

# 텐던 구동 마스터-슬레이브 조작기 최적 정적 출력 되먹임 제어

## Optimal Static Output Feedback Control of Tendon Driven Master-Slave Manipulator

강민식\*, 이종광, 윤지섭, 박병석, 김기호  
(Min-Sig Kang, Jong-Kwang Lee, Ji-Sup Yoon, Byung-Suk Park, and Ki-Ho Kim)

**Abstract:** In this work, a bilateral control for a master-slave manipulator system which will be used for handling objects contaminated by radioactivity has been addressed. The links of manipulators are driven independently by individual motors installed on the base and the driving torque is transmitted through pre-tensioned tendons. The measurable variables are the positions and rates of master/slave motors. In the consideration of the flexibility of the tendon and available measurements for control, we proposed an optimal static output feedback control for possible bilateral control architecture. By using modal analysis, the system model is reduced to guarantee the detectability which is a necessity for the static output feedback control design. Based on the reduced model, the control gains are determined to attenuate vibration in the sense of optimality. The feasibility of the proposed control design was verified along with some simulation results.

**Keywords:** master-slave manipulator, tendon driven, bilateral control, optimal static output control, modal analysis

### I. 서론

원격조작기(telemanipulator)는 우주공간, 심해탐사, 원자력발전소 등 위험지역에서 사람 대신 정교한 작업을 위해 널리 사용되고 있다[1,2]. 본 연구는 핫셀(hotcell) 내부에서 방사능 오염물질 조작을 위해 제작 예정인 6-자유도 조작기를 대상으로 한다. 이 시스템은 핫셀 내부에 설치하는 슬레이브(slave) 조작기와 이를 제어하기 위해 조종실에 설치되는 마스터(master) 조작기로 이루어지며, 두 조작기는 그립퍼(gripper) 부분 이외는 기구학적으로 동일하다. 조작자는 조종실에서 핫셀 내부의 작업현장을 감시용 카메라 영상으로 보면서 마스터 조작기를 조종하게 된다.

이 조작기는 양방향제어(bilateral control)가 적용된다. 즉, 슬레이브 조작기는 마스터 조작기의 운동을 추종하며, 슬레이브 조작기가 주위 환경과 접촉시 조작자가 그 힘을 느낄 수 있도록 설계된다[3-5]. 양방향 제어기는 그 구조에 따라 위치-위치기반제어(position-position based control), 직접힘반향제어(direct force reflection control), 4-채널제어(4-channel control), 컴플라이언스제어(compliance control) 등 여러 제어기 구조가 제안되었다[3-7]. 하지만 연구 대상 조작기는 방사능 오염지역에 설치되어 센서의 고장 확률이 높고, 고장시 유지보수가 어려워 제어에 사용할 수 있는 측정변수는 마스터와 슬레이브 구동기의 각도와 각속도 정보로 제한되어 있다. 따라서 적용 가능한 제어기 구조는 매우 한정되어 있다.

다자유도 조작기에서 구동기를 링크에 직접 설치하는 방법이 일반적이거나, 이 경우 구동기는 상단링크의 부하로 작용하므로 조작기의 크기 및 무게가 커지며 따라서 구동장치 용

량이 커진다. 이러한 단점 보완을 위해 구동기를 움직이지 않는 베이스(base)에 설치하고 구동기와 링크는 기어열(gear train), 링크장치(linkage), 또는 텐던(tendon)을 사용하여 동력을 전달할 수 있다[9,10]. 대상 조작기에서는 모든 구동기가 베이스에 장착되며 텐던을 통해 동력을 전달한다. 텐던은 탄성이 있으므로 정적부하에 의한 처짐이나 진동 등이 발생하는 단점이 있으나[10,11], 대상 조작기는 운용시 이동 속도가 작고 또한 조작기 말단 작업부의 허용위치오차 기준이 엄격하지 않아 텐던을 채택하고 있다.

그 동안 마스터-슬레이브 조작기의 제어에 관한 많은 연구가 있으며, 텐던 구동 메커니즘의 제어 연구도 많은 결과가 보고되었다. 그러나 텐던 구동 마스터-슬레이브 조작기의 양방향 제어에 관한 연구 결과는 보고된 바 없으며, 특히 측정변수가 본 연구 대상처럼 극히 제한된 경우에 대한 연구는 이루어지지 않았다.

본 연구에서는 이상과 같은 특징을 갖는 조작기에서 텐던의 강성을 고려하고 제한된 측정변수를 이용하여 안정적인 슬레이브 조작기의 마스터 조작기 추종 성능과 힘반영을 실현할 수 있는 제어기 설계 방법을 제시코자 한다. 이를 위해 비례-미분 제어기 구조를 선정하고, 진동모드 해석[12]을 통한 가감지성(detectability) 보장 축소 모델 도출 및 최적출력 되먹임제어방법을 이용한 제어기 설계방법을 제안한다. 제안된 제어기의 성능은 전산 시뮬레이션을 통해 검증한다. 단, 원격 양방향제어에서 시간지연은 안정성에 영향을 미치는 주요 요소이나, 본 연구에서는 조작기 제어 전용의 고속컴퓨터를 이용하므로 지연시간은 충분히 짧아 무시토록 한다.

### II. 조작기 위치추종-힘반영 제어

대상 조작기는 그립퍼(gripper)를 제외한 총 6-자유도를 갖지만 조작기의 운동 속도가 작으므로 링크간 동적연성은 무시하고 상호 독립된 링크로 가정한다. 따라서 그림 1과 같이 하나의 마스터 링크와 해당 슬레이브 링크를 고려한다. 상부와 하부는 각각 마스터와 슬레이브 구동부와 링크를 나타낸

\* 책임저자(Corresponding Author)

논문접수: 2009. 5. 29., 수정: 2009. 7. 24., 채택확정: 2009. 8. 18.

강민식: 경원대학교 기계자동차공학과(mskang@kyungwon.ac.kr)

이종광, 윤지섭, 박병석, 김기호: 한국원자력연구원

(leejk@kaeri.re.kr/jsyoon@kaeri.re.kr/nbspark@kaeri.re.kr/khkim5@kaeri.re.kr)

※ 본 논문은 교육과학기술부의 재원으로 시행하는 한국연구재단의 원자력기술개발사업의 지원(연구과제 관리코드: M20703050003-08M0305-00310)과 2009년도 경원대학교 지원에 의한 결과임.

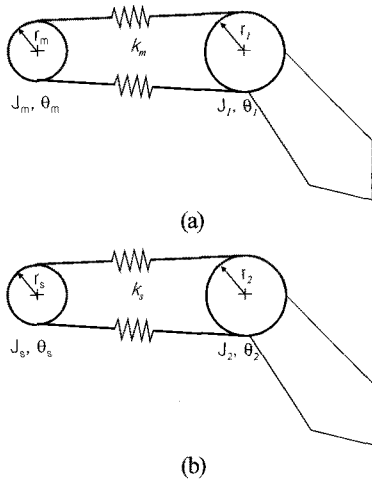


그림 1. (a) 마스터 링크 모델 (b) 슬레이브 링크 모델.  
Fig. 1. (a) Master link model (b) Slave link model.

다. 마스터측과 슬레이브측의 모터풀리,  $r_m, r_s$  와 링크 풀리의 반경,  $r_1, r_2$  은 서로 같다고 가정한다. 즉,  $r_m = r_1, r_s = r_2$ .

그림 1의 마스터와 슬레이브 링크 각각의 운동 방정식은 다음과 같다.

$$\text{master: } \begin{cases} J_m \ddot{\theta}_m + K_m \theta_m - K_m \theta_1 = \tau_{mc} \\ J_1 \dot{\theta}_1 + K_m \theta_1 - K_m \theta_m = \tau_h \end{cases} \quad (1a)$$

$$\text{slave: } \begin{cases} J_s \ddot{\theta}_s + K_s \theta_s - K_s \theta_2 = \tau_{sc} \\ J_2 \dot{\theta}_2 + K_s \theta_2 - K_s \theta_s = \tau_e \end{cases} \quad (1b)$$

여기서 아래첨자  $m$  은 마스터측,  $s$  는 슬레이브측을 의미한다.  $J_m, J_1$  과  $J_s, J_2$  는 각각 마스터측과 슬레이브측 구동부와 링크의 회전관성이며,  $\theta_m, \theta_1$  과  $\theta_s, \theta_2$  는 각각의 구동부와 링크의 회전각이다.  $K_m, K_s$  는 텐던의 회전탄성으로,  $K_m = r_m^2 k_m, K_s = r_s^2 k_s$  이며,  $k_m, k_s$  는 텐던의 길이탄성이다.  $\tau_{mc}, \tau_{sc}$  는 제어 토크,  $\tau_h$  는 마스터 링크에 사용자가 가하는 토크,  $\tau_e$  는 슬레이브 링크가 외부 환경에 접촉 시 전달되는 토크이다.

서론에서 언급한 바와 같이 마스터와 슬레이브 구동기의 회전각과 회전속도만이 측정가능하므로 추종제어와 힘반영을 위해 관측기나 칼만필터 등을 이용한 시스템 상태변수의 추정 및 상태피드백제어를 적용하거나, 동적출력피드백제어 (dynamic output feedback control) 등을 고려할 수 있지만, 적용 대상이 신뢰성을 가장 중요하게 요구하므로 복잡한 구조의 제어는 적절치 않다. 따라서 다음의 고정이득을 갖는 정적출력피드백제어(static output feedback control)를 선정하였다.

$$\begin{cases} \tau_{mc} = \alpha \{ K_p (\theta_s - \theta_m) + K_d (\dot{\theta}_s - \dot{\theta}_m) \} \\ \tau_{sc} = - \{ K_p (\theta_s - \theta_m) + K_d (\dot{\theta}_s - \dot{\theta}_m) \} \end{cases} \quad (2)$$

여기서  $\alpha$  는 힘반영비로 슬레이브 링크에 전달되는 힘의  $\alpha$  배 만큼 조작자가 느끼도록 하기 위한 상수이며,  $K_p$  와  $K_d$  는 각각 비례제어와 미분제어이다.

(2)를 이용한 힘반영은 동적상태에서는 보장할 수 없으나,

정적상태에서는 보장된다. 정적상태에서 (1)과 (2)를 쓰면

$$\begin{cases} K_m \theta_m - K_m \theta_1 = \tau_{mc} \\ K_m \theta_1 - K_m \theta_m = \tau_h \end{cases}, \begin{cases} K_s \theta_s - K_s \theta_2 = \tau_{sc} \\ K_s \theta_2 - K_s \theta_s = \tau_e \end{cases} \quad (3)$$

$$\begin{cases} \tau_{mc} = \alpha K_p (\theta_s - \theta_m) \\ \tau_{sc} = -K_p (\theta_s - \theta_m) \end{cases}$$

(3)을 정리하면 정적상태에서 조작자의 토크와 슬레이브 링크의 접촉 토크 사이는 다음과 같이 힘반영비  $\alpha$  의 관계를 만족함을 확인할 수 있다. 즉,

$$\tau_h = -\alpha \tau_e \quad (4)$$

이 때 링크의 추종 오차는 다음과 같다.

$$\theta_1(\infty) - \theta_2(\infty) = -\tau_e (1/K_s + \alpha/K_m + 1/K_p) \quad (5)$$

(2)에서 이득  $K_p$  와  $K_d$  는 최적출력피드백 제어방법을 이용하여 설계할 수 있다. 출력 피드백제어는 상태피드백제어와 달리 시스템에 따라 폐회로의 안정성이 보장되지 못한다. 안정화가 가능한 경우 제어이득은 축차방식(iterative)의 설계방법을 적용한다[13-15]. 출력제어에서 계의 안정화를 위해서는 가감지성(detectability)을 만족해야 된다. 본 연구에서는  $H_\infty$ -최적 출력 피드백제어 설계방법을 적용한다[15].

그림 2는 (1)의 시스템에 (2)의 제어기를 적용한 마스터-슬레이브 링크 양방향제어의 개념도이다. 위 부분은 마스터 구동기와 링크, 아래 부분은 슬레이브 구동기와 링크, 좌측은 양방향제어기를 보인다.

출력 피드백제어를 적용하기 위해 (1)의 각 조작기를 모드 해석하면 결과는 다음과 같다.

(1) 마스터 조작기의 특이치(eigen value)  $\lambda_{m1}, \lambda_{m2}$  와 표준화된 특이행렬(normalized modal matrix)  $U_m$

$$\lambda_{m1} = 0, \lambda_{m2} = k_m (1/J_m + 1/J_1), \beta_m = 1/\sqrt{J_m + J_1}$$

$$U_m = \begin{bmatrix} \{u_{m1}\} & \{u_{m2}\} \end{bmatrix} = \beta_m \begin{bmatrix} 1 & \sqrt{J_1/J_m} \\ -\sqrt{J_m/J_1} & 1 \end{bmatrix} \quad (6a)$$

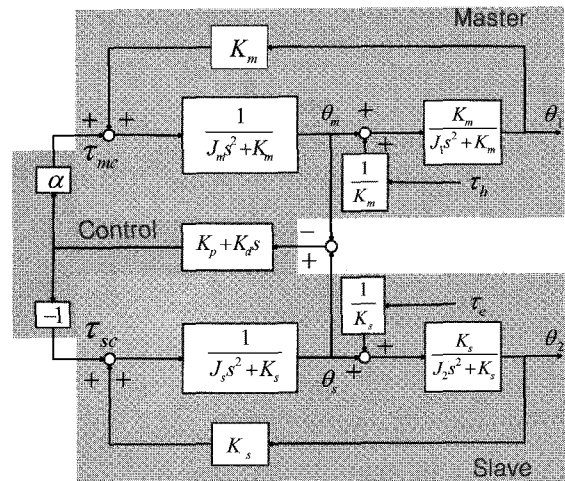


그림 2. 마스터-슬레이브 링크의 양방향제어 구조.  
Fig. 2. Bilateral control of master-slave link.

(2) 슬레이브 조작기의 특이치  $\lambda_{s1}, \lambda_{s2}$  와 표준화된 특이행렬  $U_s$

$$\lambda_{m1} = 0, \lambda_{m2} = k_s(1/J_s + 1/J_2), \beta_s = 1/\sqrt{J_s + J_2}$$

$$U_s = [\{u_{s1}\} \quad \{u_{s2}\}] = \beta_s \begin{bmatrix} 1 & \sqrt{J_2/J_s} \\ 1 & -\sqrt{J_s/J_2} \end{bmatrix} \quad (6b)$$

모드해석 결과 (6)에서와 같이 각 조작기는 구동부와 링크가 같이 회전하는 강체모드와 서로 반대방향으로 진동하는 진동모드가 존재한다.

(1)과 (2)를 행렬식으로 표현하면 다음과 같다.

$$M\ddot{x} + Kx = \tau_c + \tau_d$$

$$y = \begin{Bmatrix} \theta_s - \theta_m \\ \dot{\theta}_s - \dot{\theta}_m \end{Bmatrix} = C \begin{Bmatrix} x \\ \dot{x} \end{Bmatrix} \quad (7)$$

$$\tau_c = bFy$$

여기서 각 행렬은

$$M = \begin{bmatrix} J_1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & J_m & 0 & 0 \\ 0 & 0 & J_s & 0 \\ 0 & 0 & 0 & J_2 \end{bmatrix}, K = \begin{bmatrix} K_m & -K_m & 0 & 0 \\ -K_m & K_m & 0 & 0 \\ 0 & 0 & K_s & -K_s \\ 0 & 0 & -K_s & K_s \end{bmatrix}$$

$$x = \begin{Bmatrix} \theta_1 \\ \theta_m \\ \theta_s \\ \theta_2 \end{Bmatrix}, \tau_c = \begin{Bmatrix} \tau_{mc} \\ \tau_{sc} \\ 0 \end{Bmatrix}, \tau_d = \begin{Bmatrix} \tau_h \\ 0 \\ 0 \\ \tau_e \end{Bmatrix}, b = \begin{Bmatrix} \alpha \\ -1 \\ 0 \end{Bmatrix}$$

$$C = \begin{bmatrix} c & 0_{1 \times 4} \\ 0_{1 \times 4} & c \end{bmatrix}, c = [0 \quad -1 \quad 1 \quad 0]$$

이며  $F = [K_p \quad K_d]$  는 제어이득행렬이다.

(7)의 첫 번째 식은 서로 독립된 마스터와 슬레이브측의 운동방정식을 단순히 합하여 표현한 것으로, 제어를 통해 두 조작기가 결합되므로 이를 고려하기 위해 좌표변환  $x = Uq$  을 도입한다. 여기서 변환행렬  $U$  는 (7)에서의 강성행렬 대신 다음과 같이 변형시킨 강성행렬을 갖는 시스템에서의 특이행렬로 정한다.

$$K = \begin{bmatrix} K_m & -K_m & 0 & 0 \\ -K_m & K_m & 0 & 0 \\ 0 & 0 & K_s & -K_s \\ 0 & 0 & -K_s & K_s \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \Delta k & -\Delta k & 0 \\ 0 & -\Delta k & \Delta k & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (8)$$

이 강성행렬은 그림 1의 마스터와 슬레이브 구동부 사이에 회전탄성  $\Delta k$  를 갖는 스프링을 연결한 경우에 해당한다. 이 경우 특이행렬은 다음과 같으며,  $\Delta k \rightarrow 0$  일 경우 특이값은 (6)의 4가지 특이값과 일치한다.

$$U = [\{u_1\} \quad \{u_2\} \quad \{u_3\} \quad \{u_4\}]$$

$$= \begin{bmatrix} \beta_1 \begin{Bmatrix} 1 \\ 1 \\ 1 \\ 1 \end{Bmatrix} & \beta_{21} \begin{Bmatrix} -1 \\ -1 \end{Bmatrix} & \{u_{m2}\} & 0_{2 \times 1} \\ & \beta_{22} \begin{Bmatrix} 1 \\ 1 \end{Bmatrix} & 0_{2 \times 1} & \{u_{s2}\} \end{bmatrix} \quad (9)$$

$$\beta_1 = 1/\sqrt{(J_1 + J_m + J_s + J_2)}$$

$$\beta_{21} = \beta_1 e, \beta_{22} = \beta_1 / e, e = \sqrt{(J_s + J_2)/(J_1 + J_m)}$$

여기서  $\{u_1\}$  은 두 조작기의 결합 후 강체모드이고,  $\{u_3\}, \{u_4\}$  는 각각 마스터와 슬레이브의 2번째 모드로 구성된다.  $\{u_2\}$  는 행렬  $[\{u_1\} \quad \{u_3\} \quad \{u_4\}]$  과 질량행렬을 기준으로 직교하므로,  $\{u_2\}^T M [\{u_1\} \quad \{u_3\} \quad \{u_4\}] = [0 \quad 0 \quad 0]$ , 결정할 수 있다.  $\{u_1\}$  와  $\{u_2\}$  의 크기는 표준화하여,  $U^T M U = I_{(4 \times 4)}$ , 결정한다.

(9)의 특이행렬을 이용하여 좌표변환을 하고,  $x = Uq$ , (7)을 다시 쓰면

$$U^T M U \ddot{q} + U^T K U q = U^T \tau_c + U^T \tau_d$$

$$y = \begin{Bmatrix} \theta_s - \theta_m \\ \dot{\theta}_s - \dot{\theta}_m \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} cU & 0 \\ 0 & cU \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} q \\ \dot{q} \end{Bmatrix} \quad (10)$$

$$\tau_c = bFy$$

(10)의 첫 식은 특이행렬  $U$  의 특징에 따라 다음과 같다.

$$\ddot{q} + \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \lambda_2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \lambda_{m2} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \lambda_{s2} \end{bmatrix} q = U^T \tau_c + U^T \tau_d \quad (11)$$

여기서 특이치  $\lambda_2$  는  $\Delta k \rightarrow 0$  이면  $\lambda_2 \rightarrow 0$  이다.

(10)에서 벡터  $cU$  의 첫 번째 요소가 영이므로 측정출력  $y$  에는 첫 번째 모드가 나타나지 않는다. 즉, 첫 번째 강체모드는 제어가 불가능하다. 따라서 (11)을 이용하여 상태공간 방정식을 구성하면 가탐지성을 만족하지 못한다. 물리적으로 제어기 (2)는 마스터와 슬레이브 구동축의 회전각과 속도 차이를 되먹임하므로 마스터와 슬레이브 구동모터가 같이 움직이는 강체모드는 제어가 불가능하다. 이는 슬레이브가 마스터를 따라 추종하도록 설계한 제어기 구조 (2)에서 기인한다. 따라서 본 연구에서는 모드해석을 통해 강체모드를 제거하여 가탐지성을 만족하는 축소모델을 만들고, 이 모델을 이용하여 출력최적제어기를 설계하는 방법을 제시하였다.

(11)에서 강체모드를 제외한 축소모델, 측정출력, 제어입력을 다시 쓰면

$$\begin{Bmatrix} \ddot{q}_2 \\ \ddot{q}_3 \\ \ddot{q}_4 \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} \lambda_2 & 0 & 0 \\ 0 & \lambda_{m2} & 0 \\ 0 & 0 & \lambda_{s2} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} q_2 \\ q_3 \\ q_4 \end{Bmatrix} = U_r^T b u + U_r^T \tau_d$$

$$y = \begin{Bmatrix} \theta_s - \theta_m \\ \dot{\theta}_s - \dot{\theta}_m \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} cU_r & 0 \\ 0 & cU_r \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} q_r \\ \dot{q}_r \end{Bmatrix} \quad (12)$$

$$u = Fy$$

여기서  $U_r \in R^{3 \times 3}$  은 특이행렬의 첫 번째 행과 첫 번째 열을 제외한 행렬이며,  $U_r = U_{(2:4,2:4)}$ ,  $q_r = \{q_2 \quad q_3 \quad q_4\}^T$  이다. (12)에서  $q_2, q_3, q_4$  는 각각 두 번째, 세 번째, 그리고 네 번째 진동모드의 좌표변수이다. 즉, 해당 진동모드에서의 변

위를 나타낸다.

(12)를 상태공간방정식으로 나타내기 위해 다음과 같이 상태변수를 정의하면,

$$\begin{aligned} z &= \{z_1 \ z_2 \ z_3 \ z_4 \ z_5 \ z_6\}^T \\ &= \{q_2 \ q_3 \ q_4 \ \dot{q}_2 \ \dot{q}_3 \ \dot{q}_4\}^T \end{aligned} \quad (13)$$

상태공간방정식과 제어기 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \dot{z} &= A\dot{z} + Bu + Dd \\ y &= \begin{Bmatrix} \theta_s - \theta_m \\ \dot{\theta}_s - \dot{\theta}_m \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} cU_r & 0 \\ 0 & cU_r \end{bmatrix} z \\ u &= \begin{bmatrix} K_p & K_d \end{bmatrix} y \end{aligned} \quad (14)$$

(14)에서 측정 출력 ( $y \in R^{2 \times 1}$ ), 제어입력 ( $u \in R$ ) 는 상태공간벡터 ( $z \in R^{6 \times 1}$ ) 로 표현이 가능함을 알 수 있다. 시스템 행렬은 (12)에서 쉽게 얻어지므로 생략한다.

정리하면 (2)의 제어기는 측정변수의 차  $\theta_s - \theta_m$ ,  $\dot{\theta}_s - \dot{\theta}_m$  에 제어이득을 곱한 형태이며,  $\theta_s - \theta_m$ ,  $\dot{\theta}_s - \dot{\theta}_m$  에는 강체모드 응답은 나타나지 않으므로 (14)처럼 측정출력  $y$  는 첫 번째 모드를 제외한 세 모드의 합만으로 표현된다. 또한 제어가 불가능한 강체모드를 제외한 나머지 진동모드로 시스템을 나타내어 얻은 모델이 (14)에 해당된다.

(14)의 시스템에 최적출력제어[15]를 적용하면, 외란과 다음으로 정의되는 제어출력  $J$

$$J = z^T Qz + u^T Ru \quad (15)$$

사이의  $L_2$ -이득이  $\gamma$  보다 작다면,

$$\frac{\int_0^\infty \|J\|^2 dt}{\int_0^\infty \|d\|^2 dt} = \frac{\int_0^\infty \{x^T Qx + u^T Ru\} dt}{\int_0^\infty \{d^T d\} dt} \leq \gamma^2 \quad (16)$$

$\gamma$  를 최소화하는 제어기 이득  $[K_p \ K_d]$  을 정할 수 있다.

(15)에서  $Q$  는 반양한정(positive semi-definite) 대칭행렬,  $R$  은 양한정(positive definite) 대칭행렬이다.

### III. 시뮬레이션 및 결과 고찰

대상 조작기는 현재 제작 단계이므로, 앞에서 제안한 위치 추종-힘반영 제어의 적용성을 검증하기 위해 임의의 간단한 모델을 정하고 시뮬레이션을 실시하였다. 모델 파라미터는 표 1과 같다. 슬레이브 링크에는 부하하중이 작용하므로 마스터 링크에 비해 링크관성과 텐던강성을 높게 정하였다. (15)에서 행렬  $Q$  와  $R$  은  $Q = \text{diag}[10, 10, 1, 100, 100, 1]$ ,  $R = 0.2$  로 하였으며, 힘반영비는  $\alpha = 0.5$  로 가정하였다. 제안된 방법에 따라 설계된 비례-미분제어이득은  $K_p = -2242$ ,  $K_d = -61$  이다. 그림 3은 이 제어기를 적용한 폐회로의 주파수 응답으로 가장 오른쪽 침두치부터 차례로 네 번째, 세 번째, 두 번째 진동모드에 해당된다. 폐회로 대역폭은  $f_{BW} = 11.4\text{Hz}$  이다. 각 모드의 주파수와 감쇠비는  $f_1 = 0$ ,  $\zeta_1 = 0$ ;

표 1. 시뮬레이션 모델의 파라미터.

Table 1. Parameters of simulation model.

Parameter	Value
Inertia, $J_m, J_1$	$1\text{Kg cm}^2, 1\text{Kg cm}^2$
Inertia, $J_s, J_2$	$1\text{Kg cm}^2, 2\text{Kg cm}^2$
Stiffness, $K_m, K_s$	$5 \times 10^5 \text{N cm/rad}, 5 \times 10^6 \text{N cm/rad}$
Reflection ratio $\alpha$	0.5

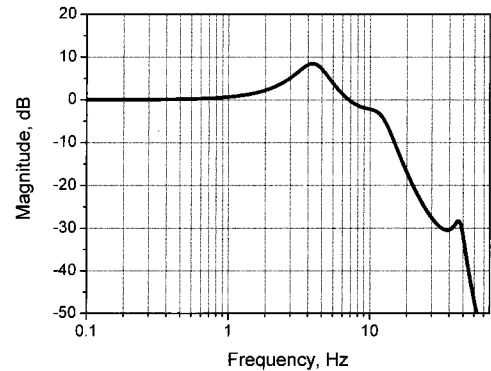
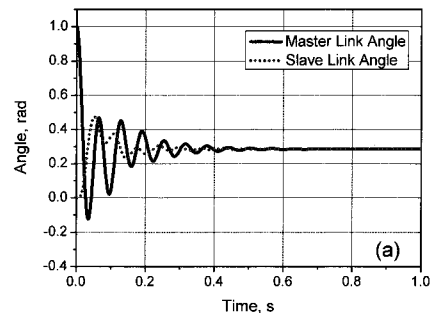


그림 3. 폐회로 주파수응답함수.

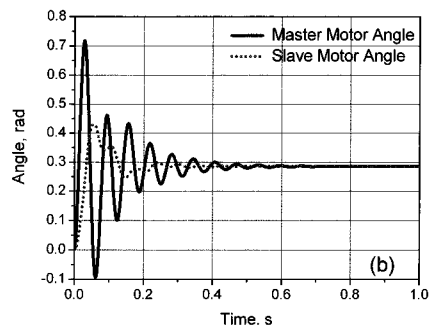
Fig. 3. Frequency response function of the closed-loop system.

$f_2 = 5.8\text{Hz}$ ,  $\zeta_2 = 0.45$ ;  $f_3 = 16.0\text{Hz}$ ,  $\zeta_3 = 0.09$ ;  $f_4 = 43.4\text{Hz}$ ,  $\zeta_4 = 0.08$  이다. 세 번째 모드와 네 번째 모드의 감쇠가 작으므로, 이 모드가 가진될 경우 오래 지속되는 진동이 발생할 것으로 예측할 수 있다.

설계된 제어기의 성능을 확인하기 위해 초기조건에 의한



(a) Master and slave link angles



(b) Master and slave actuator angles

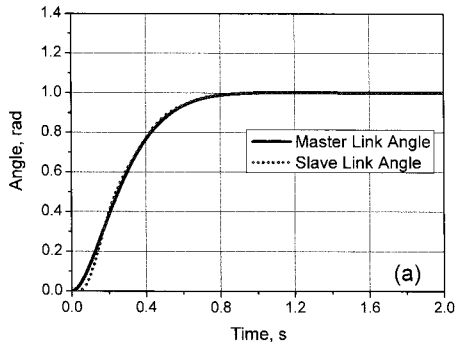
그림 4. 초기조건에 대한 응답.

Fig. 4. Response to an initial condition.

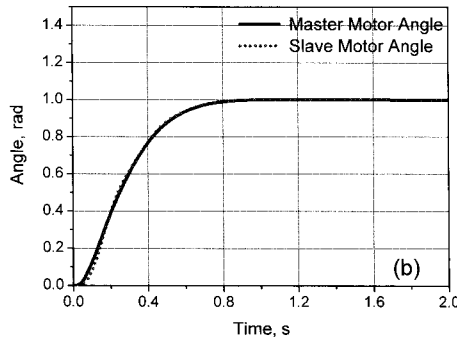
응답을 시뮬레이션 하였다. 초기조건은 마스터 링크의 각도가  $\theta_1 = 1 \text{ rad}$  이며, 나머지 조건은 모두 영인 경우를 가정하였다. 그림 4(a)는 마스터와 슬레이브 링크의 응답으로, 응답 초기 두 링크 모두 감쇠비가 작은 세 번째 모드의 진동,  $f_3 = 16.0 \text{ Hz}$ ,  $\zeta_3 = 0.09$ , 이 주로 나타나고 있음을 알 수 있

며, 정상상태에 도달된 후 두 링크의 회전각은 일치하였다. 그림 4(b)는 마스터와 슬레이브 구동기의 회전각으로 링크의 응답과 유사하게 두 번째 모드의 진동 후 정상상태에 도달되며, 정상상태에서 두 회전각은 같았다.

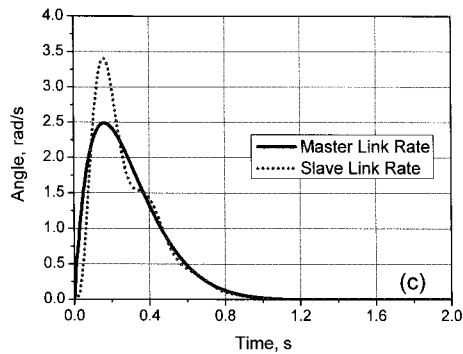
다음으로 마스터 링크를 임의의 위치로 회전시키는 경우



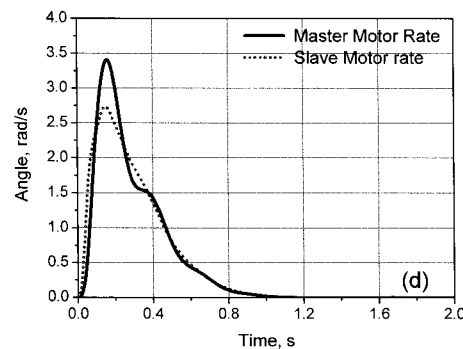
(a) Master and slave link angles



(b) Master and slave actuator angles

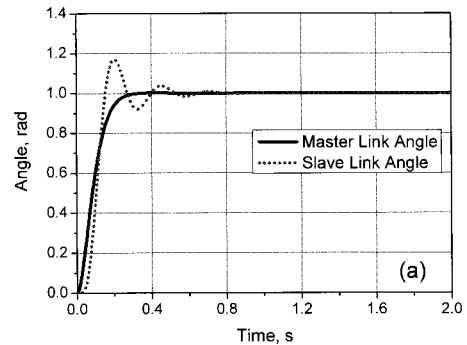


(c) Master and slave link rates

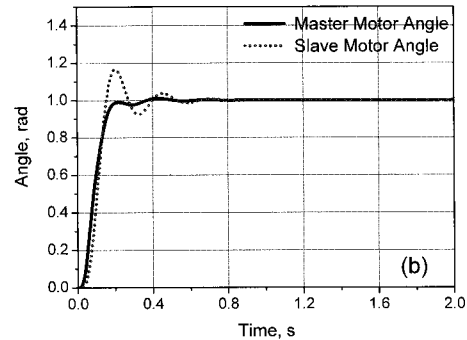


(d) Master and slave actuator rates

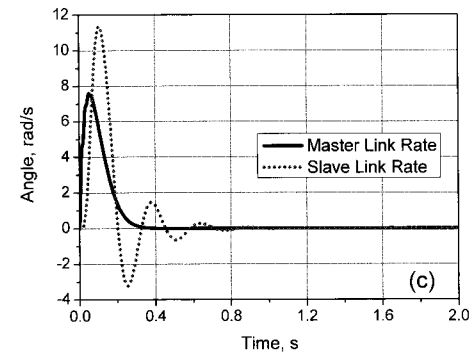
그림 5. 슬레이브 링크의 마스터 링크 추종 응답-표준 운동.  
Fig. 5. Tracking response-normal motion.



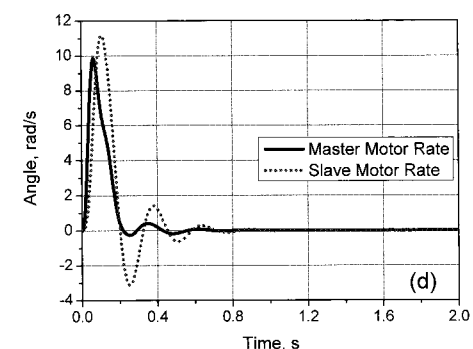
(a) Master and slave link angles



(b) Master and slave actuator angles



(c) Master and slave link rates



(d) Master and slave actuator rates

그림 6. 슬레이브 링크의 마스터 링크 추종 응답-빠른 운동.  
Fig. 6. Tracking response-faster motion.

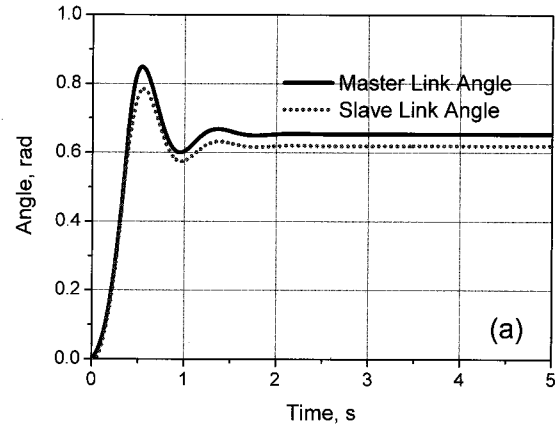
슬레이브 링크의 마스터 링크 위치 추종성능을 시뮬레이션 하였다. 그림 5(a)에서와 같이 마스터 링크는 정지상태로부터 0.63초에 최종 위치 1rad의 95%에 도달되는 운동을 하는 경우를 가정하였다. 이 때 슬레이브 링크는 그림 5(a)에서와 같이 마스터 링크 위치를 잘 추종함을 알 수 있다. 이는 가정한 마스터의 운동이 감쇠비가 낮은 세 번째와 네 번째 진동 모드를 적게 가진하였기 때문으로 분석된다. 그림 5(b)는 이때의 구동기 각도로 링크와 유사한 추종 성능을 보인다. 그림 5(c)는 마스터와 슬레이브 링크의 각속도로 응답초기 슬레이브 링크는 마스터링크를 시간지연을 갖고 따라가며, 최대속도 지점에서 과도응답을 보인 후 0.6초 부근 이후에서는 두 링크의 속도가 거의 같아진다. 그림 5(d)는 마스터와 슬레이브 구동기의 각속도로 앞의 링크의 응답과 유사한 형태를 보인다. 속도의 응답 특성은 각도 응답 특성에서와 같이 마스터의 운동이 감쇠비가 낮은 세 번째와 네 번째 진동모드를 적게 가진하였으며, 초기 응답은 감쇠비가 높은 두 번째 모드로 주로 나타난 것으로 분석된다.

그림 6은 그림 5에 비해 마스터 링크의 운동이 3배로 빨라진 경우 응답이다. 이 경우 마스터 링크는 그림 6(a)에서와 같이 0.21초에 최종 위치의 95%에 도달된다. 이 마스터 링크의 운동에 따라 슬레이브 링크의 응답은 초기 진동을 보이고 있는데, 이는 가정한 마스터 링크의 운동이 계의 두 번째 모드,  $f_2 = 5.8Hz$ ,  $\zeta_2 = 0.45$  를 그림 5의 경우에 비해 더 많이 가진하였기 때문이며, 두 번째 진동모드는 감쇠비가 상대적으로 크므로 초기 진동은 빨리 감소하여 마스터 링크의 위치로 수렴함을 알 수 있다. 정상상태에서 두 링크의 회전각은 동일하다. 실제 핫셀 내부의 조작기를 운용하는 경우 운용자는 슬레이브 조작기의 동작 상황을 눈으로 확인하면서 마스터를 운용하므로, 그림 5와 같은 느린 운동이 주로 일어날 것으로 예상하고 있다. 그림 6(b)의 구동기 운동은 링크의 운동과 유사한 형태를 갖는다. 그림 6(c)와 6(d)는 마스터와 슬레이브의 링크 각속도와 구동기 각속도로 두 번째 모드의 진동이 많이 발생되었음을 볼 수 있으며, 두 번째 모드의 감쇠비의  $\zeta_2 = 0.45$  에 의한 진동의 감쇠를 확인 할 수 있다.

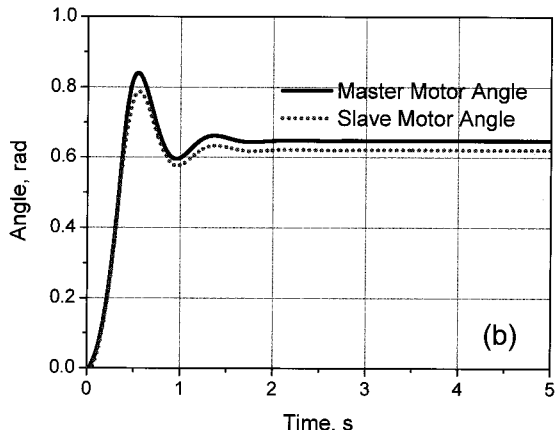
이상의 응답으로부터 앞에서 설계된 제어기 구조 및 결정된 이득을 적용하면 일반적 조작기 운용 중 슬레이브 링크의 마스터 링크 추종이 잘 이루어지며, 정상상태 오차는 영인 것으로 판단할 수 있다.

다음으로 운용 중 슬레이브 조작기가 환경에 접촉하여 발생하는 접촉력이 운용자에게 전달되는 특성을 시뮬레이션 하였다. 시뮬레이션은 마스터 링크에 일정한 토크 30Ncm가 작용하여 마스터 링크가 회전하고 따라서 슬레이브 링크가 마스터 링크 운동을 추종하며, 슬레이브 링크가 회전 중 0.5rad 위치에 설정한 벽에 부딪히는 조건을 가정하였다. 슬레이브 링크와 벽이 부딪힐 때 슬레이브 링크와 벽 사이에 감쇠  $C_e = 50Ncms/rad$ , 탄성  $K_e = 500Ncm/rad$  이 존재하는 것으로 가정하였다. 그림 7은 이 때의 응답을 보인다. 그림 7(a)는 마스터와 슬레이브 링크의 회전각으로 슬레이브 링크는  $t = 0.344$ 초에서 벽에 부딪히며, 그 이후 슬레이브 링크는 벽과의 접촉 동특성에 따라 응답을 보이며, 마스터 링크는 계속 회전하다 과도 응답을 보인 후 조작자가 가한 토크

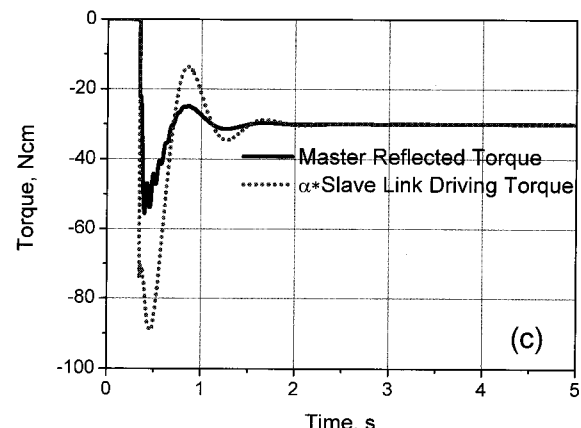
크와 반향된 토크가 평형을 이루는 정상상태로 정착됨을 보인다. 따라서 접촉 이후 두 링크 사이에는 위치오차가 발생하게 되며, 이 위치오차와 비례제어이득의 곱이 정상상태에서의 반향된 토크에 해당한다. 그림 7(b)는 마스터와 슬레이브 구동기의 회전각으로 링크의 운동과 유사한 특성을 보임을 알 수 있다. 그림 7(c)는 접촉에 의해 슬레이브 링크에 전달되는 토크와 마스터 링크에 반향되는 토크를 보인다. 비교를 위해 조작자에게 반향된 토크와 슬레이브 접촉 토크에 힘반영비  $\alpha = 0.5$  를 곱한 토크를 그래프로



(a) Master and slave link angles



(b) Master and slave actuator angles



(c) Contact torque and reflected torque

그림 7. 슬레이브 링크의 환경 접촉시 응답.  
Fig. 7. Response when slave link contacts environment.

나타냈다. 따라서 완벽한 힘반영이 이루어질 경우 그림 7(c)의 두 그래프는 동일하게 나타나야 된다. 그림 7(c)에서와 같이 접촉 후 동적 상태에서는 두 토오크가 차이를 보여 정밀한 힘반영이 이루어지지 못하지만, 그러나 정상상태에 도달된 후에는 정밀한 힘반영이 이루어졌다. 즉, 정상상태에서 슬레이브 접촉 토오크는 마스터 링크의 토오크의 2배인 -60Ncm가 작용한다. 접촉 후 동적 상황에서의 힘반영 오차는 위치-위치 기반 양방향 제어기 (2)의 제어기 구조적 한계에서 오는 불가피한 결과이며, 정상상태에서 마스터와 슬레이브 링크의 각도 차이는  $\theta_1(\infty) - \theta_2(\infty) = 0.034rad$  로 (5)의 이론치와 일치한다.

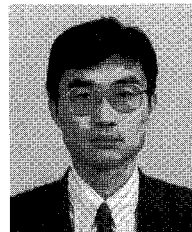
#### IV. 결론

본 논문에서는 핫셀에서 사용하기 위해 계획 중인 텐던 구동 마스터-슬레이브 조작기의 양방향 제어기를 제안하였다. 제어기 구조는 측정 가능한 변수를 이용한 출력 되먹임제어 구조이며, 선정된 제어기 이득 결정을 위해 모드해석을 이용한 축소모델 도출 및  $H_\infty$ -최적 출력 되먹임제어 설계방법 적용을 제안하였다. 시뮬레이션을 통한 제어기의 적용성을 검증한 결과 급격하게 마스터 링크의 운동을 하지 않을 경우 슬레이브 링크는 마스터 링크 위치를 잘 추종하며, 정상상태에서 정밀한 위치추종을 보장하였다. 힘 반영의 경우 제어기 구조의 한계에 의해 접촉 후 동적인 상태에서는 힘반영 오차를 보였지만, 정상상태에서는 힘반영이 보장되었다. 대상 조작기 운용은 운용자가 루프 내에 포함되는 형태로 조작이 빠르지 않게 이루어 지지 않으므로, 마스터-슬레이브 링크의 위치추종은 잘 이루어 질것으로 예상된다. 접촉 후 동적상태에서 힘반영은 적용한 제어기의 불가피한 한계이며, 이를 개선하기 위해서는 추가적인 측정과 제어기 구조의 수정이 요구된다.

#### 참고문헌

- [1] J. Vertut and P. Coiffet, *Teleoperation and Robotics- Evolution and Development*, vol. 3A, Kogan Page, 1985.
- [2] F. L. Lewis, C. T. Abdallah, and D. M. Dawson, *Control of Robotic Manipulators*, MacMillan, 1993.
- [3] D. A. Lawrence, "Stability and Transparency in Bilateral Teleoperation," *IEEE Trans. Robot and Automation*, vol. 9, no.5, pp. 624-637, 1993.
- [4] S.E. Salcudean, M. Zhu, W. H. Zhu, and K. "Transparent Bilateral Teleoperation under Position and Rate Control," *Int. J. Robot Res.*, vol. 19. no. 12, pp.1185-1202, 2000.
- [5] N. Chopra, M. Spong, R. Ortega, and N. E. Barabanov, "On Position Tracking in Bilateral Teleoperation," *Proc. of the 2004 American Control Conference*, Boston, pp. 5244-5249, 2004.
- [6] S. Colombi, "Multivariable Design of Bilateral Master-Slave Force Reflecting Servomechanisms," *18th Symposium on Fusion Technology*, Swiss Federal Institute of Technology, Switzerland.
- [7] N. Chopra, M. W. Spong, R. Ortega, and N. E. Barabanov. "Position and Force Tracking in Bilateral Teleoperation," *Advances in Communication and Control Network*, NewYork: Springer Verlag, vol. 308, 2004.

- [8] W. T. Townsend, *The Effect of Transmission Design on Force-Controlled Manipulator Performance*, MIT Artificial Intelligence Laboratory, Technical Report 1054, PhD. Thesis, 1988.
- [9] L.W. Tsal, "Design of Tendon-Driven Manipulators," *Trans. of ASME Special 50th Anniversary Design Issue*, vol.117, pp.80-85, 1995.
- [10] F. Londi, E. Pennestri, P.P. Valentini, and L.Vita, "Control and Virtual Reality Simulation of Tendon Driven Mechanism," *Multibody System Dynamics*, vol. 12, pp.133-145, 2004.
- [11] G. M. Prisco, M. Bergamasco, "Dynamic Modelling of a Class of Tendon Driven Manipulators," *ICAR '97*, pp. 893-899, 1997.
- [12] L. Meirovitch, *Analytical methods in Vibrations*, MacMillan Company, 1967.
- [13] V. L. Syrmos, C. T. Abdallah, P. Dorato, and K. Grigoriadis, "Static output feedback-a survey," *Automatica*, vol. 33, no. 2, pp.125-137, 1997.
- [14] W. S. Levine and M. Athans, "On the determination of the optimal constant output feedback gains for linear multivariable systems," *IEEE Trans. on Automatic Control*, vol. AC-15, no. 1, pp.44-48, 1970.
- [15] J. Gadewadikar, F. L. Lewis, L. Xie, V. Kucera, and M. Abu-Khalaf, "Parameterization of all stabilizing static  $H_\infty$  state-feedback gains: Application to output-feedback design," *Automatica*, vol. 43, pp.1597-1604, 2007.



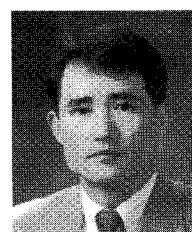
#### 강민식

1980년 서울대학교 기계공학과(공학사). 1983년 한국과학기술원 기계공학과(공학석사). 1987년 한국과학기술원 기계공학과(공학박사). 1998년~현재 경원대학교 기계자동차공학과 교수. 관심분야는 동역학 및 제어, 계측제어, 로봇, 건설제어, 운동제어.



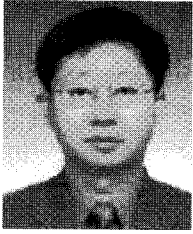
#### 이종광

1997년 충남대학교 기계설계공학과(공학사). 1999년 충남대학교 기계설계공학과(공학사). 2004년 충남대학교 기계설계공학과(공학박사). 2006년~현재 한국원자력연구원 선임연구원. 관심분야는 서보매니플레이터 설계, 원격제어, 로봇-비전.



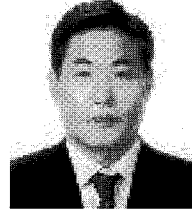
#### 윤지석

1980년 서울대학교 기계공학과(공학사). 1982년 한국과학기술원 기계공학과(공학석사). 1987년 한국과학기술원 기계공학과(공학박사). 1987년~현재 한국원자력연구원 책임연구원. 관심분야는 방사성물질 원격취급기술, 생산자동화, 계측제어, 원격로봇.



### 박 병 석

1986년 조선대학교 기계공학과(공학사). 1990년 전남대학교 기계공학과(공학석사). 2002년 충남대학교 기계설계공학과(공학박사). 1987년~현재 한국원자력연구원 책임연구원. 관심분야는 마스터-슬레이브 매니플레이터 설계, 힘반영 제어, 강인제어, 신호처리.



### 김 기 호

1986년 명지대학교 기계공학과(공학사). 1989년 Univ. of Minnesota 기계공학과(공학석사). 1993년 Iowa State Univ. 기계공학과 박사. 1994년~현재 한국원자력연구원 책임연구원. 관심분야는 극한 환경용 원격 로봇 설계 및 제어, 햅틱 시스템, 원격 자동화 시스템 설계 및 제어, 시스템 통합.