

견실한 적응 제어기를 이용한 절삭력 제어

김 종 원,* 김 태 용**

Cutting Force Control by Using an Adaptive Robust Controller

Jong-Won Kim,* Tae-Yong Kim**

ABSTRACT

This paper presents an explicit pole-assignment adaptive servocontrol scheme and its application to cutting force regulation for feedrate maximization. The controller structure of the suggested adaptive control scheme is based on a robust control theory. This controller structure is then combined with an on-line model estimation algorithm. The whole scheme is applied to a milling process control. The results of real time cutting experimental studies show that the asymptotic regulation of milling peak cutting forces can be achieved with robustness against the time varying perturbations to the process model parameters, which are caused by nonlinear cutting dynamics.

Key words : adaptive control, cutting force control, milling process, robustness

1. 서 론

최근 들어 CNC 공작기계의 급속한 보급으로 가공비용의 절감과 품질에 대한 신뢰성의 측면에서 커다란 성과를 가져왔다. 그러나 이러한 CNC 공작기계에도 여전히 생산성 저하의 요인은 상존하고 있다. 왜냐하면 소재 가공전에 가공조건을 결정하여 NC 프로그램을 작성하여야 하고, 수없이 많은 종류의 공구와 소재 재질의 조합에 따라 최적의 절삭조건을 선정하기가 매우 힘들기 때문이다. 따라서 실제 NC 프로그램을 최악의 절삭상태를 고려하여 프로그램 하게 되고, 이에 따라서 너무 여유 있는 이송속도와 주축회전수가 선정되는 관

계로, NC공작기계를 최대의 출력으로 사용할 수 없다.

이러한 단점을 극복하기 위하여 적응제어이론을 절삭공정에 적용하여 가공상태에 따라 적절한 절삭조건을 온라인으로 결정하는 연구가 필요한 실정이다. CNC 공작기계에 대한 적응제어의 적용은, 정해진 절삭력의 한계범위 내에서 이송속도, 주축회전수를 변화시키는 구속 적응 제어(ACC, Adaptive Control with Constraints)를 중심으로 활발히 진행되어 왔다.⁽¹⁾⁽²⁾⁽³⁾ 이중에서도 가장 큰 관심의 대상이 되는 것은 정해진 절삭력을 유지하는 범위 내에서 절삭 이송속도를 극대화하는 연구를 들 수 있다. 일반적으로 절삭깊이의 증가에 따라 절삭력은 비례하여 증가하게 된다.

* 서울대학교 기계설계학과

** 서울대학교 대학원

따라서 가공 중에 허용되는 기준 절삭력을 지정하고, 실제 절삭력을 기준 절삭력에 추종하도록 제어한다면, 절삭깊이가 작아짐에 따라 이송속도를 증대시킬 수 있다. 이와 같은 방법으로 정해진 범위 내에서 이송속도를 극대화함으로써 생산성을 향상시킬 수 있다.

Fussell과 Srinivasan⁽⁵⁾은 절삭공정에서 가공조건 변화가 큰 경우에 종래의 고정된 제어이득을 갖는 제어기는, 제어성능이 저하되고 불안정하게 됨을 보였으며, 이러한 문제점은 적응제어 이론을 적용하여 제어이득을 가공조건에 따라 변화시킴으로써 해결할 수 있음을 밝혔다. 이후 적응제어 이론을 밀링공정과 선삭공정에 적용한 연구가 Koren과 Masory,⁽⁶⁾ Tomizuka,⁽⁷⁾ Lauderbaugh와 Ulsoy,⁽⁸⁾ 그리고 Elbestawi⁽⁹⁾ 등에 의하여 이루어졌다. 그러나 이러한 많은 연구에도 불구하고, 기존의 연구가 공통적으로 지니고 있는 몇가지 문제점으로 인하여, 적응제어 이론의 절삭공정에의 적용은 아직까지 실용화되지 못하고 있다.

첫째는 절삭력의 측정에 관한 문제이다. 일반적으로 기존의 연구에서는 절삭력을 가공 중에 온라인으로 측정하기 위하여 공구동력계를 사용하여 왔으나, 이는 적응제어의 실용화 측면에서는 커다란 한계성을 내포하고 있다. 공구동력계를 통한 절삭력의 측정은, 비용과 설치상의 문제뿐만 아니라, 가공범위의 제약, 절삭유의 급유문제 및 배선문제 등, 실용적 측면에서 여러 가지 제약조건을 가지고 있다.

두 번째는 기존의 CNC와 적응제어기와의 접속에 관한 문제이다. 절삭공정 적응제어이론을 기존의 상용화된 CNC 공작기계에 적용하기 위해서는, 기존 CNC의 구조를 크게 변화시키지 않고 적응제어 시스템과 접속하는 방법에 대한 연구가 필수적이다. 그러나 기존의 연구에서는 이러한 점을 다루고 있지 않다.

세 번째는 다양한 공구와 소재의 조합에 대응할 수 있는 적응제어 시스템의 건설성의 문제이다. Koren과 Masory⁽⁶⁾는 적응제어 이론을 선삭공정에 적용하여 절삭공정 이득의 추정 값이 원하는 값으로 수렴하도록 비례-적분 제어기의 이득을 조정하는 가변이득 제어시스템(variable-gain control system)을 제안하였다. 이는 반복적인 시행착오로 결정하여야 하는 모델 추정기와 제어이득 조정기 변수의 초기 값에 따라서 안정성과 제어성능이 크게 영향을 받게 되므로, 예상할 수 없는 절삭깊이의 변화에 대해 건설성이 보장되지 못하는 단점을 가지고 있다. Tomizuka,⁽⁷⁾ Ulsoy⁽⁸⁾ 등은 엔드밀

링 공정에 모델추종 적응제어(MRAC, model reference adaptive control)이론을 적용하여 절삭력의 추종제어에 대한 연구를 수행하였으나, 개회로의 영점이 불안정 영역에 존재할 때 제어입력이 크게 진동하는 현상을 보인다.

이상과 같은 연구내용들을 고려한 결과, 절삭력 적응제어의 실용화를 위하여 다음과 같은 조건을 만족하는 건설한 적응제어 시스템이 요구된다고 판단된다.

- (1) 절삭공정 모델변수의 교란에 대하여 건설한 구조를 가지는 적응제어기
- (2) 공구동력계를 사용하지 않는 절삭력 측정 방법을 개발할 것.
- (3) 기존의 상용화된 CNC에 구조변경을 가하지 않고 접속할 것.

본 연구의 목적은 이상의 조건을 만족하는 ACC 시스템의 개발에 있다. 일반적인 PID 제어기의 구조이지만, 쉽게 다중 입출력 시스템으로서 확장이 가능한 건설한 절삭력 적응제어 시스템을 제시한다. 절삭력은 공구동력계를 사용하는 것이 아니라, AC서보모터의 전류를 감지하여 간접적으로 측정하였다. 이송속도 지령치는 표준화된 접속방법을 통하여, 현재 가장 많이 판매되고 있는 FANUC CNC로 전달된다. 따라서 본 연구에서 제시한 ACC 시스템은 현재 상용화된 CNC 공작기계에 선택 품목으로서 개발될 수 있다.

본 논문은 다음과 같은 순서로 구성되어 있다. 제2장에서는 절삭력 제어를 위한 건설한 적응제어 시스템을 소개하고, 제3장에서는 적응제어 시스템을 밀링 공정에 적용하기 위한 실험장치의 구성과 절삭력 제어 실험 결과를 다루며, 마지막으로 제4장에서 본 논문에서 제시한 ACC 시스템의 적용성에 대하여 결론을 맺는다.

2. 절삭력 제어를 위한 건설한 적응제어기법

절삭력 제어를 위한 건설한 적응제어기는 (1)제어대상계, (2)모델 변수 추정기, (3)서보 제어기 및 (4)제어이득 조정장치 등으로 구성되며, 기본 구조는 Fig. 1과 같다.

제어대상계 모델

제어대상계는 Fig. 1에 나타난 바와 같이 CNC 이송제어계 S와 절삭공정 P로 이루어진다. 적응제어기는 절삭깊이가 변화할 때, 이송방향 절삭력 F_c 의 최대값을

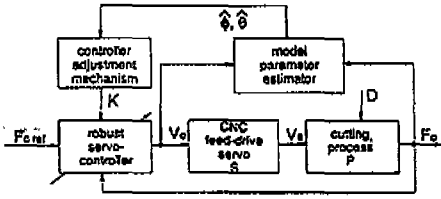


Fig. 1 Basic structure of an adaptive robust servo-control scheme for cutting force regulation

원하는 값으로 유지하기 위한 이송속도 명령치를 생성한다. CNC 이송제어계의 속도제어 루프의 전달함수는 다음과 같은 1차시스템으로 가정할 수 있다.

$$H_s(s) = \frac{v_a(s)}{v_c(s)} = \frac{1}{1 + \tau_s s} \quad (1)$$

여기서 $v_c(s)$ 는 이송속도 명령치이며 $v_a(s)$ 는 실제이송속도, τ_s 는 속도제한제어부의 시정수이다.

Elbestawi와 Sagherian⁽¹⁰⁾은 엔드밀링 공정의 전달함수를 다음과 같이 표시하였다.

$$H_c(s) = \frac{f_c(s)}{v_a(s)} = \frac{K_c d}{1 + \tau_c s} \quad (2)$$

$$\tau_c = \frac{k_c d}{K_c NZ} [\text{sec}] \quad (3)$$

$$K_c = \frac{k_c}{NZ} [N/(mm/s) \cdot mm] \quad (4)$$

여기서, d 는 축방향 절삭깊이, N 은 주축회전속도, Z 는 공구 절삭인선수, K_s 는 주축 및 공구강성이며 k_c 는 소재 재질에 따른 비례상수이다. $f_c(s)$ 와 $v_a(s)$ 는 이송방향 절삭력과 실제 이송속도이다.

식 (1)과 식 (2)를 결합하면 제어대상계는 다음과 같은 2차 모델로 구성된다.

$$H_p(s) = H_s(s) \cdot H_c(s) = \frac{f_c(s)}{v_c(s)} = \frac{K_c d}{(1 + \tau_s s)(1 + \tau_c s)} \quad (5)$$

식 (5)를 영차 홀딩 이산화(zero-order hold discretizing)하면 다음과 같은 형태의 펄스 전달 함수(pulse transfer function)로 변환된다.⁽¹¹⁾

$$H(q) = \frac{b_1 q + b_2}{q^2 + a_1 q + a_2} K_c d \quad (6)$$

여기서 q : 전진 연산자(forward shift operator)
 T_s : 샘플링 시간(sampling time)

$$a_1 = -(e^{-\frac{T_s}{\tau_s}} + e^{-\frac{T_s}{\tau_c}}); a_2 = e^{-(\frac{1}{\tau_s} + \frac{1}{\tau_c})T_s}$$

$$b_1 = \frac{1/\tau_c(1 - e^{-T_s/\tau_c}) - 1/\tau_s(1 - e^{-T_s/\tau_s})}{1/\tau_c - 1/\tau_s} \quad (7)$$

$$b_2 = \frac{1/\tau_s(1 - e^{-T_s/\tau_s})e^{T_s/\tau_s} - 1/\tau_c(1 - e^{-T_s/\tau_c})e^{-T_s/\tau_c}}{1/\tau_c - 1/\tau_s}$$

이는 결국 다음과 같은 ARMA 모델의 형태로 표시할 수 있다.

$$f_c(t) + \phi_1 f_c(t-1) + \phi_2 f_c(t-2) = \theta_1 v_c(t-1) + \theta_2 v_c(t-2) \quad (8)$$

여기서 $\{f_c(t)\}$, $\{v_c(t)\}$ 는 샘플된 데이터 열이다. 상태 변수를 다음의 식(9)와 같이 설정하면, 위 식의 제어대상계 모델은 식(10)과 같은 관측가능 형태로 표시된다.

$$x_1(t) = -\phi_2 f_c(t-1) + \theta_2 v_c(t-1)$$

$$x_2(t) = x_1(t-1) - \phi_1 f_c(t-1) + \theta_1 v_c(t-1) \quad (9)$$

$$x(t+1) = \Phi x(t) + \Gamma v_c(t)$$

$$f_c(t) = C_m x(t) \quad (10)$$

$$x(t) = [x_1(t), x_2(t)]^T; \Phi = \begin{bmatrix} 0 & -\phi_2 \\ 1 & -\phi_1 \end{bmatrix}$$

$$\Gamma = \begin{bmatrix} \theta_2 \\ \theta_1 \end{bmatrix}; C_m = [0 \quad 1]$$

모델변수 추정기

한편, 식(8)은 다음과 같은 형태로 표시할 수 있다.

$$f_c(t) = \Phi_m(t-1)^T \Theta_p \quad (11)$$

$$\Phi_m(t-1) = [f_c(t-1), f_c(t-2), v_c(t-1), v_c(t-2)]$$

$$\Theta_p = [-\Phi_1, -\Phi_2, \theta_1, \theta_2] \quad (12)$$

모델변수 Θ_p 는 순환식 최소오차 자승 알고리즘(recursive least square estimation algorithm)으로 온라인으로 추정하였다.⁽¹²⁾ 그리고, 모델변수 추정의 수렴속도를 유지하기 위하여 상관행렬(covariance matrix) 초기화 알고리즘을 사용하였으며, 모델변수의 추정오차가 일정한 값보다 작을 때는 추정알고리즘을 중단하고 수렴된 모델변수를 그대로 유지하는 불감대

(dead zone)를 적용하였다.

견실한 서보제어기

절삭력 제어기는 제어대상계 모델변수의 교란에 대하여 견실성이 보장되어야 하고, 전체 폐루프의 극점을 원하는 위치에 배치할 수 있어야 하며, 전체 시스템이 다중 입출력 시스템으로 손쉽게 확장될 수 있어야 한다. 이를 위하여, 본 논문에서는 Davison^[13]이 제안한 견실한 서보제어기의 구조를 이산시간 제어기의 형태로 변환하여 절삭력 적응제어기의 구조로 사용하였다. 견실한 서보제어기는 서보보상기, 안정화보상기 및 케환 제어기로 구성된다.

Davison이 제안한 견실한 제어기의 정의에 의하여, 서보보상기의 동적 모드는 기준지령치와 외란의 동적 모드와 일치한다.^[13] 일정한 값을 가지는 기준 절삭력에 대하여, 역시 일정한 값을 가지는 상수의 외란을 고려한다면, 서보보상기는 연속시간계에서 적분기와 같은 형태로 다음과 같이 표시된다.

$$\dot{\eta} = e; e = f_c^* - f_c^* \tag{13}$$

여기서, f_c^* 는 절삭력 기준 지령치이며, η 는 서보보상기의 출력이다. 식(13)의 서보보상기는 이산 시간계에서 다음과 같이 표시할 수 있다.

$$\eta(t+1) = \eta(t) + T_s e(t) \tag{14}$$

$$e(t) = f_c^*(t) - f_c^*(t) \tag{15}$$

여기서, T_s 는 샘플링 간격이다.

서보보상기와 식(10)의 제어대상계를 결합한 시스템은 다음과 같은 안정화보상기로 안정화시킬 수 있다.

$$\varepsilon(t+1) = r_0 \varepsilon(t) + r_1 f_c^*(t) + r_2 \eta(t) \tag{16}$$

한편, 케환제어기는

$$v_c(t) = k\eta(t) + r_3 f_c^*(t) + r_4 \varepsilon(t) \tag{17}$$

와 같이 구성되며, 식(10)의 제어대상계와 식(14)의 서보보상기, 식(16)의 안정화보상기, 그리고 식(17)의 케환제어기를 결합하면 다음과 같은 전체 폐루프 시스템을 얻는다.

$$\begin{aligned} X(t+1) &= \bar{\Phi}(K)X(t) + \bar{\Gamma}(K)f_c^*(t) \\ f_c(t) &= C(K)X(t) \end{aligned} \tag{18}$$

여기서 전체 폐루프계의 상태변수는 다음과 같이 정의된다.

$$X(t+1) = [x(t) \ \eta(t) \ \varepsilon(t)]^T \in R^4 \tag{19}$$

여기서, $x(t)$ 는 제어대상계의 상태변수이며, $\eta(t)$ 는 서보보상기 출력, $\varepsilon(t)$ 는 안정화보상기의 상태변수이다.

$$\bar{\Phi}(K) = \begin{bmatrix} \Phi + \Gamma r_3 C_m & \Gamma k & \Gamma r_4 \\ B_d^* C_m & C_d^* & 0 \\ r_1 C_m & r_2 & r_0 \end{bmatrix} \tag{20}$$

$$\bar{\Gamma}(K) = \begin{bmatrix} 0 \\ -B_d^* \\ 0 \end{bmatrix}; C(K) = [C_m \ O^T]^T; O = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \end{bmatrix} \tag{21}$$

이고, Γ 와 C_m 은 식(10)으로 표시한 제어대상계인 절삭 공정 모델에서의 시스템 행렬이다. 여기서, K 는 제어기 이득 벡터이며, 다음과 같이 6개의 스칼라량의 이득값으로 표시된다.

$$K = [k \ r_0 \ r_1 \ r_2 \ r_3 \ r_4] \tag{22}$$

이상과 같이 구성되는 절삭력 적응제어를 위한 전체 제어기의 구조를 Fig. 2에 나타내었다.

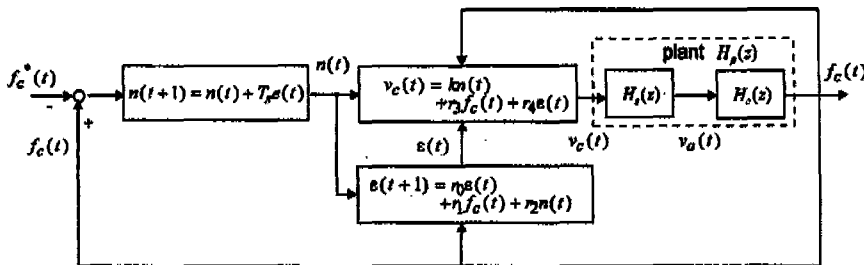


Fig. 2 Block diagram of the robust servocontroller for cutting force regulation

한편, 식 (18)의 페루프 시스템에 대해 다음과 같은 조건이 만족되면, 추종오차가 없게 제어하고 댐핑계수를 원하는 값으로 지정하는 제어이득 K 가 항상 존재하며, 제어기의 건실성이 보장된다.⁽¹⁴⁾

(1) 제어대상계 모델의 교란이 Φ 를 불안정하게 하지 않고, Φ 가 항상 점근적으로 안정하다. 즉, 절삭공정의 동특성이 채터링이 없는 안정영역에 존재한다.

(2) (Φ, Γ) 가 제어가능하고 (C_m, Φ) 가 관측가능하다.

(3) 측정되는 출력의 수가 제어되는 출력의 수보다 크거나 같다. 본 논문에서는 측정되는 출력은 이송방향의 절삭력신호로 1개이며, 제어되는 출력 역시 이송방향의 절삭력 1개이므로 측정되는 출력의 수가 제어되는 출력의 수와 같다.

(4) (C_m, Φ, Γ) 의 전이제도가 지령 입력과 외란의 동적모드와 일치하지 않는다. 본 논문에서는 (C_m, Φ, Γ) 의 전이제도를 구한 결과 -0.84 에서 -0.56 의 범위에 존재하고, 일정한 상수값을 갖는 지령입력과 외란의 동적모드는 원점에 존재하므로 항상 일치하지 않는다.

(5) 제어되는 출력이 물리적으로 측정가능하다. 즉, 이송방향의 절삭력을 항상 측정할 수 있다.

제어이득 조정기

전체 페루프계가 원하는 댐핑계수를 가지며 점근적 안정성을 만족하도록 페희로 행렬 $\Phi(K)$ 의 고유치를 지정하는, 제어이득 벡터 K 를 온라인으로 결정한다. 본 연구에서는 전체 페루프계의 극점배치를 위하여 Fahmy와 O'Reilly가 제안한 출력제한 제어에 의한 다단계 고유구조 지정법을 사용하였다.⁽¹⁵⁾ 출력제한 제어에 의한 고유구조 지정법은 전체 페루프계가 다음의 조건을 만족할 때 페루프의 극점을 임의의 위치에 배치할 수 있다.

$$r + m - 1 \geq n \tag{23}$$

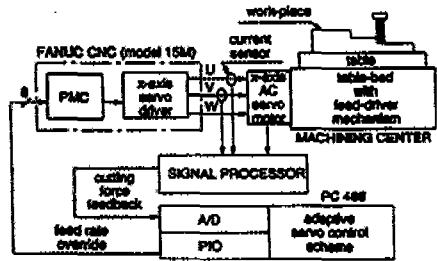
여기서 r 은 입력의 수, m 은 출력의 수, n 은 전체 페루프계의 차수이다. 이는 전체 페루프 시스템의 고유구조를 부분적으로 지정하며, 다음단계에서 고유구조를 지정할 때, 전 단계에서 지정한 고유구조를 고정시키는 방법을 사용하여 단계적으로 전체 페루프의 극점을 원하는 위치에 배치하게 된다. 이 방법은 각 단계에서 부분적으로 고유구조를 지정하여 전체 페루프계의 차수에 비해 계산하는 행렬의 차수를 줄이는 효과가 있으므로, 계산시간 면에서 유리하다. 본 논문의 경우 4차의 페루

프계에 대하여 486 프로세서가 내장된 66 MHz의 PC를 사용하여 약 20 ms의 계산시간이 소요된다.

3. 실험장치의 구성 및 절삭력 제어실험

절삭력 적응제어를 위한 실험장치의 구성도와 전경사진을 Fig. 3에 표시하였다. 대상 공작기계는 제일중공업의 수평형 머시닝센터 MCH-10이며 이는 FANUC CNC 모델 15M을 장착하고 있다. 이송모터로는 교류 영구자석 동기형 모터(PMSM, permanent magnet synchronous motor)이며 교류 모터의 U, V상 전류를 측정하기 위한 전류 센서로서 홀센서를 부착하였다. 공구동력계는 사용하지 않으며, U, V상 전류는 자체적으로 설계, 제작한 신호처리장치의 A/D 컨버터를 통하여 측정된다. 신호처리 장치는 이송모터 회전자의 각위치를 검출하기 위한 신호처리 카운터 부분을 포함한다.

적응제어 알고리즘은 Intel 80486 프로세서가 내장



(a) Schematic diagram



(b) Photograph

Fig. 3 Schematic diagram and photograph of the entire experimental set-up

된 PC에서 소프트웨어로 구성하였으며, 하드웨어 인터럽트 신호와 신호처리 장치와의 접속을 위하여 타이머가 장착된 디지털 입출력 장치를 PC에 내장하였다.

제어입력은 절삭력을 일정하게 유지하기 위한 이송속도이며, 이는 적응제어 알고리즘에 의하여 계산되어 CNC로 전달된다. 이송속도 제어입력은 NC 프로그램상의 기준 이송속도에 대하여 0에서 255%에 해당하는 이송속도 오버라이드값으로 바뀌며, 이 오버라이드 값은 8비트의 이진 디지털 데이터 형태로서, PC내의 디지털 출력 장치와 신호처리 장치를 통하여, CNC내의 PMC(programmable machine controller)로 전달된다.

이상과 같은 절삭력의 측정과 이송속도 명령전달 방식의 사용으로 인하여, 본 논문에서 제시한 ACC 시스템은 기존의 상용화된 CNC 공작기계의 선택품목으로 개발될 수 있다.

절삭력 간접 측정

최근에 들어 이송모터의 전류값지를 통한 절삭력의 간접 측정에 대한 연구가 활발히 진행되어왔다. Altintas¹⁷⁾는 밀링 공정의 경우에 대하여, 직류 이송모터의 전류를 감지하여, 이송 서보계의 대역폭 안에서 이송방향의 절삭력을 간접적으로 측정할 수 있음을 보였으며, 이를 공구파괴 감지에 이용하였다. 그러나 최근 들어 대부분의 공작기계에 PMSM이 사용되고 있음에 따라, 본 논문에서는 PMSM의 전류 감지를 통하여 이송방향의 절삭력을 간접적으로 측정하고 이를 절삭력 적응제어에 이용하였다.

PMSM의 경우 영구 자석으로 이루어진 회전자에 주위에 위상차 120도를 갖는 3상 전류가 인가되며 이는 다음 식으로 표시된다.

$$\begin{aligned} i_u &= I_m \cos(\omega_i t) \\ i_v &= I_m \cos(\omega_i t \pm \frac{2\pi}{3}) \\ i_w &= I_m \cos(\omega_i t \mp \frac{2\pi}{3}) \end{aligned} \quad (24)$$

여기서 ω_i 는 3상전류의 주파수이며, 이는 모터의 회전속도와 영구자석의 극수에 관계한다. 식(24)의 \pm 부호는 회전자의 회전 방향에 따라 결정된다. 이때 3상전류의 순시치는 다음 식을 만족한다.

$$i_u + i_v + i_w = 0 \quad (25)$$

따라서 매순간의 상전류중 두상의 전류 값을 측정하면, 식(25)으로 부터 나머지 한상의 전류를 구할 수 있다. 한편, PMSM의 경우 감지된 상전류로부터 모터의 토크에 직접적으로 비례하는 전류 성분을 매순간 계산하여야 하며, 이를 위하여 모터 회전자와 u상 권선의 상대 각위치에 대한 정보가 필요하다. 이는 이송모터에 내장된 엔코더로부터 측정할 수 있다. 이때, 측정된 3상전류를 모터의 회전자에 고정된 가상적인 d-q 이등 직교좌표계의 값으로 좌표변환하면, 구동토크에 비례하는 I_q 전류를 매순간 구할 수 있다.⁽¹⁸⁾

$$T_m = K_t I_q \quad (26)$$

$$\begin{bmatrix} I_q \\ I_d \end{bmatrix} = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} \cos(n_p \theta) & \cos(n_p \theta \pm 2/3\pi) & \cos(n_p \theta \mp 2/3\pi) \\ \sin(n_p \theta) & \sin(n_p \theta \pm 2/3\pi) & \sin(n_p \theta \mp 2/3\pi) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_u \\ i_v \\ i_w \end{bmatrix} \quad (27)$$

$$\omega_i t = n_p \theta \quad (28)$$

여기서 K_t 는 토크 상수, θ 는 회전자상의 d-q좌표계 q축의 u축 권선에 대한 상대각위치, n_p 는 영구 자석 회전자의 극수이며, 식(27)의 \pm 부호는 회전자의 회전 방향에 따라 결정된다. 식(27)에서 알 수 있듯이 I_q 값은 회전자의 극수에 관계한다. 본 논문에서 사용한 머시닝 센터의 경우 네개의 극을 가지고 있으므로, 식(28)에서와 같이 상전류의 주파수는 회전자의 회전 주파수의 네 배에 해당하는 값을 가지게된다. 여기서 I_d , I_q 는 직류 성분으로 변환된 전류의 순시치이다. PMSM의 경우에 일반적인 작동영역에서 $I_d=0$ 으로 유지되며, 구동 토크는 I_q 에 직접적으로 비례한다.

한편, 모터의 구동 토크 T_m 은 다음의 식을 만족한다.⁽¹⁷⁾

$$T_m = J_c \frac{d\omega}{dt} + B\omega + T_c + T_d \quad (29)$$

- 여기서 T_m : 테이블 구동 토크(Nm)
- T_c : 절삭력에 의한 부하 토크(Nm)
- T_d : 톨름 마찰력에 의한 부하 토크(Nm)
- ω : 이송모터 회전축의 각속도(rad/sec)
- B : 점성감쇠 계수(Nmsec/rad)

I_e : 등가 관성량(Nmsec²/rad)

일반적으로 이송계의 점성감쇠에 의한 토크 성분은 무시할 수 있을 정도로 작으므로, 식(29)은 정상상태에서 다음과 같이 표시할 수 있다.

$$T_m = T_c + T_f \quad (30)$$

여기서, 이송 면에서의 클램 마찰력을 이송방향의 절삭력과 무관한 상수로 가정한다면, 식(26)과 식(30)에 의하여 이송모터의 전류와 이송방향 절삭력의 관계를 다음과 같이 선형적으로 표시할 수 있다.

$$K_f I_q = K_f \cdot F_c + T_f \quad (31)$$

여기서 F_c 는 이송방향의 절삭력이며, K_f 는 절삭력에 의해 의한 외란 토크간의 비례상수(torque transmission gain)이다.

축방향 절삭깊이를 변화시켜 가면서 반복적인 실험을 통하여 측정된 x축 이송모터 전류의 피크 값과 실제의 이송방향 절삭력의 피크 값을 Fig. 4에 나타내었다. 절삭력은 테이블형 공구동력계를 사용하여 이송모터 전류 신호와 동일한 샘플링 시간 안에서 측정하였다. 실험결과로부터 식(31)의 전류와 이송방향 절삭력간의 관계를 다음과 같이 근사 시킬 수 있음을 확인하였다.

$$I_q = 0.00362F_c + 4.127 \quad (32)$$

20Hz의 이물림 주파수를 갖는 이송방향의 절삭력 신호와 이송모터의 전류를 Fig. 5에 나타내었으며, 이로부터 이송모터의 전류신호와 절삭력 신호가, 절삭력 피

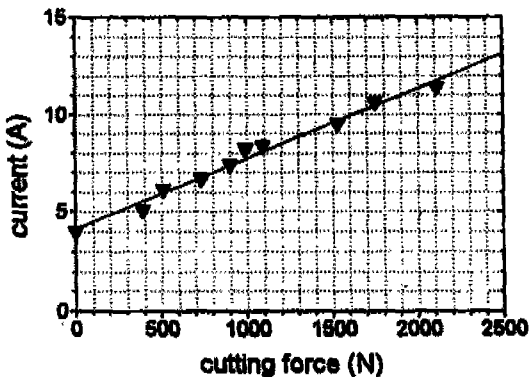


Fig. 4 Static calibration of cutting force and servo motor current

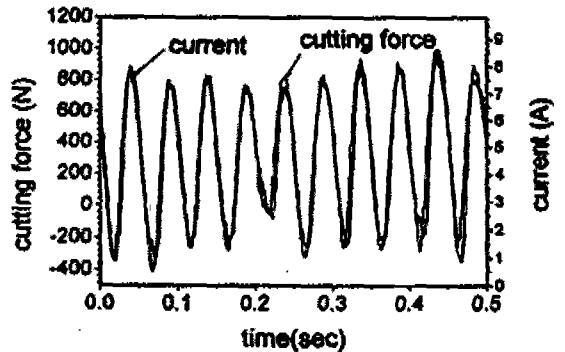


Fig. 5 Feed drive motor current and measured cutting force(Aluminum alloy, feedrate 300 mm/min, spindle speed 600 rpm, flat-end mill:dia. 10 mm, 2-flut, dpth-of-cut 4 mm)

크 값의 15%에 해당하는 120N의 오차범위 내에서 일치함을 확인할 수 있다.

밀링공정에서의 절삭력은 이물림 주파수를 가지는 주기적인 신호 형태로 나타나므로, 절삭력 간접측정 시스템의 대역폭은 밀링 가공시의 이물림 주파수를 넘어서는 충분한 값을 가져야한다. 절삭력 간접측정 시스템은 절삭력을 입력으로 하고 이송모터의 전류를 출력으로 하는 전달함수로 표현될 수 있으므로, 절삭력 신호의 주파수 변화에 따른 절삭력 간접측정 시스템의 전달함수의 크기를 실험적으로 구하였다. 절삭력 신호의 이물림 주파수는 주축의 회전수와 공구 절삭인선의 수에 관계하므로, 절삭인선 2개의 엔드밀을 사용하여 주축 회전수를 변화시켜 절삭력과 전류를 측정하였다. 실험결과를 Fig. 6에 나타내었으며, 이로부터 본 논문에서 사

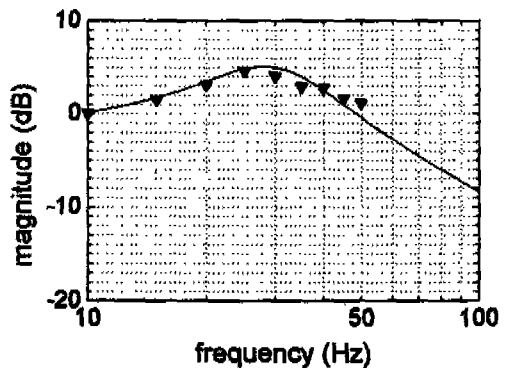


Fig. 6 Experimental frequency response of the indirect cutting force measurement system by using the feed driver motor current

용한 머시닝 센터의 절삭력 간접측정 시스템의 대역폭은 약 60Hz임을 알 수 있다.

절삭력 제어 실험 I

본 연구에서 제시한 절삭력 적응제어 시스템의 성능을 확인하기 위하여, 실제 절삭공정에 대한 절삭력 제어 실험을 수행하였다. 가공소재는 두랄루민이며, 축방향 절삭깊이는 2.0mm, 3.5mm, 5.0mm의 3단계로 변화한다. 직경 10mm의 절삭인선 2개 짜리 엔드밀을 사용하였으며, 주축회전수를 이몰림 주파수 20Hz에 해당하는 600rpm으로 정하고 슬롯커팅하였다. 제어 샘플링 간격은 주축의 1회전에 해당하는 100ms로 하였으며 매 샘플링 시간마다 적응제어 알고리즘에서 새로운 이송속도를 계산하여 CNC에 입력시킨다.

절삭력 제어 실험결과를 Fig. 7에 도시하였으며, 전체 페루프계의 극점은, 감쇠비 1.0, 고유진동수 3.6 rad/sec에 해당하는 $z = 0.4, 0.45, 0.65, 0.7$ 에 배치하였다. 주축 1회전 내에서 이송방향 절삭력 신호의 최대 진폭을 출당하여 제어 출력신호로 하였다. 실험결과

로부터, 절삭깊이의 변화에도 불구하고, 450N의 기준 절삭력에 대하여 560N의 오차범위 안에서 절삭력이 추종제어됨을 알 수 있다. Fig. 7(c)에 모델 변수 추정기에 의하여 온라인으로 추정된 제어대상계 모델변수를 도시하였으며, Fig. 7(d)로부터 모델변수의 변화에 대하여 제어기 이득이 달라짐을 알 수 있다. 한편 Fig. 7(b)에서, 절삭깊이의 변화에 따라, 이송속도가 약 280mm/min, 150mm/min, 100mm/min로 변화하는 것을 확인할 수 있다.

절삭력 제어실험 II

본 연구에서 개발된 ACC 시스템의 적응성과 건실성을 확인하기 위하여, 공구 직경과 소재를 변화시켜, 두 번째 실험을 수행하였다. 실험 장치의 사진은 Fig. 8과 같다. 가공소재는 SM45C 강재와 두랄루민의 2가지를 접합한 것이다. 실험결과를 Fig. 9에 나타내었으며, 가공 초기에는 절삭깊이가 변화하는 강재를 가공하고, 후반부에서는 소재가 두랄루민으로 변화하며, 최종적으로 두랄루민의 절삭깊이가 변화하게 된다. 주축회전수는

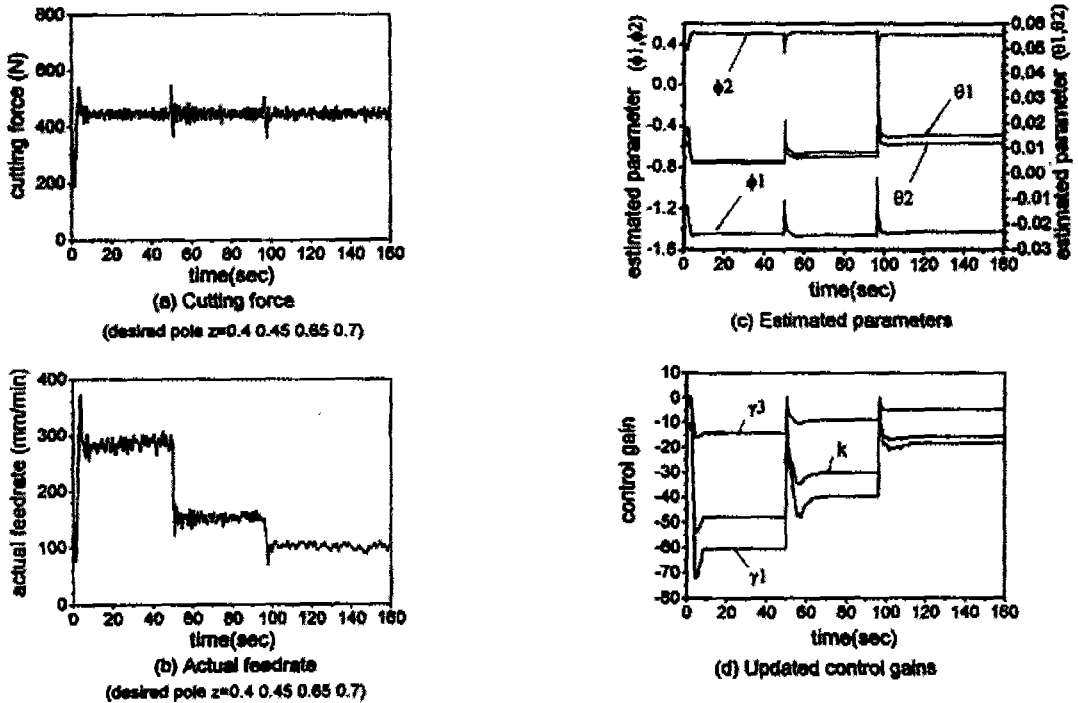


Fig. 7 Results of cutting experiment: Case I (Desired poles at $z = 0.4, 0.45, 0.65, 0.7$, duralumin, spindle speed 600 rpm, flat-end mill: dia. 10 mm, 2-flute, slot milling)



Fig. 8 Photograph of cutting experiment: Case II (Aluminum alloy + steel SM45C, spindle speed 600 rpm, flat-end mill: dia. 20 mm, 2-flute, slot milling)

600rpm, 공구는 직경 20mm이고, 절삭인선 2개 짜리 엔드밀을 사용하였으며, 기준 절삭력은 800N으로 하였다. 폐회를 극점은 $z = 0.3, 0.35, 0.7, 0.75$ 에 배치하였고, 이것은 고유진동수 2.8rad/sec에 해당된다. 실험

결과에서 알 수 있듯이, 동일한 제어 알고리즘을 이용하여, 절삭깊이의 변화 뿐 아니라 소재의 변화에도 적용하여, 절삭력 추종제어가 이루어짐을 확인할 수 있다. Fig. 10에 추정된 모델변수를 보였으며, 절삭깊이의 변화에 따라 모델변수가 변화하며, 일정한 값으로 수렴됨을 알 수 있다. 실제 이송속도를 Fig. 9(d)에 나타내었으며, 절삭깊이가 일정함에도 불구하고, 소재가 강재에서 두랄루민으로 바뀌면서 이송속도가 90mm/min에서 220mm/min으로 증가함을 알 수 있다.

한편, 본 연구에서의 적응제어 알고리즘으로 페루프의 극점을 임의의 위치에 직접 배치할 수 있음을 보이기 위하여, 전체 페루프의 극점을 다른 위치에 배치하고, 동일조건에서 실험을 반복하였다. 고유진동수 3.6 rad/sec에 해당하는 $z = 0.4, 0.45, 0.65, 0.7$ 에 페루프의 극점을 배치하였을 때의 결과를 Fig. 9(c)에 나타내었다. 이 경우 고유진동수가 빨라졌으므로 과도상태에서의 오버슈트가 Fig. 9(b)의 경우보다 증가하였음을 알 수 있다.

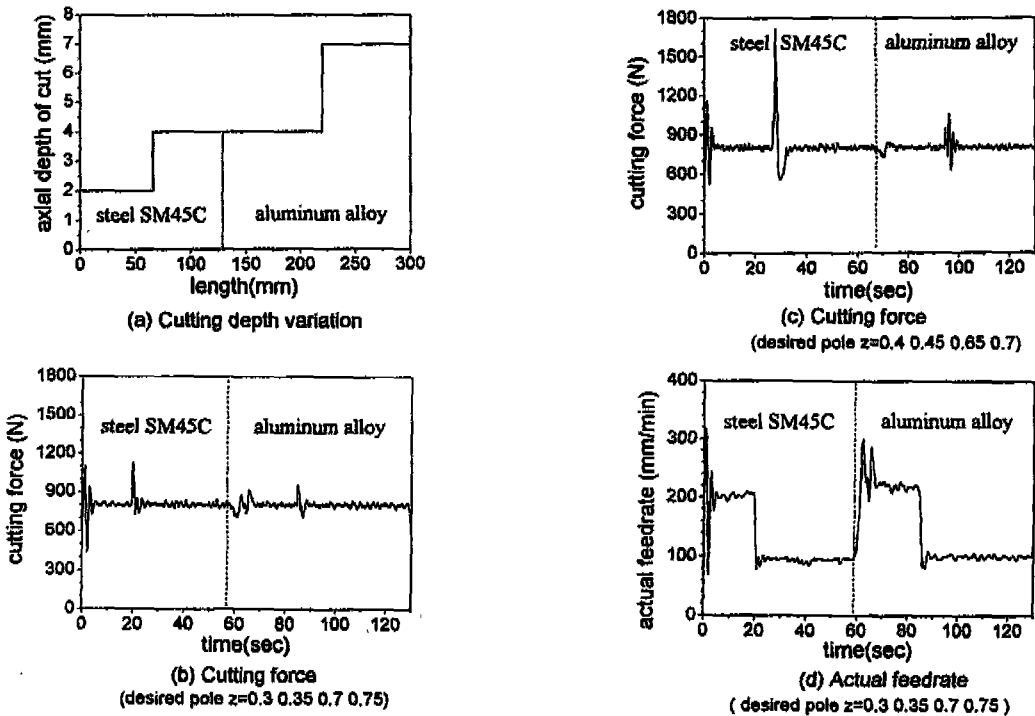
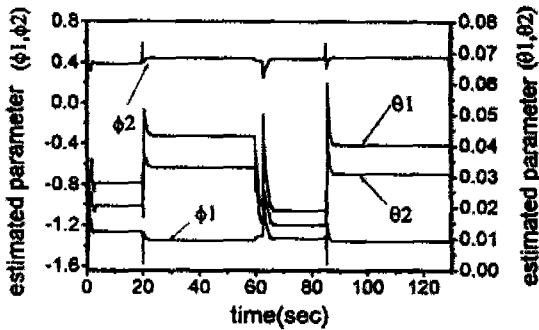
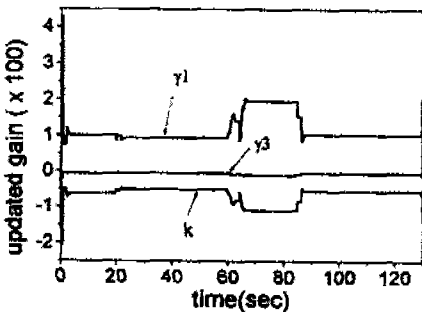


Fig. 9 Results of cutting experiment: Case II (Duralumin + steel SM45C, spindle speed 600 rpm, flat-end mill: dia. 20 mm, 2-flute, slot milling)



(a) Estimated parameters



(b) Updated gains

Fig. 10 Model estimates and updated control gains of cutting experiment: Case II (Desired poles at $z = 0.3, 0.35, 0.7, 0.75$)

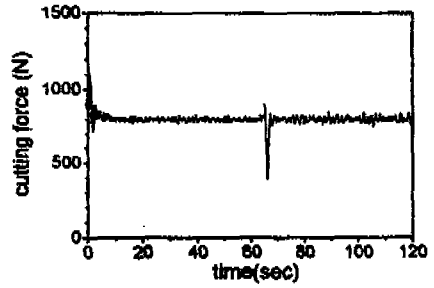
절삭력 제어실험 III

마지막으로, 본 연구에서 제시한 ACC 시스템을 정면밀링 가공에 적용한 실험을 행하였다. 가공소재는 두랄루민이며 절삭깊이는 3.0mm에서 6.0mm로 두단계로 변화한다. 직경 100mm의 3날짜리 정면밀링 커터를 사용하였고, 주축회전수는 이물림 주파수 20Hz에 해당하는 400rpm으로 하였다.

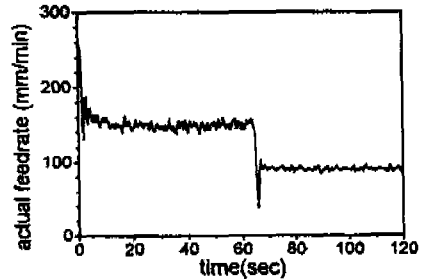
실험결과는 Fig. 11과 같다. 이 때의 극점은 고유진동수 2.8rad/sec에 해당하는 $z = 0.3, 0.35, 0.7, 0.75$ 에 배치하였다. 기존 절삭력은 800N으로 하였으며, 실험결과에서 절삭력 추종제어 오차범위는 약 50N임을 알 수 있다.

4. 결론

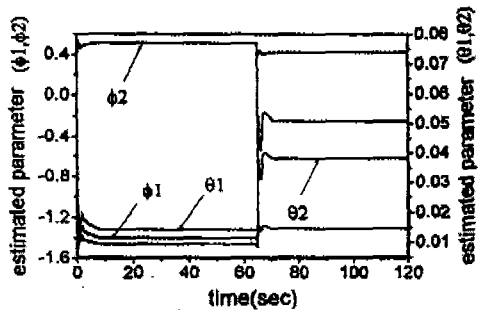
본 논문에서는 실용적인 절삭력 적응제어기의 개발을 위하여, 건설한 제어기의 구조를 가지며, 이송모터의



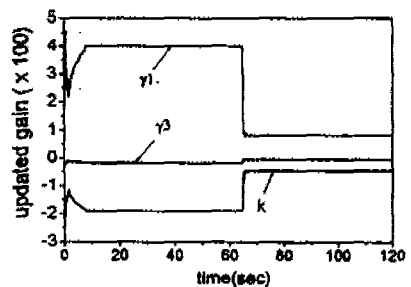
(a) Cutting force



(b) Feedrate



(c) Estimated parameter



(d) Updated control gains

Fig. 11 Results of cutting experiment: Case III (desired pole $z = 0.3, 0.35, 0.7, 0.75$, duralumine, spindle speed 400rpm, face mill: dia. 100 mm, 3 inserts)

전류감지를 통한 절삭력의 간접 측정 방법을 사용하고, 기존의 CNC와 표준 접속할 수 있는 절삭력 제어에 의한 구속적응제어(ACC, adaptive control with constraints) 시스템을 제시하였다.

(1) 일반적인 극배치 PID 제어기의 구조를 지닌 견실한 절삭력 적응제어 기법을 제시하였으며, 다중 입출력 시스템으로의 확장이 가능하다.

(2) 공구동력계를 사용하지 않고, AC 서보모터의 전류 감지를 통한 절삭력 간접측정 방법을 이용하여 실험 장치를 구성하였다. 실험을 통하여 측정된 절삭력 간접 시스템의 정적 정확도와 대역폭은 약 15%와 60Hz이다.

(3) CNC에 대한 이송속도 지령치는 병렬 접속 방법에 의하여 기존의 사용화된 FANUC CNC의 PMC로 전달된다.

(4) 서로 다른 공구와 소재의 조합에 대한 세 가지의 절삭 실험을 통하여, 본 연구에서 제시한 절삭력 적응제어 알고리즘이, 다양한 공구, 소재 조합에 대해서, 적응성과 견실성을 가지고 적용될 수 있음을 보였다.

참고문헌

1. Ulsoy, A.G. and Y. Koren, 1993, "Control of Machining Process", ASME Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control, Vol.115, pp.301-308
2. 김종원, 1991, "견실한 서보적응제어기를 이용한 절삭력 추종제어", 대한기계학회 논문집, 제15권, 제1호, pp. 78~89.
3. 노상현, 정선환, 김교형, "퍼지이론을 이용한 선삭의 절삭력 제어", 대한기계학회 논문집, 제18권, 제1화, pp.113~120
4. 김중배, 이상조, "능동적 토크제어를 통한 드릴공정의 안정화", 대한기계학회 논문집, 제17권, 9호, pp.2234~2241
5. Fussell, b.K. and K. Srinivasan, 1991, "Adaptive Control of Force in End Milling Operations-An Evaluation of Available Algorithms", J. of Manufacturing Systems, Vol. 10, pp. 8-20
6. Masory, O. and Koren, Y., 1980, "Adaptive Control System for Turning", Annals

- of CIRP, Vol.29, No.1, pp.281-284
- 7 Tomizuka, N., J.H. Oh and D.A.Dornfeld, 1983, "Model Reference Adaptive Control of the Milling Process", control of Manufacturing Process and Robotic Systems, ASME Winter Annual Meeting, Nov., 1983, New York, pp.55-63
8. Lauderbaugh, L.K. and A.G.Ulsoy, 1989, "Model Reference Adaptive Force Control in Milling", ASME Journal of Engineering for Industry, Vol.111, No.1, pp.13-21
9. Elbestawi, M.A., Y.Mohamed, and L.Liu, 1990, "Application of Some Parameter Adaptive Control Algorithms in Machining", ASME Journal of Kynamic Systems, Measurement, and Control, Vol.112, pp.611-617
10. Elbestawi, M.A. and Sagherian, R., 1987, "Parametric Adaptive Control in Peripheral Milling", Int. J. Mach. Tools Manufact., Vol.27, No.3, pp.399-414
11. Astrom, K.J. and Wittenmark, B., 1984, Computer-Controlled Systems:Theory and Design, Englewood Cliffs, NJ, Prentice Hall
12. Goodwin, G.C. and K.S.Sin, 1984, Adaptive Filtering Prediction and Control, Prentice-hall, New Jersey
13. Davison, E.J., 1976, "The Robust Control of a Servomechanism Problem for Linear Time-Invariant Multivariable Systems", IEEE Trans. of Automatic Control, Vol.AC-21, No.1, pp.25-34
14. Davison, D.J. and I.J.Ferguson, 1981, "The Design of Controllers for the Multivariable Robust Servomechanism Problem Using Parameter Optimization Methods," IEEE Trans. On Automatic Control, Vol. AC-26, pp.93-110
15. Fahmy, M.M. and J.O'Reilly, 1988, "Multistage Parametric Eigenstructure Assignment by Output Feedback Control", Int. J.

- of Control, Vol.48, No.1, pp.97-116
16. J.L.Stein, 1986, "Evaluation of DC Servo Machine Tool Feed Drives as Force Sensors", ASME Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control, Vol.108, pp.279-288
 17. Y. Altintas, 1992, "Prediction of Cutting Force and Tool Breakage in Milling from feed Drive Current Measurements", ASME Journal of Engineering for Industry, Vol.114, pp.386-392
 18. Fitzgerald, A.E., C. Kingsley Jr., S.D. Umans, 1990, Electyric Machinery, McGraw-Hill