

밀링 머신의 절삭력 제어를 통한 표면 굴곡도 향상에 관한 연구

정충영 오준호

한국 과학 기술원 생산공학과

A study on the improvement of surface waviness by cutting force control

Chung Young Jeong and Jun Ho Oh
Dept. of Production Engineering
Korea Advanced Institute of Science and Technology

Abstract

To improve the surface waviness in the peripheral milling, since the tool deflection is largely affected by cutting force, 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. The experimental results show that the surface waviness is greatly improved by the proposed method.

1. 서론

측면 밀링 가공 공정에 있어 제기되는 문제점 중 하나는 공구 처짐에 의하여 가공물 초기 형상이 가공 후 혼적으로 잔존한다는 것이다. 이의 해결을 위해 E.Moon등[1]은 절삭위치에서 가공 오차를 예측한 뒤 오차를 보상하여 직진도 오차 (straightness error)를 개선하는 예측 보상제어기법 (forecasting compensatory control technique)으로 수치 시뮬레이션을 수행 하였다. 그러나 이는 미소 변위 측정을 위해 비접촉 측정기를 부착하는 등 사용상 불편이 따른다. Watanabe등[2,3]은 엔드밀링 작업 중 굴침모멘트를 측정하여 제어에 이용하는 기하학적 적응제어 기법을 개발하였다. 한편, 정성종 등[4]은 엔드 밀링 공정중 발생하는 직진도 오차를 위치오차와 파형오차로 구분하여 가공 후 측정 방법과 기하학적 적응제어 방법으로 제어하였다. 이것은 개념상 개회로 접근으로써 궁극적으로 불예측 상황에 대한 적응성이 떨어진 단점이 있다.

본 연구에서는 공구의 처짐의 원인이 되는 절삭력을 온라인으로 제어함으로써 공구의 처짐량을 일정하게 하고, 따라서 가공물의 초기 형상이 가공 후 영향이 없도록 하여 표면굴곡도를 향상시키고자 한다. 본 논문에서는 비교적 절삭 모델의 정립이 용이한 하향 밀링 (down milling)을 다루었다. 이를 위하여 먼저 평균절삭력의 개념[5,6]을 도입하여 공구 이송속도와 측면 가공오차의 민감방향 (sensitive direction)인 이송방향의 수직 방향 공구 처짐에 대한 동적 관계를 유도하고 이에 대한 비례적분기를 설계 하였으며, 실험을 통해 그 결과를 살펴 보았다.

2. 절삭 시스템의 모델링

일반적으로 절삭력은 다음 식(1)과 같이 표현된다.

$$F = Cbh^m \quad (1)$$

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 공구의 처짐량은 다음 식(2)로 표현될 수 있다.

$$F = k\delta \quad (2)$$

여기서, F: 절삭력
k: 공작기계 강성도
δ: 공구의 처짐량

또는,

$$\delta = \frac{F}{k} \quad (3)$$

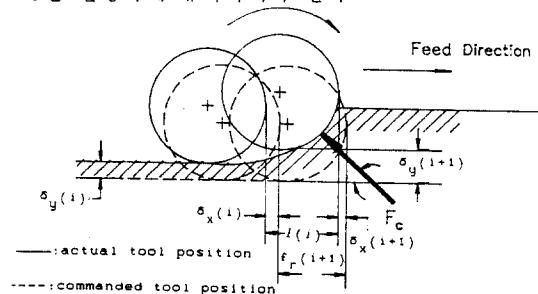
식(1)은 절삭에 의해 발생하는 힘과 공구 이송속도와 관계이며 식(3)은 이 힘에 대한 공구의 처짐량이다. <Fig.1>에서 보는 바와 같이 측면 하향 밀링가공 (peripheral down-milling)시 표면 굴곡도에 영향을 미치는 절삭력 F_y 는 식(1)부터 절삭깊이 b에 비례하므로 δ_y 역시 절삭깊이 b에 비례하게 된다. 즉,

$$\delta_y = \frac{F_y}{k_y} = \frac{C_y b h^m}{k_y} \quad (4)$$

여기서, C_y : y 방향의 비례상수

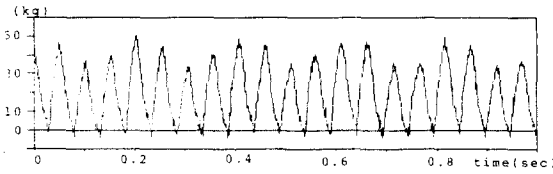
k_y : y 방향의 강성도

그러므로 절삭 깊이가 변하는 가공물을 일정한 속도로 절삭 하였을 경우 <fig.8>과 같이 가공물의 가공 후 형상은 초기형상의 혼적을 갖게 된다. 이러한 혼적이 남지 않도록 하기 위해서는 δ_y 를 일정하게 즉, F_y 를 일정하게 유지하여야 한다.



<Fig.1> 하향밀링에서의 명령공구위치와 실제공구위치와의 기하학적 관계.

Geometric Relation of Commanded and Actual Tool Position in Down Milling.



(Fig. 2) 측면하향밀링의 순절삭력
Raw Cutting Force of Peripheral Down-Milling(feed=1.lmm/sec, depth of cut=1mm)

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. 2). 그러므로 밀링공정에서 절삭력을 정량화 하는데에는 어려움이 따른다. 본 연구에서는 평균절삭력의 개념[5,6]을 도입하여 해석을 시도 하였다. 즉 공구의 1회전 중에 발생하는 실제 절삭력의 평균을, 제어하고자 하는 절삭력으로 하였다. 이러한 접근은 첫째로, 비교적 낮은 샘플링 주파수로서 이산제어(digital control)가 가능할 뿐만 아니라, 둘째로, 높은 고유진동수를 갖는 고차항의 동특성을 배제하여 매우 간단한 수학적 모델을 얻을 수 있다는 장점이 있다.

<Fig. 1>에서 보인 명령 이송량과 실제 이송량의 동역학적 관계로부터, i 순간에 $f_r(i)$ 만큼의 이송명령에 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

$$\delta_x(i+1) = f_r(i) + \delta_x(i) - l(i+1) \quad (5)$$

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

$$f_r(i) = k_m T u(i) \quad (6)$$

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

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

여기서 l 은 한 회전당 실제 공구 이송량, 즉 평균 칩 두께이다. $r_a(i)$ 는 e 와 F_c 와의 비례상수로 절삭강성이다. 또한, 공구의 처짐과 평균절삭력과의 관계는 간단한 Hooke의 법칙에 의하여

$$F_c(i) = k_x \delta_x(i) = \frac{\bar{k}_x}{\cos\theta} \delta_x(i) \quad (8)$$

$$F_c(i) = k_y \delta_y(i) = \frac{\bar{k}_y}{\sin\theta} \delta_y(i) \quad (9)$$

여기서 \bar{k}_x : x 방향의 공작기계 강성도

\bar{k}_y : y 방향의 공작기계 강성도

로 표시 될 수 있다.

여기서 식(7), (9)의 평형식으로부터 y 방향의 공구 처짐량 δ_y 와 실제 이송량 e 과의 관계를 구할 수 있다. 즉,

$$e(i) = \frac{k_y}{r_a(i)} \delta_y(i) = \mu(i) \delta_y(i) \quad (10)$$

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

식(10)을 식(5)에 대입하면

$$\delta_x(i+1) = f_r(i) + \delta_x(i) - \mu(i+1) \delta_y(i+1) \quad (11)$$

식(6), (8), (9), (10)의 관계로부터 (11)식은

$$\frac{F_c(i+1)}{k_x} = k_m T u(i) + \frac{F_c(i)}{k_x} - \mu(i+1) \frac{F_c(i+1)}{k_y}$$

$$\begin{aligned} F_c(i+1) &= \frac{k_y}{k_y + k_x \mu(i+1)} F_c(i) \\ &+ \frac{k_x k_y k_m T}{k_y + k_x \mu(i+1)} u(i) \end{aligned} \quad (12)$$

이 된다. (12)식에 Z -변환을 취하면

$$F_c(z) = \frac{b_0}{z - a_1} u(z) = G(z) u(z) \quad (13)$$

$$\text{여기서, } a_1 = \frac{k_y}{k_y + k_x \mu(i+1)} \quad (14)$$

$$b_0 = \frac{k_x k_y k_m T}{k_y + k_x \mu(i+1)} \mu(i) \quad (15)$$

$$G(z) = \frac{b_0}{z - a_1} \quad (16)$$

식(14), (15)에서 보이는 바와 같이 a_1 과 b_0 는 $u(i+1)$ 의 함수로서 $u(i+1)$ 은 절삭깊이 등 절삭조건에 따라 변하는 양이다. 즉 a_1 과 b_0 는 공구의 종류, 가공물의 재질, 공작기계의 강성, 샘플링구간, 절삭깊이 등에 따라 변하는 가변상수이다. 식(13)의 결과는 1차계 모델로 스텝모터의 동특성, 이송장치의 동특성 등이 제외된 매우 간단한 형태로 나타나 있다. 이러한 동특성들은 일반적으로 고차항을 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.

3. 제어기의 설계

비례적분제어기의 제어 법칙은 다음과 같다.

$$\begin{aligned} u(i) &= \left(k_p + \frac{k_i q^{-1}}{1 - q^{-1}} \right) e(i) \\ &= \frac{k_p (1 - \frac{k_p - k_i}{k_p} q^{-1})}{1 - q^{-1}} e(i) \\ &= \frac{k_0 (1 - \alpha q^{-1})}{1 - q^{-1}} e(i) \\ &= G_c(q^{-1}) e(i) \end{aligned} \quad (17)$$

여기서,

$e(i)$: $F_c(i) - r(i)$

$r(i)$: 기준 절삭력 입력

k_p : 비례 제어기 이득

k_i : 적분 제어기 이득

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

$$k_0 = k_p$$

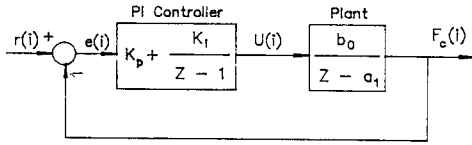
$$G_c(q^{-1}) = \frac{k (1 - \alpha q^{-1})}{1 - q^{-1}}$$

식(17)을 다시 쓰면

$$u(i) = u(i-1) + k_0 (e(i) - \alpha e(i-1)) \quad (18)$$

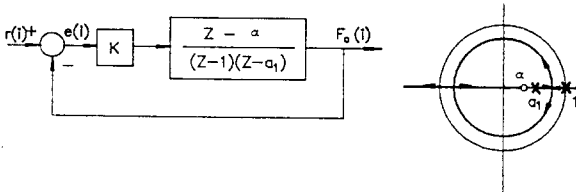
이다.

2절에서 유도한 절삭모델의 전달함수 $G(z)$ 에 대해 제어기 식(18)을 적용한 제어계는 <Fig.3>와 같다. 여기서 α 는 제어기의 영점(zero)이며, α_1 은 절삭모델의 극점(pole)이다.



<Fig.3> 밀링 공정의 블록선도
Block diagram of the Milling Process.

먼저 계의 안정성을 따져 보기 위해서 root locus를 그려 본다. $\alpha_1 = 0.5$ 라 할 때 root locus는 <Fig.4>와 같다. b_0 는 2절에서 전술한 바와 같이 절삭 깊이에 반비례하는 양 u 의 역이므로, 절삭깊이에 따라 단조증가하는 값이 된다. 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.

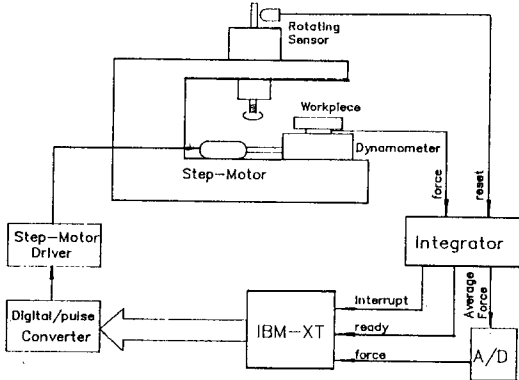


<Fig.4> $\alpha_1 = 0.5$ 일때의 근궤적
Root locus of the plant at $\alpha_1 = 0.5$

4. 실험 및 고찰

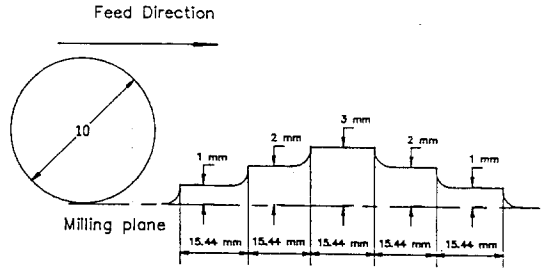
2절에서 세운 모델과 3절에서 서술한 비례 적분 제어기에 대해, 절삭력 제어에 의한 표면굴곡도의 변화를 측정하였다.

<Fig.5>은 실험을 위한 실험장치의 개략도이다. 밀링반은 X, Y, Z축이 각각 독립된 스텝 모터로 구동되며, 절삭력은 가공물과 밀링베드 사이에 설치된 공구동력계(dynamometer)로부터 측정된다. 또한, 밀링반의 Z축에 부착된 회전 감지 센서는 매 회전 마다 한 펄스를 내보내는데, 이에 따라 적분 동작과 리셋(reset) 동작이 이루어지고, 절삭력을 적분하여 A/D 변환기를 통해 컴퓨터로 입력 시킨다. 입력된 한 회전 당의 평균 절삭력은 기준절삭력(reference force)과 함께 제어 법칙에 따라 새로운 명령속도를 내보내게 된다. 이때 컴퓨터로부터 발생한 명령속도는 이진수이므로 스텝모터를 직접 구동할 수 없다. 그러므로 이러한 이진수를 펄스열(pulse train)로 바꾸는 디지털/펄스 변환기(D/P converter)를 설계 및 제작하였다.

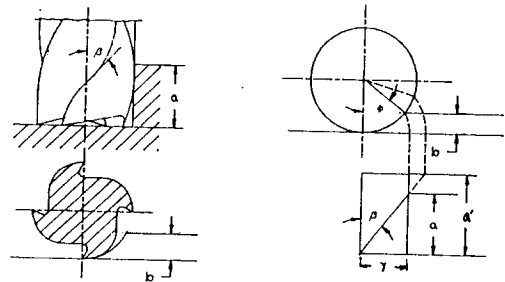


<Fig.5> 밀링공정제어의 개략도
Schematic Diagram of the Milling Process Control.

본 실험에서는 지름 10mm, 4날을 갖는 고속도강 엔드밀을 사용하였고, 공작물은 연강 시편을 사용하였다. 절삭과정은 <Fig.6>과 같이 가공물의 측면 절삭을 위한 절삭깊이 변화모형을 미리 가공하여 두었다. 방향의 절삭 깊이는 <Fig.7>의 기하적 관계로부터 이 가공물로부터 빠져나오는 동안 다음 날이 절입될 수 있도록 하여 절삭시 공구와 공작물 사이에 항상 날이 접촉할 수 있게끔 10mm로 정하였다. [7]



<Fig.6> 측면 절삭을 위한 절삭깊이변화
Schedule of Depth of Cut Variation for Peripheral Cut.



<Fig.7> 칩두께에 의하여 변한 절삭날의 접촉길이
Length of the Cutting edge through varying Chipthickness.

<Fig.7>의 기하적 조건으로부터

$$r \phi = \gamma \quad (19)$$

$$\tan \phi = \frac{\gamma}{a} \quad (20)$$

$$b = 2r \sin \frac{\phi}{2} \sin \frac{\phi}{2} \quad (21)$$

식 (19), (20), (21)으로부터

$$a = \frac{2r \sin \left(\sqrt{\frac{b}{2r}} \right)}{\tan \beta} \quad (22)$$

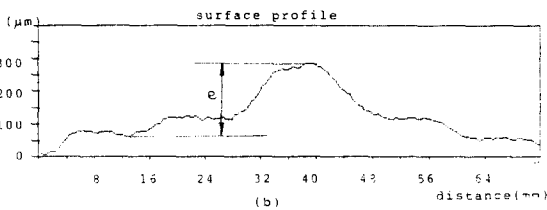
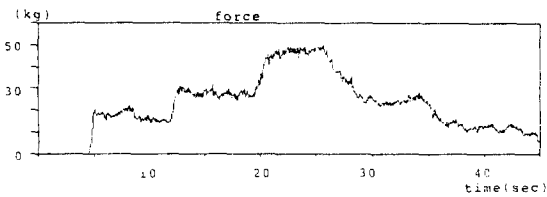
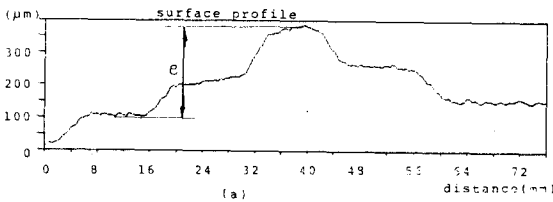
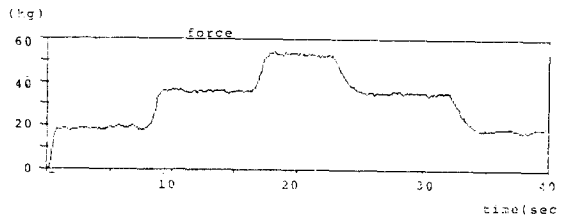
$r = 5\text{mm}$, $b = 1\text{mm}$, $\beta = 18^\circ$ 에 대해 $a = 9.9\text{mm}$ 이상을 선정해야 공구와 공작물이 서로 접촉하게 된다.

<Fig.8-a>는 1.53mm/sec 의 일정한 공구이송으로 절삭을 수행하면서 측정된 공구 이송의 수직방향(y 방향)의 절삭력과 절삭 수행 후 측정된 표면의 형상이다. 절삭 후 표면의 형상은 갠 센서를 이용하여 0.4mm 간격으로 측정하였고, 기준면은 공구와 공작물 사이에 상호 힘이 작용하지 않고 접촉하는 면을 기준면으로 하였다. 이렇게 측정된 표면의 형상은 공구이송의 수직 방향의 절삭력에 비례하고 있다. 이송속도를 줄여 0.8mm/sec 로 이송했을 때의 결과를 <Fig.8-b>에 도시하였는데 이송속도가 줄면 절삭력은 감소하고 그 저침량 즉 가공오차도 다소 줄어든다. 그러나 어떤 경우에도 공구저침에 의한 초기 가공물의 형상이 남아있는 것을 볼 수 있다.

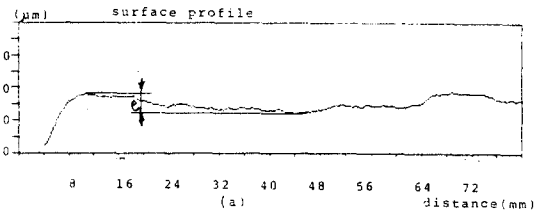
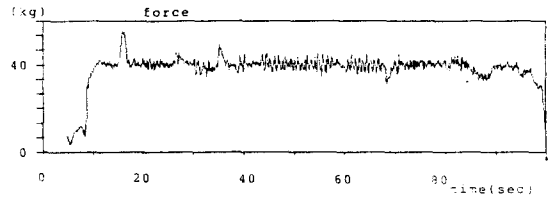
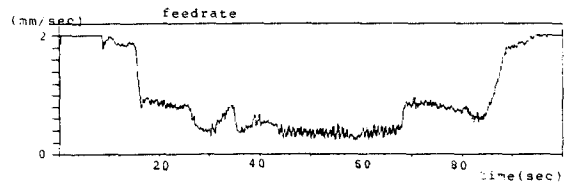
<Fig.9-a>는 위와 같은 초기형상에 대해 비례적분 제어를 수행한 결과이다. 이때 이득은 $k_p = 0.75$, $k_i = 0.15$, y 방향의 기준절삭력은 40kg 을 유지하게 하였다. 이 결과에서 보이는 바와 같이 표면굴곡도가 일정속도의 결과보다 크게 향상 되었음을 알 수 있다. 또한,

<Fig.9-b>는 동일한 제어기의 이득에 대하여 기준 절삭력을 25kg으로 유지하게 했을 때의 결과로 앞서의 경우에 비해 100 μ m 정도의 위치오차가 줄어들었다. 그러나 위치오차를 줄이기 위해서는 이러한 방법 보다는 위치오차 만큼의 절삭 깊이를 더 주어 절삭하는 방법이 유효하다. 본 논문의 관심은 이러한 위치오차보다 표면굴곡도와 관련된 파형오차에 있다. 이를 따져보면 기준 절삭력이 40kg일 때와 25kg일 때 표면굴곡도는 60 μ m정도임을 알 수 있다. 이는 1.53 mm/sec의 일정 절삭속도에 대한 오차가 300 μ m정도 임을 감안할 때 1/5 정도로 오차를 줄일 수 있었다. 이는 초기 형상이 임의의 형상이거나 복잡하다 하더라도, 일정한 표면굴곡도를 보장함을 증명한다. 또한, 이것은 2절에서 세운 절삭 메카니즘의 수학적 모델이 타당하다는 것을 입증한다.

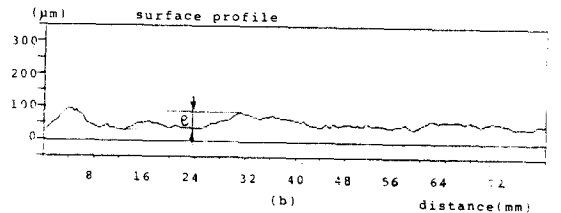
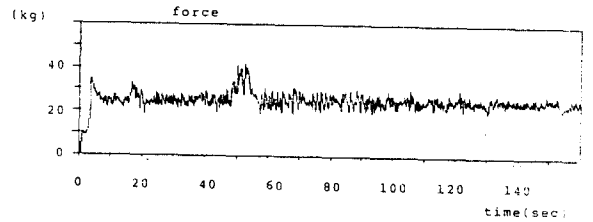
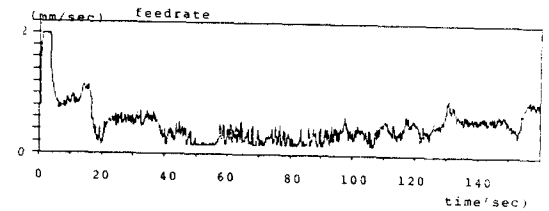
<Fig.9-c>는 $k_p=0.13, k_i=0.026$, 기준 절삭력을 40kg으로 하였을 때의 결과로, 이는 비례적분 제어기의 이득이 작은 경우 응답이 느려짐을 보여준다. 반대로 이득이 커지면 상대 안정성이 저하한다. 이에 따라 표면의 굴곡도도 좋지 못하다. 따라서 제어기의 이득을 적절히 선정해 줄 필요가 있다.



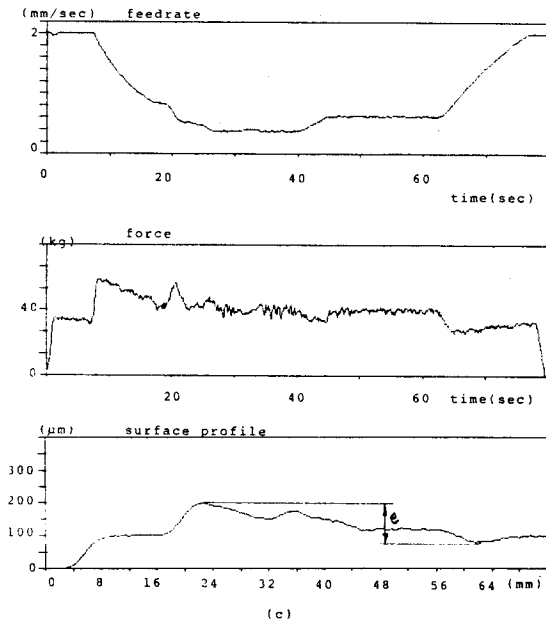
(Fig.8) 일정이송속도에 대한 평균절삭력의 변화와 절삭 후의 표면형상
Variation of Average Cutting Force and Profile of Surface for Uniform Feedrate
(a) $u = 1.53$ mm/sec
(b) $u = 0.85$ mm/sec



(a) $k_p=0.75, k_i=0.15$, reference force=40kg
(result of PI-control)



(b) $k_p=0.75, k_i=0.15$, reference force=25kg
(result of PI-control)



(c) $k_p=0.13, k_i=0.026$, reference force=40kg
(result of PI-control)

(Fig.9) 비례적분제어의 결과

The Results of PI Control

- (a) $k_p=0.75, k_i=0.15$, reference force=40kg
 (b) $k_p=0.75, k_i=0.15$, reference force=25kg
 (c) $k_p=0.13, k_i=0.026$, reference force=40kg

5. 결론

본 연구에서는 일정한 절삭력 제어를 통하여 표면 굴곡도를 항상 시킬 수 있음을 실험적으로 증명하였다. 이로부터 다음과 같은 결론을 내릴 수 있다.

- (1). 평균절삭력의 개념의 도입으로 낮은 주파수(10Hz)로써 이산제어(digital control)가 가능하다.
- (2). 이로 인한 높은 고유진동수를 갖는 고차항의 동특성을 배제하여 매우 간단한 수학적 모델을 얻을 수 있다.
- (3). 실험으로 부터 절삭메카니즘의 수학적 모델이 타당함을 입증하였다.
- (4). 절삭력을 일정하게 유지함으로써 공구와 공작물 사이의 처짐을 일정하게 하여 표면굴곡도를 항상 시킬 수 있다.

후기

본 연구는 1986년도 한국과학재단의 연구지원으로 이루어졌으며 이에 감사하는 바입니다.

참고문헌

1. E. Moon, K. F. Eman and S. M. Wu, Simulation Study of Forecasting Compensatory Control of Machining Straightnes, the ASME winter annual meeting on control of manufacturing processes and robotic systems, Nov. 1983
2. T. Watanabe and S. Iwai, A Control System to Improve the Accuracy of Finished Surfaces in Milling, Trans. of the ASME, Vol. 105, September 1983

3. T. Watanabe, A Model-Based Approach to Adaptive Control Optimization in Milling, Trans. of the ASME, Vol. 108, March 1986
4. 김종선, 정성중, 이종원, 직진도 개선을 위한 엔드밀링 머시인의 적응제어, 대한 기계학회 논문집, 제9권 제5호, 1985
5. M. Tomizuka and J. Oh, Model Reference Adaptive Control of the Milling Process, Control of Manufacturing Processes and Robotic Systems, ASME, New York, 1983
6. M. Tomizuka, S. Zhang, and J. Oh, Modeling of Metal Cutting Processes for Digital Control, NAMRC Conf., Berkeley, 1985
7. J. Tlustý and MacNeil, Dynamics of cutting Forces in End Milling, Annals of CIRP, Vol. 24/5/1975