並進운동 彈性 암의 先端 位置制御를 위한 逆動力學

(Inverse Dynamics for the Tip Position Control of the Translational Motion Flexible Arm)

*房 斗 烈, 李 聖 哲, 長南 征二, 猪岡 光
(한국원자력연구소) (전북대 기계공학과) (東北大 工學部 機械工學科)

Abstract: This paper is a study on the inverse dynamics of a one-link flexible robot arm which is controlled by the translational base motion. The system is composed of the flexible arm, the mobil stage, a DC servomotor, and a computer. The arm base is shifted so that the tip follows a desired path function. The tip motion is measured by the laser displacement sensor. The governing equations are based on the Bernoullie-Euler beam theory and solved by applying the Laplace transform method and then the numerical inversion method to the resulted equations. Tip responses obtained both theoretically and experimentally are in good agreement with the desired trajectory, which shows that the scheme of inverse dynamics is effective for the open-loop endpoint positioning of the flexible arm driven by the translation stage.

1. 서 론

경량 로보트 암에 대한 필요성이 탄성암의 연구를 요구하였고 이의 잇점은 경제성, 동작의 고속화 및 에너지 효율성이나 거동성 등을 들 수 있다. 그러나, 강체 암에 비하여 탄성암은 선단의 정밀한 위치제어나 잔류진동의 제거가 주요한 문제점이 되고 있다. 지난 짧은 기간 동안에, 탄성 로보트 암의 진동 제어에 대한 많은 논문이 발표 되었으나 폐루프제어에 대한 연구가 대부분이었고, 역동역학 방법에[1]-[6] 대해서는 소수가 발표되었을 뿐이다.

역동역학법은 선단의 진동을 제거하면서, 목표궤적에 따라 선단을 운동시킬 수 있는 액튜에이터의 입력전압을 먼저 구하여 적용시키는 방법으로 Ma[1]와 Asada[2]등은 가상 강체링크 좌표계를 도입하여 탄성암이 목표 궤적에 따라 운동하는데 필요한 액튜에이터의 토오크를 계산하였고, Bayo[3,4]는 베르누이-오일러 빔 이론에 근거한 유한요소법을 도입 함으로서 암 선단을 목표궤적에 따라 이송하기 위한 회전 액튜에이터의 토오크를 계산하였고, 또 1-링크 탄성암의 역동역학적 일반식을 소개하고 실험을 통해 입증하였다. Sasaki[5,6]등은 회전각도 및 토오크를 제어함으로서 선단의 궤적, 힘, 모멘트를 제어하는 위치/힘의 하이브리드 제어와 복합제어에 대한 방법을 제안하였다.

위의 논문들은 탄성암의 회전운동에 관한 것이며, 병진운동에 대한 연구로는 폐루프 및 개루프 제어법을 적용한 1-링크 탄성암의 병진운동 위치제어에 관한 연구가 Lee등[7,8]과 Yu[9]에 의해 발표되었으며, 여기서는 병진운동을 하는 1-링크 탄성암에 있어서의 부하질량을 갖는 암 선단의 위치제어를 위한 역동력학 방법에 대하여 연구하였다.

2. 모델링과 운동방정식

그림 1(a)는 직류 서보모터, 병진 볼나사기구, 길이 L인 탄성암 및 선단 부하질량으로 구성되어 있다. 암의 각요소는 그림 1(b)에서 보는 바와 같이 전단력 V_a 및 굽힘모멘트 M_a가 작용함으로 상호운동을 전달하는 것으로 한다. 문제는 선단의 목표궤적 $w_a(t)$를 실현하도록 모터토오크 T(t)로 암의 베이스를 구동시키는 것이다.

그림에서 보는바와 같이, 운동방정식을 구하기 위하여 두개의 좌표계를 도입한다. 먼저 공간에 고정된 좌표계(x,y,z)는 x-축이 암의 축 방향으로 설정하고, y-축은 x-축에 수직한 방향으로, 그리고 z-축은 x-축과 y-축에 수직한 방향으로 설정한다. 한편 (x',y',z')좌표 축은 암과 함께 병진 운동하는 이송대에 따라 정하고, $w_a(x,t)$를 y-방향에 따른 암의 절대변위, w(x,t)는 y'-축 방향의 암의 상대변위, 그리고 $w_b(x,t)$는 암 이송대의 병진변위로 한다. 따라서 각 변위 사이의 관계는

$$w_a(x,t) = w(x,t) + w_b(t). \qquad (1)$$

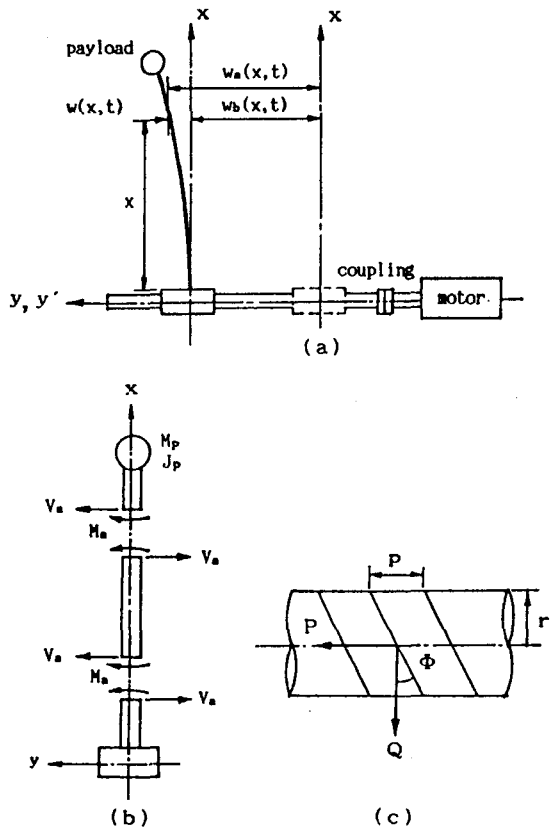

Fig.1 (a)Geomerty of problem, (b)system variables, and (c)details of ballscrew.

이며, Bernoulli-Euler beam이론에 근거한, 상대변위 w(x,t)에 대한 암의 운동방정식은 다음과 같다.

$$EI(1+C\frac{\partial}{\partial t})\frac{\partial^4 w(x,t)}{\partial x^4} + \rho A(\frac{d^2 w_b(t)}{dt^2} + \frac{\partial^2 w(x,t)}{\partial t^2}) = 0, \quad (2)$$

여기서, E는 암의 영계수, ρ는 밀도, C는 감쇠계수, A는 단면적, I는 단면 이차모멘트이고 t는 시간이다.

어기서 x = 0 에서의 경계조건식 (3),(4)와 암 선단 x = L 에서의 힘과 모멘트에 대한 평형방정식 (5),(6) 그리고 각 방정식을 간략히 표현하기 위해 세 변수 τ와 무차원 변수식 (7),(8)을 도입한다.

$$w(0,t) = 0, \quad (3)$$

$$\frac{\partial w(0,t)}{\partial x} = 0. \quad (4)$$

$$M_p(\frac{d^2 w_b(t)}{dt^2} + \frac{\partial^2 w(L,t)}{\partial t^2}) = EI(1 + C\frac{\partial}{\partial t})\frac{\partial^3 w(L,t)}{\partial x^3} \quad (5)$$

$$J_p\frac{\partial^2}{\partial t^2}\frac{\partial w(L,t)}{\partial x} = - EI(1 + C\frac{\partial}{\partial t})\frac{\partial^2 w(L,t)}{\partial x^2}, \quad (6)$$

$$\tau = (\rho AL^4/EI)^{1/2}, \quad (7)$$

$$\bar{x} = x/L, \quad \bar{w} = w/L, \quad \bar{w}_a = w_a/L, \quad \bar{w}_b = w_b/L,$$
$$\bar{t} = t/\tau, \quad \bar{C} = C/\tau, \quad \bar{M}_p = M_p/\rho AL, \quad \bar{J}_p = J_p/\rho AL^3, (8)$$

여기서, M_p, J_p는 각각 선단부하의 질량 과 극관성모멘트이다. 위의 식(1)-(6)을 라플라스 변환하여 다음 식들을 얻는다.

$$\bar{W}_a(\bar{x},s) = \bar{W}(\bar{x},s) + \bar{W}_b(s), \quad (9)$$

$$(1+\bar{C}s)\frac{d^4\bar{W}(\bar{x},s)}{d\bar{x}^4} + s^2\{\bar{W}_b(s) + \bar{W}(\bar{x},s)\} = 0, \quad (10)$$

$$\bar{W}(0,s) = 0, \quad (11)$$

$$\frac{d\bar{W}(0,s)}{d\bar{x}} = 0, \quad (12)$$

$$\bar{M}_p s^2\{\bar{W}_b(s) + \bar{W}(1,s)\} = (1 + \bar{C}s)\frac{d^3\bar{W}(1,s)}{d\bar{x}^3} \quad (13)$$

$$\bar{J}_p s^2\frac{d\bar{W}(1,s)}{d\bar{x}} = -(1 + \bar{C}s)\frac{d^2\bar{W}(1,s)}{d\bar{x}^2} \quad (14)$$

여기에서, s는 라플라스 변환변수이며, 식(10)의 해는 다음과 같이 주어진다.

$$\bar{W}(\bar{x},s) = \alpha\cos\zeta\bar{x} + \beta\sin\zeta\bar{x} + \gamma\cosh\zeta\bar{x} + \delta\sinh\zeta\bar{x} - \bar{W}_b(s) \quad (15)$$

여기서

$$\zeta^4 = -\frac{s^2}{1 + \bar{C}s}, \quad (16)$$

이고, α, β, γ 및 δ 는 경계조건으로 부터 결정되는 미지상수이며, 식(15)를 식(11)-(14)에 대입함으로서, α, β, γ 및 δ에 대한 4개의 방정식을 얻을수 있다. 식(12)로부터 $\beta+\delta=0$ 이므로 결과식은 다음과 같이 된다.

$$[a_{ij}][\alpha, \beta, \gamma]^T = [\bar{W}_b(s), 0, 0]^T, \; i,j = 1,2,3, \quad (17)$$

여기서,

$a_{11} = a_{13} = 1,$

$a_{12} = 0,$

$a_{21} = \bar{M}_p s^2\cos\zeta - (1 + \bar{C}s)\zeta^3\sin\zeta,$

$a_{22} = \bar{M}_p s^2(\sin\zeta - \sinh\zeta) + (1 + \bar{C}s)\zeta^3(\cos\zeta+\cos\zeta),$

$a_{23} = \bar{M}_p s^2\cosh\zeta - (1 + \bar{C}s)\zeta^3\sinh\zeta,$

$a_{31} = -\bar{J}_p s^2\zeta\sin\zeta - (1 + \bar{C}s)\zeta^2\cos\zeta,$

$a_{32} = \bar{J}_p s^2\zeta(\cos\zeta - \cosh\zeta) - (1 + \bar{C}s)\zeta^2(\sin\zeta+\sinh\zeta),$

$a_{33} = \bar{J}_p s^2\zeta\sinh\zeta + (1 + \bar{C}s)\zeta^2\cosh\zeta,$

라플라스 변환된 변위 $\bar{W}_a(\bar{x},s)$는 다음과 같다.

$$\bar{W}_a(\bar{x},s) = \bar{W}(\bar{x},s) + \bar{W}_b(s) \quad (18)$$
$$= \{\frac{\Delta\alpha}{\Delta}\cos\zeta\bar{x} + \frac{\Delta\beta}{\Delta}(\sin\zeta\bar{x} - \sinh\zeta\bar{x}) + \frac{\Delta\gamma}{\Delta}\cosh\zeta\bar{x}\}\bar{W}_b(s)$$

여기서

$$[\alpha, \beta, \gamma]^T = \frac{\bar{W}_b(s)}{\Delta}[\Delta\alpha, \Delta\beta, \Delta\gamma]^T, \quad (19)$$

이고

$$\Delta = \begin{vmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{13} \\ a_{21} & a_{22} & a_{23} \\ a_{31} & a_{32} & a_{33} \end{vmatrix}$$

$\Delta\alpha = a_{22}a_{32} - a_{23}a_{33},$

$\Delta\beta = a_{23}a_{31} - a_{21}a_{33},$

$\Delta\gamma = a_{21}a_{32} - a_{22}a_{31}.$

이며, x = L 을 식(18)에 대입하면 다음 식을 얻는다.

$$\bar{W}_a(1,s) = \{\frac{\Delta\alpha}{\Delta}\cos\zeta + \frac{\Delta\beta}{\Delta}(\sin\zeta - \sinh\zeta) + \frac{\Delta\gamma}{\Delta}\cosh\zeta\}\bar{W}_b(s) \quad (20)$$

$\bar{W}_a(1,s)$는 암선단의 변위이며 주어진 선단변위 $\bar{W}_a(1,s)$를 실현시키기 위한 이송대의 변위 $\bar{W}_b(s)$는 다음과 같이 얻어진다.

$$\bar{W}_b(s) = \frac{1}{\{\frac{\Delta\alpha}{\Delta}\cos\zeta + \frac{\Delta\beta}{\Delta}(\sin\zeta - \sinh\zeta) + \frac{\Delta\gamma}{\Delta}\cosh\zeta\}}\bar{W}_a(1,s) \quad (21)$$

다음에 이송대의 역학을 고려하자. 이것은 직류서보모터와 볼나사기구에 의하여 구동되는데 이송대의 질량을 M_b, 감쇠계수를 C_b로 표시하고, 이송대와 나사 사이의 힘의 평형을 고려하면 다음식을 얻게된다.

$$M_b\frac{d^2 w_b(t)}{dt^2} = -C_b\frac{dw_b(t)}{dt} - EI(1+C\frac{\partial}{\partial t})\frac{\partial^3 w(0,t)}{\partial x^3} + P(t) \quad (22)$$

$$P(t) = \frac{\cos\phi - \mu\sin\phi}{\sin\phi + \mu\cos\phi}Q(t) = \frac{1}{\tan(\phi+\varphi)}Q(t) \quad (23)$$

여기서 P(t)는 볼나사를 통하여 이송대에 작용하는 축방향의 힘이며, Q(t)는 나사상에서 원주방향으로 작용하는 힘이고, ϕ는 리이드 각, $\mu(=\tan\varphi)$는 이송대와 나사 사이의 마찰계수이고 φ는 마찰각이다.

커플링으로 모터에 연결된 볼나사는 모터 토오크 T(t)에 의하여 직접 구동된다. 이때에 모터 축에 관한 모우멘트의 평형은

$$T(t) - rQ(t) - (J_m+J_c+J_s)\frac{d^2\theta(t)}{dt^2} - C_m\frac{d\theta(t)}{dt} = 0 \quad (24)$$

이 되고, 모터의 회전각 θ는 이송대의 축방향 변위 $w_b(t)$에 관계되어 아래식을 얻는다.

$$\theta(t) = \frac{2\pi}{p} w_b(t). \quad (25)$$

여기서 J_m, J_c, J_s 는 각각 모터축, 커플링 과 볼나사의 극관성 모우멘트이며, r는 나사 피치원의 반경이고 C_m은 모터축의 감쇠계수, p는 나사의 피치이다. 식(24)와 (25)로 부터 구한 P(t) 값을 식(22)에 대입하면

$$M_e \frac{d^2w_b(t)}{dt^2} + C_1\frac{dw_b(t)}{dt} + EI(1 + C\frac{\partial}{\partial t})\frac{\partial^3 w(0,t)}{\partial x^3}$$

$$= \frac{1}{r\tan(\phi+\varphi)} T(t), \quad (26)$$

을 얻으며, 여기서

$$M_e = M_b + \frac{1}{r\tan(\phi+\varphi)}\frac{2\pi}{p}(J_m+J_c+J_s),$$

$$C_1 = C_b + \frac{C_m}{r\tan(\phi+\varphi)}\frac{2\pi}{p}.$$

이다. 한편, 모터토오크 T(t)와 모터전기자 전압 $e_a(t)$와의 관계는

$$T(t) = k_t i_a(t), \quad (27)$$

$$L_a\frac{di_a(t)}{dt} + R_a i_a(t) + k_b\frac{d\theta}{dt} = e_a(t) \quad (28)$$

로 부터 구하는데, 여기서 k_t는 모터토오크상수, $i_a(t)$는 전기자전류, L_a와 R_a 는 각각 전기자의 인덕턴스 와 저항이고, k_b는 역기전력상수이다. 식(25)와 (27)을 식(28)에 대입하고 정리하면 다음식을 얻는다.

$$\frac{1}{r\tan(\phi+\varphi)}\frac{L_a}{R_a}\frac{dT(t)}{dt} + \frac{1}{r\tan(\phi+\varphi)}T(t) + C_2\frac{dw_b(t)}{dt}$$

$$= k_t e_a(t) \quad (29)$$

여기서

$$C_2 = \frac{k_t k_b}{R_a}\frac{2\pi}{p}\frac{1}{r\tan(\phi+\varphi)}, \qquad k_t = \frac{k_t}{R_a}\frac{1}{r\tan(\phi+\varphi)}.$$

이며, 식을 간단히 표시하기 위하여 다시 아래와 같은 무차원 변수를 도입하여

$$\bar{r} = r/L, \qquad \eta = L_a/\tau R_a, \qquad \bar{F} = F/(EI/L^2),$$

$$\bar{M} = M/(EI/L), \ \bar{T} = T/(EI/L)/(r\tan(\phi+\varphi)),$$

$$\bar{M}_e = M_e/\rho AL, \ \bar{C}_1 = C_1/(\rho AL/\tau), \ \bar{C}_2 = C_2/(\rho AL/\tau),$$

$$\bar{k}_t = k_t/(EI/L^2),$$

식 (26)과 (29)를 각각 다음과 같이 간단히 한다.

$$\bar{M}_e\frac{d^2\bar{w}_b(\bar{t})}{d\bar{t}^2} + \bar{C}_1\frac{d\bar{w}_b(\bar{t})}{d\bar{t}} + (1+\bar{C}\frac{\partial}{\partial\bar{t}})\frac{\partial^3\bar{w}_b(0,\bar{t})}{\partial\bar{x}^3} = \bar{T}(\bar{t}) \quad (30)$$

$$\eta\frac{d\bar{T}(\bar{t})}{d\bar{t}} + \bar{T}(\bar{t}) + \bar{C}_2\frac{d\bar{w}_b(\bar{t})}{d\bar{t}} = \bar{k}_t e_a(\bar{t}) \quad (31)$$

식(30)과 (31)을 라플라스 변환한 후 정리하여 다음 식을 얻는다.

$$(\bar{M}_e s^2 + \bar{C}_1 s)\bar{W}_b(s) + (1+\bar{C}s)\frac{d^3\bar{W}(0,s)}{d\bar{x}^3} = \bar{k}_e E_a(s), \quad (32)$$

여기서

$$\bar{C}_e = \bar{C}_1 + \bar{C}_2\frac{1}{\eta s+1}, \qquad \bar{k}_e = \frac{\bar{k}_t}{\eta s+1}$$

이고, 따라서 지정한 선단변위 $\bar{W}_b(s)$를 얻기 위하여 요구되는 전기자전압 $E_a(s)$를 다음 식으로 표시한다.

$$E_a(s) = \frac{1}{\bar{k}_e}\{\bar{M}_e s^2 + \bar{C}_e s - 2\zeta^3(1+\bar{C}s)\}\bar{W}_b(s) \quad (33)$$

$$= \frac{\{\bar{M}_e s^2 + \bar{C}_e s - 2\zeta^3(1+\bar{C}s)\}\bar{W}_b(s)}{\bar{k}_e\{\frac{\Delta\alpha}{\Delta}\cos\zeta + \frac{\Delta\beta}{\Delta}(\sin\zeta-\sinh\zeta) + \frac{\Delta\gamma}{\Delta}\cosh\zeta\}}\bar{W}_a(1,s)$$

본 논문에서 사용한 수치계산 例는 식(33)의 역변환을 Weeks[12]가 제안한 수치계산 알고리즘에 의하여 얻었다.

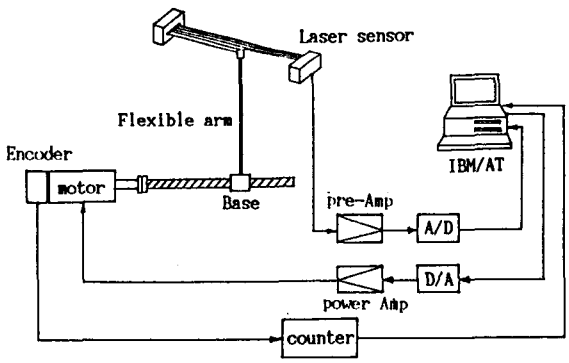

Fig.2 Experimental set-up.

3. 실험 장치

그림 2는 실험장치 개략도이다. 실험에 사용한 탄성암은 높이 12.1㎜, 너비 2㎜인 알루미늄 빔으로 길이를 300㎜, 400㎜, 500㎜로 하여 사용하였다. 선단부하질량 M_p와 관성모우멘트 J_p는 각각 2.3628×10^{-2}kg 과 2.586×10^{-6}kg-m² 이며 길이 500㎜인 탄성 암의 선단변위에 대한 스펙트럼을 그림 3에 보이고 있다. 그림에서 보는바와 같이 측정된 탄성암은 3.20Hz의 고유진동수와 0.0109814의 대수감쇠율을 보였다. 실험에 사용한 액튜에이터는 직류서보모터(Sanyo Denki U508T)로서 D/A변환기(Nanotec, Labin Master)를 통하여 컴퓨터(IBM PC/AT Compatible)로 부터의 제어신호에 의해 구동된다. 암이 고정된 이송대는 볼나사기구에 의해 병진운동된다. 선단의 위치변위는 공간상에 고정된 레이저 센서(Keyence LX-130)의 발광부와 수광부 사이의 광선을 진동하는 선단이 차단하는 신호를 검출함으로서 측정되고 신호의 크기는 프리앰프를 통해 암 선단의 변위에

비례하여 전압이 발생되도록 하였다. 변위센서에 얻어진 신호는 12비트 분해능을 갖는 A/D변환기에 공급된다. 베이스의 변위는 모터축에 부착된 엔코더로부터 발생하는 펄스를 계수하여 측정한다. 모터, 탄성암 및 이송대의 물리적 변수 값들을 Table 1에 나타내었다. 모터의 구동은 컴퓨터가 계산한 신호를 매 10msec 단위로 구동증폭기를 통하여 모터에 공급함으로서 실현하였다.

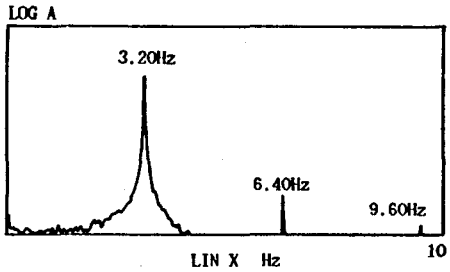

Fig.3 Displacement spectrum for the free vibration of the flexible arm, (L=50cm, M_p=2.3628x10^{-2}kg)

Table 1. The physical parameters of system

DC Servomotor:	
polar moment of inertia	J_m=5.820x10^{-6} (kg·m^2)
damping coefficient of motor shaft and ballscrew	C_m=2.984x10^{-3} (N·m^2/s)
armature resistance	R_a=8.70 (Ω)
armature inductance	L_a=5.50 x10^{-3} (V·s/A)
motor torque constant	K_t=3.883x10^{-1} (N·m/A)
back emf constant	K_b=2.872x10^{-1} (V·s/rad)
Ballscrew:	
mass of base	M_b=6.3869x10^{-1} (kg)
polar moment of inertia	J_s=1.4803x10^{-5} (kg·m^2)
polar moment of inertia of coupling	J_c=9.5450x10^{-6} (kg·m^2)
damping coefficient between base and base guide	C_b=6.5320x10^{-3} (N·s/m)
pitch of the thread	p =4.0 x10^{-3} (m)
radius of pitch circle	r =6.375 x10^{-3} (m)
lead angle	ϕ =8.8942x10^{-3} (rad)
friction coefficient between stage and screw	μ =3.50 x10^{-3}
friction angle	φ =3.499 x10^{-3} (rad)
Flexible arm:	
density	ρ=2.447x10^{+3} (kg/m^3)
cross sectional area	A=2.420x10^{-6} (m^2)
internal damping coefficient	C=1.190x10^{-4} (s)
Young's modulus	E=6.50 x10^{+10}(Pa)

4. 수치계산 및 실험결과

식(34)가 요구하는 목표선단궤적으로 사용한 함수이다.

$$W_a(L,t) = \{ (t-T_o)^2U(t-T_o) - 2(t-2T_o)^2U(t-2T_o) + (t-3T_o)^2U(t-3T_o) \} W_b^*/2T_o^2. \quad (34)$$

여기서 $U(\cdot)$는 Heaviside 단위함수이고, 그림 4(a)-(c)가 선단의 변위궤적, 속도 및 가속도 함수의 궤적을 표시한 것이다. 그림에서 보는 바와 같이 변위는 시작과 끝나는 지점에서 천천히 그리고 유연하게 변하도록 하는 궤적이 되며, 속도는 선형적으로 반주기 동안 증가

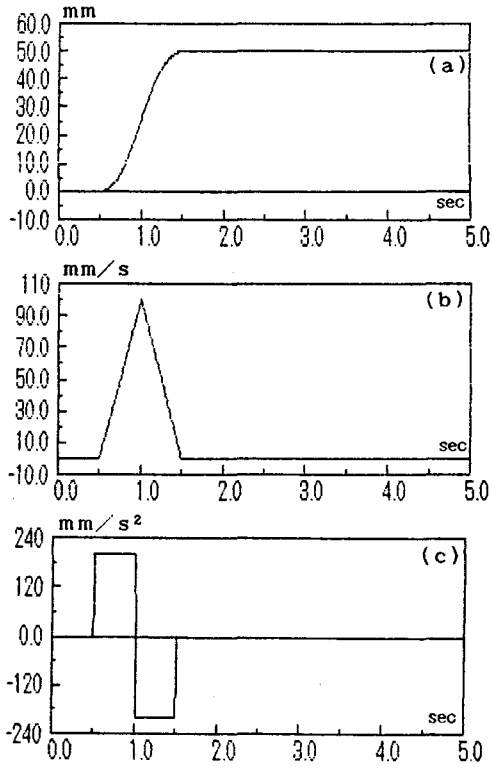

Fig.4 Profiles of (a)desired tip displacement, (b)velocity, and (c)acceleration. (T_o=0.5, L=500mm, W_b^*=50mm)

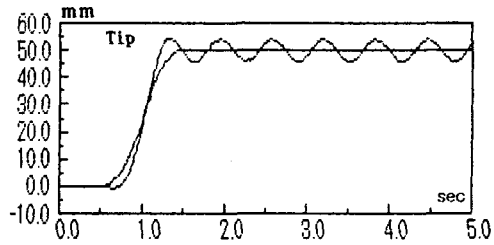

Fig.5 Tip displacement when the base is transferred as equation(34), L=500mm(experiment).

했다가 나머지 반주기 동안은 감소하는 특성을 보이고, 가속도는 강체 로보트 암의 제어에 적절한 bang-bang 모델이다.

그림 5의 실험결과는 암을 강체로 가정하여 이송대를 식(34)의 함수로 주어진 궤적변위에 따라 이송시켰을 때 선단의 변위를 나타낸 것으로, 선단은 이송대가 목표위치에 도착한 후에도 계속 진동하고 있음을 알수 있다. 따라서 그림 6은 목표 선단궤적 함수인 식(34)를 실현하기 위하여, 역동력학 방법으로 (33)식을 사용하여 계산으로 얻은 인가될 모터의 입력전압을 구한 전압의 형상을 보이고 있다. 전압의 형상이 그림 4(b)에서 주어진 선단의 속도함수와 유사하다는 것은 주목할 만하다.

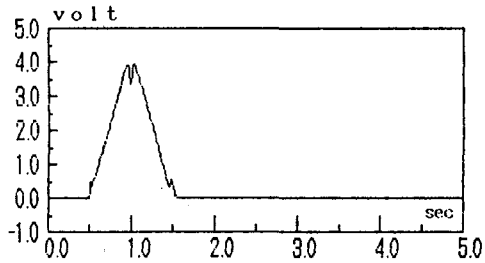

Fig.6 Profile of motor voltage that realizes the desired tip motion. L=500mm.

이제, 그림 6에 보인 바와 같은 암의 길이에 따라 계산된 제어전압을 요구하는 선단운동이 실현되도록 모터에 적용시킨다. 그림 7이 동일한 선단질량을 갖고 길이 30cm, 40cm, 50cm의 암에 대하여 실험으로 얻어진 선단궤적을 보이고 있다. 길이가 짧은 암에서는 선단변위가 요구하는 궤적에 정확하게 일치하고 있음을 볼수 있으나, 그림 7(c)에 보인바와 같이 비교적 긴 암에서는 이송대가 최종위치에 도달한 후에도 선단에 약간의 진동을 가지고 있음을 볼 수 있다. 이와같이 미소한 진동문제를 가지고 있음은 시스템 정밀도의 요구에 의존하게 된다고 생각된다. 그림 8은 시간에 따라 이송대에 대한 40cm길이의 암 선단과의 상대적인 변위를 이론적으로 계산한 관계를 보이고 있다. 그림에서와 같이 처음의 반주기 동안에는 이송대가 선단운동보다 앞서 진행하다가 후반의 반주기에서는 역전되어 선단이 이송대를 앞서 이동하며 운동의 제어가 완료된 후에는 선단과 이송대 모두가 명령한 위치에 도착하여 진동이 없이 정지하고 있음을 보게된다.

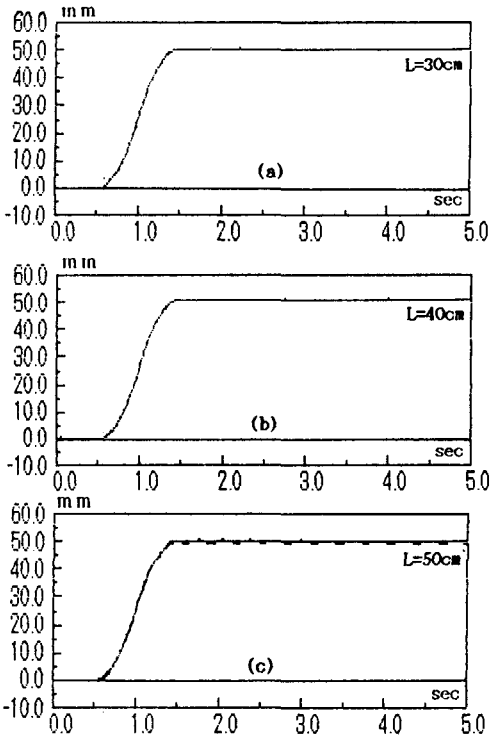

Fig.7 Realized tip trajectory for the arms of (a)L=30cm,(b)L=40cm, and (c)L=50cm(experiment)

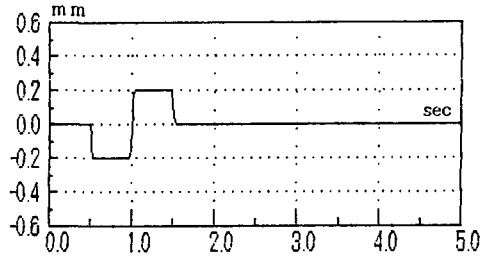

Fig.8 Time variation of the relative displacement of arm tip to the base(theory).

5. 결 론

병진운동하는 이송대에 의하여 제어되는 탄성암의 역동력학에 대한 연구가 수치계산과 실험적으로 보고되었다. 모터를 구동시키기 위한 제어전압이 라플라스변환법과 수치 역변환법으로 계산되었고 그 계산된 전압은 탄성 로보트 암의 요구하는 선단운동을 정확하게 실현시키며 만족한 위치결정을 성취시킬수 있어, 역동력학적인 방법으로 탄성암의 진동제어를 향상시킬수 있음을 알 수 있다.

참고 문헌

[1]Z.D.Ma, H.Asada,and H.Tokumaru,"Inverse Dynamics of Flexible Robot Arms for Trajectory Control," J.of System & Control, 31, No.10,pp.764-772,1987

[2]H. Asada, Z.D. Ma, and H. Tokumaru, " Inverse Dynamics of Flexible Robot Arms: Modelling and Computation for Trajectory Control," J. of Dynamic Systems, Measurement, and Control, 112, pp.177-185, 1990.

[3]E.Bayo,"A Finite-Element Approach to Control the End-Point Motion of a Single-Link Flexible Robot,"J.of Robotic System, 4,No.1,pp.63-75,1986

[4]E. Bayo, R. Movaghar, and M. Medus, "Inverse Dynamics of a Single-Link Flexible Robot. Analytical and Experimental Results" J. of Robotics and Automation, 3,NO.3,pp.150-157,1988

[5]M. Sasaki, E. Yamagata, T. Saikawa,and H.Inooka, "The hybrid Position/Force Control of a Flexible Robot Arm Using Inverse Dynamics," The Int. Symposium on ACD and D, '89-A15, pp.85-90. 1989.

[6]M. Sasaki and H. Inooka, "Application of Inverse Dynamics for Hybrid Translation Position/Force Control of a Flexible Robot Arm," '89KACC Vol.2, pp.595-599, 1989.

[7]S.Hur,"Translational Control of a 1-link Elastic Arm with a Tip Mass," Master's thesis, Chonbuk National University, Feb., 1989(in Korean).

[8]S.C.Lee, S. Chonan,and H. Inooka, "Translational Control of a One-Link Flexible Arm," '89KACC, pp.577-583, 1989.

[9]S.C. Lee, S. Chonan, and H. Inooka, " End-Point Positioning of One-Link Flexible Arm under Translational Motion," '90KACC, pp.890-895,1989

[10]K.H. Yu, "An Analysis and Vibration Control of the Translational Motion on the 1-Link Flexible Arm," Master's thesis, CNU, 1990(in Korean).

[11]S.Chonan and M.Tahara,"Closed-Loop Displacement Control of a One-Link Flexible Arm with a Tip Mass,"JSME Int. J.Vol.31, No.2, pp.409-415,1988.

[12]W.T. Weeks, "Numerical Inversion of Laplace Transforms Using Laguerre Functions," J. of the Association for Computing Machineery, Vol.13, No.3, pp.419-426, 1966.