한국공작기계학회 2002 추계학술대회 논문집 pp. 141~146

CNC 공작기계의 절삭력 감지를 위한 주축모터의 역률 및 마찰특성에 관한 연구

Study on Spindle Motor's Power-Factor and Frictional Characteristics For Cutting Force Monitoring in a CNC Machine

홍 성 함(한양대 대학원), 이 병 휘(기술표준원), 허 건 수(한양대 기계공학부)

Sunghahm Hong, Byonghuee Lee, Kunsoo Huh

Abstract

Real-time monitoring and control of the cutting force is essential for unmanned cutting process. Although the cutting force can be measured directly using tool dynamometers, their implementation is not feasible in industry due to high cost. Alternative approach is the cutting force estimation based on spindle drive models, but it requires the knowledge of their characteristics with the spindle speed variation. This paper investigates the power-factor and frictional characteristics of three-phase induction motors and determines its characteristics below and above the base speed, respectively. In order to realize the proposed cutting force monitoring system, a stand-alone DSP board was utilized. Its monitoring and control performance is evaluated in a CNC lathe.

Key Words : Cutting force monitoring(절삭력 감지), Spindle speed(주축 회전속도), Base speed(기저속도), DSP(신호처리기), Power-Factor(역률), Frictional characteristics(마찰특성)

1. 서 론

생산활동의 급격한 변화로 생산공정은 다양화, 자동화, 무인화를 요구하고 있다. 따라서, 생산공정의 실시간 상태 감지 및 제어 시스템 구축이 필수적이다. 산업의 근간이 되는 공작기계의 경우 시스템의 상태를 가장 잘 반영하는 것이 절삭력이고 이를 감지하는 센서의 개발이 요구되어 왔다. 절삭력은 공구의 마멸, 파손, 가공정도 뿐만 아니라 시스템의 효율성과 생산성에 영향을 미치는 중요한 가공 정보이다. 절삭력 감지 방식에는 직접 측정방식과 간접 추정방식이 있으며 직접 측정방식은 강성과 설치 비용의 문제로 실용화되기 어렵기 때문에 간접추정방식에 대한 연구가 다양하게 진행되어왔다.

절삭력 간접 추정방식에는 주축의 3축 가속도와 변형을 이용하는 방식[1], 상태 변수 관측기와 변위 변환기를 사용하는 방식[2], 별도로 추가 센서 없이 절삭력을 추정하는 방식[3] 등이 있다. 절삭력 감지의 궁극적인 목적은 적절한 절삭력을 유지하는 것인데 이를 위한 실시간 절삭력 제어방식으로는 구속적응제어방식[4], 모델 기준 적응 제어기를 이용한 방식[5], 이송 서보 드라이브의 신호를 근거로 하는 방식[6], 안정성과 강인성을 향상시키기 위해 절삭 공정의 비선형 특성을 고려한 강인한 제어방식[7], 슬라이딩 모드 제어기를 이용한 절삭력 제어방식[8] 등이 연구되어왔다. 하지만 절삭력 추정과 제어에 있어서 대부분의 논문이 기저속도 이전의 낮은 주축 회전속도나 좁은 영역의 특정한 절삭조건을 벗어나지 못하였다.

본 논문에서는 가공소재, 절삭깊이, 회전속도 등의 절삭조건에 관계없이 절삭력을 추정하기 위하여 3상 유도 전동기의 기저속도(Base Speed) 전·후의 역률과 Stein과 Huh[3]가 제안한 비선형 마찰토크 증가량을 모델링하여 역동역학 추정방식으로 절삭력을 추정하였다. 본 논문의 구성은 2절에서 시스템과 비선형 마찰토크 모델링과정 3절은 절삭력을 추정하기 위한 역률 모델링과정 4절은 실험장치 구성과 실험결과 마지막 5절은 결론으로 구성하였다.

2. 시스템 모델 및 변수 결정

공작기계의 주축모터는 DC, BLDC, AC 등 다양하게 사용하는데 현재 대부분의 공작기계가 고속회전이 가능하고 내구성이 좋은 3상 교류 유도방식의 전동기를 사용하고 있다. 3상 유도 전동기 모델식은 다음과 같이 표현 된다.

$$J\frac{d\omega_M}{dt}+B\cdot\omega_M+T_l=T_e \qquad (1)$$

여기서,

J : 등가 관성계수 $[Nm \cdot s^2]$
B : 등가 감쇠계수 $[Nm \cdot s]$
ω_M : 스핀들 모터 속도 $[rad/s]$
T_e : 전동기 토크 $[Nm]$
T_t : 모터에 가해지는 총 토크 $[Nm]$

전동기 발생토크(T_e)는 다음과 같고

$$T_e = \frac{P_o}{\omega_M} \tag{2}$$

여기서,

P_o: 전동기 출력.

기계적 소모토크는 모터의 관성토크, 점성에 의한 감쇠토크와 그 외의 토크 즉, 총 토크(T_t)로 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} T_t &= T_{fc0} + \delta T_f + T_c \\ &= T_{fc0} + \delta T_{fc} + \delta T_{fv} + T_c \end{aligned} \tag{3}$$

여기서,

T_c : 절삭 토크
T_{fc0} : 무부하 쿠울롱 마찰 토크
δT_f : 마찰 토크 증가량
δT_{fc} : 쿠울롱 마찰 토크 증가량
δT_{fv} : 점성 마찰 토크 증가량

모델의 변수들을 결정하는 방법은 다음과 같다.

2.1 무부하 쿠울롱 마찰 토크(T_{fc0})

무부하 정상상태($T_c = 0$, $\delta T_f = 0$, $\frac{d\omega_M}{dt} = 0$)에서 전동기 모델식은 다음과 같고

$$P_o = B \cdot \omega_M^2 + T_{fco} \cdot \omega_M \tag{4}$$

실험을 통해 주축 회전속도와 전동기 출력을 측정하여 2차 곡선으로 커브피팅(Curve Fitting) 하면 1, 2차항의 계수가 각각 무부하 쿨롱 마찰토크(T_{fco})와 점성계수(B)가 된다(Fig. 1).

2.2 비선형 마찰 토크 증가량(δT_f)

점성 마찰 토크와 쿠울롱 마찰 토크의 증가량의 합($\delta T_{fc} + \delta T_{fv}$)은 절삭을 하는 동안 주축 전동기에 가해지는 총 외부 토크의 약 30~80%에 이를 정도로 무시할 수 없는 값이며 수학적 모델에 근거하여 계산하기 어려운 변수이다. 따라서 비선형 마찰 토크 증가량 모델을 얻기 위해서 다음과 같이 전동기의 기저속도 전·후로 나누어 서로 다른 회전속도와 절삭깊이로 절삭 테스트를 수행하여 절삭토크(T_c)와 비선형 마찰 토크 증가량(δT_f)의 관계를 규명하였다. 마찰 토크 증가량은 기저속도를 경계로 다른 특성을 나타내고 그 관계식은 다음과 같다[3].

$$\delta T_f = g(\omega_M) \times T_C^{\,2} + f(\omega_M) \times T_C \tag{5}$$

기저속도 이전(Fig. 2)에서 각 항의 계수는

$$f(\omega_M) = 5.87 \cdot 10^{-6} \cdot \omega_M^2 - 6.22 \cdot 10^{-4} \cdot \omega_M + 0.65$$

$$g(\omega_M) = 1.42 \cdot 10^{-6} \cdot \omega_M^2 - 2.54 \cdot 10^{-4} \cdot \omega_M - 0.032$$

기저속도 이후(Fig. 3)에서는

$$f(\omega_M) = -1.02 \cdot 10^{-6} \cdot \omega_M^2 + 3.67 \cdot 10^{-2} \cdot \omega_M - 2.44$$

$$g(\omega_M) = 7.7 \cdot 10^{-6} \cdot \omega_M^2 - 2.8 \cdot 10^{-3} \cdot \omega_M + 0.22$$

이다.

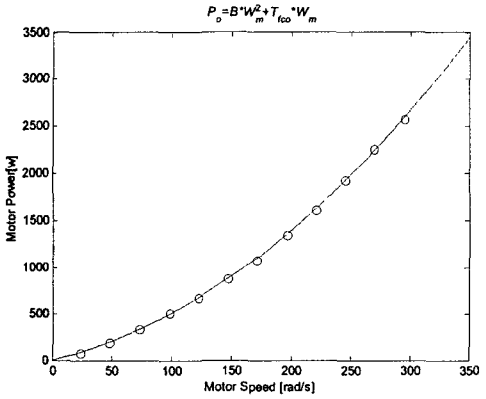

Fig. 1 Steady-state spindle Test

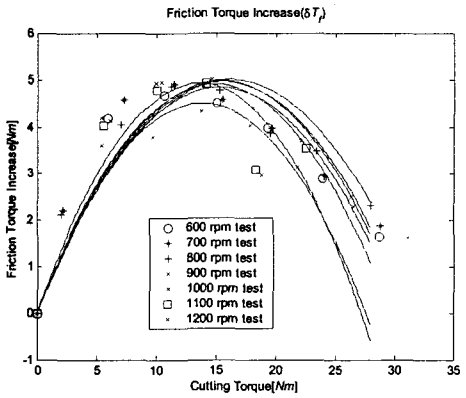

Fig. 2 Friction Torque Increase (δT_f) due to Cutting Torque(T_C) below Base Speed

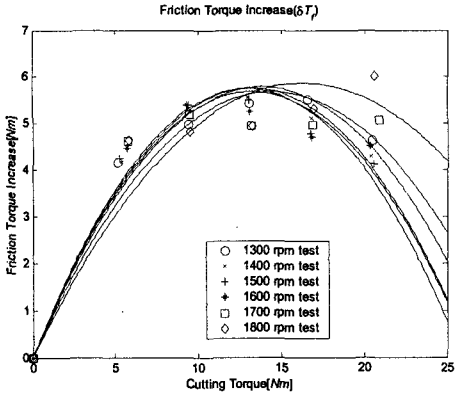

Fig. 3 Friction torque increase (δT_f) due to cutting torque(T_C) above Base Speed

2.3 점성 감쇠계수 (B)

등가 점성 감쇠계수는 온도 변화에 매우 민감한 것으로 알려져 있다. 따라서 공구가 가공물에 닿기 바로 직전의 정상상태에서 보정하는 것이 가장 정확하다. 식(4)에서 다음과 같은 보정식을 얻을 수 있다.

$$B = \frac{P_o - T_{fco} \cdot \omega_M}{\omega_M^2} \tag{6}$$

3. 절삭력 추정

3.1 계산된 전동기 출력

주축전동기 드라이버에서 측정된 전동기출력은 시간지연이 있어 과도상태에서 정확한 전동기 토크를 추정하기가 어렵다. 따라서 새롭게 정의된 전동기 출력을 이용하였다.

$$\begin{aligned} P_o &= P_i - P_s - P_r \\ &= P_g - P_r = (1-S) \cdot P_g \end{aligned} \tag{7}$$

여기서,

P_i : 전동기 입력전력
P_s : 고정자 손실전력
P_r : 회전자 손실전력
P_g : 전동기 공극전력($P_g = P_i - P_s$)
S : 전동기 슬립

AC전동기의 입력전력과 고정자 손실전력은

$$P_i = \sqrt{3} \cdot I_{rms} \cdot V_{rms} \cdot \cos\theta \tag{8}$$

$$P_s = i_s^T \cdot R_s \cdot i_s \tag{9}$$

여기서,

I_{rms} : 선전류
V_{rms} : 선전압 (=인가전압)
$\cos\theta$: 역률
i_s : 고정자 전류 $= [i_u \quad i_v \quad i_w]^T$
R_s : 고정자 저항
i_u, i_v, i_w : U, V, W상의 고정자 전류

전동기 입력전력을 계산하는데 있어 선전류량은 실시간으로 각상으로부터 측정하여 다음식과 같이 계산되고

$$I_{rms} = \sqrt{\frac{1}{3}(i_u^2 + i_v^2 + i_w^2)} \tag{10}$$

선전압은 미리 알 수 있지만 선전류, 선전압의 위상차를 나타내는 역률($cos\theta$)은 측정하기 매우 어려운 변수이다.

3.2 역률

정상상태라고 가정하면(S ≈ 0) 역률은 식(7, 8, 9)으로부터 다음과 같이 나타낼 수 있고

$$\cos\theta = \frac{P_o + i^T \cdot R_s \cdot i}{\sqrt{3} \cdot I_{rms} \cdot V_{rms}} \tag{11}$$

절삭실험을 통해 주축 전동기의 소모전력과 회전속도를 변화시키면서 역률을 계산하면 Fig. 4과 같다. 역률은 주축의 소모전력에 거의 영향을 받지 않고(Fig. 5) 회전속도에 따라 변화됨을 볼 수 있으며(Fig. 6) 또한 기저속도 전·후로 다른 특성을 나타내므로 정확한 역률 추정을 위해 각각을 구분하여 나타내었다. 기저속도 전(Fig. 7)·후(Fig. 8)의 역률은 주축 회전속도의 함수로 나타낼 수 있다.

$$\cos\theta = 2.19\times10^{-5} \cdot \omega_M^2 - 1.06\times10^{-3} \cdot \omega_M + 1.85\times10^{-1}$$

$$\cos\theta = 1.28\times10^{-6} \cdot \omega_M^2 - 2.99\times10^{-3} \cdot \omega_M - 1.73$$

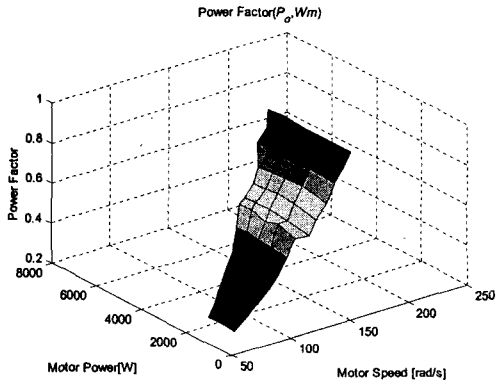

Fig. 4 Power Factor(P_o, ω_M)

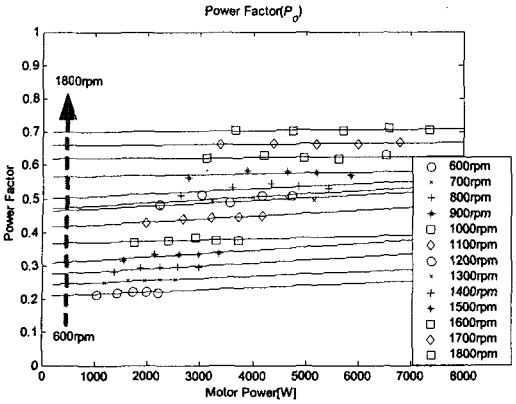

Fig. 5 Power Factor(P_o)

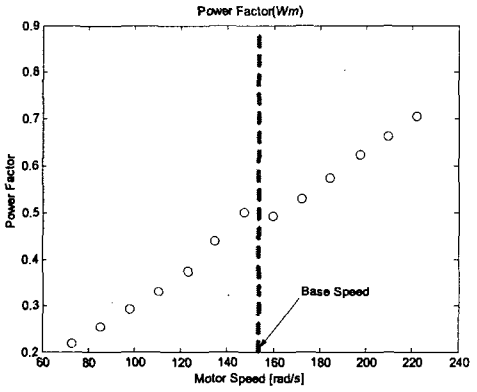

Fig. 6 Power Factor(ω_M)

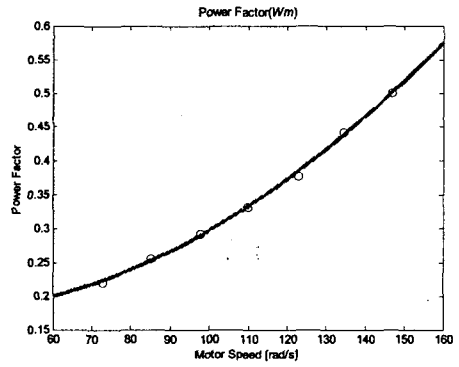

Fig. 7 Power Factor(ω_M) below Base Speed

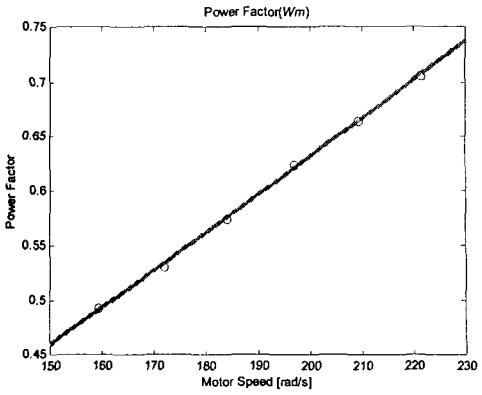

Fig. 8 Power Factor(ω_M) above Base Speed

3.3 절삭력 추정

시스템 모델의 모든 변수들이 결정되었고, 총 외부 토크를 제외한 모든 입· 출력 신호들은 측정할 수 있으므로, 절삭력을 역으로 추정 할 수 있다. 전동기 모델식을 이산화식으로 표현하면 다음과 같고

$$\hat{T}_t(i) = \frac{P_o(i)}{\omega_M(i)} - \frac{1}{b}\{\omega_M(i+1) - \omega_M(i)\} - B\omega_M(i) \qquad (12)$$

정상상태라고 가정하고 식(12)으로부터 추정된 총 외부 토크 값과 식(5)의 비선형 마찰 토크 증가량 값을 이용하여 주절삭 토크를 계산할 수 있고

$$\hat{T}_t(i) - T_{fco} = g(\omega_M) \times \hat{T}_C(i)^2 + f(\omega_M) \times \hat{T}_C(i) + \hat{T}_C(i) \qquad (13)$$

그 결과로부터 절삭력을 추정해 낼 수 있다.

$$\hat{F}_C(i) = \hat{T}_C(i) \Big/ n \cdot r_w \qquad (14)$$

여기서,

n : 속도 전달비 ($= \omega_{sp} / \omega_M$)

r_w : 가공물 반경

4. 실 험

4.1 실험장치구성

실험대상은 통일중공업의 TSL-6UM CNC 선반을 사용하였고, 절삭공구는 초경코팅공구를 사용하였다. 공구동력계는 Kistler의 5019A전하증폭기를 가진 Kistler9121 모델을 이용해 실제 절삭력을 측정하였다. 채널 당 1kHz로 데이터를 수집했고 신호잡음을 줄이기 위하여 필터와 이동평균을

사용하여 절삭력을 추정하였으며 산업현장에서의 적용 가능성을 검증하기 위하여 DSP Board를 사용해 실험장치를 구성하였다(Fig. 9). 제어명령은 이송속도 오버라이드를 이용하였고 이송속도의 변화에 따른 절삭력의 특성은 매우 비선형적이므로 퍼지 제어기를 사용하였다. 제어기 출력의 분해능은 8비트 디지털 신호로 0~255%까지 1%단위까지 제어가 가능하다. CNC 공작기계는 플랜트 입력 즉, 이송 오버라이드 명령에 대해 0.2 ~ 0.25초 정도의 시간지연을 가지고 있으므로 제어입력 주기를 4Hz로 하였다.

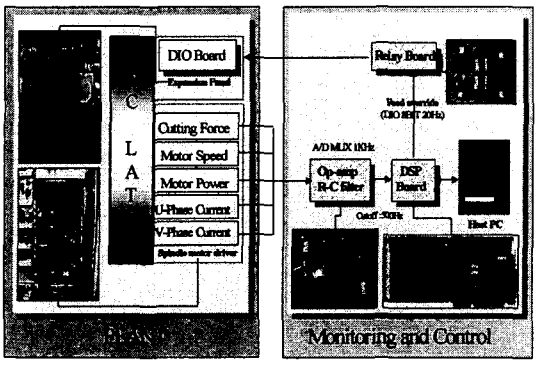

Fig. 9 Experiment configuration using DSP board

4.2 실험결과

제어실험은 0~2*mm*사이의 다단절삭을 실시하였고 기준 이송과 절삭력은 공작기계의 최대 연속출력의 범위를 넘지않도록 선정하였다[9]. Table 1은 각 실험의 절삭조건을 나타낸 것이고 Fig. 10 ~Fig. 15은 적절한 절삭력 추종을 위한 이송 오버라이드와 그에 따른 측정된 절삭력과 추정된 절삭력의 변화를 나타낸 실험 결과이다. 과도상태의 일부를 제외한 모든 영역에서 상당히 잘 추정하고 제어함을 알 수 있다.

Table 1 Cutting condition in experiment

실험	절삭소재	주축 회전수 [rpm]	f_r [mm/rev]	F_r[N]
1	SM45C	600	0.219	649
2	SM45C	800	0.229	590
3	SM45C	1000	0.227	572
4	SM45C	1400	0.17	558
5	SUS304	1600	0.099	262
6	AL2024	1800	0.174	323

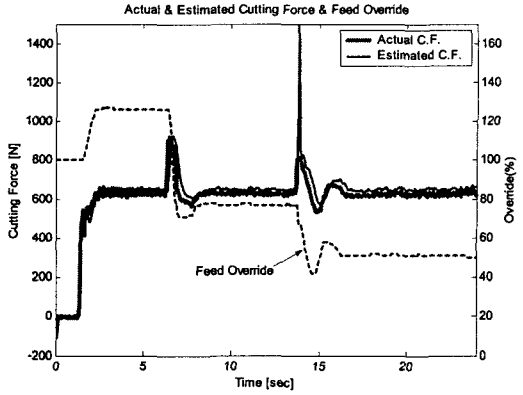

Fig. 10 실험1 (SM45C, 600rpm)

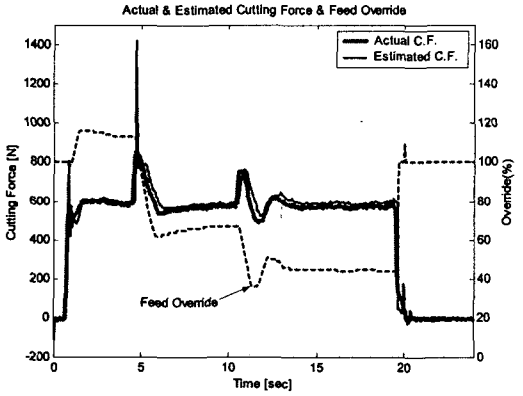

Fig. 11 실험2 (SM45C, 800rpm)

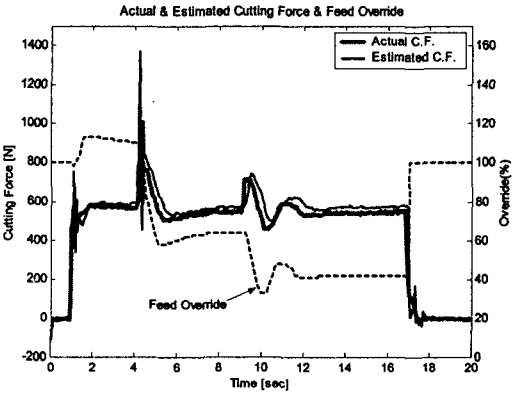

Fig. 12 실험3 (SM45C, 1000rpm)

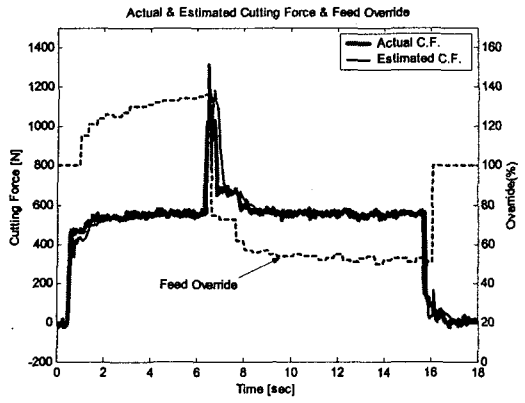

Fig. 13 실험4(SM45C, 1400rpm)

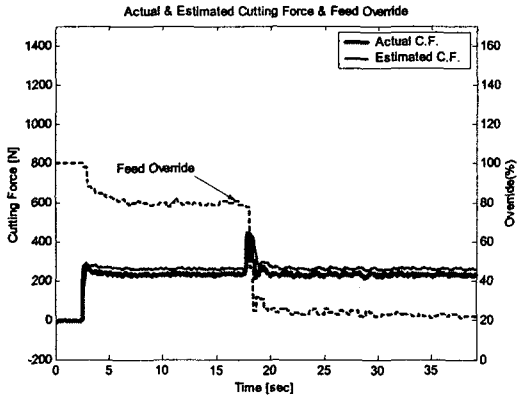

Fig. 14 실험5(SUS304, 1600rpm)

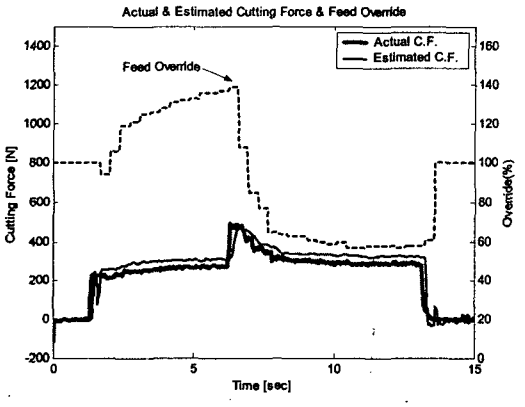

Fig. 15 실험6 (AL2024, 1800rpm)

5. 결 론

본 논문에서는 CNC선반에 장착된 전동기 드라이브 신호를 이용하여 3상 유도 전동기의 기저속도(Base Speed) 전· 후의 역률과 비선형 마찰토크 증가량을 모델링 하였고 가공소재, 절삭공구, 절삭깊이, 주축 회전속도와 같은 절삭조건에 관계없이 절삭력을 추정할 수 있었다. 특히, 전동기의 특성이 변하는 기저속도(Base Speed)이후의 절삭에서도 뛰어난 감지성능을 보였다. 적절한 기준 절삭력을 추종하기 위해 퍼지제어기를 사용하였고 DSP Board를 사용하여 제안된 시스템의 타당성과 실용화 가능성을 검증하였다. 본 논문에서 제시한 알고리즘을 탑재하면 일반 CNC 공작기계의 생산성과 안전성 향상에 큰 효과를 기대할 수 있다.

참고문헌

[1] Spiewak, S. A., "Acceleration based indirect force measurement in metal cutting processes," Int. J. Mach. Tools Manufact., Vol. 35, No 1, pp. 1-17, 1995.

[2] Shiraish, M. and Aoshima, S., "Sensorless in-process measurement of instantaneous depth of cut and cutting force in turning," Proc. American Control Conf., pp. 155-159, 1997.

[3] Stein, J. L. and Huh, K., "A Design Procedure for Model-based Monitoring Systems: Cutting force Estimation As A Case Study," Symposium on Control of Manufacturing Processes, ASME, DSC-28, pp. 45-57, 1991.

[4] Ulsoy, A. G., Koren, Y. and Rasmussen, F., "Principal developments in the adaptive control of machine tools," ASME J. Dynamic Syst. Measurement and Control, Vol. 105, No. 2, pp.107-112, 1983.

[5] Tomizuka, M. and Zang, S., "Modeling and conventional / adaptive PI control of a lathe cutting process," ASME J. Dynamic Syst. Measurement and Control, Vol. 110, No. 4, pp. 350-354, 1988.

[6] Daneshmend, L. K. and Pak, H. A., "Model reference adaptive control of cutting force turning ," ASME J. Dynamic Syst. Measurement and Control, Vol. 180, No. 3, pp. 215-222, 1986.

[7] Chen, B. and Chang, T., "Robust PI controller design for a constant turning force system," Int . J. Mach. Tools Manufact., Vol. 31, No. 3, pp. 257-272, 1991.

[8] Buckner, G. D. "Intelligent Sliding Mode Control of Cutting force During Single –Point Turning Operations, " Transactions of the ASME, Vol. 38, pp. 206-213, 2001.

[9] 박장호, 홍성함, 이병휘, 허건수, "주축 모터 출력 특성에 근거한 무인 선삭 제어", 대한기계학회논문집 A권, 제26권, 제7호, pp. 1446-1452, 2002.