

〈論 文〉

적응모델추종제어기법에 의한 산업용 로봇 매니퓰레이터 제어기의 성능개선 및 시뮬레이션에 관한 연구

허남수* · 한성현** · 이만형***

(1990년 9월 18일 접수)

A Study on Simulation and Performance Improvement of Industrial Robot Manipulator Controller Using Adaptive Model Following Control Method

Nam-Soo Hur, Sung-Hyun Han and Man-Hyung Lee

Key Words: Robustness(견실성), AMFC(적응모델추종제어), Uncertainties(불확실성), Hyperstability(초안정성), Nonlinearity(비선형성), Decoupling(비연성), Performance Improvement(성능개선)

Abstract

This study proposed a new method to design a robot manipulator control system capable of tracking the trajectories of joint angles in a reasonable accuracy to cover with actual situation of varying payload, uncertain parameters, and time delay. The direct adaptive model following control method has been used to improve existing industrial robot manipulator control system design. The proposed robot manipulator controller is operated by adjusting its gains based on the response of the manipulator in such a way that the manipulator closely matches the reference model trajectories predefined by the designer. The manipulator control system studied has two loops: they are an inner loop on adaptive model following controller to compensate nonlinearity in the manipulator dynamic equation and to decouple the coupling terms and an outer loop of state feedback controller with integral action to guarantee the stability of the adaptive scheme. This adaptation algorithm is based on the hyperstability approach with an improved Lyapunov function. The coupling among joints and the nonlinearity in the dynamic equation are explicitly considered. The designed manipulator controller shows good tracking performance in various cases, load variation, parameter uncertainties, and time delay. Since the proposed adaptive control method requires only a small number of parameters to be estimated, the controller has a relatively simple structure compared to the other adaptive manipulator controllers. Therefore, the method used is expected to be well suited for a high performance robot controller under practical operating environments.

* 부산대학교 대학원

** 正會員, 釜山大學校 機械技術研究所

*** 正會員, 釜山大學校 工科大學 精密機械工學科

1. 서 론

지금까지의 산업용로봇의 제어방식은 전체적인 운동방정식이 고려되지 않고, 로봇 매니퓰레이터의 비선형 동특성을 거의 무시한 상태에서 각 관절의 독립 제어만으로 운용되고 있는 실정이므로, 기존의 로봇은 간단하고 단순한 위치적인 임무의 수행에 그 기능이 국한되어 있는 실정이다.

산업용 로봇 매니퓰레이터는 각 관절 사이의 코리올리스력 및 원심력 등의 강한 비선형성 및 결합성을 지니므로 로봇 매니퓰레이터의 제어기의 설계 시에 가장 큰 문제로 대두되는 것은 복잡한 비선형성을 지닌 실제 시스템의 미지의 부하변동 및 파라미터의 불확실성에 대한 정확한 동특성의 모델링의 어려움이라 할 수 있다. 그러므로 기존의 로봇 제어기의 대부분은 동적모델 및 제어계에 대한 선형성의 가정 및 플랜트의 매개변수가 일정하게 유지 된다는 가정하에 설계되므로, 이러한 가정하에서 설계된 제어알고리즘은 수렴특성을 상실하게 되어 좋은 제어성능을 내지 못하게 된다. 따라서 로봇 매니퓰레이터의 동적 모델링에 있어서 매개변수의 불확실성과 비선형성의 존재 및 부하의 변동과 모델링오차의 존재하에서도 좋은 성능을 얻을 수 있는 진보된 제어방법이 절실히 요구되어 그에 대한 많은 관심이 집중되어 왔다. 지난 10여년 동안에 산업용 로봇 매니퓰레이터에 대한 제어시스템의 설계에 대하여 많은 연구가 진행되어 왔으며, 그 설계방법은 크게 2가지로 분류된다. 첫째방법은 Pual, Markiewicz, Bejczy^(1~3) 등에 의해 제시된 방법으로서 로봇 동적모델에 대한 비선형성을 무시한 동적모델의 선형화를 바탕으로 한 비선형 피드백 제어방법이다. 두번째 방법으로는 전자보다 진보된 제어방법으로 Dubowsky와 Desforges⁽⁴⁾ 등이 로봇 매니퓰레이터의 제어에 적용한 이후 많은 연구가 집중되고 있는 적응제어(adaptive control) 방법이다. 적응제어방식에는 기준모델적응제어방식과^(6,8,9,10) 자기동도적응제어 방식이 있다. 기준모델적응제어 방식은 Whitaker⁽¹⁰⁾ 등에 의해 1960년대 이후부터 본격적인 연구가 시작되었으며, 이 방식은 원하는 동특성을 갖는 기준모델을 설정하여 이 기준모델의 출력과 플랜트의 출력이 일치하도록 플랜트의 매개변수를 조종하는 방식이다. 그런데 기존의 산업용 로봇제어시스템은 로봇 매니퓰레이터의 동적특성이

완전히 고려되지 않고, 동적모델의 비선형성이 거의 무시된 상태에서 선형화된 모델을 바탕으로 각 관절의 독립적인 제어만으로 운용되는 고전적인 선형서보제어에 의존되고 있는 실정이므로, 실제의 산업공정에 사용되는 경우, 모델링 오차로 인한 관성상수 및 링크상수의 불확실성과 운전중 부하하중의 변동으로 인한 로봇 매니퓰레이터의 역학적 특성의 변화 등으로 인하여 로봇 시스템은 불확실성 시스템의 특성을 지나게 되므로, 고속운전이나 빈번한 부하하중의 변동에 따라 역학적으로 나타나는 각 관절간의 비선형성 및 연성등의 영향으로 인하여 제어기능을 상실하게 된다.

그러므로 본 연구에서는 부하의 변동이 심하고 많은 외란이 존재하는 실제의 공정에서 두드러진 성능의 저하를 초래하는 기존의 로봇 제어시스템의 설계방법을 개선하고자 한다. 이를 위하여 미지의 부하변동으로 인한 로봇 모델의 역학적 특성의 변화, 모델링 오차 기인하는 관성상수 및 링크상수 등의 파라미터 불확실성, 그리고 제어기의 실현시 수반되는 계산시간의 지연 등이 존재하는 경우에서도 견실하고 정확한 제어성능이 유지되는 새로운 고성능 로봇 매니퓰레이트 제어시스템의 구현을 위한 연구를 수행하였다. 제어기의 설계방법은 로봇 매니퓰레이트의 동적모델의 강한 비선형성 및 연성을 완전히 고려한 상태에서 직접 기준모델적응제어기법의 원리를 확장하여 적용하고 Lyapunov함수⁽⁶⁾와 초안정도이론에 의해 안정성을 해석하였으며, 부하의 변동 및 파라미터의 불확실성 등에 대해 매우 향상된 적응성을 갖는 새로운 제어알고리즘을 개발하여 적용하였다. 제어알고리즘의 구성방향은 선형화된 로봇 매니퓰레이터의 동적모델을 기준으로 기존의 로봇 제어기의 설계방법으로 선형 로봇 제어기를 설계하고, 시뮬레이션 시험을 통하여 실제공정에서 제어기의 실현시 대두되는 문제점을 분석하였다. 그 분석 결과를 바탕으로 선형제어최의 기본구조를 확장하여 향상된 Lyapunov함수와 기준모델적응제어시스템의 기본원리를 적용하여, 실제의 공정에서 대두되는 무하변동에 대해 적응성이 향상된 선형시변적응제어최를 구성하였다. 그리고 선형시변적응제어최의 부하변동에 대한 적응성능을 시뮬레이션 시험을 통하여 부하하중의 증가에 대한 적응능력의 특성을 분석하고, 그 결과를 바탕으로 선형적응제어최의 부하변동에 대한 적응성능의 한계를 보완하기 위하여, 완전한 비선형 모델에 초안

정도이론과 기준모델적응제어시스템의 기본 원리를 이용하여 부하변동이 따르는 실제의 공정에서 수반되는 상황에 대하여 향상된 제어성능을 유지할 수 있는 비선형 적응제어알고리즘을 유도하였다. 그리고 비선형 적응제어알고리즘의 특성을 이용하여 기준모델적응제어시스템의 기본 원리를 확장하여 구성된 적응모델추종제어기를 전체 로봇 제어시스템의 내부루프로 구성하고, 상태피드백제어기를 외부루프로 구성하는 새로운 로봇 제어시스템을 구성하여 많은 외란이 존재하는 실제공정에서도 항상 정밀하고 견실한 제어성능이 유지될 수 있는 고성능 로봇제어시스템을 구현하였다.

2. 로봇 매니퓰레이터의 동적 모델링

불확실한 파라미터 및 미지의 부하를 포함한 상태에 대한 매니퓰레이터의 운동에너지는 다음과 같이 표현될 수 있다.

$$\begin{aligned} K = & \frac{1}{2} \sum_{i=1}^n T_r \left[\sum_{j=1}^i \sum_{k=1}^i U_{ij} J_{pi} U_{ik}^T \dot{q}_j \dot{q}_k \right] + \sum_{i=1}^n I_{ai} \dot{q}_i \\ & + \frac{1}{2} \sum_{i=1}^n T_r \left[\sum_{j=1}^i \sum_{k=1}^i U_{uj} J_{ui} U_{uk}^T \dot{q}_j \dot{q}_k \right] \\ & + \frac{1}{2} T_r \left[\sum_{j=1}^n \sum_{k=1}^n U_{nj} J_{ji} U_{nk}^T \dot{q}_j \dot{q}_k \right] \\ = & K_p + \Delta K \end{aligned} \quad (1)$$

여기서 $U_{ij} = \partial^0 A_i / \partial q_j$ 으로 정의되고, ${}^0 A_i = {}^0 A_1 {}^1 A_2 {}^2 A_3 \cdots {}^{i-1} A_n$ 는 기본좌표계에 대한 i 번째 관절의 DH(Denavit Hertenberg) 변환행렬을 나타낸다. 그리고 J_i 은 n 번째 링크의 끝에 부가된 부하에 의한 가관성행렬(pseudo inertia matrix)이고, J_{pi} 는 무부하상태의 로봇의 i 번째 링크의 가관성행렬이다. J_{ui} 는 i 번째 링크의 불확실한 파라미터에 대한 가관성행렬을 나타낸다. 식 (1)의 우변의 각 항은 각각 무부하상태에서의 로봇만의 운동에너지(K_p)와 불확실한 파라미터와 부하에 의한 운동에너지(ΔK)를 나타낸다.

로봇 매니퓰레이터의 위치에너지도 운동에너지와 마찬가지로 다음과 같이 각 성분을 분리하여 표현할 수 있다.

$$\begin{aligned} P = & - \sum_{i=1}^n m_{pi} g^T A_i r_{pi} - \left[\sum_{i=1}^n m_{qi} g^T A_i r_i \right] \\ = & P_p + \Delta P \end{aligned} \quad (2)$$

여기서 m_{pi} 는 i 번째 링크의 질량을 나타내고, m_{qi} 는 i 번째 파라미터의 불확실성을 나타내며, m_1 은 부하의 질량을 나타낸다. r_{pi} , r_{qi} , r_i 은 순서대로 각

각 m_{pi} , m_{qi} , m_1 의 질량중심을 나타낸다. 그리고 P_p 는 무부하시의 공칭로봇만의 위치에너지를 나타내고, ΔP 는 관성상수 및 링크상수의 불확실성과 부하하중에 의한 위치에너지를 나타내고 있다.

식 (1)과 (2)로부터 Lagrange-Euler방정식을 사용하여 로봇 매니퓰레이터의 동적 방정식을 구하면 다음과 같이 표현될 수 있다.

$$D(q(t)) \ddot{q}(t) + c(q(t), \dot{q}(t)) = \tau(t) \quad (3)$$

여기서 $q(t)$ 는 로봇 매니퓰레이터의 관절변수벡터, $D(q(t))$ 는 관성행렬($n \times n$), $c(q(t), \dot{q}(t))$ 는 비선형벡터행렬($n \times 1$), $\tau(t)$ 는 입력토크 및 마찰력벡터행렬($n \times 1$)를 나타낸다. 그리고 $D(q(t))$ 및 $c(q(t), \dot{q}(t))$ 는 파라미터의 불확실성을 내포하고 있음으로 다음과 같이 표현될 수 있다.

$$D(q) = D_p(q) + \Delta D(q) \quad (4)$$

$$c(q, \dot{q}) = C_p(q, \dot{q}) + \Delta C(q, \dot{q}) \quad (5)$$

여기서 $D_p(q)$ 는 무부하상태 로봇의 관성행렬을 나타내고, $\Delta D(q)$ 는 파라미터의 불확실성 및 부하하중에 의한 역학적인 효과에 기인한 관성행렬을 나타낸다. 그리고 $C_p(q, \dot{q})$ 및 $\Delta C(q, \dot{q})$ 는 각각 무부하 로봇만의 비선형성 및 파라미터의 불확실성과 부하하중에 의한 비선형성을 나타내고 있는데 이것도 다음과 같이 두개의 성분으로 분리하여 표현될 수 있다.

$$c(q, \dot{q}) = h(q, \dot{q}) + G(q) \quad (6)$$

$$C_p(q, \dot{q}) = h_p(q, \dot{q}) + G_p(q)$$

$$\Delta C(q, \dot{q}) = \Delta h(q, \dot{q}) + \Delta G(q) \quad (7)$$

여기서 $h(q, \dot{q})$ 는 원심력 및 코리올리스력을 나타내고, $G(q)$ 는 중력을 나타낸다. $h_p(q, \dot{q})$ 는 무부하상태에서의 코리올리스력 및 원심력 나타내고, $G_p(q)$ 는 무부하상태에서의 중력을 나타내고 있다. $h_i(q, \dot{q})$ 의 i 번째 성분 $h_i(q, \dot{q})$ 는 다음과 같이 정방향으로 주어진다.

$$h_i(q, \dot{q}) = \dot{q}^T N_i(q) \dot{q} \quad (8)$$

위의 식 (8)에서 $N_i(q)$ 의 jk 번째 성분 $N_{ijk}(q)$ 는 다음과 같이 표현된다.

$$N_{ijk}(q) = \sum_{m=\max(i,j,k)}^n T_r [U_{mjk}(q) J_m U_{mi}^T(q)], \quad i, j, k = 1, 2, \dots, n \quad (9)$$

$G(q)$ 의 i 번째 성분 $G_i(q)$ 는 다음과 같이 정의한다.

$$G_i(q) = \sum_{j=1}^n [-m_j g^T U_{ji}(q) j r_j], \quad i, j, k = 1, 2, \dots, n \quad (10)$$

여기서 $U_{ijk}(q) = \partial U_{ij}(q) / \partial q_k$ 으로 정의된다. 그리고 $i=1, 2, \dots, n-1$ 인 경우에는 $J_i = J_{pi} + J_{qi}$, $m_i = m_{pi} + m_{qi}$ 이고, $i=n$ 인 경우에는 $J_i = J_{pi} + J_{qi} + J_i$, $m_i = m_{pi} + m_{qi} + m_1$ 이다. 회전판절이나 미끄를 판절을 갖는 로봇의 경우에 $D(q)$ 및 $N(q)$ 는 다음의 정리를 만족한다.

로봇의 관절각 및 관절각속도를 측정가능하다는 가정하에서 n 개의 자유도를 갖는 매니퓰레이터의 관절각 벡터 및 관절각 속도벡터, 입력힘벡터를 각각 다음과 같이 정의한다.

$$\begin{aligned} X_{pi}^T &= [X_{p1}, X_{p2}, \dots, X_{pn}] = [q_1, q_2, \dots, q_n] \\ X_{vi}^T &= [\dot{X}_{p1}, \dot{X}_{p2}, \dots, \dot{X}_{pn}] = [\dot{q}_1, \dot{q}_2, \dots, \dot{q}_n] \\ U_{pi}^T &= [r_1, r_2, \dots, r_n] \end{aligned} \quad (11)$$

위 식 (11)의 정의로부터 식 (3)은 다음과 같은 동적 방정식으로 표현된다.

$$\begin{bmatrix} D_{11}, D_{12}, \dots, D_{1n} \\ D_{21}, D_{22}, \dots, D_{2n} \\ \vdots \\ D_{n1}, D_{n2}, \dots, D_{nn} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} X_{v1} \\ X_{v2} \\ \vdots \\ X_{vn} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} C_1(X_p, X_v) \\ C_2(X_p, X_v) \\ \vdots \\ C_n(X_p, X_v) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} U_{p1} \\ U_{p2} \\ \vdots \\ U_{pn} \end{bmatrix} \quad (12)$$

여기서 X_{pi} 및 X_{vi} 는 각각 로봇 관절의 각 위치 및 각 속도를 나타내고 U_{pi} 는 힘벡터를 나타낸다.

3. 제어기 구성

본 연구에서는 로봇 매니퓰레이터의 운동방정식의 기본성질을 이용하여 각 관절 사이의 연성의 상호작용을 비연성화 시키고 로봇 매니퓰레이터의 동적 방정식에서의 비선형성을 보상하는 새로운 적응제어알고리즘을 개발하여 부하의 변동이 크고 매니퓰레이터의 파라미터의 불확실성 등으로 인한 비모형화 동특성이 존재하는 경우에서도 항상 좋은 제어성능을 유지할 수 있는 로봇 제어시스템을 설계하고자 한다.

제안된 제어시스템의 구조는 기존의 로봇 매니퓰레이터에 대한 적응제어시스템과는 달리 로봇의 역학적 비선형성의 보상 및 비연성제어를 위한 내부루프의 MRAC구조와 고정된 제어게인을 갖는 외부루프의 PID제어기로 구성되는 혼성제어구조의 새로운 로봇 매니퓰레이터의 제어시스템을 제안하였다. Fig. 1은 본 연구에서 제안하는 로봇 매니퓰

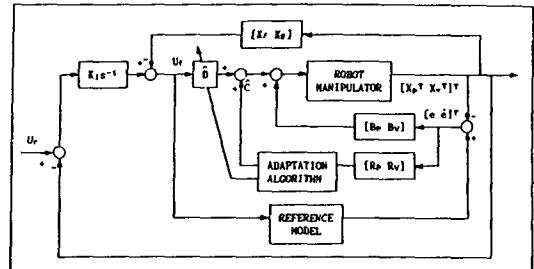


Fig. 1 Block diagram of robot manipulator control system

레이터의 제어시스템의 전체 구조에 대한 블록선도를 나타내고 있다.

3.1 제어알고리즘

로봇 매니퓰레이터제어기의 제어알고리즘은 적응모델추종제어시스템의 기본 구조하에서 설계되었다.

부하의 변동 및 파라미터의 불확실성으로 인하여 비모형화 동특성이 존재하는 로봇의 동적모델에 대하여 파라미터의 값을 항상 알 수 있다는 확정시스템의 가정하에서 로봇 매니퓰레이터의 동적 방정식의 비선형성을 보상하고, 각 관절의 상호작용에 의한 연성의 특성으로부터 비연성을 얻기 위한 토크입력에 대한 제어칙을 구하면 다음과 같이 표현될 수 있다.

$$U_p(t) = D(X_p) U_f(t) + C(X_p, X_v) \quad (13)$$

여기서 $U(t)$ 는 외부루프로부터의 입력을 나타내고, $U_p(t)$ 는 로봇 매니퓰레이터의 제어입력을 나타낸다. 그리고 식 (12) 및 (13)로부터 다음의 관계식을 얻을 수 있다.

$$\begin{aligned} \dot{X}_p(t) &= X_v(t) \\ \dot{X}_v(t) &= U_f(t) \end{aligned} \quad (14)$$

위의 식 (14)은 강한 비선형성과 연성의 특성을 지니는 매니퓰레이터의 각 관절의 자유도로부터 선형비연성의 특성을 얻기 위한 비연성 적분기의 특성을 나타내고 있다.

식 (14)의 제어칙에서 두번째 항은 매니퓰레이터의 동적방정식 (11)에서 비선형항 $V(X_p, X_v)$ 를 상쇄시키기 위한 항으로 고려된다. 그런데 식 (13)의 확정시스템에 대한 제어칙의 실행에 있어서는 컴퓨터의 실시간 제어를 위해 모든 X_p 에 대하여 이미 계산되어 저장된 $D(X_p)$ 및 $V(X_p, X_v)$ 의

값이 요구되고 있다. 그러므로 이러한 어려움을 피하기 위하여 본 연구에서는 기준모델 추종제어의 기법을 사용하여 Fig. 1에서의 $U(t)$ 와 $X_p(t)$ 의 관계가 식 (14)로 수렴되게 할 수 있는 제어치를 유도한다. 로봇 매니퓰레이터에 대한 기준모델 적응제어시스템의 원리는 플랜트와 원하는 특성을 가진 기준모델의 출력 사이의 오차를 적응제어계인에 의한 파라미터의 적절한 조절로서 0으로 수렴되게 함으로써 플랜트인 로봇 매니퓰레이터의 관절이 기준모델의 궤적을 추종하도록 하기 위한 것이라 할 수 있다.

본 연구에서는 비선형연성의 특성을 지닌 매니퓰레이터의 각 관절 사이의 비선형성의 보상 및 비연성제어를 위하여 적응알고리즘에 의한 파라미터의 조정으로 플랜트의 출력이 식 (14)의 결과에 수렴하도록 하기 위하여 기준모델을 다음과 같이 선정하였다.

$$\begin{aligned}\dot{X}_{mp}(t) &= X_{mv}(t) \\ \dot{X}_{mv}(t) &= U_f(t)\end{aligned}\quad (15)$$

여기서 $X_{mp}(t)$ 및 $X_{mv}(t)$ 은 각각 기준모델의 각 위치 및 각속도벡터를 나타낸다.

기준모델의 출력과 플랜트의 출력 사이의 오차 방정식은 다음과 같이 정의된다.

$$\begin{aligned}e(t) &= X_{mp}(t) - X_p(t), \\ \dot{e}(t) &= \dot{X}_{mp}(t) - \dot{X}_p(t)\end{aligned}\quad (16)$$

여기서 $e(t)$ 는 오차벡터 행렬을 나타내고, $X_{mp}(t)$ 및 $X_p(t)$ 는 각각 기준모델의 출력과 플랜트의 출력을 나타낸다.

본 연구에서 제안한 로봇 매니퓰레이터에 대한 적응제어시스템의 플랜트인 로봇 매니퓰레이터에 대한 제어입력은 다음과 같이 표현된다.

$$\begin{aligned}U_p &= \hat{D}(t)U_f(t) + \hat{C}(t, X_v) \\ &\quad + B_p[X_{mp}(t) - X_p(t)] \\ &\quad + B_v[X_{mv}(t) - X_p(t)]\end{aligned}\quad (17)$$

$$\hat{C}(t, X_v) = [X_v^T \hat{N}_1(t) X_v, X_v^T \hat{N}_2(t) X_v, \dots, X_v^T \hat{N}_k(t) X_v]\quad (18)$$

$$U_f(t) = U_i(t) - K_f X_p(t) - K_g X_v(t)\quad (19)$$

$$U_i(t) = K_i[U_r(t) - X_p(t)]$$

여기서 식 (17)의 $\hat{D}(t)$ 및 $\hat{N}(t)$ 은 적응파라미터로서 적응알고리즘에 의하여 조절되어지고, 식 (17)의 우변의 마지막 두항은 적응제어시스템의 안정도를 보장하기 위하여 주어진 항이다. 그리고 $\hat{D}(t)$ 및 $\hat{N}(t)$ 의 적응파라미터를 조절하기 위한 적응알고리즘은 다음 식과 같이 표현된다.

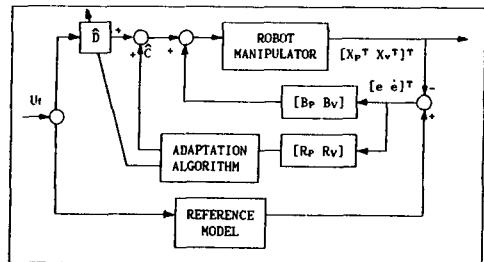


Fig. 2 Block diagram of nonlinear compensator and decoupling controller for robot manipulator

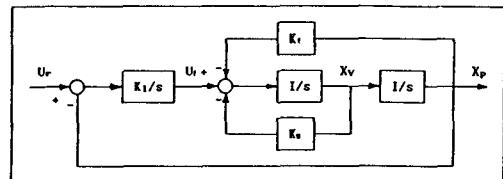


Fig. 3 Ideal system for robot manipulator control system

$$\frac{d}{dt} \hat{D}_{ij}(q) = K_{Dij}[Y_i U_j], \quad i=j=1, 2, \dots, n \quad (20)$$

$$\frac{d}{dt} \hat{N}_{kij}(q) = K_{ckij}[Y_k X_{vi} X_{vij}], \quad k=i=j=1, 2, \dots, n \quad (21)$$

$$Y(t) = R_p e(t) + R_v \dot{e}(t) \quad (22)$$

위의 식 (20), (21)의 적응알고리즘은 비례적분 적응제어치를 확장하고, 개선한 적응제어알고리즘으로서, 이것의 상세한 성분해석은 제4절에서 설명되고 있다. 그리고, K_{Dij} 및 K_{ckij} 는 양의 상수이고, R_p , R_v 는 식 (17)의 K_f , K_g 의 값에 따라 설계자에 의해 설정되는 정방향 행렬로서 그 값의 선정 기준은 안정도 해석을 통하여 주어진다. 그리고 $e(t)$ 와 $\dot{e}(t)$ 는 각각 기준모델과 매니퓰레이터 사이의 각위치 및 각속도 벡터의 오차를 나타낸다.

Fig. 2는 Fig. 1의 로봇 매니퓰레이터의 제어시스템의 내부루프로서 비선형보상기 및 디커플링제어기인 기준모델추종제어기의 구조를 나타내고 있다. Fig. 3은 제안된 Fig. 1의 로봇 매니퓰레이터의 제어시스템에 대하여 요구되는 이상적인 특성을 지닐 때의 등가제어시스템을 나타내고 있다.

3.2 안정도 해석

식 (20)과 (21)의 적응제어알고리즘의 근본 동기

는 비선형보상기 및 비연성제어기인 기모델적응제어시스템의 안정도가 보장되기 위해서는 Popov 부등식을 만족해야 한다는데 기초하고 있다. 식 (13) ~ (22)에 의해 정의된 MRAS의 안정도는 초안정이론에 의하여 증명된다. 그리고 관성행렬 D_v 와 N_{kv} 의 값은 적응 공정동안에는 일정하다고 가정하였다. 그러므로 매니플레이터의 동적방정식 (12)와 식 (15)와 (18)로부터 다음의 관계식을 얻을 수 있다.

$$D(t)\ddot{e}(t) + B_v\dot{e}(t) = R(t) \quad (23)$$

여기서 $e(t)$ 는 기준모델과 매니플레이터의 관절각 사이의 오차벡터를 나타낸다.

식 (23)에서 우변의 $R(t)$ 는 다음과 같이 정의된다.

$$\begin{aligned} R(t) &= -R_1 \\ &= [D(t)X_{mv}(t) - \hat{D}(t)U_f(t)] \\ &\quad + [C(X_v) - \hat{C}(X_v)] \end{aligned} \quad (24)$$

위의 식 (24)에서 우변의 마지막 항은 다음과 같이 표현된다.

$$[C(X_v) - \hat{C}(X_v)] = \begin{bmatrix} X_v^T(N_1 - \hat{N}_1(t))X_v \\ X_v^T(N_2 - \hat{N}_2(t))X_v \\ \vdots \\ X_v^T(N_n - \hat{N}_n(t))X_v \end{bmatrix} \quad (25)$$

그리고 $X_v^T(t) = [e(t)^T \dot{e}(t)^T]^T$ 으로 정의하면 식 (23)은 식 (22)으로부터 다음 식과 같이 정의된다.

$$\begin{aligned} \dot{X}_e(t) &= \begin{bmatrix} O & I \\ -D^{-1}B_p & -D^{-1}B_v \end{bmatrix} X_e(t) \\ &\quad + \begin{bmatrix} O \\ D^{-1} \end{bmatrix} R(t) \end{aligned} \quad (26)$$

위의 식 (26)은 식 (21)로부터 다음의 관계식이 정의된다.

$$Y(t) = [R_p \ R_v] X_e(t) \quad (27)$$

제안된 적응제어시스템의 안정성을 해석하기 위하여

여식 (23), (24)로부터 Fig. 4와 같이 선형 피드포워드블록과 비선형시변 피드백블록으로 구성되는 Fig. 2에 대한 등가표시를 나타내는 Popov루프를 구성시킬 수 있다. Fig. 4에서 Y 및 R_1 은 각각 피드백블록의 입력 및 출력을 나타낸다. 그러므로 제안된 매니플레이터에 대한 적응제어시스템이 점근적인 초안정을 유지하기 위해서는 다음의 조건 (1), (2), (3)을 만족하여야 된다.

(1) Fig. 4의 Popov의 루프에서 R 및 Y 로서 입력출력이 구성되는 선형 피드포워드블록의 전달함수 $G(s)$ 는 강정실이어야 한다.

$$G(s) = (R_p + R_v s)(Ds^2 + K_q s + K_r)^{-1} \quad (28)$$

(2) Fig. 4의 등가 피드백블록 Popov루프가 점근적 초안정성을 유지하기 위해서는 입력 Y 와 출력 $R_1 = -R$ 로서 구성되는 비선형 피드백블록은 다음 식과 같이 정의되는 Popov부등식을 만족하여야 한다.

$$\int_0^t R_1(\tau)^T Y(\tau) d\tau \geq -\gamma_o^2, \quad t \geq 0 \quad (29)$$

여기서 γ_o 는 임의의 상수이다.

(3) $U_f(t)$, $X_p(t)$, $X_v(t)$, $X_{mv}(t)$, $X_{mv}(t)$ 는 유계벡터함수이어야 한다.

위의 조건 (1)을 만족하기 위해서는 식 (18)과 (19)에서의 파라미터 R_p , R_v , B_p , B_v 는 각각 다음의 조건을 만족하도록 설계하여야 된다.

$$[R_p \ R_v] = [\lambda_p I \ \lambda_v I]$$

$$[B_p \ B_v] = [\Lambda_p I \ \Lambda_v I] \quad (30)$$

여기서 I 는 identity행렬을 나타내고, λ_p , λ_v , Λ_p , Λ_v 는 양이며, Kalman-Yakubovich-Popov⁽⁸⁾로부터 다음의 조건을 만족하도록 선정되어야 한다.

$$\lambda_v > \lambda_p, \quad \lambda_v \Lambda_v I - \lambda_p D(q) > 0$$

$$[\lambda_v \ \Lambda_p + \lambda_p \ \Lambda_v] I - \lambda_p D(q) > 0 \quad (31)$$

그리고 조건 (2)의 Popov부등식의 만족은 다음과 같이 증명된다.

식 (28)과 (29)로부터 Fig. 4에서의 비선형피드백블록의 입력과 출력의 내적은 다음과 같이 주어진다.

$$\begin{aligned} R_1(t)^T Y(t) &= \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^n [\hat{D}_{ij}(t) - D_{ij}(t)] M_{Dij}(t) \\ &\quad + \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^n \sum_{k=1}^n [\hat{N}_{kij}(t) - N_{kij}(t)] M_{ckij}(t) \end{aligned} \quad (32)$$

여기서 $M_{ckij}(t)$ 와 $M_{Dij}(t)$ 는 다음과 같이 정의된다.

$$M_{ckij}(t) = Y_k(t) X_{vi}(t) X_{vj}(t) \quad (33)$$

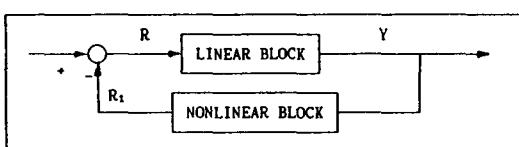


Fig. 4 Popov loop for nonlinear compensator and decoupling controller

식 (20)과 (21)로 부터 다음의 관계식을 얻을 수 있다.

$$\hat{D}_{\dot{u}}(t) = \hat{D}_{\dot{u}}(0) + K_{D\dot{u}} \int_0^t M_{D\dot{u}}(\tau) d\tau \quad (34)$$

$$\hat{N}_{k\dot{u}}(t) = \hat{N}_{k\dot{u}}(0) + K_{Ck\dot{u}} \int_0^t M_{Ck\dot{u}}(\tau) d\tau \quad (35)$$

그러므로 식 (32)의 양변을 적분하면 다음과 같이 주어진다.

$$\begin{aligned} \int_0^t R_1(\tau)^T Y(\tau) d\tau &= \int_0^t \{[D_{\dot{u}}(t) - D_{\dot{u}}] M_{D\dot{u}}(\tau) \\ &\quad + [\hat{N}_{k\dot{u}}(t) - N_{k\dot{u}}] M_{Ck\dot{u}}(\tau)\} d\tau \end{aligned} \quad (36)$$

식 (36)은 두개의 적분 부등식으로 구분하여 표현하기 위하여 첫번째 항 및 두번째 항을 각각 I_1 및 I_2 로 정의하면 다음과 같이 표현된다.

$$I_1 = \int_0^t (\hat{D}_{\dot{u}}(\tau) - D_{\dot{u}}(\tau)) M_{D\dot{u}}(\tau) d\tau \geq -\gamma_1^2 \quad (37)$$

$$I_2 = \int_0^t [\hat{N}_{k\dot{u}}(\tau) - N_{k\dot{u}}] M_{Ck\dot{u}}(\tau) d\tau \geq -\gamma_2^2 \quad (38)$$

여기서 γ_1 , γ_2 는 양의 상수이다. 위의 식 (37), (38)이 만족되면 식 (36)은 식 (37)와 (38)의 합으로 결국 식 (35)가 만족하게 된다.

식 (37)에 식 (34)를 대입하면 다음과 같이 표현된다.

$$\begin{aligned} \int_0^t (\hat{D}_{\dot{u}}(\tau) - D_{\dot{u}}(\tau)) M_{D\dot{u}}(\tau) d\tau &= \int_0^t \{(\hat{D}_{\dot{u}}(0) \\ &\quad - D_{\dot{u}}(0)) + K_{D\dot{u}} \int_0^t M_{D\dot{u}}(\eta) d\eta\} M_{D\dot{u}}(\tau) d\tau \geq \\ &\quad - \frac{1}{2K_{D\dot{u}}} (\hat{D}_{\dot{u}}(0) - D_{\dot{u}}(0))^2 \end{aligned} \quad (39)$$

식 (38)에 식 (35)를 대입하면 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \int_0^t (\hat{N}_{k\dot{u}}(\tau) - N_{k\dot{u}}(\tau)) M_{k\dot{u}}(\tau) d\tau &= \int_0^t \{(\hat{N}_{k\dot{u}}(0) \\ &\quad - N_{k\dot{u}}(0)) + K_{Ck\dot{u}} \int_0^t M_{Ck\dot{u}}(\eta) d\eta\} M_{Ck\dot{u}}(\tau) d\tau \geq \\ &\quad - \frac{1}{2K_{Ck\dot{u}}} (\hat{N}_{k\dot{u}}(0) - N_{k\dot{u}}(0))^2 \end{aligned} \quad (40)$$

식 (39), (40)에서 $K_{D\dot{u}}^P$, $K_{Ck\dot{u}} > 0$ 이므로, 식 (37)과 (38)의 조건을 만족하므로 Popov 부등식 (29)의 조건을 만족하게 된다.

조건 (3)은 다음과 같이 증명될 수 있다. 조건 (3)을 증명하기 위하여 먼저 초안정이론의 사용에 의한 조건 (1), (2)의 만족으로부터 다음의 관계식을 정의할 수 있다.

$$\|X_e(t)\| \leq \sigma_0 (\|X_e(0)\|) + \delta_0, \quad \sigma_0, \delta_0 > 0$$

여기서 $X_e(0)^T = [e^T(0), \dot{e}^T(0)] = [0, 0]^T$ 이므로, $X_e(t)^T = [e^T(t), \dot{e}^T(t)]$ 는 일정하게 유계된다. 유

계성을 증명하기 위해서는 $U(t)$ 의 정의에 사용된 제어치를 고려하여야 된다.

적분동작을 갖는 상태피드백제어기 $U_r(t)$ 는 다음과 같이 표현된다.

$$U_r(t) = U_i(t) - X_p(t) - X_v(t) \quad (41)$$

$$\dot{U}_r(t) = K_d[U_r(t) - X_p(t)]$$

여기서 $U_r(t)$ 는 기준자 위치벡터이고, K_i 와 K_f , K_g 는 피드백 게인행렬이다.

식 (42)와 (15), (16)을 조합하면 다음의 관계식을 얻는다.

$$\begin{aligned} X_{mp}(t) &= [d^3 I + d^2 K_g + dK_f + K_i]^{-1} \{K_i U_r(t) \\ &\quad - [K_i + dK_f + d^2 K_g] e(t)\} \end{aligned} \quad (42)$$

여기서 d 는 미분자를 나타낸다.

$d^3 I + d^2 K_g + dK_f + K_i$ 는 안정한 행렬다항식이고, $U_r(t)$ 및 $e(t)$ 는 유계된 벡터이기 때문에 식 (41)과 (16)에 의하여 $X_p(t)$ 및 $X_{mp}(t)$ 의 유계성이 결정된다.

위와 같은 방법으로 식 (41)과 (15), (16)로부터 $X_{mv}(t)$ 는 다음과 같이 정의된다.

$$\begin{aligned} X_{mv}(t) &= [d^2 I + dK_g + K_f]^{-1} \{K_i [U_r(t) \\ &\quad - X_p(t)] + [K_f + sK_g] e(t)\} \end{aligned} \quad (43)$$

그런데 $d^2 I + dK_g + K_f$ 는 안정한 행렬다항식이라는 사실에 근거하여 $U_r(t)$ 그런데 $d^2 I + dK_g + K_f$ 는 안정한 행렬다항식이라는 사실에 근거하여 $U_r(t)$ 와 $X_p(t)$, $e(t)$ 는 유계이므로 $X_v(t)$ 및 $X_{mp}(t)$ 도 유계된다고 할 수 있다. 식 (42)에 의하여 $X_p(t)$, $X_v(t)$ 및 $U_r(t)$ 는 유계되고, K_i , K_g , K_f 는 유계된 계수이므로, $U(0)$ 는 유계된다고 가정하면, $U(t)$ 는 단지 지수적으로 증가된다.

그러므로 식 (15)로부터 다음의 관계식을 얻는다.

$$X_{mv}(t) = \int_0^t U_f(\tau) d\tau + X_{mv}(0) \quad (44)$$

여기서 $U_f(t)$ 가 지수적으로 유계되지 않으면 $X_{mv}(t)$ 도 유계되지 않게된다. 이것은 $X_{mv}(t)$ 가 유계이다는 사실에 모순이 되므로 결국 $U_f(t)$ 는 유계된다.

4. 시뮬레이션

본 연구에서 제안된 로봇 매니퓰레이터 제어기의 성능 실험을 컴퓨터 시뮬레이션을 통하여 수행하였다. 성능시험은 여러가지 실제 작업시 수반되는 상

횡들을 고려하여 다음과 같이 정의되는 식 (45)의 선형적응제어칙⁽⁷⁾과 식 (46)의 비선형적응제어칙⁽¹⁴⁾으로 각각 구성되는 기존의 두 제어기의 성능과 본 연구에서 제안된 개선된 제어기의 성능을 비교 검토하였다.

$$\begin{aligned} U_f(t) = & F(t) + K_p(t)e(t) + K_v(t)\dot{e}(t) \\ & + K_c(t)X_m(t) + K_a(t)X_m(t) \\ & + K_b(t)X_m(t)^{(7)} \end{aligned} \quad (45)$$

$$\begin{aligned} U_p(t) = & \phi(V, X_p, t)X_p(t) + \psi(V, U_m, t) \\ & U_m(t)^{(14)} \end{aligned} \quad (46)$$

중 윗쪽의 3개의 관절은 정지된 채로 3번축에 불어 고정되어 움직이지 않는 것으로 가정하고 아래 쪽 3개의 관절에 대하여 수행되었다. 각 관절은 2초 동안에 각각 120° 움직이도록 하였다.

$$\begin{aligned} X_{mp}(0) &= [0^\circ \ -80^\circ \ 30^\circ], \\ X_{mp}(0.5) &= [30^\circ \ -50^\circ \ 60^\circ], \\ X_{mp}(1.5) &= [90^\circ \ 10^\circ \ 120^\circ], \\ X_{mp}(2) &= [120^\circ \ 40^\circ \ 150^\circ] \end{aligned}$$

으로 하였다. 궤적계획은 4-3-4 궤적계획법^(6,9)으로 하였다. 샘플링주기는 0.003초로 하였다. 그리고 실험조건은 실제 로봇제어기의 실현시 필연적으로 수반되는 현상들을 조합한 다음의 4가지 조건에 대하여 수행하였다.

(1) 부하변동이 존재하는 경우 : 로봇 end-effector에 여러 종류의 부하(1.5kg, 2.5kg, 3.5kg, 5kg, 8kg, 12kg)를 부착시킨다.

(2) 관성상수 및 링크상수의 불확실성이 존재하는 경우 : 관성상수 및 링크상수들의 값에 불확실성(5%, 10%)을 부여한다.

(3) 부하 및 파라미터의 불확실성이 동시에 존재하는 경우 : (1)과 (2)의 조건을 조합한다.

(4) 로봇시스템과 제어기 사이에 계산시간 지연이 존재하는 경우 : 로봇시스템의 제어입력에 샘플링주기와 같은 0.003초의 시간지연을 준다.

이상의 4가지의 실험조건에 대해서 각 제어방법에 의한 시뮬레이션 실험을 수행하고 비교검토하였

마지막 3개의 관절이 관절 3에 고정되었다고 가정한 경우에 식 (20)과 (21)에서의 $\hat{D}_{ii}(t)$ 와 $\hat{N}_{ii}(t)$ 의 적응알고리즘은 다음의 식 (47)과 같이 표현되어진다.

$$\begin{aligned} \frac{d}{dt}[\hat{D}_{ii}] &= K_{Di}[Y_i U_i]; i=1, 2, 3 \\ \frac{d}{dt}[\hat{D}_{ii}] &= K_{Dii} = K_{Di}[Y_i U_i + Y_j U_i]; i=1, 2, \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} j &= 2, 3, \quad i \neq j \quad \hat{D}_{ij}(t) = \hat{D}_{ji}(t) \\ \frac{d}{dt}[\hat{N}_{112}(t)] &= K_{N112}[2Y_1 X_{v1} X_{v2} - Y_2 X_{v1}^2] \\ \frac{d}{dt}[\hat{N}_{113}(t)] &= K_{N113}[2Y_1 X_{v1} X_{v3} - Y_3 X_{v1}^2] \end{aligned} \quad (47)$$

$$\begin{aligned} \frac{d}{dt}[\hat{N}_{122}(t)] &= K_{N122}[Y_1 X_{v2}^2] \\ \frac{d}{dt}[\hat{N}_{233}(t)] &= K_{N233}[2Y_1 X_{v2} X_{v3} - Y_3 X_{v2}^2 \\ &+ Y_2 X_{v3}^2] \end{aligned}$$

적응계인(adaptation gain)은 다음과 같은 값으로 설정하였다.

$$\begin{aligned} K_{D11} &= 6, \quad K_{D22} = 8, \quad K_{D33} = 5, \quad K_{D23} = 5, \\ K_{D12} &= K_{13} = 0.02, \quad K_{C112} = 20, \quad K_{C113} = 5, \\ K_{C122} &= K_{C133} = K_{C233} = 0.02 \\ K_{D12} &= K_{D21} = K_{D13} = K_{D31} = 0 \end{aligned}$$

외부루프의 PID 제어계인은 $K_i = 2450$, $K_g = 346$, $K_f = 38$ 로 설정하였고, $[R_p \ R_v] = [I \ 25 \times I]$, $[B_p \ B_v] = [20 \times I \ 20 \times I]$ 으로 설정하였다. 식 (12)에서의 1, 2, 3 축에 대한 C_1 , C_2 , C_3 는 매니퓰레이터의 관성행렬의 기본성질에 의하여 다음과 같이 정의된다.

$$\begin{aligned} C_1(X_p, X_v) &= X_v^T \begin{bmatrix} 0 & N_{122} & N_{113} \\ N_{112} & N_{122} & N_{133} \\ -N_{112} & N_{133} & N_{133} \end{bmatrix} X_v \\ C_2(X_p, X_v) &= X_v^T \begin{bmatrix} -N_{112} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & N_{233} \\ 0 & N_{233} & N_{233} \end{bmatrix} X_v \\ C_3(X_p, X_v) &= X_v^T \begin{bmatrix} -N_{113} & 0 & 0 \\ 0 & -N_{233} & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} X_v \end{aligned}$$

$\hat{D}_{ii}(t)$ 및 $\hat{N}_{Kii}(t)$ 의 초기조건은 다음과 같이 설정하였다.

$$\begin{aligned} \hat{D}_{11}(0) &= 20, \quad \hat{D}_{22}(0) = 20, \quad \hat{D}_{33}(0) = 5 \\ D_{12}(0) &= 0, \quad D_{13}(0) = 0, \quad \hat{D}_{23}(0) = 8 \\ \hat{N}_{112}(0) &= N_{113}(0) = \hat{N}_{122}(0) = \hat{N}_{133}(0) = 0 \\ \hat{N}_{233}(0) &= 0 \end{aligned}$$

5. 결과 및 고찰

Fig. 5~11은 본 연구에서 제안한 개선된 로봇 매니퓰레이터 제어기의 제어성능을 실험한 시뮬레이션 결과를 나타내고 있다. Fig. 5(a)는 본 연구에서 제안된 개선된 적응제어기(improved

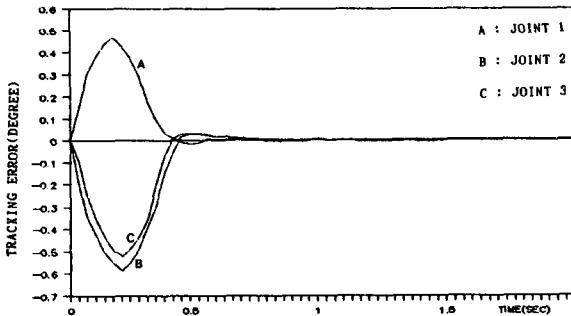


Fig. 5(a) Tracking error of each joint for IACM with 1.5kg load

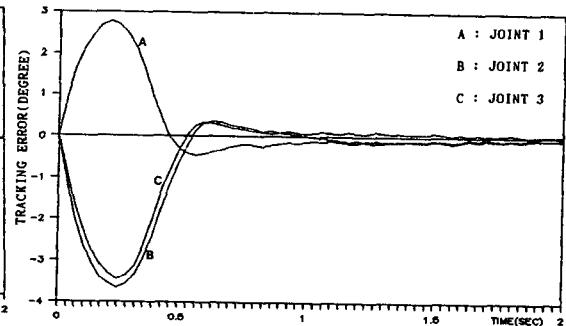


Fig. 6(a) Tracking error of each joint for IACM with 5kg load

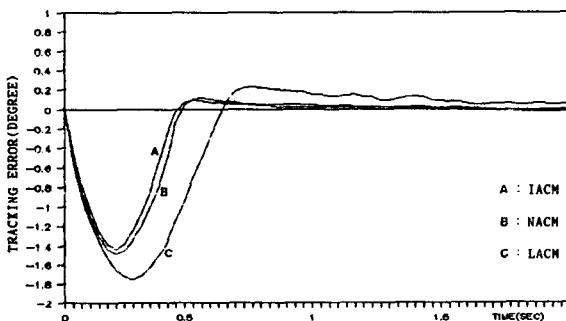


Fig. 5(b) Comparision of tracking performance for each control algorithm with 2.5kg load

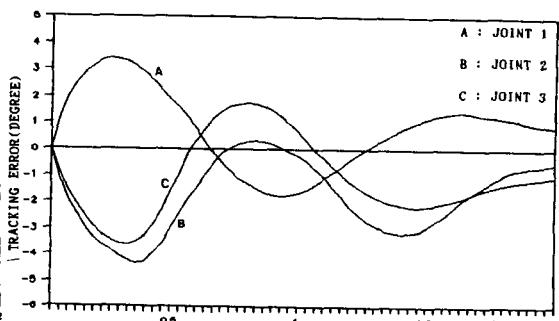


Fig. 6(b) Tracking error of each joint for NACM with 5kg load

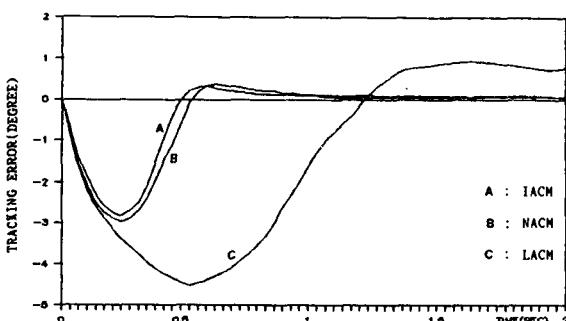


Fig. 5(c) Comparision of tracking performance for each control algorithm with 3kg load

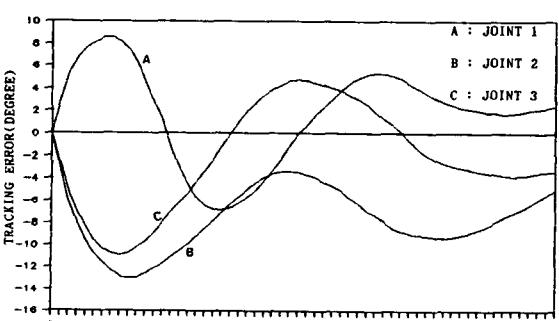


Fig. 6(c) Tracking error of each joint for LACM with 5kg load

adaptive controller, IACM)의 1.5kg의 부하상태에 대한 세 관절의 궤적추종오차를 나타내고 있다. 1.5kg의 부하상태에서, 개선된 제어기에 의한 매니퓰레이터의 세 관절각의 궤적추종상태는 모두 0.3초 이후부터 약 0.6°이하의 추종오차를 나타내었고, 0.5초 이후부터는 약 0.04°이하의 추종오차를 나타내었다. 따라서, 1.5kg의 부하상태에서 0.6초 후부터 0.15°이하의 궤적추종오차를 나타낸

기존의 선형적응제어기(linear adaptive controller, LACM)⁽⁷⁾와 0.6초 이후부터 0.1°이하의 궤적추종오차를 나타낸 비선형적응제어기(nonlinear adaptive controller, NACM)⁽¹⁴⁾보다 부하하중에 대하여 향상된 제어성을 나타내고 있다. Fig. 5(b)는 2.5kg의 부하가 걸린 상태에서 관절 2에 대하여 제안된 제어기의 기존의 선형적응제어기 및 비선형적응제어기의 제어성을 비교한 결과를 나

타내고 있다. 2.5kg의 부하상태에서도 제안된 제어기의 제어성능은 0.5초 이내에 추종오차가 약 0.1°이내로 수렴함으로서 기존의 선형적응알고리즘 및 비선형적응제어알고리즘 보다 양호한 제어성능을 보여 주었다. Fig. 5(c)는 3.5kg의 부하가 걸린 상태에서 관절 3에 대하여 제안된 제어기기의 성능을 기존의 선형 적응제어기 및 비선형 적응제어기의 성능과 비교하였다. 3kg의 부하상태에서 제안된 제어기는 0.5초의 경과시간에서 약 0.3°의 추종오차를 나타내어 경과시간 0.6초 이후부터 약 0.3°정도의 추종오차를 나타내는 비선형적응제어기 보다 향상된 제어성능을 나타내었고, 경과시간 2초에서도 약 0.7°의 추종오차를 나타내는 기존의 선형적응제어기보다는 훨씬 양호한 제어성능을 보여 주었다.

Fig. 6(a), (b), (c)는 5kg의 부하상태에서의 세 관절각에 대한 각 제어알고리즘의 궤적추종오차를 보여 주고 있다. Fig. 6(a)는 5kg의 부하상태에서 제안된 제어기에 의한 세 관절각의 추종오차를 나타내고 있다. 제안된 제어기는 5kg의 부하상태에서 0.5초 경과후에 관절 3의 궤적추종오차가 약 0.3°정도를 나타냄으로서, 0.5초에서 약 0.25°의 추종오차가 발생된 3kg의 부하상태에서와 비슷한 추종오차를 나타내므로 부하의 증가에 대해서도 아주 둔감한 제어성능을 보여주었다.

Fig. 6(b)에 도시된 5kg의 부하상태에서 비선형적응제어알고리즘은 전체적인 궤적추종오차의 수렴성은 유지되었지만 세 관절각은 모두 2초에서도 약 1° 이상의 추종오차를 나타내어 제안된 제어기와 비하여 매우 저하된 제어성능을 보여주고 있다. Fig. 6(c)에 도시된 선형적응제어알고리즘은 5kg의 부하상태에서는 경과시간 2초에서도 약 4°이상의 추종오차를 나타내므로 부하가 증가될수록 제어성능은 크게 저하되었다.

Fig. 7(a), (b), (c)는 링크상수 및 관성상수의 값에 5%의 오차(+)를 부여하였을 때의 각 제어기에 대한 궤적추종성능을 나타내고 있다.

Fig. 7(a)는 5%의 링크상수 및 관성상수의 불확실성을 부여하였을 때의 제안된 제어기의 궤적추종성능을 나타내고 있다. 제안된 제어기는 5%의 파라미터의 불확실성이 주어진 상태에서 세 관절각이 모두 0.6초에서 약 0.5°이하의 추종오차를 나타내어 관성상수 및 링크상수의 불확실성이 존재하는 상태에서도 매우 양호한 제어성능을 나타내고 있

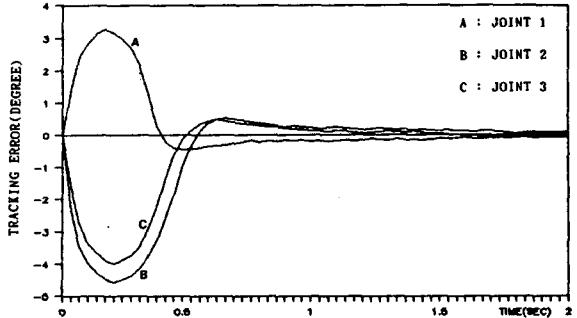


Fig. 7(a) Tracking error of each joint for IACM with parameter uncertainty (5%)

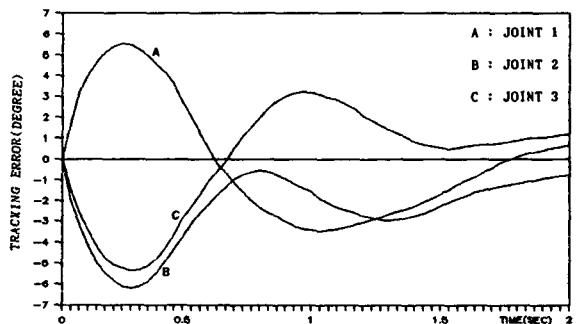


Fig. 7(b) Tracking error of each joint for NACM with parameter uncertainty (5%)

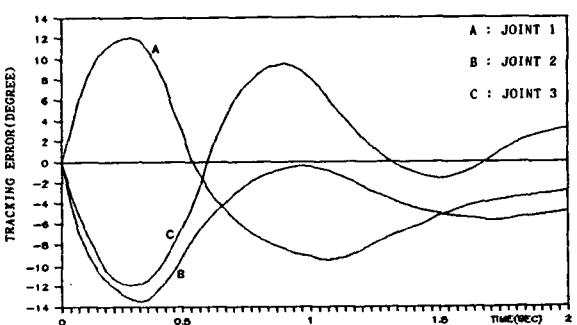


Fig. 7(c) Tracking error of each joint for LACM with parameter uncertainty (5%)

다.

Fig. 7(b)는 비선형적응제어알고리즘은 관성상수 및 링크상수의 값에 5% 오차(+)를 부여한 경우에서도 시간의 경과에 대해서 전반적으로 궤적추종오차의 수렴성은 유지되었지만, 경과 시간 2초에서도 각 관절은 약 1°정도의 추종오차를 나타내므로 제안된 제어기 보다 파라미터의 불확실성에 예민한 반응을 보여주었다.

Fig. 7(c)의 선형적응제어알고리즘의 5%의 관성상수 및 링크상수의 불확실성에 대한 세 관절각의 추종오차는 2초에서 약 4°이상의 추종오차를 나타내어 약 1°의 추종오차를 나타내는 비선형적응제어 알고리즘보다 파라미터의 불확실성에 대하여 더 예민한 반응을 나타내고 있다.

Fig. 8(a)는 제안된 제어기의 큰 부하에 대한 제어성능을 실험하기 위하여 부하를 8kg으로 증가시킨 상태에서의 세 관절각의 추종오차를 나타내고 있다. 8kg의 부하상태에서 본 연구에서 제안된 개선된 제어기는 관절 3의 경우를 고려하면, 경과시간 0.6초에서 추종오차가 약 0.9°이하의 정상상태로 수렴하였고, 0.8초 이후부터 약 0.3°이하의 추종오차를 나타내므로, 0.5초에서 약 0.3°이하의 추종오차를 나타낸 5kg의 부하상태에 비하여 정상상태로의 수렴시간이 약간 느리지만, 전반적으로 거의 비슷한 궤적추종성능을 보여주고 있다. Fig. 8(b)는 부하상태가 12kg으로 증가된 상태에서의 개선된 제어기의 제어성능을 나타내고 있다. 개선

된 제어기는 12kg의 부하상태에서는 0.6초를 기준으로 하여 8kg의 부하상태에서보다 약 2배 정도의 추종오차를 나타내지만 1초 이후부터 추종오차가 약 0.5°이하로 수렴하므로서 추종오차가 수렴하는 속도는 느리지만 양호한 궤적추종성능을 보여주고 있다. 결과적으로 개선된 제어기는 큰 부하에서도 추종오차가 정상상태로 수렴하는 향상된 제어성능을 유지하였다.

Fig. 9는 관성상수 및 링크상수값에 10%의 오차(+)를 부여하였을 때의 궤적추종상태를 나타내고 있다. Fig. 9(a)는 개선된 제어기에 대한 10%의 링크상수 및 관성상수의 불확실성에 대한 제어성능을 나타내고 있다. 개선된 제어기는 10%의 파라미터의 불확실성이 존재하는 경우에서도 약 0.8초 이내에 각관절은 추종오차가 0.5°이하로 수렴하여 5%의 불확실성이 존재하는 경우에 비해 0.2초 정도 수렴시간이 지연되지만 양호한 궤적추종상태를 보여주고 있다. Fig. 9(b)에 도시된 비선형적응제어알고리즘의 성능은 10%의 관성상수 및 링크상수의 불확실성에 대하여 전반적으로는 궤적추종상태의 수렴성은 유지되었지만, 2초의 경과시간에 대하여 세 관절각 모두가 약 1°이상의 추종오차를 나타내었다. 그러므로 0.55초를 기준으로 최소추종오차가 약 0.4°인 제안된 제어알고리즘은 비선형적응제어알고리즘보다 매우 향상된 제어성능을 나타내고 있다. Fig. 9(c)에 도시된 선형적응제어알고리즘의 성능은 10%의 관성상수 및 링크상수의 불확실성이 존재하는 경우에 각 관절각의 추종오차는 2초에서 비선형적응제어알고리즘보다 약 5~6배 정도의 추종오차를 나타내므로서 파라미터의 불확실성에 대해 아주 민감한 반응을 보여 주었다. 그러므로 파라미터의 불확실성에 대해서도 제안된 제어기는 비선형적응제어 알고리즘 및 선형적응제어 알고리즘에 대하여 훨씬 우수한 제어성능을 유지하였다.

Fig. 10은 로봇 매니퓰레이터의 파라미터의 불확실성과 부하하중이 동시에 존재하는 경우에 대한 각 제어기의 성능을 시험한 결과를 나타내고 있다. Fig. 10(a)에 도시된 제안된 개선된 제어기는 5kg의 부하와 10%의 관성상수 및 링크상수의 불확실성이 동시에 존재하는 경우에 0.6초 이후부터 약 2°이하의 추종오차를 나타내었고, 1초 이후부터는 약 0.9°이하의 추종오차를 나타내었으며, 1.2초 이후부터는 약 0.5°이하의 추종오차를 나타내었다.

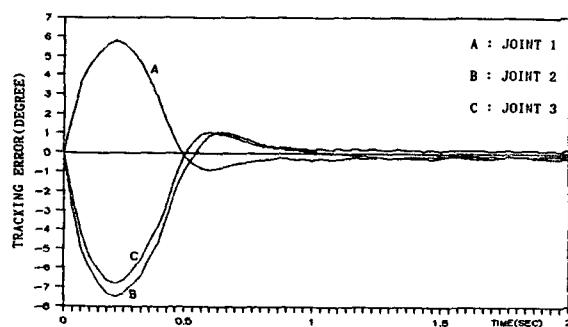


Fig. 8(a) Tracking error of each joint for IACM with 8kg load

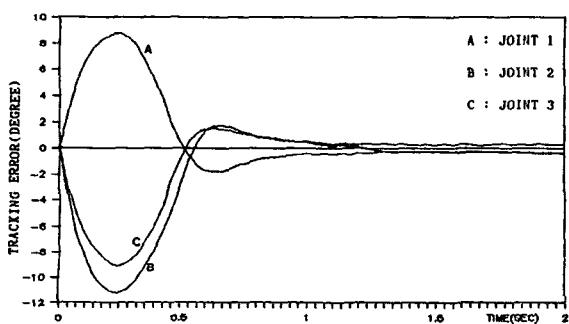


Fig. 8(b) Tracking error of each joint for IACM with 12kg load

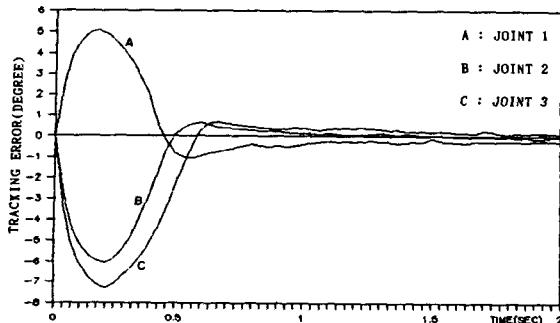


Fig. 9(a) Tracking error of each joint for IACM with parameter uncertainty (10%)

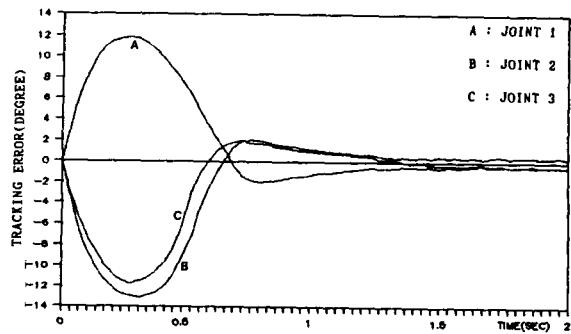


Fig. 10(a) Tracking error of each joint for IACM with 5kg load and parameter uncertainty (10%)

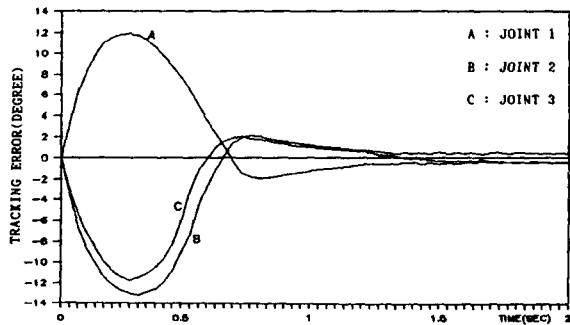


Fig. 9(b) Tracking error of each joint for NACM with parameter uncertainty (10%)

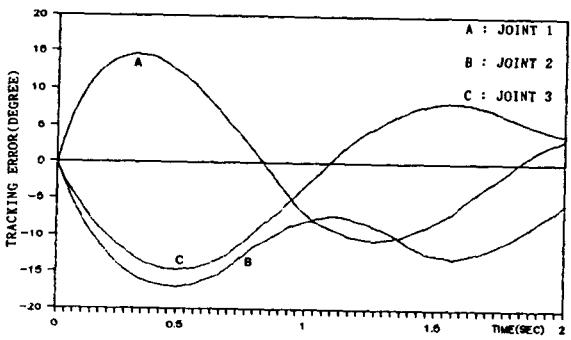


Fig. 10(b) Tracking error of each joint for NACM with 5kg load and parameter uncertainty (10%)

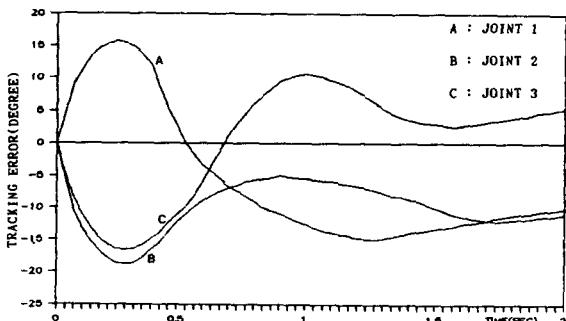


Fig. 9(c) Tracking error of each joint for LACM with parameter uncertainty (10%)

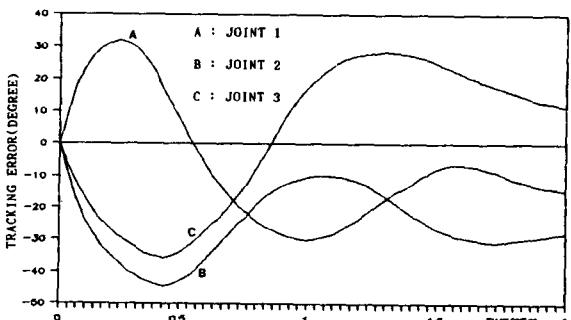


Fig. 10(c) Tracking error of each joint for LACM with 5kg load and parameter uncertainty (10%)

그러므로 개선된 제어기는 5kg의 부하와 10%의 파라미터의 불확실성이 재하는 경우에서도 바쁜 시간내에 정확한 궤적추종을 달성하므로서 부하변동과 관성상수 및 링크상수 등의 파라미터의 불확실성의 영향에 대하여 아주 둔감한 제어성능을 보여 주었다. Fig. 10(b)에 도시된 비선형적응제어 알고

리즘은 5kg의 부하와 관성상수 및 링크상수의 불확실성이 동시에 존재하는 경우에 5kg의 부하하중만이 존재할 때의 궤적추종오차와 무부하상태에서 3%의 관성상수 및 링크상수의 불확실성만이 존재하는 경우에 발생하는 궤적추종오차를 합한 것보다 더 추종오차를 발생하였다. 따라서 부하하중 및

파라미터가 동시에 존재하는 경우에는 개선된 제어기에 비하여 뚜렷한 성능의 저하현상이 초래되었다. Fig. 10(c)에 도시된 선형모델에 기초하여 유도된 선형적응제어알고리즘은 5kg의 부하와 10% 관성상수 및 링크상수의 불확실성이 존재하는 경우에서는 비선형적응제어알고리즘보다 훨씬 큰 추종오차를 나타내고 있다. 선형모델에 기초하여 설계된 선형적응제어알고리즘은 미지의 부하변동 및 파라미터의 불확실성이 동시에 존재하는 경우에는 파라미터의 불확실성 및 미지의 부하변동의 어느 한 쪽의 성분만이 존재하는 상태보다 수배의 추종오차의 증가상을 보여주고 있다. 물론 미지의 부하만이 존재하는 상태 혹은 파라미터의 불확실성만이 존재하는 경우는 2가지 동시에 존재하는 경우에 비하여 추종오차의 크기가 각각 수배 정도의 증가현상을 나타내는데 이 수치적인 결과는 주어진 실험조건, 즉 미지의 부하와 파라미터의 불확실성에 의한 제어성능의 영향도 미지의부하변동에 의한 영향과 비슷한 결과를 초래한다는 사실을 확인하였다.

Fig. 11은 제어기의 실현시 필연적으로 발생하는 계산시간의 지연에 대한 효과를 실험하기 위하여 제안된 제어방법에서의 부하하중 5kg과 0.003초의 계산시간의 지연이 동시에 존재할 때와 부하 및 파라미터의 불확실성만이 존재하는 경우의 각 제어기의 궤적추종성능을 비교하여 계산시간의 지연의 효과를 확인하기 위한 것이다. Fig. 11(a)는 5kg의 부하하중 상태에서 샘플링시간 0.003초 만큼의 계산시간의 지연이 존재하는 경우에 대하여 개선된 제어기의 제어성능을 나타내고 있다. 개선된 제어기는 계산시간 지연이 없이 5kg의 부하하중만이 존재하는 경우에 비하여 최대 추종오차가 2° 이상이었으나, 약 0.6초 이후부터 계산시간의 지연이 없고 5kg의 부하 하중만이 있을 경우와 거의 같은 상태로 추종오차가 수렴하므로 계산시간 지연에 대하여 매우 빠른 적응성을 보여 주었다. Fig. 11(b)에 도시된 비선형적응제어알고리즘은 계산시간의 지연과 5kg의 부하가 동시에 존재하는 경우에서 계산시간의 지연이 없고 부하만이 존재하는 경우에 비하여 약 2배 정도의 추종오차를 나타내어 계산시간의 지연에 매우 민감하였다. Fig. 11(c)에 도시된 선형적응제어알고리즘은 계산시간의 지연이 없고 5kg의 부하만이 존재할 때보다 약 1° 정도의 최

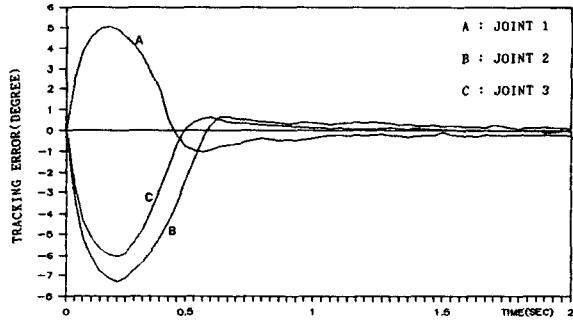


Fig. 11(a) Tracking error of each joint for IACM with 5kg load and time delay (0.003 sec)

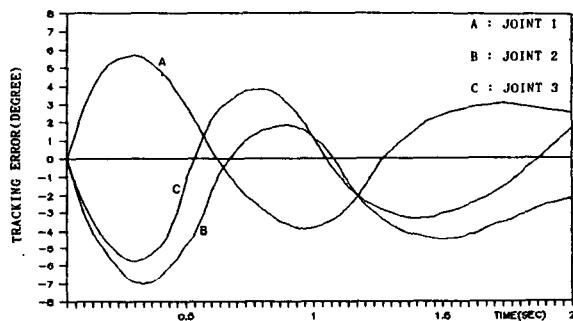


Fig. 11(b) Tracking error of each joint for NACM with 5kg load and time delay (0.003 sec)

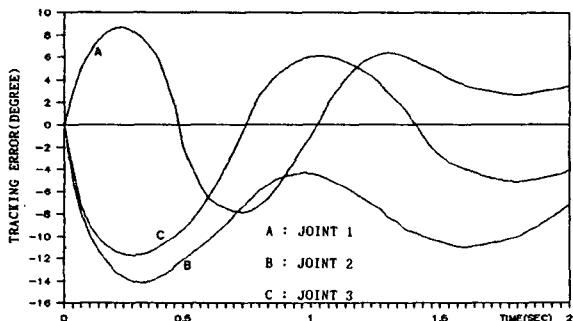


Fig. 11(c) Tracking error of each joint for LACM with 5kg load and time delay (0.003 sec)

대 추종오차의 증가상을 보였으나 전반적으로 5kg의 부하만이 존재할 때와 거의 비슷한 궤적추종상태를 나타내고 있다.

6. 결 론

본 연구에서는 기존의 로봇 매니퓰레이터 제어시스템의 설계방법을 개선하고 성능을 향상시켜 많은

외란이 존재하는 실제의 산업공정에서도 항상 견실성과 정밀성이 유지될 수 있는 새로운 고성능 로봇 매니퓰레이터의 제어시스템 설계에 관한 연구를 수행하였으며 그 결과 다음의 결론을 얻었다.

비선형 적응제어알고리즘의 특성과 로봇 모델의 동적방정식의 기본 성질을 이용하여 완전한 비선형로봇모델에 대하여 초안정도 이론을 적용한 적응모델추종제어시스템을 로봇 제어시스템의 내부루프로 구성시키고 그리고 고정된 개인의 적분항을 갖는 상태피드백 제어기를 외부루프로 구성되는 혼성구조 로봇 제어시스템을 설계하였다. 내부 루프는 로봇 매니퓰레이터의 동적 모델의 비선형성의 보상 및 비연성화를 실현하는 비선형보상기 및 디커플링 제어기로 작동되고, 외부 루프 페루프시스템의 정상상태 오차를 줄이고 안정도를 보장함으로써 미지의 부하변동으로 인한 역학적 특성의 변화, 모델링 오차로 인한 관성상수와 링크상수의 불확실성 및 제어기의 실현시 수반되는 계산시간의 자연등에 대해서도 견실하고 정밀한 제어성능이 유지되는 고성능 로봇 제어시스템을 설계하였다. 제안된 제어기의 부하변동에 대한 적응성은 12kg의 부하상태에서의 궤적추종성능이 기존의 선형적응제어알고리즘의 2kg의 부하상태에 대한 제어성능과, 비선형적응제어알고리즘의 4kg의 부하상태에 대한 성능과 비슷한 정밀성과 견실성을 유지함으로써 부하변동에 대하여 매우 향상된 제어성을 유지하였다. 관성상수 및 링크상수의 5% 및 10%의 불확실성에 대해서도 양호한 적응성을 나타내면서 불확실성의 증가에 대하여 매우 견실하였다. 5kg의 부하와 파라미터의 불확실성(10%)이 존재하는 경우에 대한 궤적추종성능은 5%의 불확실성에 대한 선형적응제어기의 추종성능보다 우수한 정밀성을 유지하였고, 계산시간의 자연(0.003초)과 5kg의 부하가 동시에 존재하는 경우에서도 매우 견실하였다. 제안된 로봇제어시스템의 특성은 제어시스템의 설계시 로봇 모델의 복잡한 동특성의 정확한 수학적 모델링이나 매니퓰레이터의 파라미터값 및 미지의 부하변동 등에 대한 정확한 사전정보를 필요로 하지 않고 실제 시스템이나 기준궤적에서 포함된 정보 및 기준궤적과 실제궤적 사이의 오차에 의한 정보만을 필요로 한다. 적응법칙은 단순한 연산에 의하여 얻어지므로 적응속도가 매우 빠르다. 제안된 로봇 제어시스템은 기존의 선형 로봇 제어시스템의 성능을 보완하고 개선시켜 부하변동으로 인한 매니퓰레이터의

역학적 특성의 변화를 고려한 선형 적응제어알고리즘과 비선형적응제어알고리즘을 개발하여 그 특성의 정성적인 분석을 통해 각 제어알고리즘의 항상된 특성과 장점을 조합하여 제어계를 구성시키므로서 부하의 변동 및 파라미터의 불확실성등 실제의 공정에서 수반되는 모든 상황에 대하여 보다 더 능동적이고 신속한 적응성과 정밀성이 유지되는 로봇 제어시스템을 구현하였다는데 그 학술적인 의의가 있다고 할 수 있다.

참 고 문 헌

- (1) Pual, R., 1972, "Modelling, Trajectory Calculation and Servoing of a Computer Controlled Arm", Stanford Artificial Intelligence Laboratory A. I. Memo. 177.
- (2) Markiewicz, B.R., 1973, "Analysis of a Computed Torque Drive Method and Comparision with Conventional Position Servo for a Computer Controlled Manipulator", Technical Memorandum 33-601, Jet Propulsion Laboratory.
- (3) Bejczy, A.K., 1974, "Robot Arm Dynamios and Control", Technical Memorandum 33-669, Jet Propulsion Laboratory.
- (4) Dubowsky, S. and DesForges., D.T., 1979, "The Application of Model Reference Adaptation Control to Robot Manipulators", ASME J. Dyn. Syst., Meas., Contr., Vol.101, pp. 193~200.
- (5) Dubowsky, S. and Gardner, T.N., 1975, "Dynamio Interaction of Links Elasticity and Clearance Connection in Planar Mechanical System", ASME J. Eng., Industry, pp.625~661.
- (6) Parks, P.C., 1966, "Lyapunov Redesign of Model Reference Adaptive Control Systems", IEEE Trans. Auto. Contr., Vol. AC-11. No.3, pp. 362~367.
- (7) Seraji, H. 1987, "An Approach to Multivariable Control of Manipulator", ASME J. Dyn. Syst., Meas., Contr., Vol.109, pp. 485~493.
- (8) Landau, I.D. and Courtial, B., 1974, "Design of Multivariable Adaptive Model Following Control System", Automatica, Vol.10, pp. 483~494. Pergamon Press.
- (9) Landau, I.D., 1979, Adaptive Control-The Model Reference Approach, Marcel Dekker. New York.
- (10) Choi, Y.K., Chang, M.J., and Bien, Z., 1986, "An Adaptive Control Schemes for Robot Manipulators", IEEE Trans. Auto. Contr., Vol.44, No.4. pp. 1185

- ~1191.
- (11) Mabius, L. and Kaufman, H., 1975, "An Implicit Adaptive Algorithm for a Linear model Reference Control Algorithm", in Proc. IEEE Int. Conf. on Decision and Control. pp. 864~865.
- (12) Lim, K.Y., 1988, "Model Reference Adaptive Control for Linear System with Improved Convergence Rate-Signal Synthesis Method", Trans. KIEE. Vol.37, No.10. pp. 733~739.
- (13) Balestrino, A., Maria, G.D. and Soivco, L., 1983, "An Adaptive Model Following Control for Robotic Manipulators", ASME J. Dyn. Syst., Meas., Contr., Vol.105, pp. 143~151.
- (14) Monopoli, K.V. and Subbaro, V.N., 1974, "A New Algorithm for Model Reference Adaptive System for System Identification and Control Part I", IEEE Trans. Syst. Man. Cybern., Vol. SMC-4, No. 6, pp. 542 ~551.
- (15) Whitaker, H.P., Yamron, J. and Loezer, A. 1958, Design of Model Reference Adaptive Systems for Aircraft. Instrumentation Laboratory MIT Cambridge.
- (16) Narendra, K.S. and Valavani, L.S., 1978, "Stable Adaptive Controller Design Direct Control", IEEE Trans. Auto. Contr., Vol.AC-23, No.4, pp. 570~583.
- (17) Lim, K.Y. and Eslami, M., 1985, "New Controller Designs for Robot Manipulator Systems Using Lyapunov Direct Method", IEEE Trans. Auto. Contr., Vol. AC-30, No.12, 1229~1233.