

$r(i)$: 기준 절삭력 입력

k_p : 비례 제어기 이득

k_i : 적분 제어기 이득

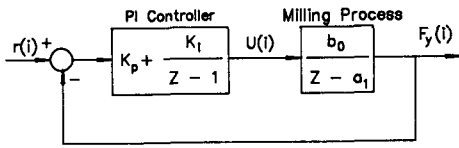


Fig. 3 Block diagram for the cutting force control

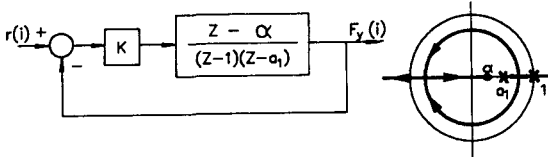


Fig. 4 Root locus of the system for $\alpha_1=0.5$

$$\alpha = \frac{k_p - k_i}{k_p} \tag{24}$$

$$k_0 = k_p \tag{25}$$

$$G_c(q^{-1}) = \frac{k_0(1 - \alpha q^{-1})}{1 - q^{-1}} \tag{26}$$

식(22)을 다시 쓰면

$$u(i) = u(i-1) + k_0(e(i) - \alpha e(i-1)) \tag{27}$$

이다.

2절에서 유도한 절삭모델의 전달함수 $G(z)$ 에 대해 제어기 식(27)을 적용한 제어계는 Fig. 3과 같이 블록 선도로 나타낼 수 있다. 여기서 α 는 제어기의 영점(zero)이며, α_1 는 절삭모델의 극점(pole)이다. 먼저 계의 안정성을 따져 보기 위해서 root locus를 그려 보면, $\alpha_1=0.5$ 라 할 때 root locus는 Fig. 4와 같다. b_0 는 2절에서 전술한 바와 같이 절삭 깊이에 반비례하는 양 μ 의 역이므로, 절삭깊이에 따라 비례하는 값이 된다.

$K = k_0 b_0$ 로 K 는 b_0 에 비례하므로 b_0 가 커지면 상대 안정성이 저하된다. 따라서 보수적인(conservative) K 가 될 수 있도록 k_p, k_i 의 이득을 적절히 선정해 주어야 한다. 이러한 이득을 선정해 주는 하나의 방법으로 (24)식에서 k_i 의 비인 α 를 안정한 영역에서 선정하고 (27)식의 over all gain, k_0 를 변화시켜 봄으로써 적당한 k_p, k_i 를 선정해 줄 수 있다.

4. 실험

4.1 실험장치의 제작

Fig. 5에 본 연구에 사용된 실험장치의 개략도가 나타나 있다. 밀링반은 X, Y, Z축이 각각 독립된 스텝 모터로 구동되게 되어있으며, X, Y의

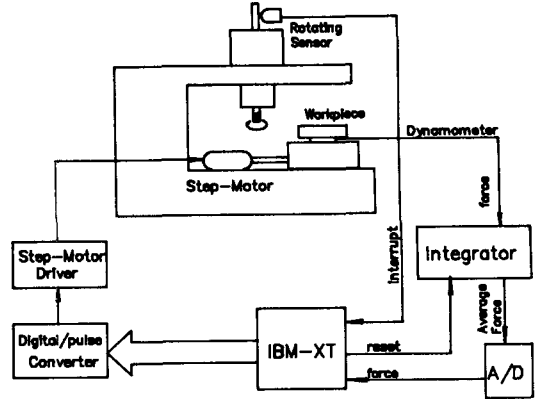


Fig. 5 Schematic diagram of the milling process control

BLU(Basic Length Unit)는 $25.4\mu\text{m}$, Z축의 BLU는 $12.7\mu\text{m}$ 이다. 절삭력은 Kistler 압전형 3축 공구동력계(piezo electric 3-axis dynamometer)를 통해 전기 신호로 바꾸고, 이는 적분기를 통해 평균절삭력으로 환산된다. 이 때, 밀링반의 주축에 부착되어 있는 회전검출장치는 매 주축 회전마다 인터럽트(interrupt) 신호를 컴퓨터에 보내며, 컴퓨터는 이 신호에 따라 적분기를 통하여 나온 수치를 A/D변환기(analog to digital converter)를 통하여 읽어들이고, 그 직후 바로 적분기를 reset시킨다. A/D변환기를 통하여 입력된 평균 절삭력은 기준 절삭력(reference force)과 함께 제어법칙에 따라 새로운 명령 속도를 디지털 출력 포트를 통하여 D/P변환기로 출력한다. D/P변환기는 이진수로 주어진 명령 속도를 이에 상응하는 펄스열(pulse train)로 바꾸어 주는 역할을 한다. 이 펄스열은 스텝모터 앰프로 입력되고, 스텝 모터를 구동시킨다.

4.2 시험절삭

절삭력과 공구이송 등의 특성을 살피기 위해 시

Table 1 Conditions in test cut

Table 1 Conditions in test cut	
Tool	
Diameter (D)	10mm
Material	H.S.S
No. of flutes	4 flutes
Spindle rpm (N)	600 rpm
Lubrication	yes(mobil oil)
Workpiece	mild steel
Axial depth of cut(a)	10mm
Radial depth of cut(b)	1mm

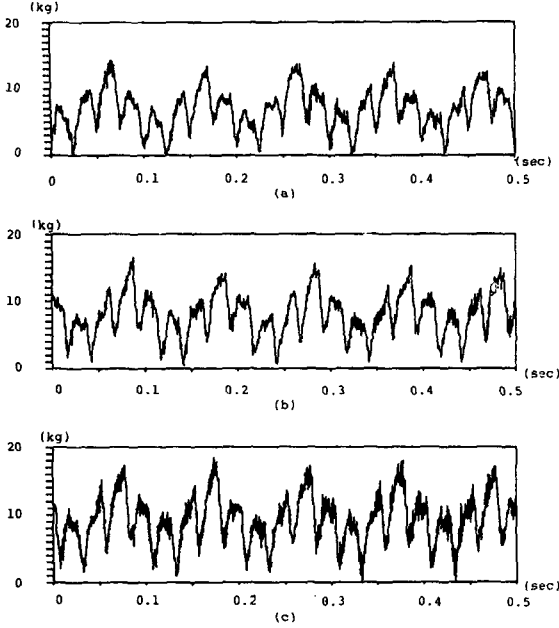


Fig. 6 Cutting forces for peripheral down-milling
 (a) $a=10\text{mm}$, $b=1\text{mm}$, $N=600\text{rpm}$, $u=1.1\text{ mm/sec}$
 (b) $a=10\text{mm}$, $b=1\text{mm}$, $N=600\text{rpm}$, $u=1.53\text{mm/sec}$
 (c) $a=10\text{mm}$, $b=1\text{mm}$, $N=600\text{rpm}$, $u=0.85\text{mm/sec}$

험절삭을 Table 1 같은 조건에서 반복 수행하였다.

시험절삭의 결과는 Fig. 6과 같다. 2장에서 언급한 바와 같이 절삭력을 스피들 1회전주기 및 엔드밀의 절삭날 수 만큼의 진동주기로 요동하고 있음을 알 수 있다. 이러한 절삭력의 평균값을 구하기 위하여 적분기(integrator)를 제작하였고, 이 적분기를 통해 읽어들이는 평균절삭력이 Fig. 7에 나타나 있다. 이 값은 0.1초 마다 즉, 스피들 1회전 마다 읽어들이는 평균절삭력이다.

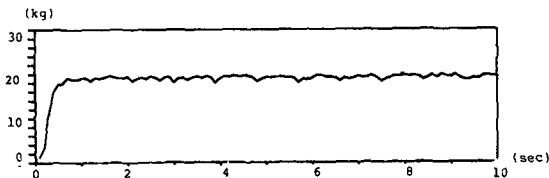


Fig. 7 Averaged cutting force per one revolution for the uniform feedrate
 ($a=10\text{mm}$, $b=1\text{mm}$, $u=1.1\text{mm/sec}$, $N=600\text{rpm}$)

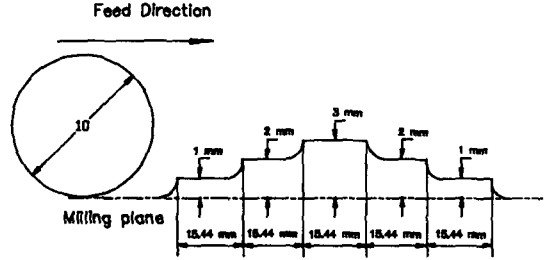


Fig. 8 Pre-fabricated workpiece for the variable depth of cut

절삭과정은 Fig. 8과 같이 가공물의 측면절삭을 위한 절삭깊이 변화모형을 미리 가공하여 두었다. 이는 앞서의 식(7), (12), (17), (19)로부터 시스템의 특성이 절삭깊이와 매우 큰 상관관계를 맺고 있기 때문에 절삭 깊이의 변화에 따른 시스템의 변화를 살펴보고자 하는 것이다. 또한, 축 방향의 절삭 깊이는 10mm로 일정하게 고정해 두었는데, 이는 Fig. 9의 기하학적 관계에서 날이 가공물로부터 빠져나오는 동안 다음 날이 절입될 수 있도록 하여 절삭시 공구와 공작물 사이에 항상 날이 접촉할 수 있게끔 10mm로 정하였다(7).

Fig. 9의 기하학 조건으로부터

$$r\phi = \gamma \tag{28}$$

$$\tan \beta = \frac{\gamma}{a} \tag{29}$$

$$b = 2r \sin \frac{\phi}{2} \sin \frac{\phi}{2} \tag{30}$$

식(28), (29), (30)으로부터

$$a = \frac{2r \sin^{-1} \left(\sqrt{\frac{b}{2r}} \right)}{\tan \beta} \tag{31}$$

$r=5\text{mm}$, $b=1\text{mm}$, $\beta=18^\circ$ 에 대해 $a=9.9\text{mm}$ 이상을 선정해야 공구와 공작물이 서로 접촉하게 된다. 본 논문에서는 $a=10\text{mm}$ 로 선정하였다.

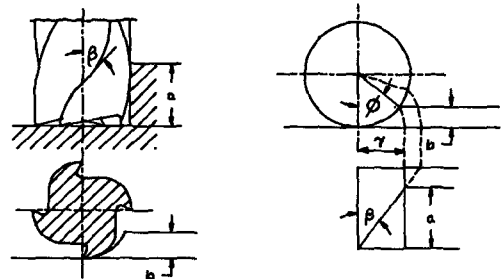


Fig. 9 Axial depth of cut v.s. radial depth of cut.

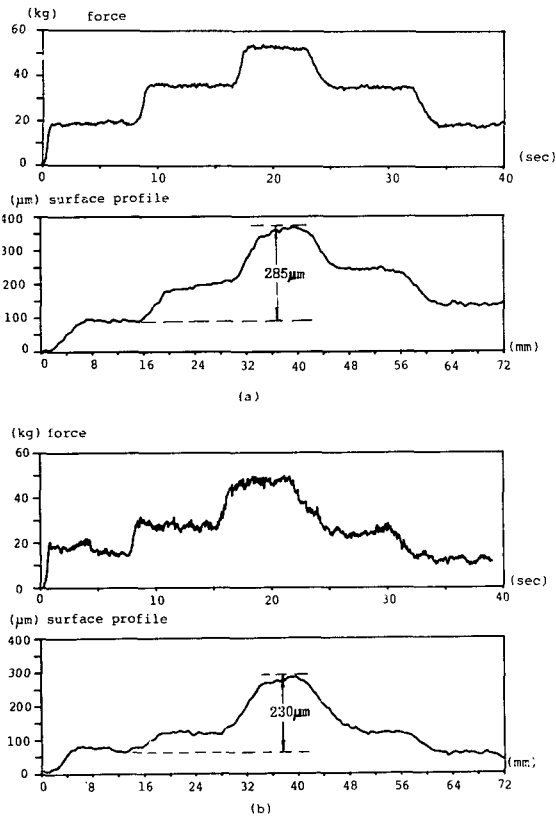


Fig. 10 Variation of averaged cutting force and surface profile for uniform feedrate
 (a) $u=1.53\text{mm/sec}$,
 (b) $u=0.85\text{mm/sec}$

Fig. 10은 Fig. 8과 같은 계단형상면을 일정한 공구이송으로 절삭할 때 측정된 공구이송의 수직방향(y 방향)의 평균절삭력과 절삭 후 측정된 가공면의 형상을 보여준다. 가공면의 형상은 갠센서를 이용하여 0.4mm 간격으로 측정하였고, 측정기준면은 공구와 공작물 사이에 상호 힘이 작용하지 않고 접촉하는 면을 기준면으로 하였다. Fig. 10(a)는 공구이송속도가 1.53mm/sec 일 때의 결과로 절삭깊이가 증가함에 따라 공구이송의 수직방향의 평균절삭력도 비례적인 증가를 보여준다. 또한, 가공면의 형상도 평균절삭력에 비례적인 관계 갖는다. 여기에서 가공면의 형상은 공구와 공작물 사이의 상대적인 처짐량으로, 평균절삭력이 일정한 부분에서는 처짐량도 일정하게 됨을 볼 수 있다. 이러한 현상은 이송속도를 줄여 0.85mm/sec 로 이송시켰을 때에도 나타나는데 Fig. 10(b)를 보면, 같은 절삭깊이에 대해 평균절삭력과 가공면의 가공오차,

즉, 처짐량은 다소 줄었으나 평균절삭력과 처짐량의 비례적인 관계는 계속 남아 있다. 이는 이송속도를 줄인다 해도 공구처짐에 의해 초기형상이 가공면에 영향을 미치고 있음을 보여준다. 또한, 일정한 절삭력을 유지하면 공구의 처짐도 일정하게 되므로 일정한 절삭력을 유지하도록 제어해 줄 필요가 있다.

4.3 비례적분제어의 결과 및 고찰

2절에서 세운 모델과 3절에 서술한 비례적분제어기에 대해 절삭력 제어에 의한 표면굴곡도의 변화를 측정하였다. 비례적분제어기의 이득(gain)은 일정한 절삭깊이에 대해 계단입력(step input)을 주어 계(plant)의 출력으로부터 $Z-N$ tuning⁽⁸⁾을 적용하여 대략적인 이득을 구한 다음 시행오차법(trial and error)으로 반복 실험하여 수정하였다. 즉, $\alpha=0.8$ 로 고정하고 k_p 값만을 변화시켜 시행오차로 유효한 이득을 선정하였다. 이 때 k_p 는 0.75 정도의 값에 대해 좋은 결과를 얻었다. 따라서 k_i 는 0.15 정도가 된다.

Fig. 11은 위와 같은 초기형상에 대해 비례적분제어를 수행한 결과이다. Fig. 11은 $k_p=0.75$, $k_i=0.15$, 기준절삭력 $f_{cd}=40\text{kg}$ 일 때의 결과로 가공면은 $50\mu\text{m}$ 정도의 표면굴곡도를 유지하고 있다. 여기에서 표면굴곡도는 공구의 처짐을 일정하게 유지하고 있다. 여기에서 표면굴곡도는 공구의 처짐을 일정하게 유지할 때 가공굴곡면에서의 최대 처지의 차로 나타나는 파형오차(waviness error)이다. 위치오차를 줄이기 위해서는 위치오차만큼의 절삭깊이를 더 주어 절삭하는 방법이 유효하다. 본 논문의 관심은 이러한 위치오차보다 표면굴곡도와 관련된 파형오차에 있다. 이를 따져보면, 기준절삭력이 40kg 일 때 $50\mu\text{m}$ 정도가 된다.

Fig. 11(b)는 동일한 제어기의 이득에 대하여 기준절삭력을 25kg 으로 유지하게 했을 때의 결과로 앞서의 경우에 비해 $100\mu\text{m}$ 정도의 위치오차가 줄어들었고, 파형오차는 $60\mu\text{m}$ 정도임을 알 수 있다. 여기에서 알 수 있는 것은 이송속도를 줄여도 위치오차가 감소한다는 것이다. 그러나, 이송속도의 감소는 생산성의 측면에서 볼 때, 가공시간이 길어지므로, 이송속도를 줄이기 보다는 절삭력을 공구가 파손되지 않는 범위에서 최대의 절삭력을 유지하면서, 위치오차만큼 절삭깊이를 더 주어 가공하는 것이 바람직하다.

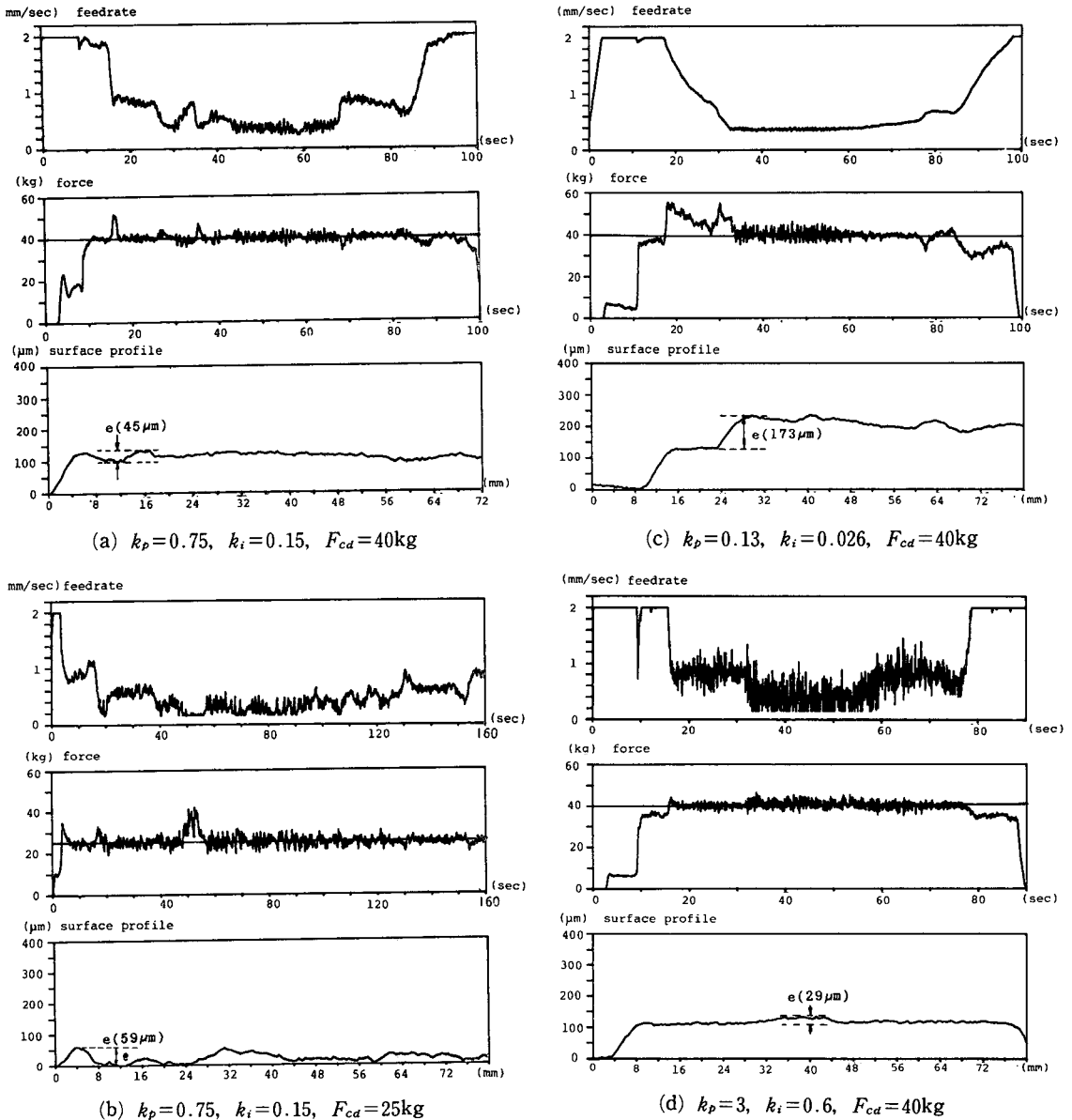


Fig. 11 Results of PI control

Fig. 11(a)와 Fig. 11(b)의 결과로부터 1.53mm/sec의 일정 이송속도에 대한 오차가 285 μ m 정도임을 감안하면 1/5정도로 오차를 줄일 수 있었다. 이는 초기 형상이 임의의 형상이거나 복잡하다 하더라도, 일정한 표면굴곡도를 보장함을 보여준다. 또한, 이것은 2절에서 세운 절삭 메카니즘의 수학적 모델이 타당하다는 것을 입증한다.

Fig. 11(c)는 $k_p=0.13$, $k_i=0.026$, 기준절삭력

을 40kg으로 하였을 때의 결과로, 이는 비례적분 제어기의 이득이 작은 경우 응답이 느려짐을 보여준다. 이에 따라 표면의 굴곡도로 좋지 못하다.

Fig. 11(d)는 $k_p=3$, $k_i=0.6$ 기준절삭력을 40kg으로 했을 때의 결과이다. 여기에서는 Fig. 11(a)보다 이득이 커짐으로써 이송속도의 변화가 매우 불안정해져 상대 안정성이 저하하고 있다. 그러나 절삭력은 일정하게 얻어지므로 표면굴곡도는 일정

하다. 이는 절삭력과 표면굴곡도 사이에 불가분의 관계가 있음을 보여준다. 따라서 절삭력을 일정하게 유지하면 표면굴곡도도 또한 일정하게 유지될 수 있음을 알 수 있다.

제어기의 이득은 응답속도와 상대안정성을 고려하여 적절히 선정해 주어야 한다. 본 실험의 경우에는 $k_p=0.75$, $k_i=0.15$ 일 때 좋은 결과를 얻었다.

5. 결 론

본 논문에서는 엔드 밀링에서 측면 하향 밀링 작업시 공구의 이송을 제어하여, 공구이송의 수직방향의 절삭력을 일정하게 유지함으로써, 공구의 처짐을 일정하게 유지하여 표면굴곡도를 향상 시키고자 하였다. 이를 위하여 공구이송 및 공구처짐에 대한 기하학적 관계로부터 수학적 모델링을 하였고, 또한, 실험을 통해 증명하였다. 이로부터 다음과 같은 결론을 내릴 수 있다.

(1) 절삭력을 일정하게 유지하도록 공구의 이송속도를 제어함으로써 공구와 공작물사이의 처짐을 일정하게 하여 표면굴곡도를 향상시킬 수 있다.

(2) 평균절삭력의 개념의 도입으로 높은 고유진동수를 갖는 고차 항의 동특성을 배제하여 매우 간단한 수학적 모델을 얻을 수 있고, 낮은 주파수(10 Hz)로써 이산 제어(digital control)가 가능하다.

(3) 실험을 통해 본 논문에서 유도한 절삭메카니즘의 수학적 모델이 타당함을 입증하였다.

(4) 본 논문의 절삭조건(반경방향 절삭깊이 1~3 mm)의 범위 안에서 비례 적분제어가 훌륭히 수행됨을 알 수 있다. 이는 실제 b_0 가 3배 까지 크게 변하고, 또한 θ 에 따라 변하지만 설계한 제어기가 매우 강건함(robust)을 보여주는 것이다.

후 기

본 연구는 1986년도 한국과학재단의 연구지원으

로 이루어졌으며 이에 감사하는 바입니다.

참 고 문 헌

- (1) E.Moon, K.F. Eman, S.M. Wu, 1983, "Simulation Study of Forecasting Compensatory Control of Machining Straightness", ASME Winter Annual Meeting, pp.47~53.
- (2) T.Watanabe and S. Iwai, 1983, "A Control System to Improve the Accuracy of Finished Surfaces in Milling", Trans. of the ASME, Vol. 105. pp. 192~199.
- (3) T.Watanabe, 1986, "A Model-Based Approach to Adaptive Control Optimization in Milling", Trans. of the ASME, Vol. 108. pp.56~64.
- (4) 김종선, 정성중, 이종원, 1985, "적진도 개선을 위한 엔드밀링 머시인의 적응제어", 대한기계학회논문집, 제9권, 제5호, pp.590~597.
- (5) M.Tomizuka, J. Oh, 1983, "Model Reference Adaptive Control of the Milling Process", ASME Winter Annual Meeting, pp.55~63.
- (6) M.Tomizuka, S.Zhang, J.Oh, 1985, "Modeling of Metal Cutting Processes for Digital Control, NAMRC, Conf., pp.575~580.
- (7) J.Tlusty, Mac Neil, 1975, "Dynamics of cutting Forces in End Milling", Annals of CIRP, Vol.24/5, pp.21~25.
- (8) Karl J. Åström, Björn Wittenmark, 1984, "Computer Controlled System", Prentice Hall.
- (9) J.W. Sutherland, R.E. Devor, 1986, "An Improved Method for Cutting Force and Surface Error Prediction in Flexible End Milling Systems", ASME Journal of Eng. for Industry, Vol.108, pp.269~279.
- (10) J.Tlusty, M.A.A. Elbestawi, 1977, "Analysis of Transients in an Adaptive Control Servomechanism for Milling With Constant Force", Trans. of the ASME J. of Eng. for Ind., Vol. 99, No.3, pp. 766~772.