

비선형 동적마찰을 갖는 XY 볼-스크류 구동계에 대한 위치 추종제어

한성익*

Position Tracking Control on the XY Ball-screw Drive System with the Nonlinear Dynamic Friction

Seong Ik Han*

ABSTRACT

A tracking control scheme on the XY ball-screw drive system in the presence of nonlinear dynamic friction is proposed. A nonlinear dynamic friction is regarded as the Lund-Grenoble friction model to compensate effects of friction. The conventional VSC method that often has been used as a non-model-based friction controller has poor tracking performance in high-precision position tracking application since it cannot compensate the friction effect below a certain precision level completely. Thus to improve the precise position tracking performance, we propose the integral type VSC method combined with the friction-model-based observer. Then this control scheme has the high precise tracking performance compared with the non-model-based VSC method and the PID control method with a similar observer. This fact is shown through the experiment on the XY ball-screw drive system with the nonlinear dynamic friction.

Key Words : Nonlinear dynamic friction (비선형 동적마찰), Lund-Grenoble friction model (Lund-Grenoble 마찰모델), Variable structure control of integral type (적분형 가변구조제어), Observer (관측기), Ball-screw (볼-스크류), XY table (XY 테이블)

1. 서론

모든 기계시스템에서 마찰은 본질적으로 발생하는 현상으로서 공작기계나 로봇 같은 서보시스템의 추종성능에 영향을 준다. 특히 저속에서 정밀한 위치구동이 필요한 경우 추종오차가 증가할 수 있다. 그래서 마찰의 영향을 보상하는 문제에 대해 많은 연구가 진행되어 왔다. 고전적인 마찰 모델은 영 속도에서 불연속을 나타내며 계단형태의 비선형이고 속도의 변화에 따라 일정한 값을

갖는 쿨롱마찰과 속도에 따라 일정한 기울기를 갖는 점성마찰로 표현하는 마찰력과 속도와의 관계를 정적인 특성으로 간주하여 왔다. 그러나 정밀 제어가 크게 요구되는 경우 고전적인 모델만으로는 적용에 한계가 있어 최근 마찰에 대한 많은 연구를 통해 일반적으로 정적(static)인 마찰모델 뿐만 아니라 limit cycle, break-away, stick-slip, friction lag, pre-sliding, Stribeck 현상등과 마찰면 내부 온도 접촉시간, 부하의 크기, 작동거리 등의 요소들에 의해 복합적으로 영향을 받는다는 사실과 특히 저속에서 이러한 특징들이 더욱 크게 나타난다는 것

2001년 10월 30일 접수

* 순천제일대학 기계전기제어학부

이 알려졌다. Limit cycle 현상은 stick-slip 운동 시 마찰력이 시간에 따라 일정한 값에서 주기적으로 진동하는 것이며 적분제어를 사용하는 경우 hunting 현상으로 나타난다. Break-away 는 정적마찰 상태(static friction)에서 동마찰(kinetic friction)로의 천이상태이며 정적마찰을 극복하는 마찰력을 이탈(break-way)힘이라고 한다. Stick-slip 은 정지상태에서 마찰력이 운동상태보다 크기 때문에 발생하며 이 영역에서 limit cycle 이 발생하며 속도가 증가하다가 다시 0 으로 감소한다. Friction lag 현상은 속도가 증가할 때의 마찰력은 속도가 감소할 때보다 크게 되는 히스테리시스가 형성되어 마찰력과 속도의 관계에서 시간지연이 발생하는 것이다. Pre-sliding 은 마찰력이 증가 시 미끄럼운동이 발생하기 전까지 미소변위가 나타나는 것을 말한다. Streibek 현상은 저속에서 접촉면이 경계유효 상태에서 유체유효 상태로 넘어가면서 속도의 증가에 대해 마찰력이 감소하는 비선형 현상을 말한다.

이러한 현상들은 마찰면의 내부동역학에 의해 지배되는 동적마찰(dynamic friction)특성 때문이며 이러한 동적 마찰특성을 정확히 파악하는 것은 상당히 어렵다. 최근의 마찰모델에 대한 연구에서 Dahl^[1,2]등이 최초로 접촉하는 두 물체의 표면은 수많은 강모(bristle)들이 접촉하고 있는 것으로 간주하는 모델을 제안하였다. 이 모델은 고착(stiction)상태를 잘 묘사하고 있으며 고착상태에서는 히스테리시스 거동과 이탈힘(break-away force)의 변화와 같은 현상이 나타난다. 접선력이 작용하면 강모들을 스프링이 거동하는 것처럼 변형하고 힘이 일정한 크기 이상으로 증가하면 미끄럼운동(slip motion)이 시작되고 이때 이탈힘이 나타난다. 그러나 Dahl 이 제안한 마찰모델은 저속에서 중요한 비선형 현상인 Stribeck 현상을 표현하지 못하는 단점이 있어서 이에 대한 많은 연구가 있었으나 Canudas de Wit^[3]등이 고착상태의 거동과 정상속도에서의 마찰특성을 접목하는 저속에서의 동적마찰(dynamic friction)특성을 충분히 반영할 수 있는 Lund-Grenoble (LuGre) 마찰모델을 제안하였다. 현재 많은 마찰과 관련된 제어연구는 Canudas de Wit 가 제안한 LuGre 마찰모델을 채택하고 있다. 이러한 LuGre 마찰모델에서는 두개의 접촉면에서 탄성을 갖는 강모의 평균변형을 상태변수로 하여 마찰을 설명하고 있다. 즉, 저속에서 접촉면의 강모들이 미세한 변위 내에서는 탄성특성을 유지하

며 강모의 탄성역을 벗어나는 영역에서는 미끄럼운동이 일어난다. 그러나 강모의 미세한 변형을 나타내는 상태변수는 직접 측정을 할 수 없으므로 일반적으로 관측기를 이용하여 상태변수를 간접 추정하여 마찰을 제어한다. 본 연구에서도 이러한 비선형 마찰을 LuGre 마찰모델로 간주하여 마찰 파라미터들을 식별(identification)하여 동적마찰모델을 구성하기로 한다.

일반적으로 선형제어방법으로는 마찰을 제어하는데 한계가 있으므로 비선형 제어나 강인제어방법을 적용하는데 마찰모델을 어느 정도 정확하게 구할 수 있는 경우에는 모델기준(model-based) 제어방법을 이용하며 마찰모델을 구하지 않고 외란으로 간주하는 비모델기준(non-model-based) 제어방법이 있다. 모델기준 제어방법은 정확한 마찰모델에 근거한 관측기(observer)를 이용하는 방법^[3,4,5]. 마찰 파라미터가 작동조건에 따라 변하는 경우에 적용하는 적응제어방법^[6,7]이 있다. 정확한 마찰모델을 얻을 수 없는 경우에도 적용할 수 있는 방법으로서, 신경망 제어방법^[8], 가변구조 제어(variable structure control: VSC)방법^[9]들이 있다. 모델기준 제어방법은 마찰 파라미터를 정확하게 추정된다면 상당히 정밀한 추종제어가 가능하지만 파라미터를 정확하게 모델링하는 과정에 상당한 주의가 필요하며 제어기 구성이 복잡해지는 단점이 있다. 비모델기준 제어방법은 마찰 파라미터 식별과정이 필요 없고 제어기 구성이 간단해지나 일정한 추정오차 이하의 정밀한 제어가 요구되는 경우 추종 성능이 저하될 수 있는 문제가 있다.

본 연구에서는 주로 공작기계의 위치이송에 많이 사용되는 볼-스크류 구동 XY 테이블을 제작하여 비선형 동적마찰 특성을 구하여 정밀위치 추종제어를 시도하기로 한다. 적용한 VSC 방법은 기존의 표준형 VSC 방법에 추종성을 증가하도록 적분기를 추가한 적분형(integral type) VSC 구조(IVSC)^[10]를 갖고 제어입력에 채터링을 경감하는 연속구조입력^[11]을 갖도록 하였다. 그리고 적분형 VSC 와 관측기^[12]와 결합(IVSCO)하여 비모델기준 IVSC 방법의 단점인 정밀추종제어 성능을 개선하며 가변위치 입력에 대해 유사한 관측기를 사용하여 Vedagarbha^[5]등이 제안한 PID 제어방법을 사용하는 모델기준 동적마찰 제어방법(PIDO)의 단점인 가변위치 추종성능 저하를 개선하는 동적마찰 제어방법을 제안한다.

본 논문의 구성은 먼저 2 장에서 XY 테이블의 동적마찰과 시스템 동특성에 대해 설명하고 3 장에서는 IVSC 와 관측기 설계에 대해 설명한다. 그리고 4 장에서는 제안한 마찰제어방법에 대한 타당성을 입증하기 위해 고정/가변된 위치추종명령에 대한 추종성능과 원 운동에 대한 위치추종성능을 실험을 통해 제시하기로 한다.

2. 시스템 모델링

2.1 동적 마찰모델

마찰현상은 불규칙한 미소 접촉면의 많은 물기에서의 접촉으로 인해 나타난다. LuGre 마찰모델은 강체가 접촉할 때 Fig. 1 처럼 접촉면에서 미소한 탄성 강모들이 접촉한다고 간주한다.

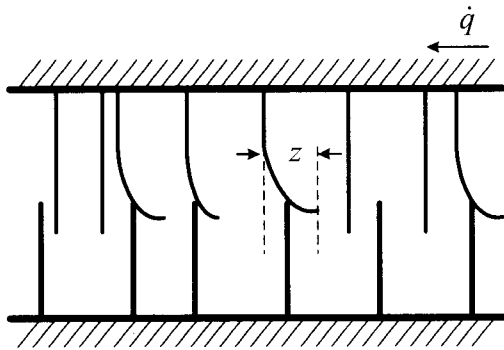


Fig. 1 The friction interfaces between two surfaces

이 때 수직력이 작용하면 하부의 강모들은 강체로 간주하고 상부의 탄성 강모들이 스프링처럼 변형을 일으킨다. 이러한 탄성변형의 평균값을 $z(t)$ 로 표시하면 다음과 같은 동특성을 갖는다^[3].

$$\dot{z}(t) = \dot{q}(t) - f(\dot{q})z(t) \quad (1)$$

여기서 $f(\dot{q}) = \frac{|\dot{q}|}{g(\dot{q})}$ (2)

그리고 \dot{q} 는 접촉면 사이의 상대속도 (rad/sec) 이고 함수 $g(\dot{q})$ 는 작동시간, 유효상태, 온도같은 많은 인자에 의해 정해지는데 속도가 증가하면 감소하는 특성이 있으며 이것은 Stribeck 효과에 대응한다. 점성마찰토크를 제외하면 탄성강모의 변형에 의한 마찰 토크는 다음과 같다.

$$T_f(t) = \sigma_0 z(t) + \sigma_1 \dot{z}(t) \quad (3)$$

(3)식은 동적마찰 동특성이며 σ_0 는 탄성강모의

강성계수 (kgf/rad), σ_1 (kgf·sec/rad) 은 탄성역에서의 감쇠계수를 의미한다. Stribeck 효과를 나타내는 함수 $g(\dot{q})$ 는 다음과 같이 나타난다.

$$\sigma_0 g(\dot{q}) = T_c + (T_s - T_c)e^{-(\dot{q}/\dot{q}_s)^2} \quad (4)$$

정적마찰토크(static friction torque)는 정상상태 (steady-state) 마찰토크로서 다음과 같다.

$$T_{fss}(\dot{q}) = [T_c + (T_s - T_c)e^{-(\dot{q}/\dot{q}_s)^2}] \text{sgn}(\dot{q}) + C_t \dot{q} \quad (5)$$

여기서 T_c 는 Coulomb 마찰토크 (kgf·cm), T_s 는 stiction 크기 (kgf·cm), C_t 는 점성마찰토크계수 (kgf·cm·sec/rad), \dot{q}_s 는 Stribeck 속도 (rad/sec) 이다. 결과적으로 마찰모델을 구성하기 위해서는 6 개의 파라미터 $\sigma_0, \sigma_1, T_c, C_t, T_s, \dot{q}_s$ 값을 추정해야 한다.

본 연구에서 볼-스크류로 각 축을 구동하는 XY 테이블에 대한 마찰 파라미터 추정을 위한 실험을 먼저 수행하였다. 모터의 인가전압을 점차 증가시키면서 입력전류를 측정하여 토크값으로 환산하고 encoder 의 출력신호에서 속도를 구하여 토크와 속도와의 관계를 구하는 과정을 25 회 정도 반복하여 그 평균값에서 T_c, T_s, C_t, \dot{q}_s 를 구하였고 σ_0 는 일종의 탄성계수로서 pre-sliding 영역에서 미끄럼운동이 시작되기 직전까지의 입력토크를 가하면서 대응하는 변위를 엔코더에서 구하여 토크-변위 관계의 기울기에서 근사값으로 구하였으며 σ_1 은 감쇠계수를 0.5 로 가정하여 구하였다. Fig. 2, 3 에 추정된 결과가 일부 제시되어 있다. 그리고 Table 1 에는 식별된 마찰 파라미터들의 평균값이 제시되어 있다. 식별된 마찰 파라미터들을 검증하기 위해 선형 비례제어기를 이용하

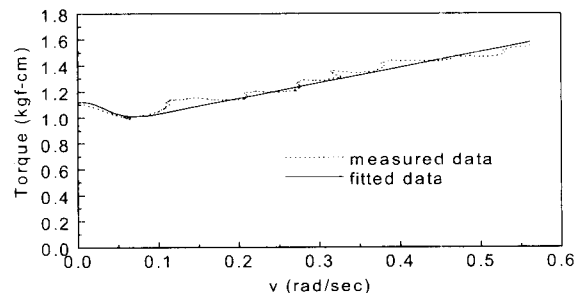


Fig. 2 The graph of measured data and estimated data : X axis

여 $q_i = 0.5 \sin t$ (rad), ($i = x, y$) 의 위치입력에 대해 시뮬레이션과 실험을 통해 얻은 결과를 μm 단위

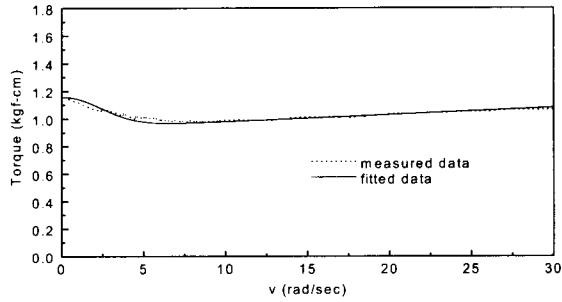


Fig. 3 The graph of measured data and estimated data : Y axis

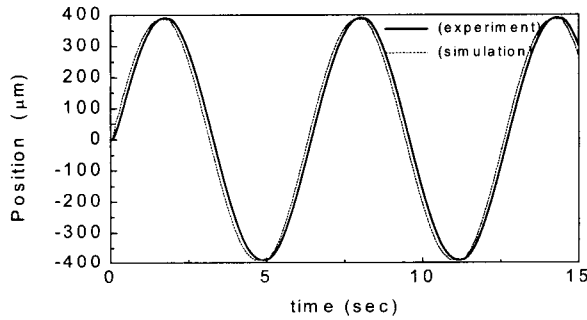


Fig. 4 Results of friction parameter estimation: experiment and simulation (X axis)

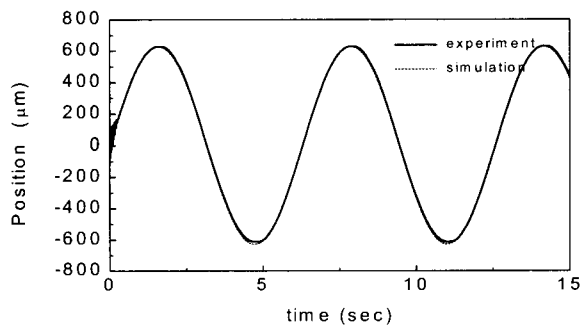


Fig. 5 Results of friction parameter estimation: experiment and simulation (Y axis)

Table 1 Values of estimated friction parameter

	T_c	T_s	C_t	\dot{q}_s	σ_0	σ_1
X 축	0.90	1.13	1.1	0.056	86.4	4.7
Y 축	0.93	1.16	0.005	3.32	11.2	0.8

로 환산하여 비교한 결과가 Fig. 4 와 Fig. 5 에 제시 되어있다. Fig. 4, 5 에서 약간의 오차가 발생하는 것은 주로 pre-sliding 역에서 σ_0, σ_1 값을 정확히 추정하기가 어렵기 때문이며 타 논문들^{[4], [7]}의 마찰추정 결과들과 비교할 때 추정한 마찰 값들에 대해 어느 정도 신뢰성이 있음을 알 수 있다.

3. 동적마찰 제어기 설계

3.1 적분형 가변구조제어기

블-스크류 시스템 운동방정식은 다음과 같다.

$$J_i \ddot{q}_i + C_{ii} \dot{q}_i + T_{fi} = u_i \quad (i = x, y) \quad (6)$$

여기서 J_i 는 등가관성 ($\text{kgf} \cdot \text{cm} \cdot \text{sec}^2$) 을 나타낸다 적분형 슬라이딩 함수를 다음과 같이 정의한다^[10].

$$s_i = \lambda_{1i} e_i + \dot{e}_i + \lambda_{2i} \int e_i dt, \quad e_i = q_{di} - q_i \quad (7)$$

여기서 $\lambda_{1i}, \lambda_{2i}$ 는 원하는 상승시간에 관련된 상수이며 q_{di} 는 목표위치를 나타낸다. 제어목표는 마찰에 관계없이 시스템의 상태를 슬라이딩 평면 $s_i = 0$ 으로 구동시키는 제어입력 $u_i(t)$ 를 선정하는 것이다. Lyapunov 함수를 $V_i = \frac{1}{2} s_i^2$ 으로 선정하고 미분하면

$$\begin{aligned} \dot{V}_i &= s_i \dot{s}_i = s_i (\lambda_{1i} \dot{e}_i + \ddot{e}_i + \lambda_{2i} e_i) \\ &= s_i \left[\lambda_{1i} \dot{e} + \ddot{q}_{di} + \lambda_{2i} e_i + \frac{C_{ii} \dot{q}_i + T_{fi} - u_i}{J_i} \right] \quad (8) \end{aligned}$$

제어입력을 등가제어 입력항과 채터링을 줄이는 연속구조 제어입력^[11]으로 다음과 같이 선정하면

$$\begin{aligned} u_i &= J_i (\lambda_{1i} \dot{e}_i + \ddot{q}_{di} + \lambda_{2i} e_i) + C_{ii} \dot{q}_i + \frac{\beta_i s_i}{\phi_i} \\ &= u_{eqi} + u_{fi} \quad (9) \end{aligned}$$

여기서 $u_{eqi} = J_i (\lambda_{1i} \dot{e}_i + \ddot{q}_{di} + \lambda_{2i} e_i) + C_{ii} \dot{q}_i$, $u_{fi} = \frac{\beta_i s_i}{\phi_i}$ 그리고 β_i 는 강인성에 대한 양의 상수, ϕ_i 는 경계층 폭을 나타내는 양의 상수이다. (9)식을 (8)식에 대입하면

$$\dot{V}_i = -\frac{s_i}{J_i} (\frac{\beta_i s_i}{\phi_i} - T_{fi}) \quad (10)$$

이 되고 $|T_{fi}| < \frac{\beta_i}{\phi_i} |s_i|$ 가 되도록 β_i 와 ϕ_i 를 선정해야 $\dot{V}_i < 0$ 가 되어 위치추종오차가 0 으로 수렴한다

그런데 이러한 경우 β_i / ϕ_i 값을 마찰력보다 크게 선정해야 하는데 정밀제어의 경우 비록 채터링을 감소시키는 제어입력 구조로 선정하더라도 마찰력을 보상하기 위한 무리한 제어입력이 유발될 수 있으며 일정 레벨이하로 위치추종 정밀도가 저하될 수 있다. 이러한 사실은 4 장에서 실험을 통해 검증하기로 한다.

3.2 관측기와 결합한 적분형 가변구조제어기

(6)식에서 마찰항을 동적마찰로 표현하면 다음과 같다.

$$T_{fi}(t) = \chi_i(\dot{q}_i)z_i + \sigma_{li}\dot{q}_i \quad (11)$$

여기서 $\chi_i(\dot{q}_i) = \sigma_{0i} - \sigma_{li}f_i(\dot{q}_i)$. (11)식을 (6)식에 대입하면

$$J_i\ddot{q}_i + C_{eqi}\dot{q}_i + T_{zi} = u_i \quad (12)$$

여기서 $C_{eqi} = C_{ii} + \sigma_{li}$, $T_{zi} = \chi_i(\dot{q}_i)z_i$. (9)식의 제어입력에 마찰을 보상하기 위한 토크항 \hat{T}_{zi} 를 추가하면 다음과 같다.

$$u_i = J_i(\lambda_{1i}\dot{e}_i + \ddot{q}_{di} + \lambda_{2i}e_i) + C_{eqi}\dot{q}_i + \frac{\beta_i s_i}{\phi_i} + \hat{T}_{zi} \quad (13)$$

$$= u_{eqi} + u_{fi} + \hat{T}_{zi}$$

그리고 (13)식에 대해 (10)식은

$$\dot{V}_i = -\frac{s_i}{J_i} \left(\frac{\beta_i s_i}{\phi_i} + \hat{T}_{zi} - T_{zi} \right) \quad (14)$$

만일 (14)식에서 $\hat{T}_{zi} \rightarrow T_{zi}$ 이 되도록 마찰토크를 추정한다면 (14)식은

$$\dot{V}_i = -\frac{\beta_i}{J_i \phi_i} s_i^2 < 0 \quad (15)$$

으로 표현되므로 위치오차는 빠르게 점근적으로 (asymptotically)으로 0 으로 수렴할 것이다. 그러면 마찰을 추정하기 위해 관측기를 구성하기 위해 (13)식을 (12)식에 대입하고 오차 항으로 정리하면 다음과 같다.

$$J_i[(\ddot{q}_{di} - \ddot{q}_i) + \lambda_{1i}\dot{e}_i + \lambda_{2i}e_i] = T_{zi} - \hat{T}_{zi} - \frac{\beta_i s_i}{\phi_i} \quad (16)$$

(7)식에서 $s_i = \lambda_{1i}e_i + \dot{e}_i + \lambda_{2i}[e_i dt]$, $e_i = q_{di} - q_i$ 고 마찰변수의 추정오차를 $\tilde{z}_i = z_i - \hat{z}_i$ 로 두면 $T_{zi} - \hat{T}_{zi} = \chi_i(\dot{q}_i)\tilde{z}_i$ 이므로 (16)식은 다음과 같이 정리된다.

$$\dot{s}_i = \frac{1}{J_i} (\chi_i(\dot{q}_i)\tilde{z}_i - \frac{\beta_i s_i}{\phi_i}) \quad (17)$$

Lyapunov 함수를 다음과 같이 정의하면

$$V_{si} = \frac{1}{2} J_i s_i^2 \quad (18)$$

(18)식을 미분하고 (17)식을 대입하면

$$\dot{V}_{si} = s_i [\chi_i(\dot{q}_i)\tilde{z}_i - \beta_i s_i / \phi_i] \quad (19)$$

$z(t)$ 를 지수적으로 추정하는 관측기는 다음과 같다^[8].

$$\dot{\hat{z}}_i = w_i - \frac{J_i}{\sigma_{li}} \dot{q}_i \quad (20)$$

여기서 w_i 는 보조변수이고 다음을 만족한다.

$$\dot{w}_i = \frac{1}{\sigma_{li}} [-\sigma_{0i}w_i + (-C_{eqi} + \sigma_{li} + J_i \frac{\sigma_{0i}}{\sigma_{li}})\dot{q}_i + u_i + \chi_i(\dot{q}_i)s_i] \quad (21)$$

지수적인 안정성을 보장하기 위해 다시 다음과 같이 Lyapunov 함수를 정의한다.

$$V_{si2} = V_{si} + \frac{1}{2} \sigma_{li} \tilde{z}_i^2 \quad (22)$$

(22)식을 미분한 후 (20)식을 미분한 결과에 (21)식을 대입하고 그 결과와 (17)식을 각각 대입하면

$$\dot{V}_{si2} = s_i \left[\chi_i(\dot{q}_i)\tilde{z}_i - \frac{\beta_i s_i}{\phi_i} \right] - \sigma_{li} \tilde{z}_i \left[\frac{\chi_i(\dot{q}_i)s_i}{\sigma_{li}} + \frac{\sigma_{0i}}{\sigma_{li}} \tilde{z}_i \right] \quad (23)$$

$$= -\frac{\beta_i s_i^2}{\phi_i} - \sigma_{0i} \tilde{z}_i^2 < 0$$

(22)식에서 V_{si2} 가 양의 한정(positive-definite)이고 (23)에서 β_i, σ_{li} 은 양의 상수이므로 \dot{V}_{si2} 가 음의 한정(negative-definite)이 되어 관측기오차 $\tilde{z}_i(t)$ 는 빠르게 0 으로 수렴하고 따라서 (14)식에서 $T_{zi} \rightarrow \hat{T}_{zi}$ 가 된다. 그래서 마찰토크에 의한 모델링 오차가 소거되어 관측기와 결합된 IVSCO 시스템은 적은 제어입력을 유지하면서 좋은 성능을 발휘하게 된다. Fig. 6 는 제한한 IVSCO 시스템의 구조이다.

4. XY 테이블 위치제어실험

Fig. 7 은 XY 테이블의 장치사진이다. X, Y 축에는 각각 5mm/rev, 8mm/rev 의 분해능을 갖는 볼스크류가 LM 가이드로 지지되어 있고 각 축은 4000 pulse/rev 의 분해능을 갖는 회전분봉형 엔코더가 부착된 DC servo 모터로 구동한다. X 축에 20:1 의 기어비를 갖는 감속기가 부착되어 있다. 그리고 PC 에서 Mathwork 사의 Simulink 에 의해

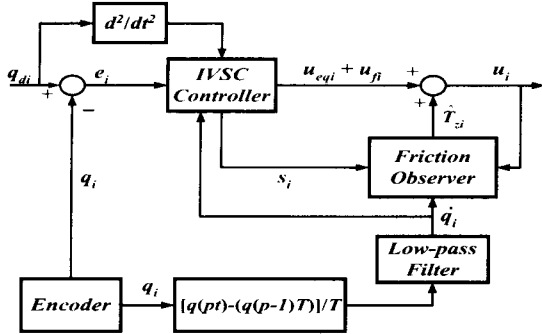


Fig. 6 Block diagram of the IVSCO system

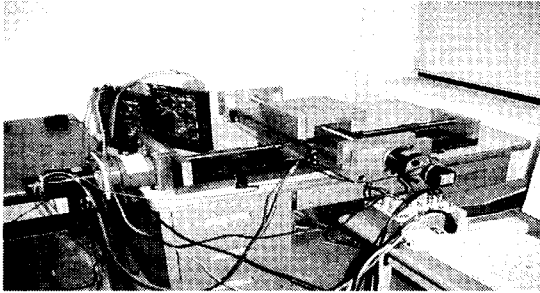


Fig. 7 Photograph of the ball-screw system

제어기를 구현하고 dSPACE 사의 TMS320C 칩이 내장된 DSP 1102 보드와 인터페이스 요소를 통해 전달되는 제어신호는 모터드라이브로 전달되어 모터를 구동하게 된다. 서보모터의 토크상수는 $2.27 \text{ kg}_f \text{ cm} / \text{A}$ 이고 모터 드라이브 앰프게인은 실험을 통해 $2.7273 \text{ A} / \text{V}$ 로 선정하였다. 속도 \dot{q}_i 는 encoder 의 출력신호를 다음과 같은 후방차분법 (backward difference algorithm)을 이용하고 저역통과 필터(low-pass filter)를 통과시켜 추정하였다.

$$\dot{q}_i = \frac{q_i(pT) - q_i[(p-1)T]}{T}, \quad p = 1, \dots, n \quad (24)$$

여기서 p 는 샘플링 순간, T 는 샘플링간격, 그리고 nT 는 전체 실험시간을 나타낸다.

4.1 IVSC 시스템의 위치추종실험

3.1 절에서 설계한 관측기가 없는 비모델 기준 IVSC 시스템을 이용하여 고정진폭 명령입력을 $q_{dx} = 0.001257 \text{ sint}$ (rad) ($1 \mu\text{m}$ 의 진폭입력) $q_{dy} = 0.007854 \text{ sint}$ (rad) ($10 \mu\text{m}$ 의 진폭입력)로 인가하여 위치추종실험을 하였다. 위치오차를 μm

단위로 환산한 추종오차와 제어입력은 Fig 7, 8, 9, 10 에 제시되어 있다. 제어기 파라미터는 $\lambda_{1x} = 60$, $\lambda_{1y} = 30$, $\lambda_{2x} = 100$, $\lambda_{2y} = 50$, $\phi_x = 2$, $\phi_y = 10$, $\beta_x = 18$, $\beta_y = 3$ 으로 선정하여 시스템의 안정 한 제인 $|T_{zi}| < \frac{\beta_i}{\phi_i} |s_i|$ 조건 내에서 위치오차가 최소화 되도록 하였으나 Fig. 8, 9 에 나타나듯이 위치오차가 크게 증가하고 있으며 Fig. 10, 11 에서의 제어입력도 크게 나타나고 있다. 그리고 반지름 $50 \mu\text{m}$ 의 원 입력명령에 대한 위치추종 결과가 Fig. 12 에 제시되어 있다. 이것은 다음 절의 결과와 비교하면 알 수 있다.

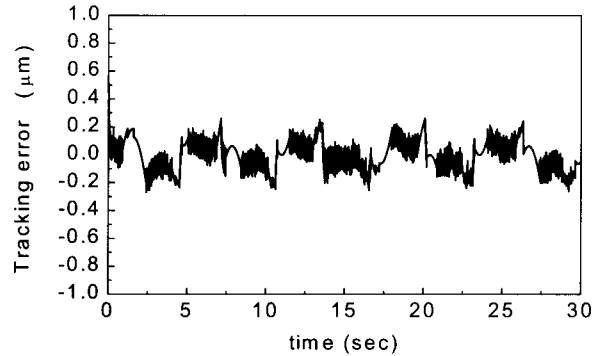


Fig. 8 Tracking error of X-axis of the IVSC system ($1 \mu\text{m}$ fixed amplitude)

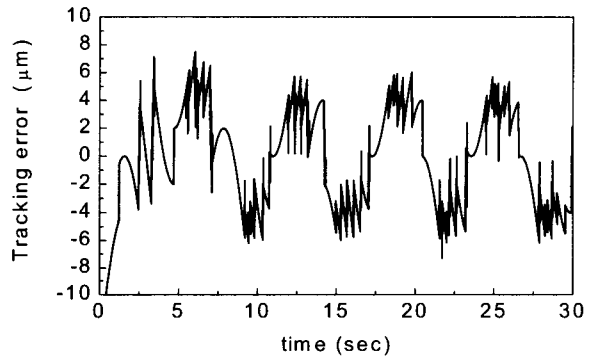


Fig. 9 Tracking error of Y-axis of the IVSC system ($10 \mu\text{m}$ fixed amplitude)

4.2 IVSCO 시스템의 위치추종실험

3.2 절에서 설계한 IVSCO 시스템에 대해 설계 파라미터들을 $\lambda_{1x} = 60$, $\lambda_{1y} = 5$, $\lambda_{2x} = 60$, $\lambda_{2y} = 50$, $\phi_x = 2$, $\phi_y = 10$, $\beta_x = 10$, $\beta_y = 1$ 로

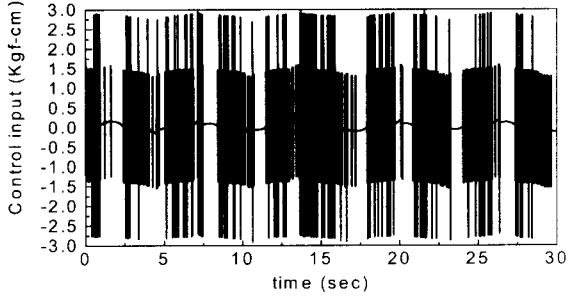


Fig. 10 Control input torque of X-axis of the IVSC system

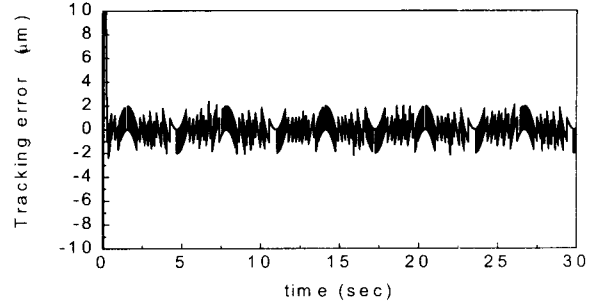


Fig. 14 The position tracking error of Y-axis of the IVSCO system ($10\mu\text{m}$ fixed amplitude)

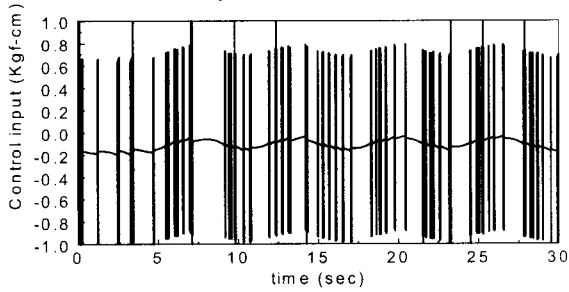


Fig. 11 Control input torque of Y-axis of the IVSC system

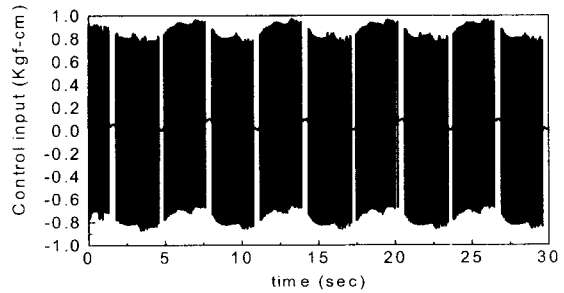


Fig. 15 Control input torque of X-axis of the IVSCO system

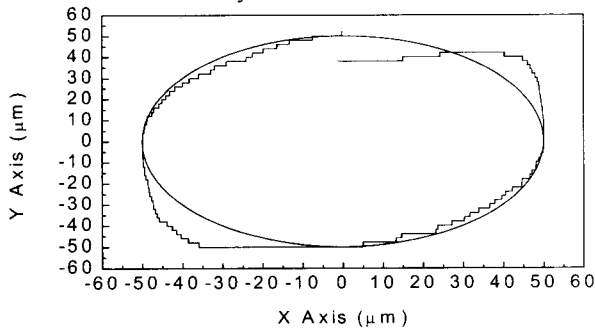


Fig. 12 Circular motion of the IVSC system

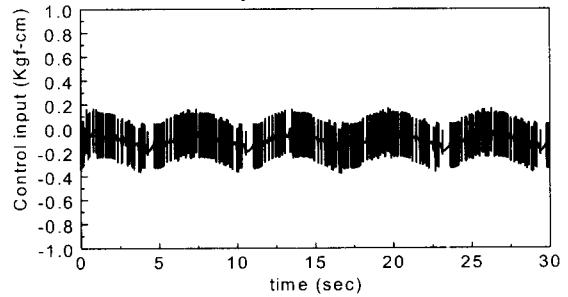


Fig. 16 Control input torque of Y-axis of the IVSCO system

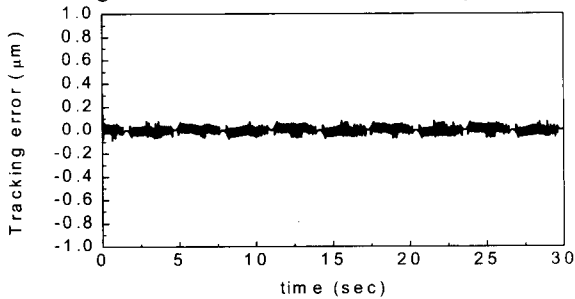


Fig. 13 The position tracking error of X-axis of the IVSCO system ($1\mu\text{m}$ fixed amplitude)

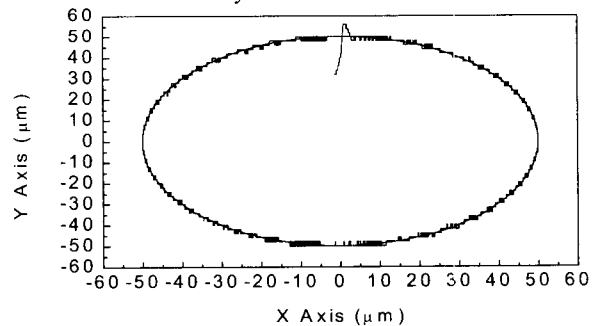


Fig. 17 Circular motion of the IVSCO system

선정하여 고정진폭입력 $q_{dx} = 0.001257 \sin t$ (rad) ($1\mu m$ 의 진폭입력)와 $q_{dy} = 0.007854 \sin t$ (rad) ($10\mu m$ 의 진폭입력)에 대해 위치추종실험을 하였다. 그 결과가 Fig. 13, 14, 15, 16에 제시되어 있는데 관측기가 없는 기존의 IVSC 시스템과 비교하면 위치추종오차와 현저하게 감소하고 있으며 제어입력도 크게 감소하고 있음을 알 수 있다. 마찰력을 관측기에서 보상함으로써 인해 무리한 제어입력을 발생하지 않으면서 위치추종성능이 매우 좋아짐을 알 수 있다. 단 Y 축의 경우 볼-스크류 자체의 회전 당 피치의 정밀도가 X 축에 비해 떨어지기 때문에 X 축과 같은 정밀한 추종이 원천적으로 다소 어렵다. 그래서 Y 축의 추종오차가 X 축에 비해 약간 크게 나타나고 있다. 그리고 원 입력 명령에 대한 추종결과가 Fig. 17에 제시되어 있는데 고정입력에 대한 결과와 마찬가지로 Fig. 12의 ISVC 시스템의 경우보다 추종성능이 크게 향상되고 있음을 알 수 있다.

4.3 IVSCO 시스템과 PIDO 시스템의 비교실험

본 절에서는 유사한 관측기 구조를 갖는 Vedagarbha^[5]등이 제안한 PID 제어기와 관측기를 결합한 PIDO 시스템과 제안한 IVSCO 시스템과의 성능을 비교하기로 한다. PIDO 시스템의 제어기는 다음과 같다.

$$u_i = J_i(\ddot{q}_{di} + \alpha_i \dot{e}_i + \beta_i e_i) + C_{eqi} \dot{q}_i + K_{ci} r_i + \hat{T}_{-i} \quad (25)$$

여기서 r_i 는 PID 제어기를 통과한 오차신호로서 다음과 같다.

$$r_i = \dot{e}_i + \alpha_i e_i + \beta_i \int e_i(\tau) d\tau \quad (26)$$

제어기 설계파라미터들은 IVSCO 시스템과 유사조건이 되도록 $\alpha_x = 60$, $\alpha_y = 5$, $\beta_x = 60$, $\beta_y = 50$, $K_{cx} = 5$, $K_{cy} = 0.1$ 로 선정하여 위치추종실험을 수행하였다. 고정된 입력에 대한 위치추종오차와 제어입력은 Fig. 18, 19, 20, 21에 제시되어 있는데 제안한 IVSCO 시스템의 결과와 비교하면 고정입력에 대해서는 성능차이가 거의 없이 유사한 성능을 나타내고 있음을 알 수 있다.

Fig. 19에서 초기에 오버슈트가 큰 이유는 Y 축의 볼-스크류의 분해능이 X 축에 비해 떨어지며 감속기가 없으므로 X 축에 비해 속도변화가 민감하기 때문이다. 또한 사용한 관측기가 과도응답 성능을 제어하는 성능이 다소 떨어지는 특성이

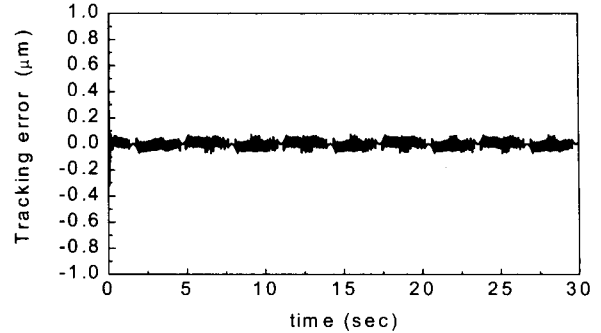


Fig. 18 The position tracking error of X-axis of the PIDO system ($1\mu m$ fixed amplitude)

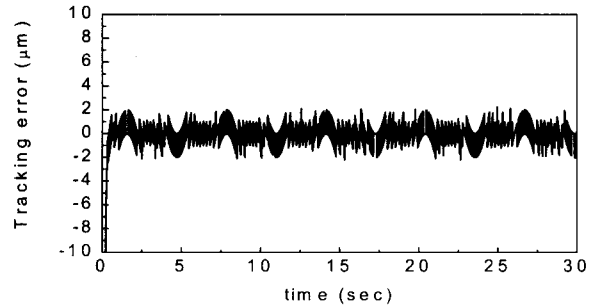


Fig. 19 The position tracking error of Y-axis of the PIDO system ($10\mu m$ fixed amplitude)

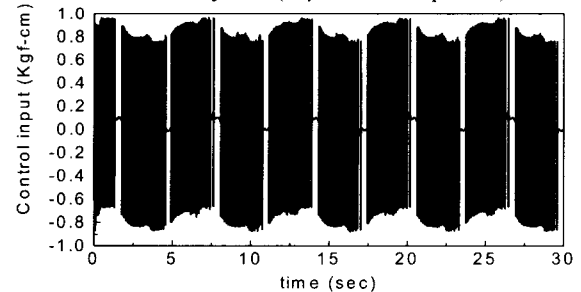


Fig. 20 Control input torque of X-axis of the PIDO system

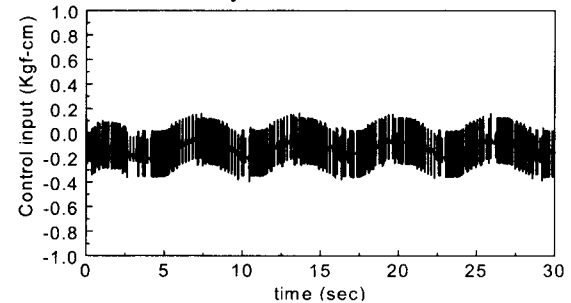


Fig. 21 Control input torque of Y-axis of the PIDO system

있기 때문이다. 이러한 현상은 Fig. 9, 14 에서도 유사하게 나타나고 있다. 그러나 실제 공작기계같은 볼-스크류 이송시스템에서는 명령입력이 수시로 변하는 가변입력을 사용하는 것이 일반적이므로 진폭이 변하는 가변입력에 대한 추종성을 비교하기로 한다. X 축의 경우 진폭이 $\pm 3\mu\text{m}$ 까지 변하는 가변입력을 인가하였다. Y 축의 경우 진폭이 $\pm 30\mu\text{m}$ 까지 변하는 가변입력을 인가하였고 이러한 가변 목표 위치입력을 Fig. 22 에 μm 로 환산하여 나타내었다.

$$q_{dx} = 0.06245 \sin(1.26t) \cdot 0.06245 \sin(0.21t) \text{ (rad)} \quad (27)$$

$$q_{dy} = 0.15611 \sin(1.26t) \cdot 0.15611 \sin(0.21t) \text{ (rad)} \quad (28)$$

그리고 제안한 관측기의 성능을 보이기 위해 식 (27)의 가변입력 시 플랜트의 마찰토크와 관측기에서 추정된 마찰토크를 시뮬레이션을 통해 Fig. 23 에 나타내었다. 실제 실시간 실험 시 플랜트의 마찰토크는 마찰에 관련된 상태변수 $z(t)$ 의 직접 계측이 불가능하므로 시뮬레이션을 통해 간접적으로 관측기의 성능을 확인할 수 밖에 없다. 가변입력에 대한 위치추종 실험을 수행한 결과 Fig. 24 에서 Fig. 29 까지의 실험 결과에 나타나듯이 제안한 IVSCO 시스템이 유사한 제어입력에 대해 가변 위치 추종 성능이 PIDO 시스템보다 현저하게 개선되고 있음을 알 수 있다.

4.4 검토

지금까지의 실험 결과를 살펴보면 기존의 비모델기준 가변구조제어 방법의 경우 비록 강인성 증가에 관련된 제어기 설계 파라미터인 β/ϕ 값을 증가시킬 수는 있으나 정밀도에 대한 요구가 큰 경우에는 안정도 문제 때문에 선정에 한계가 존재한다. 그리고 기존의 가변구조 제어기만을 이용한 마찰제어방법은 mm 단위 이상의 위치이송입력에 대해서는 제어입력 토크가 마찰토크보다 훨씬 크므로 추종 성능이 크게 저하되지 않을 수 있으나^[8] μm 단위의 위치추정정밀도가 요구되는 경우 적합하지 않으며 동적마찰에 대해 기존의 가변구조 제어기만을 이용하여 성공적으로 마찰을 보상할 수 있다는 Ha^[8] 등의 연구는 정밀도에 대한 요구가 증가할수록 문제가 있음을 확인할 수 있다. 또한 신경망을 이용한 마찰 제어방법^[9]도 cm 단위 이상의 위치입력에 대해서만 좋은 추종 성능을 보이고 있어 μm 단위의 정밀 마찰제어에 대한 적용에

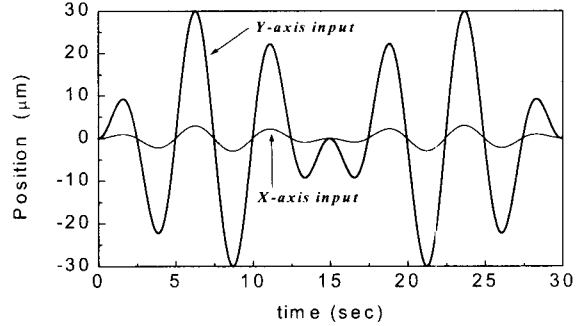


Fig. 22 The variable reference position input

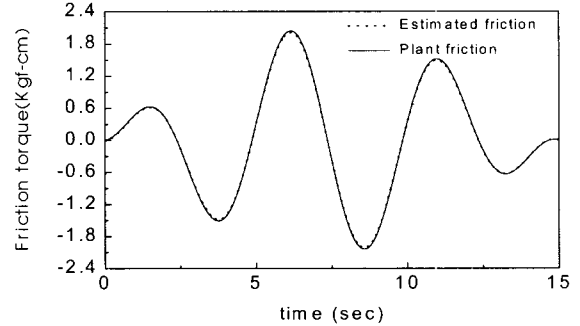


Fig. 23 The plant friction and estimated friction (simulation)

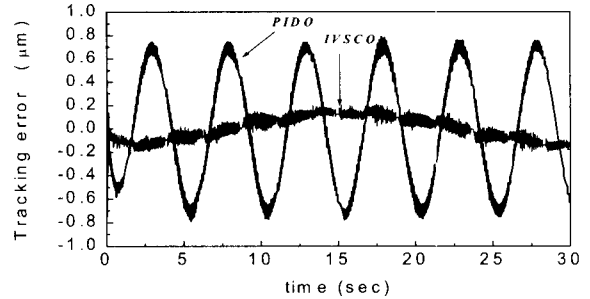


Fig. 24 The position tracking error of X-axis : variable input case

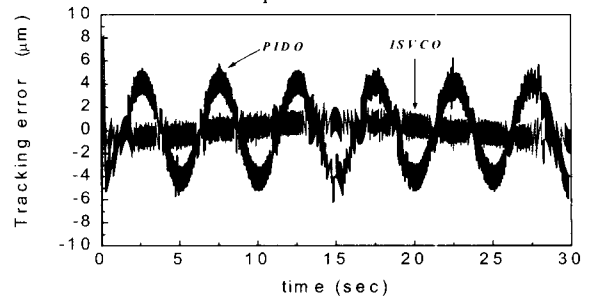


Fig. 25 The position tracking error of Y-axis : variable input case

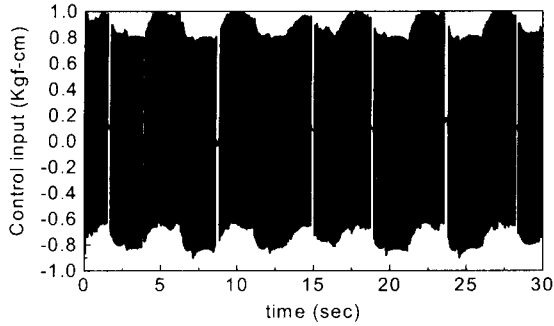


Fig. 26 Control input of X-axis of the IVSCO system: variable input case

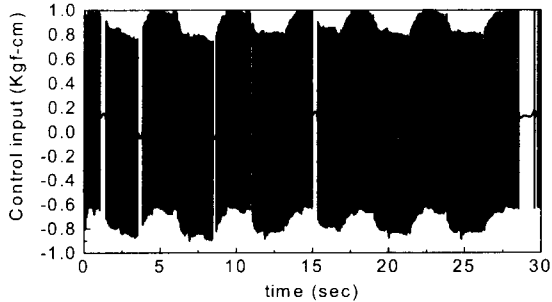


Fig. 27 Control input of X-axis of the PIDO system: variable input case

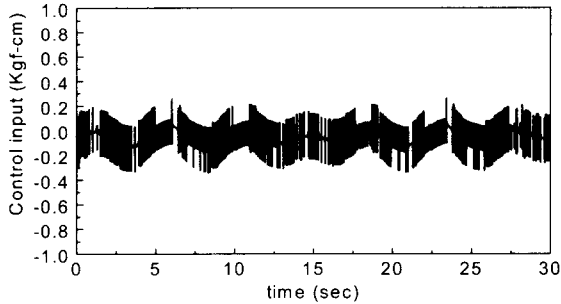


Fig. 28 Control input of Y-axis of the IVSCO system: variable input case

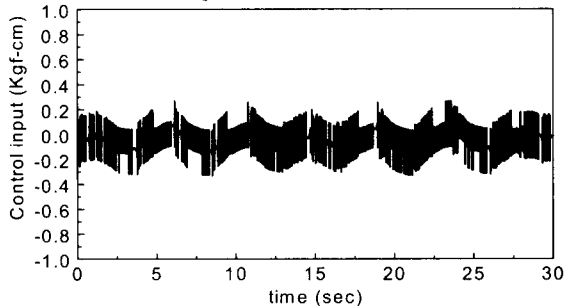


Fig. 29 Control input of Y-axis of the PIDO system: variable input case

한계를 갖고 있음을 알 수 있다. 따라서 모델기준 제어방법들은 정확한 마찰 파라미터들을 구하는 과정이 많은 노력이 필요하지만 모델링오차에 대한 강인성도 가변구조 제어기에서 어느 정도 보장하므로 정확성이 약간 떨어지는 마찰 모델링을 하더라도 정밀위치를 제어성능을 보장 할 수 있다. 그리고 Vedagarbha 가 제안한 PIDO 시스템의 고정 위치입력에 대해서는 제안한 IVSCO 시스템과 추종성능이 유사하지만 가변위치입력의 경우에는 추종성능이 크게 저하되고 있음을 알 수 있다.

5. 결론

관측기와 결합하는 적분형 가변구조 제어기를 이용하여 비선형 동적마찰이 존재하는 볼-스크류 구동 XY 테이블의 정밀위치 추종제어에 대한 연구를 수행하였다. 동적마찰을 LuGre 동적마찰모델로 간주하여 마찰 파라미터들을 추정하였고 뛰어난 위치추종성능과 작은 제어입력특성을 갖도록 적분형 가변구조제어기와 관측기를 결합한 제어시스템을 설계하여 DSP 시스템으로 실시간 실험을 수행하였다. 그리고 비교를 위해 기존의 가변구조 제어시스템과 PID 와 관측기를 사용하는 기존의 제어시스템을 설계하여 동일한 조건 하에 실험을 수행하였다. 실험 결과에서 기존의 가변구조 제어시스템의 경우 제어기의 구조가 간단하고 마찰 파라미터들을 구하는 과정이 필요하지 않다는 장점이 있으나 정밀 위치추종 성능이 매우 떨어지고 제어입력도 커지고 있다. 그리고 PIDO 시스템은 고정위치 입력에 대한 추종성능은 제안한 방법과 비슷하지만 가변 위치입력에 대한 추종성능 면에서는 매우 취약한 성능을 갖고 있다. 따라서 본 연구에서 제안한 IVSCO 시스템은 동적마찰이 존재하는 경우 제어기 구조가 약간 복잡하지만 고정밀 위치 추종이 요구되는 경우 고정/가변 위치 입력에 대한 추종성능이 기존의 제어방법에 비해 뛰어난 성능을 갖고 있음을 보여주었다.

참고문헌

1. Dahl, P., "A Solid Friction Model," Aerospace Corp., El Segundo, CA, Tech. Rep. TOR-0158(3107-18)-1, 1968.
2. Bliman, P. A., "Mathematical Study of the Dahl's

- Friction Model,” *European J. Mechanics, A/Solids*, Vol. 11, No. 6, pp. 835-848, 1992.
3. Canudas de Wit, C., Olsson, H., and Lischinsky, P., “A New Model for Control of Systems with Friction,” *IEEE Trans. A. C.*, Vol. 40, No. 3, pp. 419 – 425, 1995.
 4. Iwasaki, M., Shibata, T., and Matui, N., “Disturbance-Observer-Based Nonlinear Friction Compensation in Table Drive System,” *IEEE/ASME on Mechatr.*, Vol. 4, No. 1, pp. 3-8, 1999.
 5. Vedagarbha, P., Dawson, D. M., and Feemster, M., “Tracking Control of Mechanical Systems in the Presence of Nonlinear Dynamic Friction Effects,” *IEEE Trans. on Contr. Sys. Tech.*, Vol. 7, No. 4, pp. 446-456, 1999.
 6. Friedland B. and Park, Y. J., “On Adaptive Friction Compensation,” *IEEE Trans. on A.C.*, Vol. 37, No. 10, pp. 1609-1612, 1992.
 7. Canudas de Wit, C., Lischinsky, P., “Adaptive Friction Compensation with Partially Known Friction Model,” *Inter. J. of Adaptive Contr. and Sign. Pro.*, Vol. 11, pp. 65-80, 1997.
 8. 손경오, 국태용, “학습제어기법을 이용한 X-Y Table 의 마찰보상,” *제어자동화시스템공학지*, 제 6 권, 제 3 호, pp. 248-255, 2000.
 9. Ha, Q. P., Rye, D. C., and Durrant-Whyte, H. F., “Variable Structure Systems Approach to Friction Estimation and Compensation,” *Pro. of IEEE Inter. Confr. on Robot. & Auto.*, pp. 3543-3548, 2000.
 10. Chern T. L. and Wu, Y. C., “Design of Integral Variable Structure Controller and Application to Electrohydraulic Velocity Servosystems,” *IEE Proc. D Contr. Theory Appl.*, Vol. 139, No. 5, pp. 161-166, 1992.
 11. Zhang, D. Q. and Panda, S. K., “Chattering-Free and Fast Response Sliding Mode Controller,” *IEE Proc. D Contr. Theory Appl.*, Vol. 146, No. 2, pp. 171-177, 1999.
 12. Nicosia, S. and Tomei, P., “Robot Control by Using Only Joint Position Measurements,” *IEEE Trans. AC*, Vol. 35, pp. 1058-1061, 1992.