

수직면에서 회전운동을 하는 탄성로봇의 PID제어

강준원*, 오재윤**, 김기호***

PID Control of a Flexible Robot Rotating in a Vertical Plane

Junwon Kang*, Chaeyoun Oh**, Kiho Kim***

ABSTRACT

This paper presents a technique to control a very flexible robot moving in a vertical plane. The flexible robot is modeled as an Euler-Bernoulli beam. Elastic deformation is approximated using the assumed modes method. A comparison function which satisfies all geometric and natural boundary conditions of a cantilever beam with an end mass is used as an assumed mode shape. Lagrange's equation is utilized for the development of a discretized model. A control algorithm is developed using a simple PID control technique. The proportional, integral and derivative control gains are determined based on the dominant pole placement method and tuned to show no overshoot and no steady state error, and short settling time. The effectiveness of the developed control scheme is showed in the hub angular displacement control experiment. Three different end masses are used in the experiment. The experimental results show that developed control algorithm is very effective showing little overshoot, no steady state error, and less than 2.5 second settling time in case of having an end mass which is equivalent to 45% of the manipulator mass. Also the experimental results show that the residual vibration of the end point is effectively controlled.

Key Words : assumed mode method(가정된 모드법), dominant pole placement(지배극점배치), residual vibration(잔류진동), settling time(정착시간), PID control(비례적분미분 제어)

1. 서론

현재 산업용으로 주로 사용되고 있는 강체로봇은 큰 중량으로 인해 여러 가지 문제점을 가지고 있다. 이에 비해 탄성로봇은 강체로봇에 비해 상대적으로 중량이 가볍기 때문에 다음과 같은 많은 장점을 가질 수 있으므로 미

래의 산업용 로봇으로 많은 연구가 수행되고 있다. 먼저, 빠른 운동이 가능하므로 사이클 타임을 줄일 수 있으며, 작은 용량의 액츄에이터를 사용할 수 있으므로 경비를 절감할 수 있고, 같은 작업시간에 대해 에너지의 효율을 높일 수 있다. 또 로봇이 가벼워짐으로 이동이 상대적으로 용이해지고, 자체 무게의 감소로 인해 안전성도 증가하

* 전북대학교 대학원
 ** 전북대학교 기계공학부
 *** 한국원자력연구소 원전용로봇시스템 개발팀

며, 로봇을 지지하기 위한 부분의 부담도 덜어지게 된다. 그러나 위와 같은 장점을 기대할 수 있는 반면에 운동 시에 발생하는 로봇진동을 제어하는 것이 어려운 문제점으로 대두되어 많은 연구가 수행되고 있다. 탄성로봇의 연구는 우주에서 사용할 목적으로 시작하였기 때문에 초기 탄성로봇에 관련된 연구의 대부분은 중력을 고려할 필요가 없는 수평방향에서 운동하는 로봇을 사용하였다. 그러나 실제 산업현장에 탄성로봇을 이용하기 위해서는 수평면 뿐 아니라 수직면에서의 운동도 가능해야만 하므로 중력의 영향을 고려한 연구가 수행되어야 한다. 수직면에서 작동하는 로봇의 경우에는 중력의 영향으로 인해 수평면의 경우보다 그 끝지점의 위치와 잔류진동의 제어가 훨씬 더 어렵게 된다.

탄성로봇의 위치제어 및 운동 중에 발생하는 진동을 제어하기 위해 많은 제어 기법들이 제안되었다. 액츄에이터의 다른 위치에 부착된 센서로부터 검출된 출력을 이용하는 최적제어^(1,2), 측정 불가능한 출력은 상태관측기를 이용하여 예측한 후 이용하는 최적제어^(3,4), 하중(payload)의 변동을 능동적으로 대처하는 적응제어^(5,7), 원하는 제어성능을 가지도록 설정된 성능지수를 최적화하는 최적제어^(8,9) 등과 같이 탄성 매니플레이터를 가지는 로봇의 위치 및 진동제어를 위한 많은 현대 제어기법들이 여러 참고문헌에 제시되었다. 위 논문들은 대부분 수평면에서의 운동에 국한되어 있으며, 수직면에서의 운동 시 탄성 매니플레이터의 위치 및 진동 제어에 관한 연구는 상대적으로 많이 보고되어 있지 않다.

본 논문에서는 중력의 영향을 고려해야 하는 수직면에서 회전운동을 하는 탄성로봇의 위치 및 잔류진동(residual vibration) 제어에 관한 연구를 수행한다. 위의 참고문헌에서 언급된 근래에 개발된 현대 제어기법을 이용하기보다는 제어기구조가 간단하여 실제 장치에 실현이 용이하므로 산업현장에서 가장 널리 사용되고 있는 PID 제어기법을 이용하여 탄성로봇의 제어 알고리즘을 개발한다. 그리고 실험을 통하여 본 논문에서 개발된 제어 알고리즘이 효율적으로 탄성로봇의 위치 및 잔류진동을 제어할 수 있음을 보여준다.

2. 운동방정식

Fig. 1은 본 논문에서 이용한 탄성 매니플레이터(manipulator)를 가지는 로봇 시스템의 구성을 보여주는 개략도이다. 매니플레이터는 DC 서보모터의 허브에

연결되어 있고 끝부분에는 엔드이펙터(end effector)와 유료하중(payload)에 해당하는 끝지점 질량이 부착되어 있다. 매니플레이터의 단면은 길이에 비해 아주 작으므로 회전관성과 전단변형을 무시할 수 있는 오일러-베르누이 법으로 가정한다. 탄성 매니플레이터의 구조적인 감쇠는 시스템 운동방정식 유도 시 무시된다. 그리고 매니플레이터는 수직면에서 비틀림 변형은 없고, 굽힘 변형만을 하면서 회전운동을 한다고 가정한다.

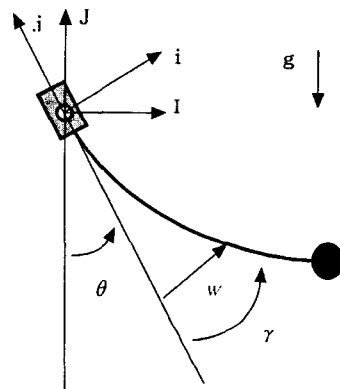


Fig.1 A schematic diagram of a flexible manipulator

시스템 운동방정식은 다음과 같은 라그랑즈(Lagrange) 방정식을 이용하여 구한다.

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{\partial L}{\partial \dot{q}_i} \right) - \frac{\partial L}{\partial q_i} = Q_i \quad i = 1, 2, \dots, n \quad (1)$$

- 여기서 L : Lagrangian
- q_i : 일반화 좌표 (generalized coordinates)
- Q_i : 일반화 힘 (generalized force)
- n : 일반화 좌표수

위의 라그랑즈방정식을 이용하여 시스템의 운동방정식을 유도하기 위해서는 시스템의 운동에너지와 위치에너지를 구해야 한다. 시스템의 운동에너지는 허브 부위 질량, 매니플레이터 질량, 끝지점 질량의 운동에 의해 생성되며 다음 식으로 나타내진다.

$$T_{tot} = \frac{1}{2} J_h \dot{\theta}^2 + \frac{1}{2} \int_0^l \rho A (\dot{\bar{q}}^T \bar{\varphi} \bar{\varphi}^T \dot{\bar{q}} + x^2 \dot{\theta}^2 + \dot{\theta}^2 \bar{q}^T \bar{\varphi} \bar{\varphi}^T \bar{q} + 2x \dot{\bar{q}}^T \bar{\varphi} \dot{\theta}) dx \quad (2)$$

$$\begin{aligned}
 & + \frac{1}{2} J_c (\dot{\theta}^2 + 2\dot{\theta} \dot{\bar{q}}^T \bar{\phi}_i + \dot{\bar{q}}^T \bar{\phi}_i \bar{\phi}_i^T \dot{\bar{q}}) \\
 & + \frac{1}{2} M_e (\dot{\bar{q}}^T \bar{\phi}_i \bar{\phi}_i^T \dot{\bar{q}} + \dot{\theta}^2 \bar{q}^T \bar{\phi}_i \bar{\phi}_i^T \bar{q} + 2\dot{\theta} \dot{\bar{q}}^T \bar{\phi}_i l + l^2 \dot{\theta}^2)
 \end{aligned}$$

여기서, J_h : 허브의 질량관성모멘트

ρ : 매니플레이터의 질량밀도

A : 매니플레이터의 단면적

J_c : 끝지점 질량의 질량관성모멘트

M_c : 끝지점 질량

시스템의 위치에너지는 매니플레이터의 탄성변형, 매니플레이터의 중력, 끝지점 질량의 중력에 의해 생성되며 다음 식으로 나타내진다.

$$\begin{aligned}
 V_{tot} = & \int_0^l \frac{EI}{2} \bar{q}^T \bar{\phi}'^T \bar{\phi}'^T \bar{q} dx + \int_0^l \rho A g (\bar{q}^T \bar{\phi} \sin \theta - x \cos \theta) dx \\
 & + M_c g (\bar{q}^T \bar{\phi}_l \sin \theta - l \cos \theta) \quad (3)
 \end{aligned}$$

본 논문에서는 매니플레이터의 회전운동 중에 생기는 탄성변형을 가정된 모드법(assumed mode method)을 이용하여 근사한다. 가정된 모드법은 아래 식 (4)와 같이 매니플레이터의 탄성변형 $\omega(x, t)$ 를 공간좌표의 함수인 n 개의 가정된 모드형상(mode shape)과 시간의 함수인 n 개의 일반화 좌표와의 선형적인 조합으로 근사하는 방법이다.

$$\omega(x, t) = \sum_{i=0}^n \phi_i(x) q_i(t) = \bar{q}^T \bar{\phi} \quad (4)$$

위 식에서 ϕ_i 는 i 번째 가정된 모드형상이고, q_i 는 ϕ_i 에 대응하는 일반화 좌표를 나타낸다.

가정된 모드형상의 선택은 유도된 운동방정식의 정확성에 많은 영향을 미치므로 시스템의 구성에 따라 적절히 가정된 모드형상을 개발하여 이용해야 한다. 본 논문에서 이용되는 매니플레이터는 한쪽 끝이 허브에 고정되고 다른 쪽 끝에는 엔드이펙터와 유효하중에 해당하는 끝지점 질량을 가지므로 끝지점 질량을 가지는 외팔보와 같은 형상을 가진다. 따라서 끝지점 질량을 가지는 외팔보의 기하학적·자연적 (geometric and natural) 경계조건만을 만족하는 비교함수가 충분히 탄성로봇의 정확한 모델을 개발하는데 이용될 수 있으므로⁽¹⁰⁾ 본 논문에서는 끝지점 질량을 가지는 외팔보의 비교함수를 가정된 모드형상으로 이용한다.

식 (2)와 (3)의 시스템 운동에너지와 위치에너지를 식 (1)의 라그랑주 운동방정식에 대입하여 식을 정리한 후 식 (4)를 이용하여 연속방정식을 이산화시키면 아래와 같은 이산화된 $(n+1)$ 개의 비선형 운동방정식을 구할 수 있다 (여기서 n 은 가정된 모드 수를 나타낸다).

$$\begin{aligned}
 \begin{bmatrix} Q_1 \\ 0 \end{bmatrix} = & \begin{bmatrix} \Lambda_{11} & \Lambda_{12} \\ \Lambda_{12} & \Lambda_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{\theta} \\ \ddot{\bar{q}} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & \int_0^l EI \bar{\phi}'^T \phi'^T dx \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \theta \\ \bar{q} \end{bmatrix} \\
 & + \begin{bmatrix} N_1 \\ N_2 \end{bmatrix} + M_c \begin{bmatrix} \Gamma_1 \\ \Gamma_2 \end{bmatrix} \quad (5)
 \end{aligned}$$

여기서

Q_1 : 허브에 가해지는 토크

$$\Lambda_{11} = J_h + \int_0^l \rho A x^2 dx + J_c + M_c l^2$$

$$\Lambda_{12} = \int_0^l \rho A x \bar{\phi}^T dx + J_c \bar{\phi}_l^T + M_c l \bar{\phi}_l^T$$

$$\Lambda_{21} = \int_0^l \rho A x \bar{\phi} dx + J_c \bar{\phi}_l + M_c l \bar{\phi}_l$$

$$\Lambda_{22} = \int_0^l \rho A \bar{\phi} \bar{\phi}^T dx + J_c \bar{\phi}_l \bar{\phi}_l^T + M_c \bar{\phi}_l \bar{\phi}_l^T$$

$$\begin{aligned}
 N_1 = & \int_0^l \rho A (\dot{\theta} \dot{\bar{q}}^T \bar{\phi} \bar{\phi}^T \bar{q} + 2\dot{\theta} \dot{\bar{q}}^T \bar{\phi} \bar{\phi}^T \bar{q}) dx + \int_0^l \rho A g (x \sin \theta \\
 & + \cos \theta \bar{q}^T \bar{\phi}) dx
 \end{aligned}$$

$$N_2 = - \int_0^l \rho A \dot{\theta}^2 \bar{\phi} \bar{\phi}^T \bar{q} dx + \int_0^l \rho A g \bar{\phi} \sin \theta dx$$

$$\Gamma_1 = \ddot{\theta} \bar{q}^T \bar{\phi}_l \bar{\phi}_l^T \bar{q} + 2\ddot{\theta} \dot{\bar{q}}^T \bar{\phi}_l \bar{\phi}_l^T \bar{q} + g (l \sin \theta + \cos \theta \bar{q}^T \bar{\phi}_l)$$

$$\Gamma_2 = -\dot{\theta}^2 \bar{\phi}_l \bar{\phi}_l^T \bar{q} + g \bar{\phi}_l \sin \theta$$

본 논문에서 이용하고자 하는 PID 제어의 제어이득값들을 계산하기 위한 전달함수(transfer function)를 구하기 위하여 위의 시스템 운동방정식을 선형화한다. 임의 허브각도에서 시스템의 상태를 나타내는 일반화 좌표와 이 상태를 유지하기 위한 토포크 값을 운동방정식 선형화 시 평형점으로 이용한다. 최종 목표지점에서 잔류진동과 오버슈트 제어가 중요하므로 본 논문에서는 최종 목표 허브 각변위 (angular displacement)에서 시스템의 상태를 나타내는 일반화 좌표값들과 이 상태를 유지하기 위한 토포크 값을 평형점으로 하여 아래와 같은 선형화된 운동방정식을 구한다.

$$M \Delta \ddot{\bar{q}} = -K \Delta \bar{q} + \bar{u} \quad (6)$$

여기서 \bar{u} 는 제어 입력벡터를 나타내고, M 과 K 는 크기가 $(n+1) \times (n+1)$ 인 질량행렬과 강성행렬을 나타낸다. 가정된 모드 수를 나타내는 n 이 커질수록 탄성변형을 좀 더 정확하게 근사하여 시스템의 정확도가 향상되나 식 (6)의 크기가 커져서 계산시간이 길어지므로 식 (6)을 이

용한 실시간 제어를 할 때 문제가 된다. 그러므로 시스템의 정확도와 계산시간 사이에서 적절한 모드 수를 선정해 준다. 참고문헌⁽¹⁰⁾에서 2개의 가정된 모드를 이용하는 것이 시스템의 정확도와 계산시간 사이에서 적절함을 제시하였으므로 본 논문에서는 2개의 가정된 모드를 이용하여 탄성변형을 근사하였다.

PID 제어 이득값들을 계산하기 위한 전달함수를 구하고 허브 각변위 제어성능 확인을 위한 컴퓨터 모의실험을 실시하기 위하여 식 (6)을 상태공간형태(state space form)로 변환하면 다음과 같다.

$$\dot{\bar{X}} = \begin{bmatrix} 0 & I \\ -M^{-1}K & 0 \end{bmatrix} \bar{X} + \begin{bmatrix} I & 0 \\ 0 & M^{-1} \end{bmatrix} \bar{u} \quad (7)$$

여기서,

$$\bar{X} = [\Delta\theta, \Delta q_1, \Delta q_2, \Delta\dot{\theta}, \Delta\dot{q}_1, \Delta\dot{q}_2]^T$$

$$\bar{u} = [\Delta Q \ 0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0]^T$$

3. 제어 알고리즘

PID 제어기는 간단한 제어기 구조를 가져서 실현이 용이하고 피드백 기능, 정상상태오차 제거기능, 상태예측기능 액츄에이터 포화상태 대처기능 등과 같은 우수한 제어기능을 가짐으로 산업전반에 걸쳐 가장 널리 쓰이고 있는 제어기법이다⁽¹¹⁾. 본 논문에서는 이와 같이 제어기 구조가 간단하면서도 우수한 성능을 가지고 있는 PID 제어기법을 사용하여 탄성로봇의 위치 및 잔류진동을 제어하기 위한 알고리즘을 개발한다.

PID 제어의 기본 식은 다음과 같다.

$$u(t) = K \left[e_p(t) + \frac{1}{T_i} \int e_i(s) ds + T_d \frac{de_d(t)}{dt} \right] \quad (8)$$

여기서 K 는 비례이득, T_i 는 적분시간, T_d 는 미분시간이다. e_p, e_i, e_d 는 각각 비례, 적분, 미분오차이다. 본 논문에서는 제어 성능 향상을 위해 다음과 같이 비례, 미분오차 항들을 변형하여 사용한다.

$$e_p(t) = br - y(t) \quad (9)$$

$$e_d(t) = -y(t) \quad (10)$$

$$e_i(t) = r - y(t) \quad (11)$$

여기서,

r : 기준값

y : 시스템의 출력

식 (9)와 같이 비례제어에서는 시스템의 상승시간을 조절하기 위하여 기준입력에 가중치를 적용하는 방법을 이용한다. 여기서 기준입력에 대한 가중치인 상수 b 는 0~1 사이의 값이다. 본 논문에서는 기준입력으로 계단입력을 사용하는데 이 값은 초기의 아주 급격한 변화 이후에는 상수 값을 유지하므로 식 (10)과 같이 미분제어오차 계산 시 기준입력을 제외한다.

PID 제어기의 이득값을 얻는 방법으로 본 논문에서는 식 (7)로 부터 구한 개루프 전달함수를 이용하여 페루프 시스템의 지배극점을 원하는 위치에 배치하는 지배극점 배치법(dominant pole placement method)⁽¹¹⁾을 사용하였다. 이와 같이 구해진 제어이득값들을 이용하여 식 (8)로 부터 탄성로봇을 제어하기 위한 제어입력을 계산한다. 그리고 식 (7)을 이용하여 탄성로봇이 원하는 제어 성능을 가지는 지를 확인하기 위한 컴퓨터 모의실험을 실시한다. 컴퓨터 모의실험 뿐 아니라 실제 실험 장치에 이용된 탄성로봇 시스템의 기계적·물리적 특성 값은 Table 1에 주어진다. 개발된 제어 알고리즘의 효율성을 보이기 위해 끝지점 질량을 변경시키면서 위치제어실험을 실시하였다. 끝지점에 질량을 부착하지 않은 경우, 매니플레이터 질량의 19%에 상당하는 질량을 부착한 경우, 매니플레이터 질량의 45%에 상당하는 질량을 부착한 경우의 세 가지 끝지점 질량을 이용하였다.

Table 1 Physical and mechanical properties of the flexible manipulator

Property		Unit	
Length	1.00	m	
Density	2.70×10^3	$kg \cdot m^{-3}$	
Modulus of elasticity	6.90×10^{10}	$kg \cdot m^{-1} \cdot s^{-2}$	
Area moment of inertia	6.75×10^{-11}	m^4	
Area	0.90×10^{-4}	m^2	
Mass moment of inertia(Hub)	5.45×10^{-3}	$kg \cdot m^2$	
End Mass(Me)	0	0	kg
	1	4.67×10^{-3}	kg
	2	10.83×10^{-3}	kg
Mass moment of inertia (End Mass,Je)	0	0	$kg \cdot m^2$
	1	5.55×10^{-6}	$kg \cdot m^2$
	2	21.15×10^{-6}	$kg \cdot m^2$

본 논문에서는 오버슈트와 정상상태 오차가 없고 짧은 정착시간을 가지면서 잔류진동을 효율적으로 감소시키는 것을 주요한 제어성능으로 하였다. 이와 같은 제어성능을 가지게끔 지배극점을 배치하여 비례, 미분, 적분 이득값을 구하였다. 시스템 운동방정식에 실제 시스템의 마찰, 댐핑, 백래쉬 등과 같은 매우 비선형적인 항들을 고려하지 않고 제어이득값을 계산할 때 선형화된 운동방정식을 이용하기 때문에 실제 허브 각변위 제어 실험을 할 때 컴퓨터 모의실험에서 예측 되었던 성능과는 다른 결과를 보여줄 수 있다. 본 논문에서는 지배극점 배치법을 이용하여 구한 제어이득값들을 기초로(시작점으로)하여 실제 실험에서 본 논문에서 원하는 제어성능을 보여주게끔 비례, 적분, 미분 이득값들을 약간씩 조율(tuning)하였다. Table 2는 세 가지 끝지점 질량에 대해 모의실험 시 원하는 제어성능을 가지기 위한 지배극점과 이들을 이용하여 계산된 제어이득값들 및 실제실험에서 원하는 제어 성능을 가지기 위해 조율된 제어이득값들을 보여준다.

Table 2 PID control gains for three end masses

	without end mass	19% end mass	45% end mass
Dominant pole	$-3.880 + 3.800i$	$-3.182 + 3.182i$	$-3.182 + 3.182i$
Simulated gain	K	3.1559	2.4659
	T_i	0.3802	0.4103
	T_d	0.2653	0.3937
Modified gain	K'	3.1559	2.4659
	T_i'	0.5402	0.7503
	T_d'	0.0253	0.1437

Fig. 2는 PID 제어기법을 이용하여 본 논문에서 개발한 제어 알고리즘을 보여주는 블록선도이다. 이 블록선도는 MATLAB SIMULINK^[12]상에서 실제 실험에 직접 사용할 수 있도록 이산화된 형태로 작성하였다. 적분제어기에서는 전방차분법(forward difference)을 이용하고, 미분제어기에서는 후방차분법(backward difference)을

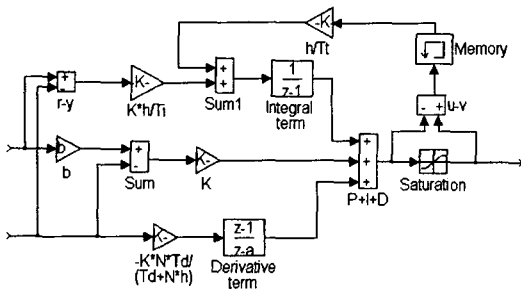


Fig. 2 Block diagram of PID control algorithm

이용하여 이산화하였다. 또한 적분제어기에서는 액츄에이터의 포화에 의한 적분제어기의 발산(wind-up)현상을 방지하는 알고리즘도 포함하였다.

4. 실험 및 고찰

Fig. 3은 각변위 제어 실험장치 구성을 보여주는 개략도이다. DC 서보모터의 뒷부분에는 엔코더(분해능 500 PPR)가 부착되어 있고 앞부분에는 모터의 토크를 증가시키기 위한 감속비 50:1의 감속기가 연결되어 있다. 엔코더로부터 출력신호와 모터 입력신호는 MATLAB과 연결된 A/D, D/A, Counter 기능을 가진 DSP 보드에 의해 처리된다. 그리고 본 논문에서 개발된 제어 알고리즘이 잔류 진동을 효율적으로 제어함을 보이기 위해 실제 로봇에서 작업을 수행하는 엔드이펙터가 부착되는 끝지점에 가속도계를 설치하여 가속도를 측정하였다.

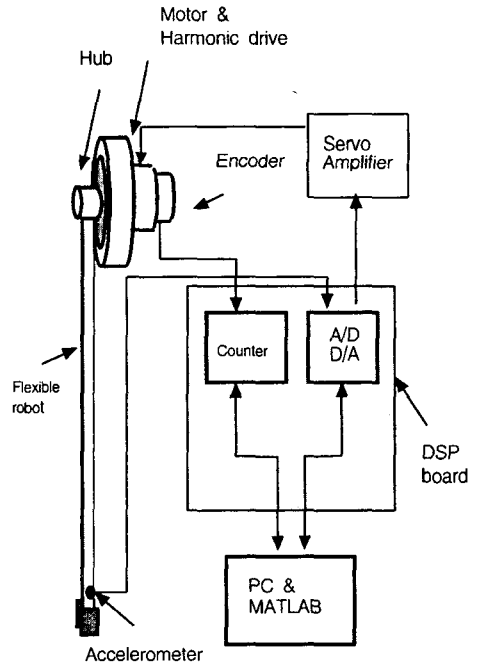


Fig. 3 Schematic diagram of the test bed

Fig. 4는 MATLAB SIMULINK의 real time workshop^[12]을 이용하여 제어실험을 수행하기 위해 Fig. 2의 제어 알고리즘을 한 블록으로 포함하고 있는 SIMULINK 블록선도이다. 본 논문에서 개발된 제어 알고리즘의 효율성을 보여 주기 위해 끝지점 질량을 변화시

커가면서 허브 각변위를 0도에서 90도로 회전시키는 실험을 실시하였다. 끝지점 질량으로는 Table 1에서 보여 주는 세 경우를 이용하였다.

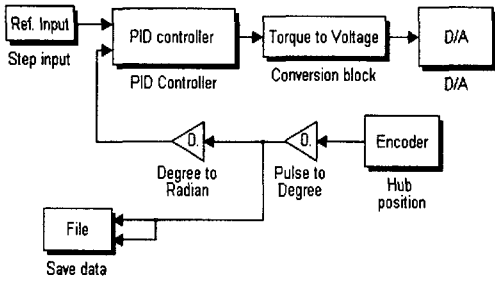


Fig. 4 Simulink block diagram for the experiment

관성 매니플레이터의 각변위와 끝지점의 잔류진동을 제어하기 위해 본 논문에서는 단지 허브의 각 변위만을 피드백하여 이용하였다. Fig. 5~Fig. 10은 세 가지 끝지점 질량을 가지는 각 경우의 실험 시 허브 각변위와 끝지점 잔류진동을 보여준다. 이 그림들에서 보여주는 바와 같이 허브의 각 변위만을 피드백하여 이용했음에도 불구하고 허브의 각 변위가 정상상태 오차와 오버슈트 없이 제어될 뿐 아니라 끝지점의 진동도 효율적으로 제어되고 있음을 알 수 있다. 끝지점 질량이 커짐에 따라 오버슈트를 제어하기 위해 상승시간(rise time)이 약간씩 증가하기 때문에 정착시간(settling time)이 약간씩 증가함을 알 수 있다. 끝지점 질량이 없는 경우(0% 경우)에는 1.8 초 정도의 정착시간을 보여주고, 시스템 질량의 19%에 상당하는 끝지점 질량을 가지는 경우에는 2.1초 정도의 정착시간을 보여준다. 시스템 질량의 45%에 상당하는 끝지점 질량을 가지는 경우에도 2.5초 정도의 짧은 정착 시간을 보여준다.

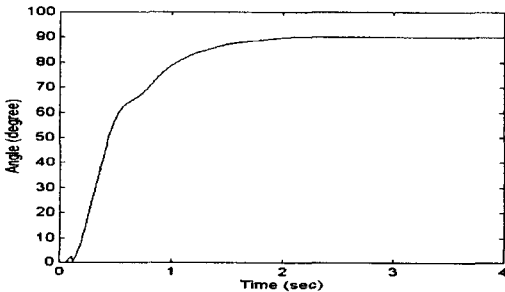


Fig. 5 Angular displacement without end mass

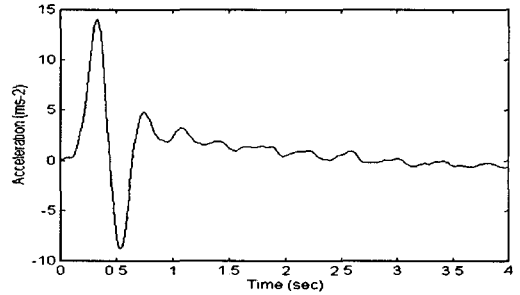


Fig. 6 End point acceleration without end mass

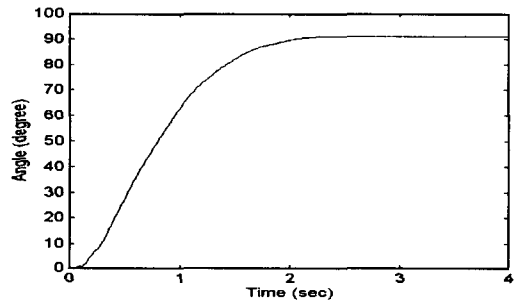


Fig. 7 Angular displacement with 19% end mass

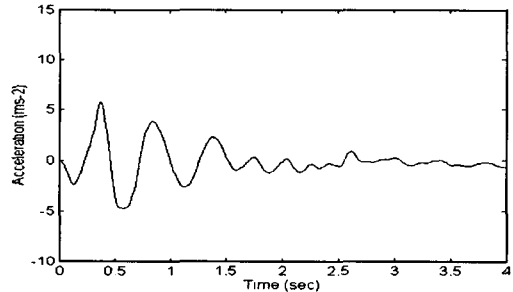


Fig. 8 End point acceleration with 19% end mass

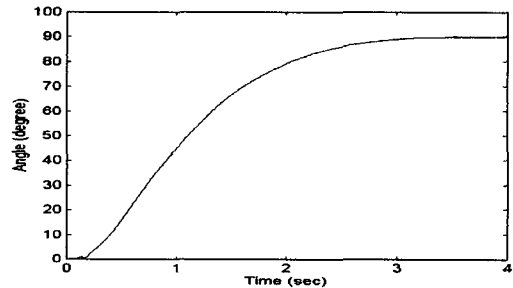


Fig. 9 Angular displacement with 45% end mass

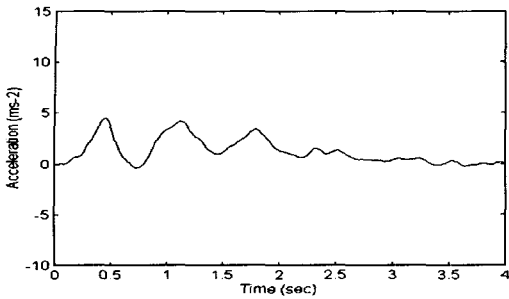


Fig. 10 End point acceleration with 45% end mass

5. 결론

본 논문에서는 중력의 영향을 고려해야 하는 수직면에서 회전운동을 하는 탄성로봇의 위치 및 잔류진동을 효율적으로 제어하기 위한 알고리즘을 개발하였다. 탄성 매니플레이터는 오일러-베르누이 빔으로 모델 하였으며, 탄성 변위는 가정된 모드법으로 근사하였다. 라그랑즈 방정식을 이용하여 이산화된 시스템의 운동방정식을 유도하였다. 제어 알고리즘은 PID 제어기법을 이용하여 구성하였다. 먼저 지배극점 배치법을 이용하여 탄성로봇이 정상상태오차와 오버슈트가 없고 짧은 정착시간을 가지게끔 비례, 미분, 적분 제어이득값들을 구하여 컴퓨터 모의실험을 통해 제어성능을 확인하였다. 그러나 시스템 운동방정식에 실제 시스템에 존재하는 마찰, 댐핑, 백래쉬 등과 같은 매우 비선형적인 항들을 시스템 모델에 고려하지 않고 제어이득값 계산 시 선형화된 운동방정식을 이용하였기 때문에 실제 허브 각변위 제어 실험시 컴퓨터 모의실험에서 예측되었던 성능과는 다른 결과를 가질 수 있다. 그래서 실제 제어실험시 원하는 제어성능을 가지게끔 본 논문에서는 위에서 구한 제어이득값들을 약간 조율(tuning)하였다. 본 논문에서 개발된 알고리즘을 이용하여 끝지점 질량을 변화시켜가면서 허브 각변위를 0도에서 90도로 회전시키는 실험을 실시하였다. 끝지점 질량으로는 끝지점 질량이 없는 경우, 매니플레이터 질량의 19%와 45%에 상당하는 세 경우를 이용하였다. 실험 결과 허브의 각변위만을 피드백하여 이용했음에도 불구하고 본 논문에서 개발된 방법이 허브 각변위와 끝지점 잔류진동 제어에 매우 효율적임을 보여주었다. 허브 각변위가 정상상태 오차와 오버슈트 없이 제어될 수 있을 뿐 아니라 끝 지점의 진동도 효율적으로 제어됨을 알 수 있었다. 끝지점 질량이 커짐에 따라 오버슈트를 제어하기 위해 상승시간(rise

time)이 약간씩 증가하므로 정착시간(settling time)도 역시 약간씩 증가함을 알 수 있었다. 끝지점 질량이 없는 경우(0% 경우)에는 1.8초 정도의 정착시간을 보여주고, 매니플레이터 질량의 19%에 상당하는 끝지점 질량을 가지는 경우에는 2.1초 정도의 정착시간을 보여주었다. 매니플레이터 질량의 45%에 상당하는 끝지점 질량을 가지는 경우에도 2.5초 정도의 짧은 정착시간을 보여주었다.

6. 참고 문헌

1. Nathan, P.L. and Singh, S.N., "Variable structure control of a robotic arm with flexible links," Proceedings 1988 IEEE International Conference on Robotics and Automation, No.1, pp.882-887, 1988.
2. Schmitz, E., "Dynamic and Control of a Planar Manipulator with Elastic Links," Proceedings of 25th Conference on Decision and Control, pp.1135-1139, 1989.
3. Cannon Jr., R.H. and Schmitz, E., "Initial Experimental on the end-point control of a flexible one-link robot," The International Journal of Robotics Research, Vol.3 No.3 , pp.62-72, 1984.
4. Oakely, C.M. and Cannon Jr., R.H., "End-Point Control of a Two-Link Manipulator with a Very Flexible Forearm: Issues and Experiments," Proceedings of the American Control Conference, pp.1381-1388, 1989.
5. Menq, C. and Chen, J., "Dynamic modeling and payload-adaptive control of a flexible manipulators." Proceedings 1989 IEEE International Conference on Robotic and Automation, No.1, pp.488-493, 1988.
6. Feliu, V., Ratten, K.S. and Brown Jr., H.S., "Adaptive Control of a Single-Link Manipulator in the Presence of Joint Friction and Load Changes," Proceedings 1988 IEEE International Conference on Robotics and Automation, No.3, pp.1036-1041, 1988.
7. Rovner, D.M., and Cannon Jr., R.H., "Experiments Toward On-Line Identification

- and Control of a Very Flexible One-Link Manipulator," The International Journal of Robotics Research, Vol.6 No 4, pp.3-19, 1987.
8. 오재윤, "중력장에서 두 개의 탄성링크를 가지는 매니플레이터의 최적제어"; 韓國精密工學會誌, 第11卷, 第3號, pp.122-130, 1994.
 9. Carusone, J., Buchan, K.S and D'Eleuterio, G.M.T., "End-Effector Tracking Control for Structurally Flexible Manipulators," Proceedings of the American Control Conference, pp.1389-1396, 1989.
 10. 김종대, "유연한 단일 링크 로봇의 모델링과 제어" 전북대학교 석사학위 논문, 1995.
 11. Aström, K.J. and Hägglund, T. "Automatic Tuning of PID Controllers" Instrument Society of America, 1988.
 12. The Mathworks, "SIMULINK, Dynamic System Simulation Software", The Math Works, Inc., 1994.