技術論文 한국정밀공학회지 제14권 제10호 (1997년 10월)
Journal of the Korean Society of Precision Engineering Vol. 14. No. 10. October. 1997.

본 연구는 통상산업부와 과학기술처에서 시행한 선도기술개발사업의 기술개발 결과이며 연구에 도움을 주신 통일중공업(주)에 감사드립니다.

주축모터 전류를 통한 절삭력의 간접 측정 및 절삭력 추종제어

김 기 대*, 권 원 태**, 주 종 남***

Indirect Cutting Force Measurement and Cutting Force Regulation Using Spindle Motor Current

Gi D. Kim*, Won T. Kwon**, Chong N. Chu***

ABSTRACT

Quasi-static cutting force variations in milling process are measured indirectly using spindle motor current. Quasi-static sensitivity of the spindle motor current is higher than that of the feed motor current. Magnitude of the spindle motor current is independent of cutting direction. The linear relationship between the cutting force and the spindle motor RMS current at various spindle rotational speed is obtained. Frequency/Voltage(F/V) converter voltage is measured to identify the spindle speed and to determine the cutting force at various spindle speeds. Overload on the tool during milling process can be detected using the proposed indirect cutting force measurement. Based on these measurements, cutting force is regulated at a constant level by feedrate control.

Key Words : Spindle motor current (주축모터 전류), RMS current (실효 전류), Quasi-static sensitivity (준정적 민감도), F/V converter (주파수/전압 변환), Cutting force regulation (절삭력 추종제어), Feedrate control (이송속도 제어)

1. 연구 배경 및 목적

최근 산업계에서 제조 공정의 자동화 및 무인화에 대한 관심이 높아져 가면서 대기업은 물론, 중소기업까지 생산 라인의 범용 공작기계를 NC, CNC 공작기계로 대체하고 있다. 밀링 공정 중 공구 및 공작물의 형태, 재질 등에 부적합하게 절삭깊이를 과도하게 주거나 이송속도를 빨리 하여 절삭 공구에 과도한 부하가 걸리면 절삭계에 무리가 가해져 공구 및 공작물 뿐 만 아니라 공작기계 자체에 손상을 주어 공구의 파손, 채터의 발생, 이송 및 주축계의 축의 휨, 베어링의 손상 등을 가져다준다. 그러므로 실제 산업 현장에서는 밀링 공정, 특히 황삭(roughing) 가공 중에 공구의 과부하를 피하기 위해 이송속도를 필요 이상으로 적게 주어 가공하여 생산성이 저하되거나, 가공 중

* 서울대학교 대학원 기계설계학과
** 서울시립대학교 정밀기계공학과
*** 서울대학교 기계설계학과

에 작업자가 수작업(手作業)으로 공작기계 제어판(control panel)에 설치되어 있는 이송속도 오버라이드(override) 조절장치를 조절하면서 가공을 한다. 즉, 절삭깊이가 상대적으로 작아서 절삭력이 적게 부하되는 영역에서는 수동으로 이송속도를 늘려주고, 절삭깊이가 상대적으로 커서 절삭력이 많이 부하되는 영역에서는 이송속도를 줄여주는 방식으로 가공을 하고 있다. 그렇다고 이러한 수작업 없이 가공시간을 단축하기 위하여 공작물의 모든 다양한 형상을 염두에 두어 항상 일정한 절삭력이 부하되게 NC 코드를 생성하는 것은 거의 불가능하다고 할 수 있다. 그러므로 완전한 CIM/FMS 시스템을 구축하기 위해서는 밀링 공정 중에 공구의 과부하를 조기에 검출하고 다른 가공 조건을 조절하여 공구의 과부하를 방지하고, 절삭력을 일정하게 제어하여 생산성의 향상을 꾀하는 기능이 필수적이라 할 수 있다.

공작기계의 이상 진동인 채터(chatter)와 공구 마모의 현상을 규명하려는 연구로부터 출발한 절삭 공정의 감시 연구는 NC/CNC 시스템이 일반화되기 시작한 1970 년대부터 공구의 과부하를 방지하기 위한 절삭력 추종제어와 공구의 파손을 검출하기 위한 연구로 활발히 이어졌다. 초기에는 주로 공구동력계(tool dynamometer)로부터 측정한 절삭력 및 절삭토크를 이용하여 절삭 공정을 감시하였으나, M&D(monitoring and diagnosis) 시스템의 실용성을 만족시키기 위하여 모터 전류 신호를 이용한 연구가 뒤를 이었다. 현재까지 주축모터보다는 이송모터 전류를 이용하여 절삭력 및 절삭토크를 간접 측정하고 절삭 공정을 감시한 연구가 비교적 많이 수행되었다. 주축모터를 이용하여 절삭 공정을 감시한 연구를 살펴보면 Stein[1-2] 등은 DC 및 AC 유도 주축모터 시스템에서 로터의 인입 동력(power)은 절삭토크와 모터가 정상상태(steady-state)일 때 선형적인 관계를 가지고 있음을 밝혔으며, Park 과 Settineri[3] 는 3상의 유도 모터에서 4개의 입력값, 즉 주축의 동력, 동력의 미분값, 주축 회전속도, 주축과 주축모터의 회전 속도비를 측정하여 절삭토크를 예측하였다. Tarng[4] 등은 3상의 유도모터 전류로서 드릴 공정 중 공구 파손을 검출하였으며, Mannan 과 Broms[5] 는 주축모터와 이송모터의 동력과 전류를 측정하여 절삭 공정을 감시하고 절삭력을 제어하는 문제를 개략적으로 간단히 언급한 바 있다. 그러나 이들 연구는 대부분 드릴 공정에 한정되었으며 또한 주축모터를 이용하여 절삭토크를 예측하는데 그치고 신뢰성있게 밀링 공정을 감시하지는 못하였다.

밀링 공정 중 절삭력을 일정하게 추정제어한 연구현황을 살펴보면 Lauderbaugh 와 Ulsoy[8] 는 밀링 공정에서 공구동력계로 측정한 절삭력을 이용하여 모델추종 적응제어(MRAC: model reference adaptive control) 이론으로 절삭력 추종제어를 하였다. Altintas[9] 는 일정한 표본화 주파수(sampling frequency) 또는 제어 시간 간격이 필요한 극배치 방법 대신 주축의 엔코더를 이용하여 주축의 1회전당 직접적인 적응 제어를 함으로써 주축 회전 속도에 무관하게 회전당 최대 절삭력을 제어하였다. 김 태용과 김 종원[10] 은 절삭력을 이용하지 않고 교류 이송 서보모터 전류를 측정하여 등가한 절삭력을 구하고 극배치 방법에 의한 적응 서보제어 기법을 이용하여 절삭력을 추종제어하였다. 이밖에 이송속도의 제어를 통한 절삭력 및 절삭토크의 추정제어를 위해 퍼지(fuzzy) 이론[11] 및 신경회로망(neural network) 기법[12] 을 이용하기도 하였다.

본 연구에서는 수평형 머시닝센터에서 주축모터의 전류신호를 이용하여 공구에 부하되는 절삭력을 실용적으로 간접 측정한 뒤 이송속도를 제어하여 절삭력을 일정하게 유지하게 함으로써 공구의 과부하를 방지하고 생산 시간을 단축하는 등 밀링시 절삭 공정의 생산성의 향상에 목적을 두었다.

2. 주축모터 전류와 절삭력과의 관계

2.1 절삭력, 절삭토크, 주축전류의 실효값

2.1.1 절삭력

M. E. Martelotti 가 제시한 가장 기본적인 절삭력 모델을 살펴보면 밀링의 절삭경로는 공구의 회전과 이송의

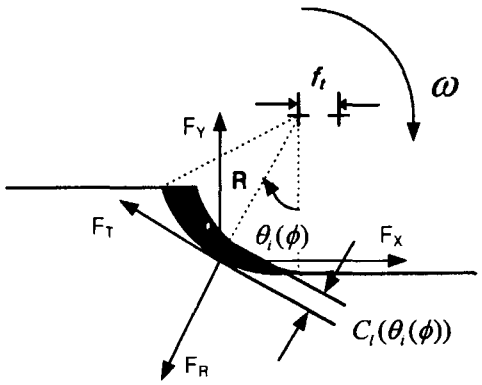


Fig. 1 Cutting force model

동시 운동에 의한 사이클로이드(cycloid) 곡선이지만, 이 송속도가 공구의 반경보다 작다는 가정을 하면 원호로 가정할 수 있으며, 순간 칩 두께(C_l)는 날당 이송(feed per tooth: f_t)의 사인 함수로 근사화시킬 수 있다고 하였다.[13]

$$C_l(\theta_i(\phi)) \cong f_t * \sin\theta_i(\phi) \tag{1}$$

또한 접선방향 절삭력(F_T)과 반경방향의 절삭력(F_R)은 순간 칩 면적과 비절삭저항의 곱으로 나타낼 수 있다고 하였다.

$$F_T = K_T * a * C_l(\theta_i(\phi)) \cong K_T * a * f_t * \sin\theta_i(\phi)$$
$$F_R = r_1 * F_T \tag{2}$$

여기에서 K_T 는 비절삭 저항; a 는 축방향 절삭깊이; $\theta_i(\phi)$ 는 공구의 각 날의 회전각도; r_1 는 접선방향 절삭력에 대한 반경방향 절삭력의 비율을 나타낸다.

2.1.2 절삭토크

위와 같은 기본적인 절삭력 모델을 근거로 하여, 절삭토크(T_c)는 접선방향의 절삭력(F_T)과 공구의 반경(R)을 곱함으로서 구할 수 있다.

$$T_c = R * F_T \tag{3}$$

공구가 회전하면서 절삭함에 따라 날당 최대 절삭 토크는 접선 방향 절삭력(F_T)이 최대일 때, 즉 미변형 절삭두께 $C_l(\theta_i(\phi))$가 최대일 때 발생한다. 4날 이하의 완전 절입(full immersion)일 때 또는 절입각(immersion angle)이 90° 이상일 때에는 날의 회전각도 ($\theta_i(\phi)$)가 90° 일 때에 미변형 절삭두께가 최대가 되며, 이 때 접선방향 절삭력과 공구동력계에서 측정된 y 방향 절삭력은 같아진다. 즉 날당 최대 절삭토크는 날의 회전 각도가 90° 일 때에 y 방향 절삭력에 공구 반경을 곱함으로써 구할 수 있다.

$$T_c)_{\max} = R * F_Y \ \ (at\ \ \theta_i(\phi) = 90^\circ) \tag{4}$$

또한 4날 이하의 완전 절입일 때 날당 최대 절삭력은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$F_c)_{\max} = \sqrt{F_X^2 + F_Y^2})_{\max} = \sqrt{F_T^2 + F_R^2})_{\max}$$
$$= \sqrt{1+r_1^2} * F_T)_{\max} = \sqrt{1+r_1^2} * F_Y)_{\max} \tag{5}$$
$$(for\ \ full\ \ immersion\ \ at\ \ \theta_i(\phi) = 90^\circ)$$

식 (4)와 (5)로부터 날당 최대 절삭력은 최대 절삭토크와 비례함을 알 수 있다.

$$F_c)_{\max} = \frac{\sqrt{1+r_1^2}}{R} * T_c)_{\max} \tag{6}$$

2.1.3 주축모터 전류의 실효값(RMS)

실효값(root mean square)은 3상의 교류 전류를 식 (7)과 같이 간단한 방법으로 자승 평균하여 등가의 직류 전류로 환산하는 방법이다.

$$I_{rms} = \sqrt{\frac{I_u^2 + I_v^2 + I_w^2}{3}} \tag{7}$$

I_q 전류를 얻기위한 D-Q 변환[14]은 방향성이 존재하는 벡터 변환인 반면, I_{rms} 전류를 얻기위한 RMS 변환은 방향성에 대한 정보를 알 수 없는 스칼라 변환이다. 그러나 D-Q 변환는 정확한 로터의 회전각을 알기 위해 엔코더 측정이 필요한 반면 로터의 회전각 측정이 필요없는 RMS 변환은 매우 간단하기 때문에 산업현장에서 모터 토크를 측정하기 위한 등가의 직류 전류를 얻는 방법으로 널리 쓰이고 있다.

2.2 절삭력과 주축모터 전류와의 관계

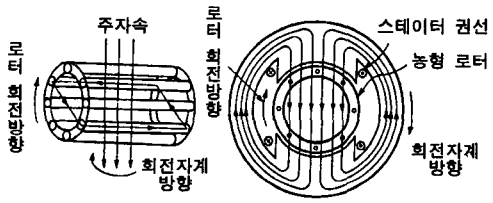


Fig. 2 Induction motor[14]

Fig.2 는 유도모터의 회전 모델을 나타내고 있다. 주축의 유도 모터는 교류 전력을 전기 에너지원으로 하여 1차 권선에서 2차 권선에 유도된 전류와 회전자계의 상호작용에 의해, 회전자계의 속도보다 늦은 속도로 회전한다. 교류 전원에 접속된 유도 모터가 무부하로 운전하고 있을 때는 교류 전원의 주파수에 동기한 다음식의 동기 속도 n_s 로 회전한다.

$$n_s = \frac{120f}{P}\ [rpm] \tag{8}$$

여기서 f는 1차 주파수(Hz)이며 P는 모터의 극(pole) 수를 나타낸다. 모터에 부하가 걸리면 로터의 회전속도(n)는 동기속도 n_s보다 느리며 이 때 속도의 차이를 슬립(slip)이라 하고 다음과 같은 식으로 나타낼 수 있다.

$$s = \frac{n_s - n}{n_s} \tag{9}$$

이러한 로터의 회전 속도와 회전자계의 속도 차이로 인해 로터의 각 도체는 주자속을 자르므로 플레밍의 오른손 법칙에 의해

$$e = Blv \tag{10}$$

여기에서, l : 전체 길이[m], B : 자속 밀도[T], v : 운동 속도[m/sec]

로 표시되는 전압이 각 도체에 발생하여 Fig. 2 에 보인 방향으로 로터에 전류가 흐른다. 이 때 로터에 발생한 전류 I_r와 주자속 Φ의 교차로 인해 다음 식과 같이 로터 전류에 비례하여 모터 토크가 발생한다.[14]

$$T_m = k\Phi I_r \tag{11}$$

실제로 유도모터에서 로터 부분은 하나의 완전한 회로를 이루고 있어 유도모터의 로터에서 발생하는 전압과 전류는 외부에서 측정하기 어렵다. 그러므로 외부에서 측정 가능한 스테이터에 흐르는 전류(I_s)를 측정함으로써 로터에 유도된 전류(I_r)를 간접적으로 측정하여야한다. Figure 3 에 델타 권선으로 연결된 유도모터의 3 상 중 1 상의 회로를 스테이터에서 등가시킨 회로가 나타나 있다.

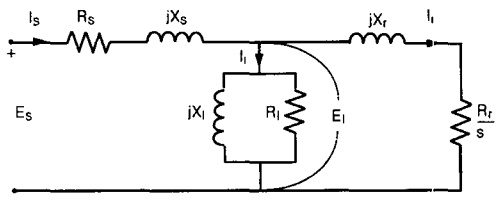


Fig. 3 Per-phase equivalent circuit of an induction motor[15]

여기에서 I_s는 스테이터 전류, I_r은 로터 전류이며 I_l는 스테이터와 로터 사이의 공극(air gap)에 의해 유출(leakage)되는 전류를 의미한다. 등가의 회로에 의거하여 순차적인 임피던스(impedence)를 구하고 스테이터 전류와 로터 전류 사이의 관계를 구하면 식(13)과 같은 선형적인 관계를 얻을 수 있다.

$$\begin{aligned} Z_s &= R_s + jX_s \\ Z_r &= \frac{R_r}{s} + jX_r \\ Z_l &= \frac{jX_l R_l}{jX_l + R_l} \\ Z' &= \frac{Z_r Z_l}{Z_r + Z_l} \end{aligned} \tag{12}$$

$$I_r = \frac{E_l}{Z_r} = \frac{E_s \dfrac{Z'}{(Z_s + Z')}}{Z_r} = \frac{Z'}{Z_r}\frac{E_s}{Z_s + Z'} = \frac{Z'}{Z_r} I_s \tag{13}$$

식 (11)과 식 (13)에 의하여 유도모터에서 모터에 유도되는 토크는 식 (14)와 같이 스테이터 전류와 비례하고 식 (6)에 의하여 절삭력과 주축모터의 스테이터 전류는 식 (15)와 같이 비례관계가 있음을 알 수 있다.

$$T_m = k\Phi I_r = k\Phi \frac{Z'}{Z_r} I_s \tag{14}$$

$$F_c \propto T_c \propto T_m \propto I_s \tag{15}$$

2.3 이송모터 전류와 주축모터 전류와 비교

2.3.1 절삭 방향과 모터 전류

$$T_{Mi}(t) = J_{Ei}\frac{d\omega_i(t)}{dt} + T_{Di}(t) + T_{Fi}(t) \tag{16}$$

절삭 공정 중 이송축 모터의 전체 토크는 식 (16)과 같이 요소들의 전체 합으로 구성된다. 여기서 i 는 이송방향(x,y,z); T_M 는 소요된 전체 모터 토크; J_E 는 이송계의 등가의 관성모멘트; ω 는 모터의 각속도; T_D 는 외란 토크; T_F 는 마찰로 인해 소요되는 모터 토크를 나타낸다.

또한 모터 토크는 등가의 직류 전류(I_E)와 모터 상수(K)의 곱으로 나타낼 수 있다.

$$T_{Mi}(t) = K_i \ I_{Ei}(t) \tag{17}$$

이송계의 외란 토크는 절삭력으로 인한 토크(T_C)와 그 밖의 잡음으로 인한 토크(T_N)의 합으로 나타낼 수 있으며, 절삭력으로 인한 토크는 이송계의 여러 요소를 거쳐

서 모터 토크로 전달되므로 시간지연(time delay) 요소 (α_i)를 가지고 있다.

$$T_{Di}(t) = T_{Ci}(t-\alpha_i) + T_{Ni}(t) \tag{18}$$

이송축과 동일한 축방향의 절삭분력(F_f)에 의한 힘은 선형적인 관계를 가지고 이송 볼스크류에 토크의 형태로 변환되어 전달되며 이송축 모터로 전달된다.

$$T_{Ci}(t) = A_i * F_f(t) \tag{19}$$

잡음에 의한 영향을 무시하고 식 (16)에서 식 (19)까지를 종합하면 이송축 모터 전류로서 동일 축방향의 절삭분력을 다음과 같이 얻을 수 있다.

$$F_X(t) = \frac{1}{A_x}\left[K_x I_{Ex}(t+\alpha_z) - J_{Ex}\frac{d\omega_x(t+\alpha_z)}{dt} - T_{Fx}(t+\alpha_z)\right]$$
$$(in\ x\ directional\ feeding) \tag{20}$$

그러나 이송모터 전류로는 단지 동일 축방향 절삭분력에 대한 정보만을 알 수 있어, 동일 축방향의 이송모터 전류 신호만 가지고는 식 (21)과 같이 표시되는 각 방향 절삭분력들의 합력인 전체 절삭력에 대한 정보를 알 수가 없다.

$$F_C(t) = \sqrt{F_X^2(t) + F_Y^2(t)} \tag{21}$$

만일 xy평면으로 2축가공을 할 때, 양축의 이송모터 전류를 이용하여 각 방향의 절삭분력을 예측하고 이들의 합력인 절삭력을 예측하려고 할 때 다음과 같은 문제점을 가지고 있다.

첫째, 식 (20)에서 나타난 바와 같이 이송모터 전류로 절삭분력을 예측할 때 절삭조건에 따라 변화하는 각 방향의 서로 다른 시간 지연 요소들 (α_x, α_y) 때문이다.

둘째, 절삭 분력 및 합력을 예측할 시 각 방향의 마찰력으로 인한 마찰토크 성분 (T_{Fx}, T_{Fy})에 대한 실시간 보상이 매우 어렵기 때문이다. 이송계의 마찰토크는 이송속도에 따라 다르고, 이송 테이블 위치에 따라 다르며, 또한 직교한 축방향의 절삭분력에 의해 마찰력 또는 마찰토크가 증가 혹은 감소하기도 한다.[16]

이와 같은 문제점들로 인해 이송모터 전류로는 2축 이상으로 절삭 가공을 할 때에는 절삭력을 실시간으로 예측하기 어렵다. 이에 반하여 주축모터 전류를 이용하면 식 (15)과 같이 절삭토크에 대한 정보로 절삭력을 예측할 수 있어 절삭 방향(이송 방향)에 관계없이 절삭력을 간접적으로 측정할 수 있다.

2.3.2 준정적 민감도 (quasi-static sensitivity)

일반적으로 이송모터 전류 신호의 주파수 대역폭은 일반적인 절삭 공정의 이물림 주파수(tooth passing frequency)보다 높다고 알려져 있고, 주축모터 전류 신호는 공구에 직접 부하되는 절삭력에 의한 토크가 주축과 기어, 벨트 전달 장치부를 경유함으로써 변형된 전달토크가 부하토크로 인가됨으로써 5Hz 미만의 낮은 주파수 대역폭을 가지고 있어 절삭계의 동적 특성을 제대로 반영하지 못하는 것으로 알려져 있다.[17] 그러나 최근 고정밀 공작기계에서의 주축모터는 기어나 벨트 장치가 없는 내장형 모터(built-in motor)를 사용하거나, 주축계의 강성이 높아져 주파수 대역폭이 상당히 높아지고 있는 추세이다.

과도한 절삭력으로 인한 공구의 과부하를 검출하기 위해서는 절삭력이나, 절삭토크, 또는 이에 비례한 전류신호의 공구 1회전당의 최대값(peak value)과 같은 준정적인 증가량이 중요한 값이다. 선삭 공정 또는 드릴링 공정은 특별한 외란이 없는 한 정적 공정(static process)으로 간주할 수 있지만 밀링 공정은 각 날의 주기적인 절삭에 따라 각 날의 절삭력이 반복적인 외란으로 작용하는 동적 공정(dynamic process)이다. 이러한 동적 공정에서의 이송계와 주축계의 정적인 민감도를 다음과 같은 과정으로 구하였다.

절삭깊이, 날당 이송 및 다른 절삭 조건을 일정하게 한 후, 주축 회전 속도만을 변화시켜가면서 이송계에서는 공구 1회전당 이송분력(F_x)의 최대값에 대한 동일 축방향의 이송모터 전류(I_f) RMS의 최대값의 비율(rate)의 평균값을 구하였고, 주축계에서는 공구 1회전당 절삭토크(T_c)의 최대값에 대한 주축 전류(I_s) RMS의 최대값의 비율의 평균값을 구하였다. 이송분력, 절삭토크, 이송모터와 주축모터의 전류신호의 데이터를 처리하고 계산함에 있어서 이동평균을 사용함으로써 신호의 잡음을 제거하였다. 이렇게 구한 비율의 평균값을 동적 공정인 밀링 공정에서의 "준정적 민감도(quasi-static sensitivity)" 라고 정의하였으며 식 (22)과 같이 나타낼 수 있다.

$$Quasi-static\ sensitivity = \tag{22}$$
$$\frac{1}{rev}\sum_{i=1}^{rev}\frac{\max.\ I_{rms})_f[i]}{\max.\ F_x\ [i]}\quad (In\ feed\ drive\ system)$$
$$\frac{1}{rev}\sum_{i=1}^{rev}\frac{\max.\ I_{rms})_s[i]}{\max.\ T_c\ [i]}\quad (In\ spindle\ drive\ system)$$

이송계와 주축계의 준정적 민감도를 Fig. 4 에 나타내었다. Figure 4 를 살펴보면 주축의 기어 변환에 의한 민감도의 불연속적인 변화가 나타났지만 전체적인 경향을 살펴보면 주축 회전 속도가 증가하여 이물림주파수(tooth passing frequency)가 증가함에따라 이송계에서는 준정적 민감도가 낮아지는 반면, 주축계에서는 오히려 높아졌다. 그러므로 고속 회전에서 "공구 1회전당 최대 절삭력"과 같은 절삭력의 정적인 증가량을 제어하기 위해서는 준정적 민감도가 높은 주축모터 전류를 이용하는 것이 좋음을 알 수 있다.

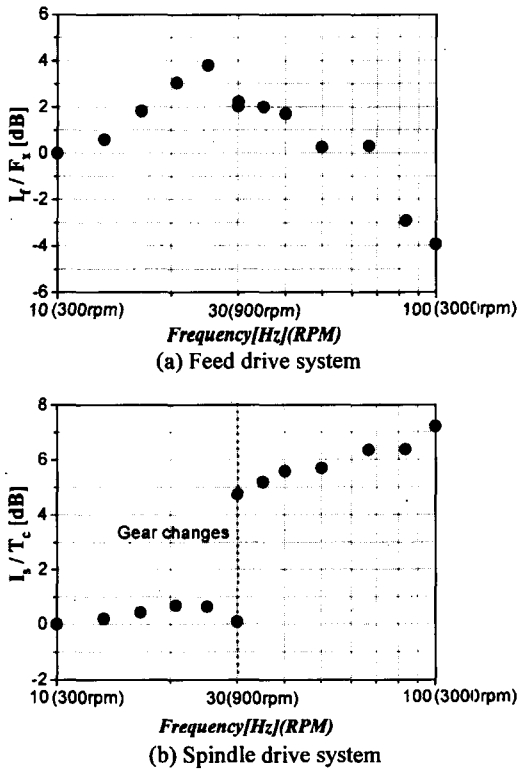


Fig. 4 Quasi-static sensitivities of feed and spindle drive systems

3. 실험장치의 구성

3.1 머시닝센터 및 데이터 습득장치

실험에 사용된 머시닝센터는 통일중공업(주)의 수평형 머시닝센터(모델명 : MCH-10, TCH-80)이다. x, y축 이송모터는 영구자석 동기형 모터(Permanent Magnet Synchronous Motor)를 사용하고 있으며, 주축모터는 농형 유도 모터(Squirrel Type Induction Motor)를 사용하고 있다. AD2210 보드와 TMS320C32 DSP보드를 사용하여 주축모터 전류 신호, 이송모터 전류 신호, 절삭력 신호를 측정하였고, 절삭력 측정을 위하여 특수 설계된 지그(jig)를 제작하고 그 위에 공구동력계를 고정하여 x, y 방향 절삭력 신호를 측정하였으며, 전류 신호와 절삭력 신호와의 상관관계를 규명하였다. 그 전체 구성도는 Fig. 5 과 같다.

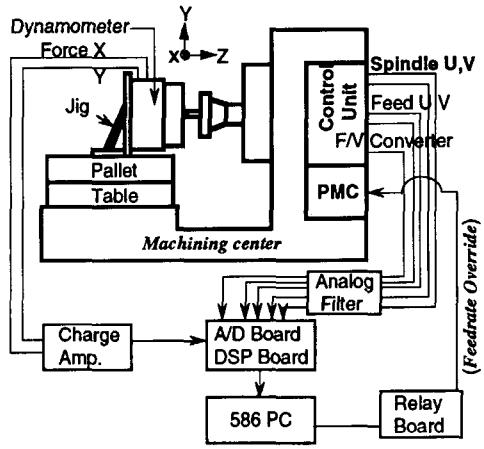


Fig. 5 Experimental set-up

3.2 홀센서 및 아날로그 필터

주축모터와 이송모터의 전류를 측정하기 위하여 홀센서(Hall sensor)를 사용하였다. 이러한 홀센서는 기계자체의 회로 및 절삭 공정에 영향을 미치지 않고 전류를 측정하여 기계의 상태를 간접적으로 감시할 수 있으며 비용이 저렴하다는 장점을 가지는 반면, 전자기 유도현상을 이용한 것이므로 주파수 대역에 제한을 받을 수 있다는 단점을 가지고 있다. 전류소스(current source)를 사용하여 센서의 주파수 대역(bandwidth)을 구한 결과 1kHz 까지 주파수대역에 아무런 문제가 없었으며〈Fig. 6〉, 실제 실험에서는 차단주파수(cutoff frequency)가 200Hz 인 아날로그 필터를 사용하여 고주파수의 잡음(noise)을 제거하였다.

3.3 이송속도 적응제어를 위한 DSP보드 및 PMC 제어판의 구성

이송속도를 제어할 수 있도록 머시닝센터 CNC 콘터롤러 내의 PMC(Programmable Machine Controller)

프로그램을 변경하였으며, PC 내의 DSP 보드 DIO 포트를 통해 CNC 콘트롤러 내의 이송속도 오버라이드(over-ride) 단자를 0%에서 255%까지 제어하여 이송속도를 제어하였다. 이송속도 제어에 필요한 전압(24V)을 위해 릴레이(relay) 보드를 중간에 사용하였고, 이 전압은 CNC 콘트롤러 단자에서 끌어들였다. 〈Fig. 5 참조〉

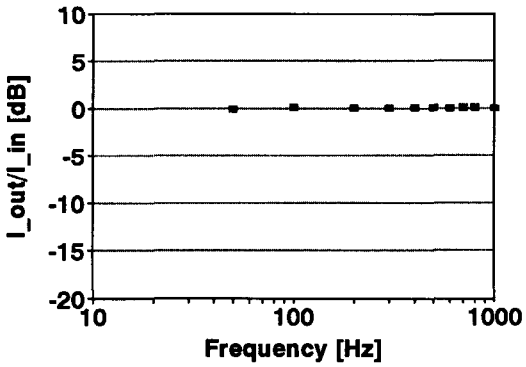


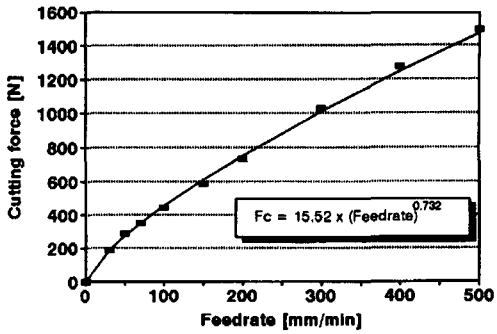
Fig. 6 Bode plot of Hall sensor

4. 절삭력의 간접측정 및 절삭력 추종제어

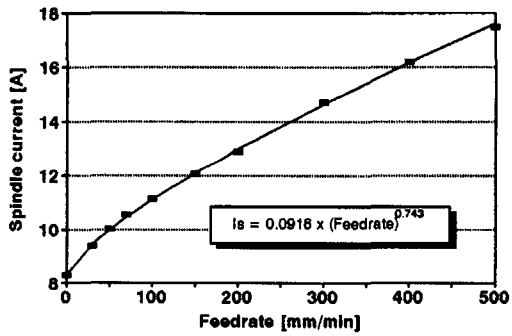
4.1 주축모터 전류와 절삭력과의 선형적 관계

4.1.1 이송속도 변화에 대한 절삭력 및 주축 전류의 변화

Figure 7 은 MCH-10 머시닝센터에서 2 날의 평엔드밀(flat endmill)로 탄소강(SM45C)의 공작물을 가공할 때 이송속도를 30 mm/min 에서 500 mm/min 까지 증가시키면서 절삭력의 준정적인 변화에 대한 주축 전류의 RMS 값의 변화를 나타낸 것이다. 여기서 절삭력의 준정적인 변화에 대한 주축모터 전류의 변화를 살펴보기 위해 절삭력 및 주축모터 전류의 RMS 값은, 아날로그 필터를 통한 측정 및 신호 처리 과정에서의 이동평균을 통해 각 신호의 잡음을 없애고 공구 1회전시 최대 절삭력 및 주축 전류의 최대 RMS 값을 구한 후 각 이송속도에 대해 평균값을 사용하였다. 이송속도의 증가에 따른 절삭력의 변화는 사이즈 효과(size effect) 등의 영향으로 DeVor[18-19] 등이 제시한 바와 같이 이송속도의 변화에 대해 절삭력의 변화가 지수함수의 형태로 나타났고, 주축모터 전류의 RMS 값도 절삭력의 변화 형태와 마찬가지로 이송속도에 대해 지수함수의 형태로 나타났다. 절삭력과 주축모터 전류의 RMS 값은 Fig. 8 와 같이 이송속도의 변화에 관계없이 선형적인 관계로 나타났다. 이러한 선형적인 관계를 바탕으로 주축모터 전류 RMS 값의 측정으로 절삭력의 준정적인 크기를 간접적으로 측정할 수 있었다.



(a) Cutting force vs. feedrate



(b) Spindle motor current vs. feedrate

Fig. 7 Cutting force and spindle motor current vs. feedrate (DOC = 3 mm, 1000 rpm, Carbide flat endmill(ϕ 20 mm), 2 teeth, SM45C)

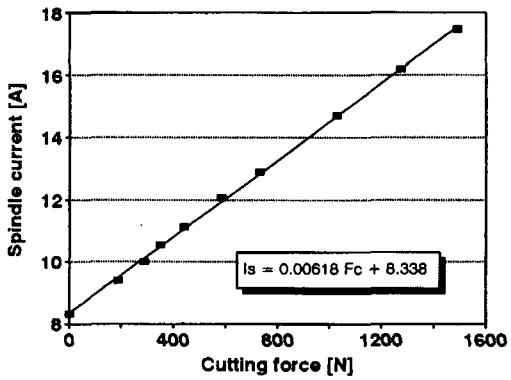
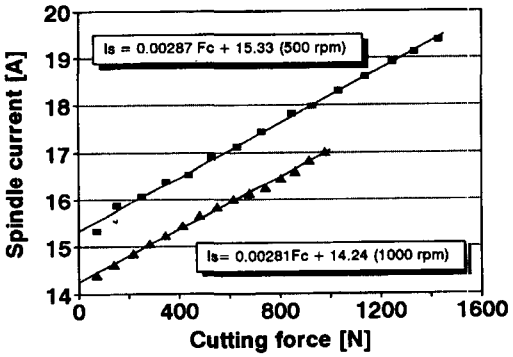


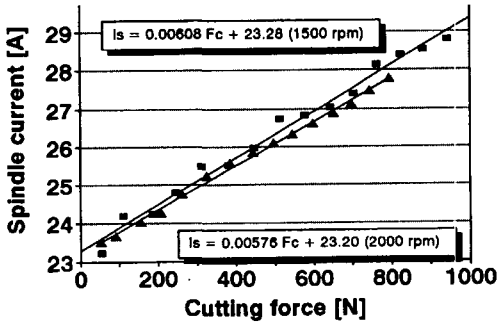
Fig. 8 Spindle motor current vs. cutting force (DOC = 3 mm, 1000 rpm, Carbide flat endmill(ϕ 20 mm), 2 teeth, SM45C)

4.1.2 가공기계, 절삭 조건의 변경에 따른 절삭력과 주축모터 전류와의 관계

우선 서울대학교에서 보유 중인 수평형 머시닝센터(MCH-10)에서의 절삭력 간접 측정을 바탕으로 가공기계와 절삭 조건을 변경하여 통일 중공업(주)에서 차세대 FMS 가공라인에 설치되어있는 수평형 머시닝센터(TCH-80)에서 절삭력을 간접적으로 측정하는 실험을 하였다. 공구 및 공작물의 종류, 주축 회전 속도, 이송속도, 절삭깊이 등을 변경시켜가며 4날 HSS 평엔드밀로 주물가공용 공작물(GC30)을 미리 테이퍼로 가공한 후, 이송속도를 200 mm/min 으로 고정시켜 놓고 절삭깊이를 0mm에서 5mm까지 점점 증가시켜가면서 절삭력과 주축모터 전류와의 관계를 살펴보았다. Fig. 9 과 같이 절삭깊이가 증가함에 따라 절삭력과 주축모터 전류 RMS



(a) In high gear ratio



(b) In low gear ratio

Fig. 9 Experiments at various cutting speeds in TCH-80 machining center
(Gear change: 1400 rpm, DOC = 0 mm~5 mm, Feedrate: 200 mm/min, HSS flat endmill(ϕ 25 mm), 4 teeth, GC30)

는 비교적 높은 주축 회전 속도에서 약간의 변동이 있는 것 이외는 선형적인 관계를 유지하면서 증가하고 있다.

4.1.3 주축 회전 속도의 측정

Figure 9 를 살펴보면 주축모터 전류를 이용하여 절삭력을 간접적으로 측정하는데 있어서 한가지 문제점을 발견할 수 있다. 즉, 주축 회전 속도가 변화함에 따라서 절삭력과 주축모터 전류와의 선형적인 관계(기울기)가 달라진다. 이러한 문제점을 해결하기 위하여 공작기계 콘트롤러 박스 내에서 주축 회전 속도에 비례한 전압(voltage)을 F/V converter 단자로부터 측정하였으며 이를 Fig. 10 에 나타나 있다.

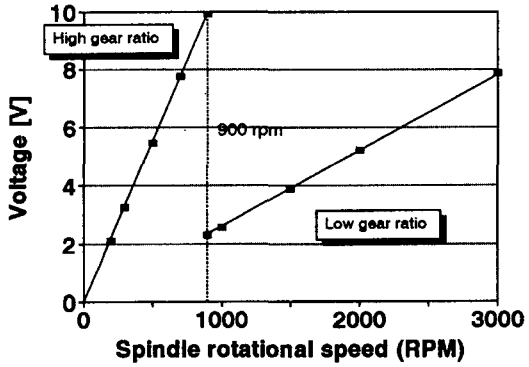


Fig. 10 Relationship between the spindle rotational speed and the voltage measured at F/V converter (Machine: MCH-10, Gear change: 900 rpm)

900 rpm 을 경계로 하여 저속 기어 (감속비 1:4.81)에서 고속 기어 (감속비 1:1.157)로 변속이 되며 저속, 고속 기어에서 모두 주축 회전 속도에 정확히 비례한 전압을 측정할 수 있었다. 이러한 전압을 측정함으로써 역으로 주축 회전 속도를 알 수 있었으며, 주축 회전 속도가 변화하더라도 각 주축 회전 속도에서 절삭력과 비례한 주축모터 전류를 측정함으로써 신뢰성 있게 절삭력을 간접적으로 측정할 수 있었다.

4.2 이송속도 제어 시스템

다양한 절삭 조건하의 실험을 통하여 주축모터 전류의 RMS 값으로 공구 1회전당 절삭력의 최대값을 간접적으로 측정할 수 있음을 알았다. 여기서는 이러한 절삭력의 간접 측정을 바탕으로 하여 이송속도를 제어하여 절삭력,

측 공구 1회전당 최대 절삭력을 일정하게 유지하는 시스템을 설명하고자 한다.

이송속도 제어를 위한 전체적인 순서도를 Fig. 11 에 나타내었다. Figure 11 을 살펴보면 먼저, 이송속도의 지령치에 따라 이송모터와 증폭기를 통해 전압이 인가되어 이송모터의 회전수가 결정되면 이송 구동 시스템인 기계적인 결합부를 통해 이송속도가 결정된다. 결정된 이송속도와 다른 절삭 조건하에서 절삭 공정이 이루어지면 절삭 부하로 인해 주축모터 전류의 증가치가 발생한다. U,V 2상의 전류를 측정하여 실효값(RMS) 및 이의 이동평균값을 구하고 공구 1회전당 최대값을 계산하여 예비실험에서 결정된 주축모터 전류의 최대, 최소 한계치(treshold)와 비교한 뒤, 오차(error)에 비례한 만큼 이송속도를 가감해 주는 비례제어(proportional control)를 해 주었다. 최대, 최소 한계치의 차이값(maximum-to-minimum threshold gap) 이 너무 크다면 절삭력이 제어되는 범위가 커져서 일정한 절삭력을 얻을 수 없고, 전류의 잡음의 크기에 비해 차이값이 너무 작다면 제어시스템이 안정되지 않아 발산할 수 있다. 또한 비례제어를 할 때의 비례이득(proportional gain: K_p) 는 실험을 통해서 절삭력의 제어속도가 너무 느리지 않으며 또한 제어시스템이 발산하지 않고 수렴하는 안정된 값으로 결정하였다. 비례이득 값을 결정하기 위하여 절삭깊이가 1 mm 에서 5 mm 까지 단계적으로 변화하는 공작물을 비례이득의 값을 변화시켜가면서 절삭하면서 이송속도를 제어하였다. 이 값은 모터부와 기계 결합부의 전달함수(transfer function) 가 밝혀지지 않은 관계로, 해석적인 방법을 사용하지 않고 시행 착오법(trial and error method) 에 의하여 결정되었다. Figure 12 는 비례이득의 변화에 대한 절삭력 및 주축전류의 추종 양상을 보여준 것이며, 절삭깊이가 3 mm 가 되었을 때부터 공구에 부하되는 절삭력이 한계치가 넘어 이송속도 제어가 시작

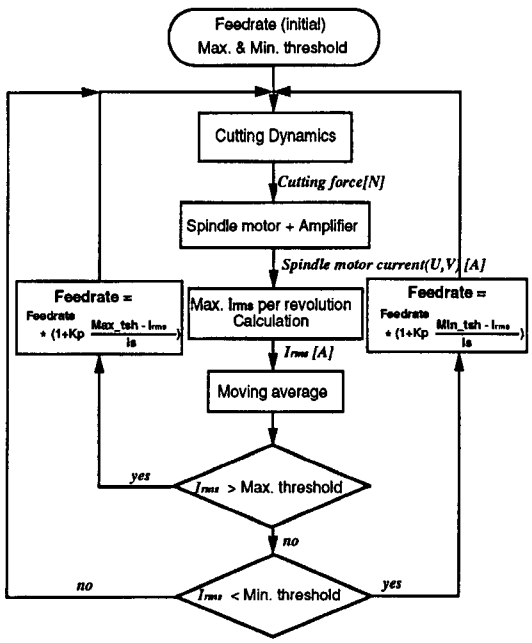


Fig. 11 Flowchart of feedrate control

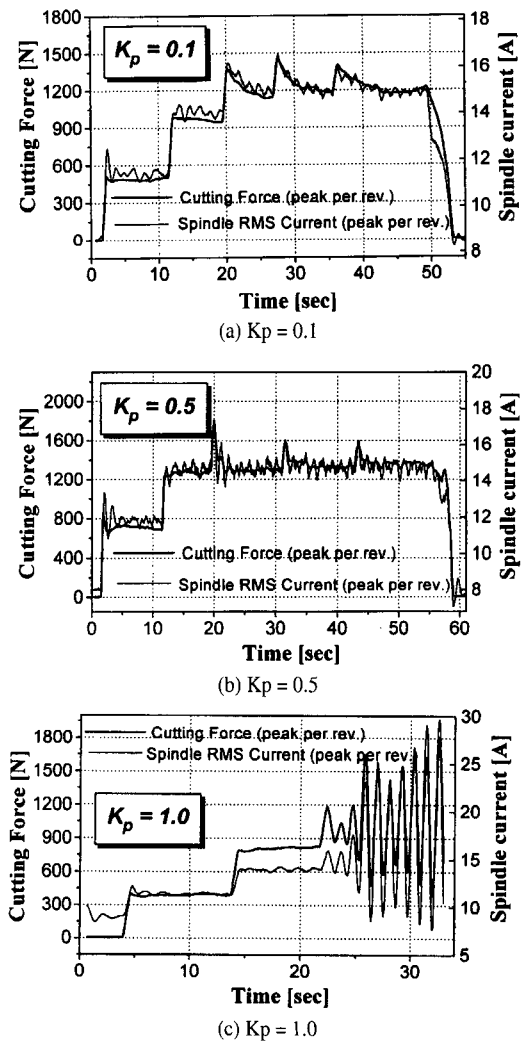


Fig. 12 Cutting force regulation pattern according to proportional gain

되었다. 실험 결과 최대, 최소 한계치의 차이값은 0.4 A, 비례 이득값은 0.5 로 함으로써 최적의 결과를 얻을 수 있었다. 이러한 이송속도 제어를 통한 절삭력 추종제어의 목적은 정삭(finishing) 가공에서보다는 황삭(roughing) 가공에서 공구의 과부하를 방지하고 절삭 가공 시간을 단축하려는데 있으므로 절삭 가공 중 이송속도의 변화로 인한 공작물의 표면거칠기에 미치는 영향는 무시하였다.

4.3 절삭력 추종제어 실험 및 결과

주축모터 전류와 절삭력과의 선형적인 관계를 바탕으로 이송속도 제어 시스템을 적용하여 다양한 절삭 조건과 공작물 재질 및 형상으로 절삭력을 추종제어하는 실험을 하였다. 각각의 경우에 대한 절삭조건을 Table 1에 나타내었다.

Table 1 Cutting conditions for cutting force regulation experiments

	절삭깊이	주축 회전 속도	공작물	이송속도
Case Ⅰ (Fig. 13)	1 mm → 4 mm	600 rpm	SM45C + Aluminum	Fixed (160 mm/min)
Case Ⅱ (Fig. 14)	1 mm → 4 mm	600 rpm	SM45C + Aluminum	Controlled
Case Ⅲ (Fig. 16)	2 mm → 5 mm	3000 rpm	SM45C	Fixed (170 mm/min)
Case Ⅳ (Fig. 17)	2 mm → 5 mm	3000 rpm	SM45C	Controlled

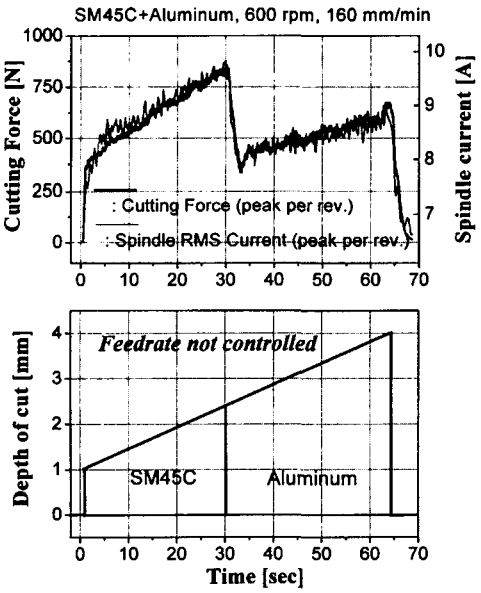


Fig. 13 Taper machining of composite material (Case Ⅰ)

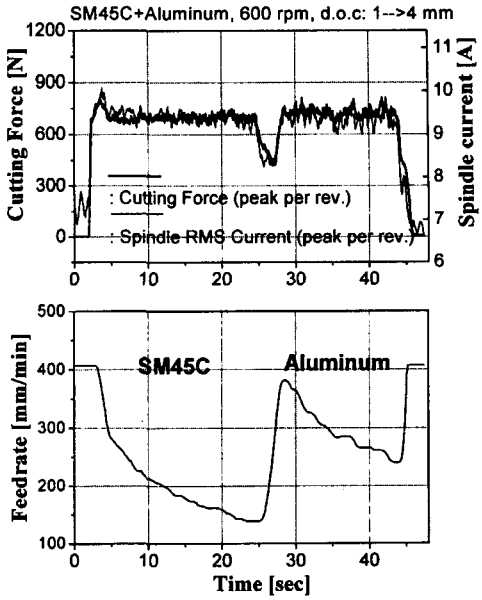


Fig. 14 Taper machining of composite material (Case Ⅱ)

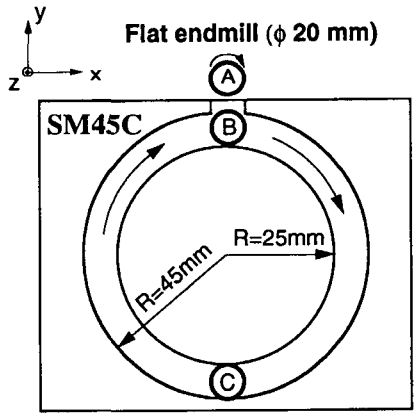


Fig. 15 Workpiece shape and tool path for circular machining

절삭력 추종제어 실험 결과 절삭깊이가 선형적으로 증가하더라도 이송속도가 제어되어 일정한 절삭력을 유지하였으며, SM45C 에 비해 절삭성이 좋은 알루미늄을 가공할 시에는 이송속도가 상당히 빨라져서 일정한 절삭력을 유지하였다. 이렇게 가공 중 절삭깊이가 변화하고 가공 재질이 변화할 시에도 가공 중 이송속도를 제어함으로써 일정한 절삭력으로 추종제어됨을 알 수 있었다.

Figure 15 은 원가공을 위한 공구와 공작물의 형상 및 공구 경로를 나타내고 있으며, 가공 경로를 설명하면 위

치 A 에서 위치 B 까지는 진입(entry) 절삭으로 절삭깊이가 2 mm 로 y축 방향으로 직선 가공을 하며 위치 B 에서 위치 C 까지는 시계 방향으로 원가공을 하면서 절삭깊이가 2 mm 에서 5 mm 까지 선형적으로 증가한다. 위치 C 에서 위치 B 까지는 절삭깊이가 5 mm 에서 2 mm 까지 다시 선형적으로 감소하면서 절삭하다가 원위치 A 로 돌아온다. 또한 이 실험에서는 준정적 민감도가 높은 주축모터 전류의 특성을 검증하기 위하여 주축 회전 속도를 3,000 rpm 으로 비교적 높게 하여 절삭력을 추종제어하였다. 이러한 가공경로 및 가공조건에 대해 이송속도를 고정하여 가공하였을 때와 이송속도를 제어하였을 때의 절삭력과 주축모터 전류, 이송속도의 변화를 Fig. 16 과 Fig. 17 에 나타내고 있다.

Figure 16 을 살펴보면 위치 B에서 주축모터 전류가 감소하는 것을 알 수 있다. 위치 B 는 y 축 방향 이송이 정지한 후, x 축과 y 축 동시 이송으로 변하는 위치인데 y 축 방향의 이송이 정지하기 위해 나타나는 y 축 이송모터의 감속에 의한 영향으로 주축모터 전류가 감소하였다. Figure 17 에서 나타난 바와 같이 절삭력을 제어할 때 위치 B 에서는 이송모터 감속에 의한 주축모터 전류의 감소로 이송속도를 크게 증가시켰으며 따라서 이 위치에서의 절삭력이 순간적으로 크게 증가하였다. 전체적인 경향을 살펴보면 원가공 및 주축 회전 속도를 3,000 rpm 으로 하여 2 축 가공 및 높은 주축 회전 속도에서도 실시간으로 이송속도 제어를 통하여 절삭력을 추종제어할 수 있음을 보이고 있다.

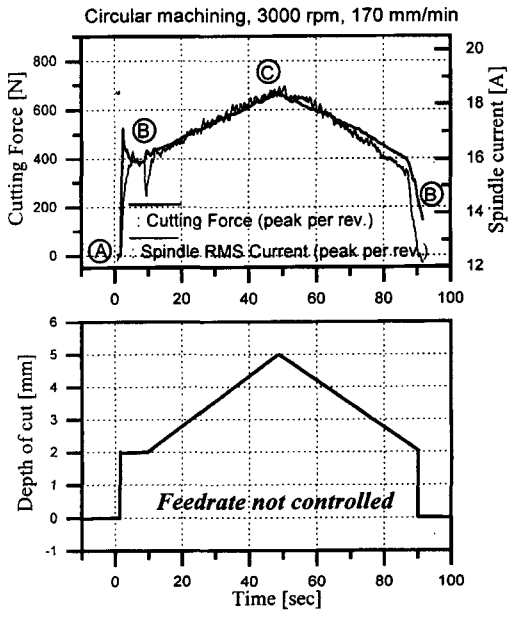


Fig. 16 Circular taper machining (Case Ⅲ)

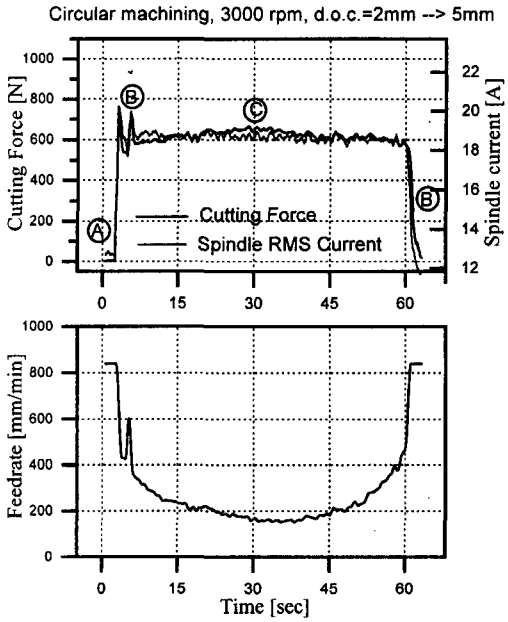


Fig. 17 Circular taper machining (Case Ⅳ)

5. 결 론

(1) 준정적 민감도(Quasi-static sensitivity)가 높고 절삭 방향에 관계없이 절삭력을 예측할 수 있는 주축모터 전류를 사용하여 절삭력과 주축모터 전류의 실효값(RMS)과의 선형적인 관계를 구하였으며, 실용적으로 사용하기 불가능한 공구동력계를 사용하지않고 절삭력의 정적인 증가를 간접적으로 측정하여 절삭력 측정에 있어서 실용성을 확보하였다.

(2) 이송속도, 절삭깊이, 가공 기계, 가공 재료 등 여러 절삭조건이 변화하더라도 공구 1회전당의 최대 절삭력과 주축모터 전류의 RMS 값은 선형적인 관계를 가졌다.

(3) 콘트롤러 박스내의 F/V 변환 단자의 전압을 측정하여 주축 회전 속도를 알 수 있었으며, 이를 이용하여 모든 주축 회전 속도에서 주축모터 전류의 RMS 값으로 절삭력을 간접적으로 측정할 수 있다.

(4) 이송속도를 제어하여 주축모터 전류가 예비 실험으로 결정된 최대, 최소 한계치 내에 유지되도록 함으로써 이와 선형적인 관계에 있는 절삭력이 일정한 범위내에 유지되도록 하였다.

(5) 주축모터 전류를 이용한 이송속도 제어 시스템을 적용하여 공작물의 형상 및 재질의 변화에도 절삭력을 일정하게 유지할 수 있었다.

(6) 절삭력 제어 시스템을 적용함에 있어서 이송모터 전류 대신 주축모터 전류를 이용함으로써 3,000 rpm의 높은 주축 회전 속도 및 2 축 가공인 원가공에서 절삭력을 일정하게 제어할 수 있었다.

참 고 문 헌

1. J. L. Stein and C. H. Wang, "Analysis of Power Monitoring on AC Induction Drive Systems," *ASME Journal of Dynamic Systems Measurement and Control*, **112**, 239-248, 1990.
2. J. L. Stein and K. C. Shin, " Current Monitoring of Field Controlled DC Spindle Drives," *ASME Journal of Dynamic Systems Measurement and Control*, **108**, 289-295, 1986.
3. J. J. Park and L. Settineri, "Cutting Torque Estimation Using Spindle Power Measurements," *Transactions of NAMRI of SME*, **24**, 85-90, 1994.
4. H. S. Liu, B. Y. Lee and Y. S. Tarng, "Monitoring of Drill Fracture from the Current Measurement of a Three-Phase Induction Motor," *Int. J. Mach. Tools Manufact.*, **36**(6)., 729-738, 1996.
5. M. A. Mannan and S. Broms, "Monitoring and Adaptive Control of Cutting Process by Means of Motor Power and Current Measurements," *Annals of the CIRP*, **38**(1)., 347-350, 1989.
6. M. A. Mannan and S. Broms, "Investigation into Temperature Dependence of Motor Current Measurement Applied to Monitoring and Adaptive Control," *Annals of the CIRP*, **41**(1)., 451-454, 1992.
7. J.L. Stein, D. Colvin, G. Clever and C.H. Wang, "Evaluation of DC Servo Machine Tool Feed Drives as Force Sensors," *ASME Journal of Dynamic Systems Measurement and Control*, **108**, 279-288, 1986.
8. L. K. Lauderbaugh and A. G. Ulsoy, "Model Reference Adaptive Force Control in Milling," *ASME Journal of Engineering for Industry*, **111**, 13-21, 1989.
9. Y. Altintas, "Direct Adaptive Control of End Milling Process," *Int. J. Mach. Tools Manufact.*, **34**, 461-472, 1994.
10. T. Y. Kim and J. Kim, "Adaptive Cutting Force Control for a Machining Center by using Indirect Cutting Force Measurements," *Int. J. Mach. Tools Manufact.*, **36**(8)., 925-937, 1996.
11. M. K. Kim, M. W. Cho and K. Kim, "Application of the Fuzzy Control Strategy to Adaptive Force Control of Non-minimum Phase End Milling Operations," *Int. J. Mach. Tools Manufact.*, **34**(5)., 677-696, 1994.
12. S. T. Chiang, D. I. Liu, A. C. Lee and W. H. Cheng, "Adaptive Control Optimization In End Milling Using Neural Networks," *Int. J. Mach. Tools Manufact.*, **34**(5)., 637-660, 1995.
13. M. E. Martelotti, "Analysis of the Milling Process," *ASME Journal of Engineering for Industry*, **63**, 667, 1941.
14. 見城尙志 外 共著, 元鍾洙 外 共譯, "AC 서보모터와 마이콤 제어," 동일출판사, 1994.
15. C. R. Paul, S. A. Nasar and L. E. Unnewehr, "Introduction to Electrical Engineering," *McGraw-Hill, International Second Editions*, 1992.
16. 김기대, 최영준, 오영탁, 주종남, "머시닝센터에서 이송전류신호를 이용한 이송계의 마찰 특성 규명과 이를 고려한 절삭력의 간접측정", *한국정밀공학회 논문집*, **14**(4)., 78-87, 1997.

17. K. Matsushima, P. Bertok and T. Sata, "In-Process Detection of Tool Breakage by Monitoring Spindle Motor Current of a Machine Tool," *Measurement and Control for Batch Manufacturing, The Winter Annual Meeting of ASME*, Phoenix, Arizona, 14-19, 1982.
18. W. A. Kline, R. E. DeVor and J. R. Lindberg, "The Prediction of Cutting Forces in End Milling with Application to Cornering Cuts," *Int. J. Mach. Tool Des. Res.* **22**(1)., 7-22, 1982.
19. W. A. Kline and R. E. DeVor, "The Effect of Runout on Cutting Geometry and Forces in End Milling," *Int. J. Mach. Tool Des. Res.* **23**, 123-140, 1983.
20. 김기대, 이성일, 권원태, 주종남, "주축 전류 신호를 이용한 절삭력의 추정 및 이송속도적응제어," *한국정밀공학회 추계학술대회 논문집*, 150-156, 1996.