

〈論 文〉

# 병렬형 3자유도 구형 모듈의 해석과 힘반영 원격조종기로의 구현

김희국 · 이병주

(1994년 1월 17일 접수)

## Analysis of a Parallel 3 Degree-of-Freedom Spherical Module and its Implementation as a Force Reflecting Manual Controller

Whee-Kuk Kim and Byung-Ju Yi

**Key Words :** Parallel Module(병렬형 모듈), Force Reflecting(힘반영), Manual Controller(원격조종기), Spherical Module(구형 모듈).

### Abstract

In this paper, a compact, light-weight, universal, spherical 3-degree-of-freedom, parallel-structured manual controller with high reflecting-force capability is implemented. First, the position analysis, kinematic modeling and analysis, force reflecting transformation, and applied force control schemes for a parallel structured 3 degree-of-freedom spherical system have been described. Then, a brief description of the system integration, its actual implementation hardware, and its preliminary analysis results are presented. The implemented parallel 3 degree-of-freedom spherical module is equipped with high gear-ratio reducers, and the friction due to the reducers is minimized by employing a force control algorithm, which results in a "power steering" effect for enhanced smoothness and transparency (for compactness and reduced weight).

### 1. 서 론

원격조종기는 인간이 작업하기 어려운 환경에서 또는 원거리에서 로봇 등을 제어하는 목적으로 활용되어져 왔다. 원격조종기의 힘반영 기능이란 일반적으로 원격 로봇이 작업물과의 접촉시 발생하는 힘을 조종사의 손잡이에 반영시키는 것을 의미하며 조종자로 하여금 현실감을 제공하여 줄 뿐만 아니라 실시간 제어를 가능케 한다. 그러나, 대부분의 현존 힘반영(force-reflecting) 원격조종 시스템들에 사용되는 원격조종기들은 큰 체적, 고중량, 고가,

낮은 힘반영 기능, 불충분한 현실감(telepresence), 그리고 단순화된 구조들로서 특정 지워질 수 있다. 소규모/경량, 높은 힘반영 기능, 증진된 현실감. 그리고 쉽게 이동 가능하며 다양한 형태의 원격 로봇시스템의 제어에 활용될 수 있는 만능형 원격조종기의 개발은 원격조종사의 훈련경비 등에 있어서 많은 경감을 가져올 수 있을 뿐만 아니라 원격조종사에 편리한 기구학적 변환을 소프트웨어로 제공함으로써 작업기능면에서 뿐만 아니라 신뢰도에서도 많은 향상이 예상된다.

이러한 소규모/경량, 높은 힘반영 기능, 증진된 현실감, 그리고 쉽게 이동 가능한 만능형 원격조종기를 설계하기 위해서 소규모/경량의 적은 마찰력 등을 갖는 액추에이터 시스템의 활용이 필수 불가

\*정회원, 고려대학교 제어계측공학과

\*\*정회원, 한국기술교육대학 제어기계공학과

결하다. 그러나, 현존하는 일반 액추에이터의 토크 출력-대-중량비는 원격조종기의 활용에는 매우 불충분하며 또한 특별히 제작된 액추에이터를 사용하는 경우는 가격면에서 부적당한 실정이다. 그러므로, 소규모/경량, 이동 가능하고 증진된 힘반영 기능을 갖는 원격조종기의 개발에 있어서 이와 같은 현존 액추에이터의 한계를 극복하기 위하여 여러 형태의 구조와 다양한 제어방식이 고려될 수 있다. (10,11,12,14)

직렬형 구조와 병렬형 구조는 로봇시스템에 적용되었을 때 많은 장단점을 가지고 있다. 직렬형 구조는 기하학적으로 단순하고 넓은 작업구간을 갖고 있으므로 대부분의 현존 로봇시스템이나 힘반영 원격조종기는 이러한 구조를 갖고 있다. (8~10,13,15) 그러나 직렬형 구조의 경우 로봇의 링크들이 낮은 강성도를 갖는 외팔보의 형태를 가지므로 로봇의 링크에 분산된 액추에이터의 중량으로 인하여 많은 정적 및 동적 처짐을 유발하여 시스템의 적재 하중 용량의 축소를 야기시킨다. 이에 반하여 병렬형 구조는 구조적으로 보다 높은 강성도를 나타낼 뿐만 아니라 액추에이터를 지반에 가깝게 위치할 수 있으므로 적재하중 용량을 높일 수 있다. 그러나, 이러한 병렬형 구조는 증가된 링크와 관절의 수, 기구학/동력학 모델링의 복잡성, 그리고 축소된 작업구간 등으로 인해 그 활용이 제한되어 왔다.

그러나, 병렬형 3자유도 구형시스템은 원격조종기로서 활용되기에 충분한 자유자재한 작업구간을 갖고 있으며, 본 논문에서는 이 시스템에 관한 간략한 구조설명과 힘반영 만능형 원격조종기로서의 활용에 필요되는 기구학적 분석, 그리고 시스템의 전체구조, 활용된 하드웨어 및 사용된 힘제어 방식에 관해 논한다.

### 2. 3자유도 구형 시스템

Fig. 1에서 보는 바와 같이 병렬형 3자유도 구형 시스템은 기저판(lower or base ternary), 세 개의 직렬 부속체인, 그리고 상판(upper or top ternary)으로 구성된다. 각각의 직렬 부속체인은 세 개의 회전 관절들과 두 개의 링크들로 이루어진다. 이 시스템은 아홉 개의 회전 관절축이 한 점에서 교차되는 구조를 갖고 있으며 이러한 경우에는 이 시스템의 모든 요소들은 최대 3자유도의 작업공간(3자유도의 회전운동)내로 한정되는 것을 알 수 있으며 이를 Grübler의 모빌리티(mobility, 또는 자

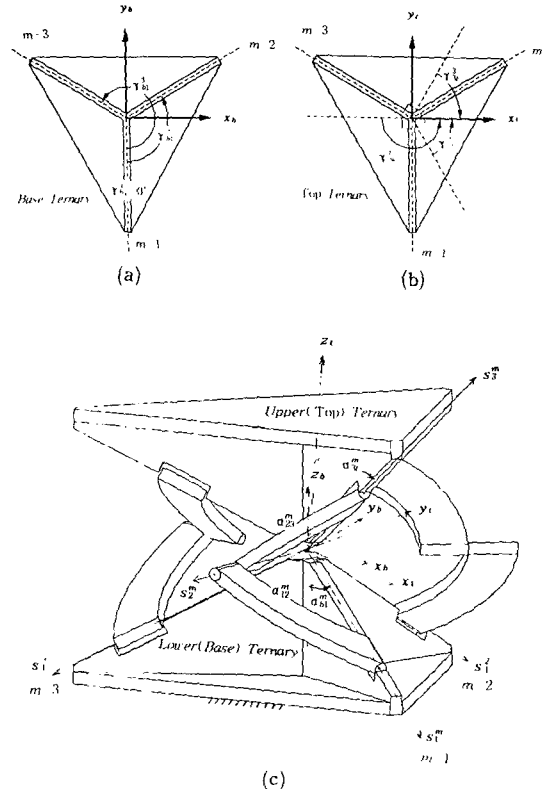


Fig. 1 3 degree-of-freedom spherical system

유도) 표준식에 의하여 다음과 같이 이 시스템은 3 자유도를 갖는 시스템이라는 것을 알 수 있다.

$$M = d(l-1) - \sum_{i=1}^n c_i = 3(8-1) - 2 \times 9 = 3 \quad (1)$$

여기서,  $d$ 는 시스템의 링크들의 최대 출력공간의 수,  $l$ 은 기저판을 포함하는 링크들의 수,  $n$ 은 관절의 수, 그리고  $c_i$ 는 해당 관절  $i$ 의 구속조건의 수를 나타낸다. 그러나, 이 시스템에는 여섯 개의 과다 구속조건이 존재하며 이러한 과다 구속조건 때문에 이 시스템은 구조적으로 부정시스템(indeterminate system)이 되며 이 시스템의 설계과정에서 구조해석을 수행할 경우에는 힘과 변형의 관계식인 적합방정식(compatibility equation)을 추가적으로 사용하여야 한다. (1)

#### 2.1 기구학적 묘사

Fig. 1에서와 같이 각각의 회전 관절축의 방향을 나타내는 단위벡터를  $s_m^i$ 이라고 하자. 여기서, 윗첨자  $m$ 은 부속체인을 나타내고 아랫첨자  $n$ 은 해

당관절을 나타낸다. 기저판에 고정된 기저좌표계  $(x_b, y_b, z_b)$ 와 상판에 고정된 국부좌표계  $(x_i, y_i, z_i)$ 인 두 개의 기준좌표계는 시스템의 중앙에 위치하며 공통교차점에 동일한 원점을 갖는다. 세 개의 부속체인은 기저판과 상판을 연결하며 이들 각 부속체인에 대한 기구학적 인자들은 Fig. 1에서와 같이 정의된다. 예를 들면, 부속체인  $m$ 의 링크  $i$ 에 고정된 국부좌표계는 시스템의 중앙에 위치하는 공통 교차점에 원점을 갖는다.  $z$ 축 방향으로의 단위 벡터로서  $s_i^m$ 을 갖고  $x$ 축 방향으로의 단위벡터로서 현재 관절축( $s_i^m$ )과 바로 다음의 관절축( $s_{i+1}^m$ ) 사이의 공통 수직선(common normal axis)의 방향으로 단위벡터  $a_i^m$ 을 가지며  $y$ 축 방향의 단위벡터로서  $s_i^m$ 과  $a_i^m$ 에 수직한  $s_i^m \times a_i^m$ 를 갖는 것으로 정의된다. 이러한 국부좌표계는 기저좌표계에 대한 회전행렬로서 다음과 같이 나타낼 수 있다. 즉,

$$[{}^mR_i^b] = [a_i^m \ s_i^m \times a_i^m \ s_i^m] \quad (2)$$

각 부속체인의 denavit hatenberg 링크 인자들은  $(S_i^m, \phi_i^m, \gamma_{i1}^m, a_{i1}^m)$  각각 Table 1에서와 같이 표현되어 진다. 여기서,  $S_i^m$ 는 회전 관절축( $s_i^m$ ) 방향으로의 오프셋(offset) 거리를 나타내고,  $\phi_i^m$ 는 그 회전축에 대한 두 이웃하는 공통 수직선 사이의 회전각( $s_i^m$ 축에 대한 단위벡터  $a_{i-1}^m$ 과  $a_i^m$ 의 사이각)을 나타낸다. 그리고  $a_{i1}^m$ 은  $a_{i-1}^m$ 에 대한 회전 관절축  $s_{i-1}^m$ 과  $s_i^m$ 사이의 각도로서 링크  $i-1$ 의 비틀림각을 나타낸다. 이 밖에  $\gamma_{i1}^m$ 과  $a_{i1}^m$ 은 각각 하판 좌표계와 첫번째 링크에 고정된 국부좌표계 사이의 오프셋 회전각과 비틀림각(즉, 하판의 첫번째 링크에 대한 비틀림각)을 나타낸다.<sup>(2)</sup> 마찬가지로,  $\gamma_{3t}^m$ 과  $a_{3t}^m$ 은 각각 상판 좌표계와 세번째 링크의 국부좌표계 사이의 오프셋 회전각과 비틀림각을 나타낸다.

**Table 1** Denavit hatenberg parameters of a spherical 3 DOF system

Serial subchain #m				
	$S_i^m$	$\phi_i^m$	$a_{i1}^m$	$a_{i+1}^m$
Base ternary (b)	0	$\gamma_{b1}^m$	0	$a_{b1}^m$
Joint 1	0	$\phi_1^m$	0	$a_{12}^m$
Joint 2	0	$\phi_2^m$	0	$a_{23}^m$
Joint 3	0	$\phi_3^m$	0	$a_{3t}^m$
Top ternary (t)	0	$\gamma_{3t}^m$	0	0

마지막으로, 시스템 상판의 출력방위각들은 조종사의 편의를 고려하여  $x, y, z$ 축에 대한 연속적인 회전을 나타내는 오일러 각들( $\mu_1, \mu_2, \mu_3$ )로 표현된다. 이에 따라 기저좌표계로부터 상판의 출력 국부좌표계로의 회전행렬을 나타내는  $[R_i^b]$ 는  $[Rot(x, \mu_1)][Rot(y, \mu_2)][Rot(z, \mu_3)]$ 와 같이 얻어진다. 여기서,  $Rot(x, \mu_1)$ 는  $x$ 축에 대하여  $\mu_1$ 의 각 만큼 회전을 나타내는 회전행렬을 의미한다. 기저좌표계와 상판의 출력좌표계는  $\mu_1, \mu_2, \mu_3$ 가 모두 0일 때 일치한다.

### 2.2 정위치해석

힘반영 만능형 원격조종 시스템의 경우, 원격조종기의 손잡이 위치나 방위각(orientation angle)들은 회전관절의 변위각을 측정 한 후, 정위치해석을 통하여 얻어지며 이들 정보는 즉시 원격로봇 시스템에게 입력 명령신호로서 제공된다. 병렬형 3자유도 구형시스템의 경우, 이중 한개의 직렬부속체인 모든 관절에 위치센서들이 부착되었을 경우에는 일반 직렬형 시스템의 위치해석과 동일하게 정위치해석을 수행할 수 있다. 그러나 소형인 병렬형 구조의 시스템을 구현하는 데는 링크들과 센서들 간의 기계적 간섭으로 인해 위치센서들을 배치하는 데는 많은 어려움이 뒤따른다. 그러므로 본 연구에서는 시스템이 넓은 작업구간을 확보함과 동시에 센서의 분해능을 최대로 높이기 위하여(액추에이터에 높은 기어비를 사용하는 경우) 기저판에 부착된 액추에이터들에 위치 센서들을 설치하며 이들로부터 오일러각으로 표현된 출력방위각을 구하는 정위치해석에 관해 논하기로 하겠다.

이 시스템의 기저판에 대한 상판의 방위가 앞에서 설명된 오일러각들로 표현될 때의 회전행렬( $[R_i^b]$ )과 각 직렬 부속체인의 변수로서 나타낸 상판의 회전행렬( $[{}^mR_i^b]$ )은 동일하며 다음과 같이 표현된다.

$$[R_i^b] = [{}^mR_i^b] \text{ for } m=1, 2, 3 \quad (3)$$

여기서,  $m$ 은 직렬 부속체인을 나타낸다. 이 식은 시스템의 모든 기구학적 구속방정식을 내포하고 있다는 것을 알 수 있다. 그리고 위의 식은 각각 다음과 같이 나타내어 진다.

$$[R_i^b] = [Rot(x, \mu_1)][Rot(y, \mu_2)][Rot(z, \mu_3)] \quad (4)$$

$$[{}^mR_i^b] = [{}^mR_i^b][{}^mR_i^2][{}^mR_i^3][{}^mR_i^4] \text{ for } m=1, 2, 3 \quad (5)$$

또한, 여기서

$$[{}^m R_b] = [Rot(z, \gamma_b^m)] [Rot(x, \alpha_b^m)] [Rot(z, \phi_b^m)] \quad (6)$$

$$[{}^m R_1^?] = [Rot(x, \alpha_1^m)] [Rot(z, \phi_1^m)] \quad (7)$$

$$[{}^m R_2^?] = [Rot(x, \alpha_2^m)] [Rot(z, \phi_2^m)] \quad (8)$$

$$[{}^m R_3^?] = [Rot(x, \alpha_3^m)] [Rot(z, \gamma_3^m)] \quad (9)$$

을 나타낸다. 이 시스템은 식(3)으로부터 아래와 같이 두 개의 독립된 폐쇄루프 구축방정식으로 표현된다.

$$\begin{aligned} & [{}^1 R_b] [{}^1 R_1^?] [{}^1 R_2^?] [{}^1 R_3^?] \\ & = [{}^m R_b] [{}^m R_1^?] [{}^m R_2^?] [{}^m R_3^?] \text{ for } m=2, 3 \end{aligned} \quad (10)$$

위 식에  $[{}^m R_b]^T$  과  $[{}^m R_3^?]^T$  를 각각 앞과 뒤에 곱하면

$$[{}^m R_b]^T [{}^1 R_b] [{}^m R_3^?]^T = [{}^m R_3^?] \text{ for } m=2, 3 \quad (11)$$

을 얻는다.  $m$  번째 직렬 부속체인인 세 번째 관절축의 방향을 나타내는 단위벡터  $s_3^m$  를  $m$  번째 직렬부속체의 첫 번째 링크에 고정된 국부좌표계에서 표현된 단위벡터  $s_3^{m(1)}$  는

$$\begin{aligned} s_3^{m(1)} &= [{}^m R_b]^T [{}^1 R_b] [{}^m R_3^?]^T \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix} \\ &= [{}^m R_3^?] \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix} \text{ for } m=2, 3 \end{aligned} \quad (12)$$

로 표현된다. 위의 식에서 왼쪽항을 편의상

$$s_3^{m(1)} = \begin{bmatrix} x^{m(1)} \\ y^{m(1)} \\ z^{m(1)} \end{bmatrix} \text{ for } m=2, 3 \quad (13)$$

로 나타내기로 한다. 한편, 오른쪽항은

$$s_3^{m(1)} = \begin{bmatrix} s\phi_2^m s\alpha_{23}^m \\ -c\alpha_{12}^m s\alpha_{23}^m c\phi - s\alpha_{12}^m c\alpha_{23}^m \\ -s\alpha_{12}^m s\alpha_{23}^m c\phi_2^m + c\alpha_{12}^m c\alpha_{23}^m \end{bmatrix} \text{ for } m=2, 3 \quad (14)$$

로 구해진다. 여기서,  $c\phi_n^m = \cos(\phi_n^m)$ ,  $s\phi = \sin(\phi_n^m)$  으로 표기하였다. 위의 식에서  $y$ 와  $z$ 의 요소에 해당하는 두 번째와 세 번째 식에 각각  $-s\alpha_{12}^m$  과  $c\alpha_{12}^m$  를 곱하고 그 결과를 합하면

$$c\alpha_{23}^m = -s\alpha_{12}^m y^{m(1)} + c\alpha_{12}^m z^{m(1)} \text{ for } m=2, 3 \quad (15)$$

을 얻는다. 여기서,  $y^{m(1)}$ 와  $z^{m(1)}$ 은 네 개의 관절변수들  $(\phi_1, \phi_2, \phi_3, \phi_4^m)$ 의 함수이므로 식(15)는 다음과 같이  $c\phi_2$ 와  $s\phi_2$ 을 변수들로 하는 방정식으로 표

현되며 함수  $D_m, E_m, F_m$ 은 복잡한 결과식으로 표현되므로 지면상 생략하지만 위의 관계식들로부터 쉽게 구해질 수 있다.

$$\begin{aligned} & D_m(\phi_1, \phi_3, \phi_4^m) c\phi_2 + E_m(\phi_1, \phi_3, \phi_4^m) s\phi_2 \\ & = F_m(\phi_1, \phi_3, \phi_4^m) \text{ for } m=2, 3 \end{aligned} \quad (16)$$

위 식에 측정된 세 개의 관절변수 값들을  $(\phi_1, \phi_2, \phi_3)$  대입하여 Cramer's rule을 적용하면

$$c\phi_2 = \frac{F_1 E_2 - E_1 F_2}{D_1 E_2 - E_1 D_2} \quad (17)$$

$$s\phi_2 = \frac{D_1 F_2 - F_1 D_2}{D_1 E_2 - E_1 D_2} \quad (18)$$

을 얻는다. 여기서,  $(c\phi_3)^2 + (s\phi_3)^2 = 1$ 를 이용하면 다음과 같이  $\phi_3$ 에 대한 8차 방정식을 얻게 된다.

$$\begin{aligned} f(\phi_3) &= (F_1 E_2 - E_1 F_2)^2 + (D_1 F_2 - F_1 D_2)^2 - (D_1 E_2 - E_1 D_2)^2 \\ &= 0 \end{aligned} \quad (19)$$

식(19)는  $c\phi_3$ 과  $s\phi_3$ 의 함수이며, 각각 다음과 같이 Tangent-half angle 형식으로 표현되므로

$$s\phi_3 = \frac{2t}{1+t^2}, \quad c\phi_3 = \frac{1-t^2}{1+t^2} \quad (20)$$

여기서,  $t = \tan\left(\frac{\phi_3}{2}\right)$

식(19)는  $t$ 에 대한 8차 방정식으로 표현된다. 이러한 8차 방정식으로 표현되는 closed form solutions을 실제로 적용하는 데는 최대 여덟개의 해를 구해야 하고 현재의 시스템의 형상(configuration)에 해당하는 근을 계속 추적해야 한다. 그러므로, 이러한 해석결과를 실제 시스템에 사용하는 대신에 Newton-Raphson방법을 이용한 수치해석방법을 활용하였다. 실제로 서너번의 반복으로 0.01도의 오차범위 안의 근에 도달되었다. 그러나 초기값이 근으로부터 충분히 가깝지 않을 경우나 특이형상(singular configuration) 근처에서는 수렴하는데 많은 반복이 필요되거나, 발산 또는 다른 근으로 수렴하는 문제점이 있었다. 그러므로 실제 시스템을 작동하는 경우에 그 작업공간을 이러한 수치해석 기법이 유효한 작업구간 내에 있도록 한정하였다.

또한, 세 개의 베이스 관절 이외에 추가적으로 다른 관절에 위치센서를 부착하여 회전각도를 측정함으로써 식(16)의 정위치해석을 손쉽게 수행하는 방식에 대하여 조사하였다. 하나의 다른 관절(즉,  $\phi_3$ )에 위치센서를 부착하는 경우에 대한 시뮬레이션을 수행한 결과, 미세한 센서의 오차라 할지라도

식(16)의 두 개의 구속방정식을 동시에 만족시키지 못하는 결과를 초래하므로  $\phi_2$ 의 값을 정확하게 구할 수 없다는 결론을 얻었다.

### 2.3 일차 기구학적 모델링

각각의 직렬 부속체인의 관절 회전속도( $\dot{\phi}^m$ )와 상판의 절대 회전속도( $\dot{u}$ )와의 관계식은 다음과 같이 표현된다.

$$\dot{u} = [{}_mG_{\phi}^u] \dot{\phi}^m \quad (21)$$

여기서,

$$\dot{u} = (u_x \ u_y \ u_z)^T \quad (22)$$

$$\dot{\phi}^m = (\dot{\phi}_1^m \ \dot{\phi}_2^m \ \dot{\phi}_3^m)^T \quad (23)$$

이며  $\dot{\phi}_1^m, \dot{\phi}_2^m$ , 그리고  $\dot{\phi}_3^m$ 은 각각  $m$ 번째 체인의 첫 번째, 두 번째, 그리고 세 번째 관절의 상대속도들의 의미하고,  $[{}_mG_{\phi}^u]$ 는 자코비안(또는 일차 기구학적 영향계수)를 나타내며

$$[{}_mG_{\phi}^u] = \frac{\partial u}{\partial \phi^m} = \left[ \frac{\partial u}{\partial \phi_1^m} \ \frac{\partial u}{\partial \phi_2^m} \ \frac{\partial u}{\partial \phi_3^m} \right] \quad (24)$$

로 정의된다. 각 직렬 부속체인의 상태가 비특이형 상일 때는 식(21)으로부터 다음과 같은 역변환 관계식을 얻을 수 있다.

$$\dot{\phi}^m = [{}_mG_{\phi}^u]^{-1} \dot{u} \text{ for } m=1, 2, 3 \quad (25)$$

이러한 관계식은 여러 개의 직렬 부속체인들로 이루어지는 전체 병렬 시스템의 기하학적 구속조건들을 내포하고 있으며 이로부터 실제 구동관절 변수와 상판의 출력변수 사이의 속도 관계식을 얻을 수 있다. 즉, 각 부속직렬체인에 대한 속도 관계식(25)로부터  $m$ 번째 체인의 첫번째 관절(구동관절)의 속도  $\dot{\phi}^m$ 와 출력속도벡터  $\dot{u}$ 에 대한 관계식은

$$\dot{\phi}^m = [{}_mG_{\phi}^u]^{-1} \dot{u} \text{ for } m=1, 2, 3 \quad (26)$$

라는 것을 알 수 있다. 여기서,  $[{}_mG_{\phi}^u]^{-1}$ 는  $[{}_mG_{\phi}^u]$ 의 첫번째 행을 나타낸다. 따라서, 식(26)으로부터의 세 가지 관계식을 종합하면, 각 체인의 구동된 관절들과 출력속도벡터  $\dot{u}$ 에 대한 관계식이

$$\dot{\phi}_a = [G_a^u] \dot{u} \quad (27)$$

으로 구해진다. 여기서,  $\dot{\phi}_a$ 와  $[G_a^u]$ 는 각각 다음과 같이 주어진다.

$$\dot{\phi}_a = (\dot{\phi}_1^a, \dot{\phi}_2^a, \dot{\phi}_3^a)^T \quad (28)$$

$$[G_a^u] = \begin{bmatrix} [{}^1G_{\phi}^u]^{-1} \\ [{}^2G_{\phi}^u]^{-1} \\ [{}^3G_{\phi}^u]^{-1} \end{bmatrix} \quad (29)$$

위 식의 역변환은 정방향 자코비안이며 다음과 같이 표현된다.

$$\dot{u} = [G_a^u] \dot{\phi}_a \quad (30)$$

여기서,

$$[G_a^u] = [G_u^a]^{-1} \quad (31)$$

절대속도와 오일러 속도벡터(euler rate:  $\dot{\mu}$ )의 관계식은

$$\dot{u} = [R_b^u] \dot{\mu} \quad (32)$$

으로 표현되고, 여기서,

$$\dot{\mu} = (\dot{\mu}_1, \dot{\mu}_2, \dot{\mu}_3)^T \quad (33)$$

따라서 오일러 속도벡터와 실제 구동관절 회전속도 벡터( $\dot{\phi}_a$ )와의 국부 일차 영향계수는 식(32)을 식(30)에 대입하고 정리하면 다음과 같이 구해진다.

$$\dot{\mu} = [G_a^{\mu}] \dot{\phi}_a \quad (34)$$

여기서,

$$[G_a^{\mu}] = [R_b^u]^T [G_a^u] \quad (35)$$

### 2.4 일차 기구학해석

시스템의 임의의 위치에서의 기하학적 특성은 그 위치에서의 자코비안을 분석함으로써 조사될 수 있다. 이러한 행렬의 특성을 조사하기 위하여 일반적으로 최대/최소 특성값이나 특이값(singular value), 행렬값(determinant), 조건수(condition number) 등이 활용될 수 있으며 이러한 값들은 시스템의 임 출력비의 관계식에 관한 정보를 갖고 있다.

속도변수  $\dot{u}$ 에 대한 norm의 제곱은 속도변수  $\dot{u}$ 와  $\dot{\phi}_a$ 의 미분관계식(30)을 이용하면

$$\dot{u}^T \dot{u} = \dot{\phi}_a^T ([G_a^u]^T [G_a^u]) \dot{\phi}_a \quad (36)$$

으로 표현되고 이 식을 관절속도 변수의 norm의 제곱인  $\dot{\phi}_a^T \dot{\phi}_a$ 으로 나누면

$$\frac{\dot{u}^T \dot{u}}{\dot{\phi}_a^T \dot{\phi}_a} = \frac{\dot{\phi}_a^T ([G_a^u]^T [G_a^u]) \dot{\phi}_a}{\dot{\phi}_a^T \dot{\phi}_a} \quad (37)$$

의 관계식을 얻는다. 이 식은 입력과 출력비를 나타내며 Rayleigh의 원리를 이용하면<sup>(3)</sup>

$$\lambda_{\min}^2 \leq \frac{\phi_a^T ([G_\phi^y]^T [G_\phi^y]) \phi_a}{\phi_a^T \phi_a} \leq \lambda_{\max}^2 \quad (38)$$

의 관계식이 성립함을 알 수 있는데, 여기서,  $\lambda_{\min}^2$ 와  $\lambda_{\max}^2$ 는 각각 행렬  $[G_\phi^y]^T [G_\phi^y]$ 의 최소, 최대 특성값을 나타낸다. 식 (38)의 양변에  $\phi_a^T \phi_a$ 를 곱하면

$$\lambda_{\min}^2 \|\phi_a\|^2 \leq \|\dot{u}\|^2 \leq \lambda_{\max}^2 \|\phi_a\|^2 \quad (39)$$

의 관계식을 얻을 수 있으며, 여기서,  $x$ 가  $\phi_a$  또는  $\dot{u}$ 라면

$$\|x\|^2 = x^T x \quad (40)$$

식 (39)로부터 행렬 ( $[G_\phi^y]^T [G_\phi^y]$ )의 특성값들이 입출력 사이의 전달특성과 직접 관계가 있음을 알 수 있다.

마찬가지로 시스템에 가해진 출력 힘과 입력 토크를 각각  $F_a$ 와  $\tau_a$ 로 정의할 때

$$\tau_a = [G_a^y]^T F_a \quad (41)$$

의 관계식이 성립하며 위와 유사한 절차로부터

$$\lambda_{\min}^2 \leq \frac{F_a^T [G_a^y] [G_a^y]^T F_a}{F_a^T F_a} \leq \lambda_{\max}^2 \quad (42)$$

의 관계식을 얻을 수 있다. 위 식의 역관계식에  $\tau_a^T \tau_a$ 를 곱하면

$$\frac{\|\tau_a\|^2}{\lambda_{\max}^2} \leq \|F_a\|^2 \leq \frac{\|\tau_a\|^2}{\lambda_{\min}^2} \quad (43)$$

을 얻는다. 이 식과 식 (38)으로부터 속도 변수들과 힘 변수들은 서로 이원적인 관계식을 갖고 있음을 알 수 있다.

일반 로봇 시스템의 이상적인 특성 중의 하나는 그 시스템의 작업공간 내의 어떤 위치에서 모든 방향으로 균일한 입출력 속도 또는 힘의 전달특성을 갖도록 한다는 것이다. 이는 위 행렬의 조건수 (condition number)가 단위값을 가지는 것을 의미한다. 여기서 조건수는 최대 특이값-대-최소 특이값으로

$$\text{조건수} = \frac{\lambda_{\max}}{\lambda_{\min}} \quad (44)$$

와 같이 정의되며 이 값은 항상 1 이상이기 때문에 큰 조건수 값은 균일하지 않은 전달특성을 의미하는 것이다. 일반적으로 행렬  $[G_\phi^y]$ 의 특이값은  $[G_\phi^y][G_\phi^y]^T$ 나  $[G_\phi^y]^T [G_\phi^y]$ 의 특성값의 제곱근 값 ( $\sigma_i = \lambda_i$ )을 나타내며 이 특이값의 계산이 행렬의 조건에 민감하지 않기 때문에 행렬  $[G_\phi^y][G_\phi^y]^T$ 나  $[G_\phi^y]^T$

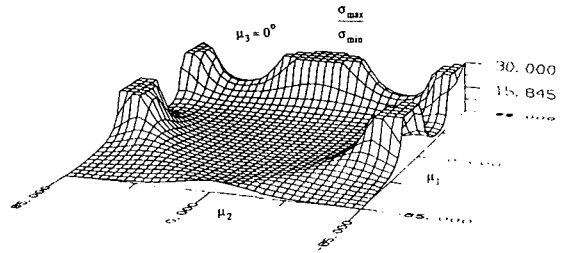


Fig. 2 Condition number plot for 3 degree-of freedom system

$[G_\phi^y]$ 의 특성값 대신에 이러한  $[G_\phi^y]$ 의 특이값이 주로 사용된다.<sup>(3)</sup> 그리고  $[G_\phi^y]$ 과  $[G_\phi^y]^T$ 의 0이 아닌 특이값들은 정의에 의해 동일하므로 어느 것을 사용할 수 있다.

Fig. 2는 병렬시스템 상판의 출력 방위각들을 오일러각 ( $\mu_1 \mu_2 \mu_3$ )들로 표현할 때,  $\mu_3$ 을 0으로 고정하고 두 방위각 ( $\mu_1, \mu_2$ )들을  $-85$ 도에서  $85$ 까지 변화시킴으로서 얻어지는 조건수에 대한 삼차원 그림을 나타낸다. 전체 시스템의 삼차원 작업공간에 대한 분석은 고정된 두 개의 회전변위각 ( $\mu_1, \mu_2$ )에 대하여  $\mu_3$ 를 일정한 범위내에서 변화시켜 조건수를 계산한 후, 그 값들 중에서 가장 큰 값(가장 좋지 않은 경우를 나타내는 값)을 그 지점에서의 대표적인 조건수로 지정한다. 이러한 과정을 거쳐서 세 개의 회전각들이 고려되는 조건수 그림이 Fig. 2와 같이 구해질 수 있다. 자유자재한 활동구간은 조건수의 threshold 값을 지정하여 그 값보다 적은 조건수를 갖는 구간으로 결정된다. 이와 관련된 병렬 구조 구형 시스템의 해석과 최적화 과정, 이로부터 얻어진 자유자재한 작업공간에 대한 기술은 문헌을 참고하기 바란다.<sup>(2,4)</sup>

## 2.5 반영힘의 변환

실제 구현된 시스템에서 손목형 힘-토크 센서는 Fig. 3과 같이 시스템의 상판에 부착되었다. 손목형 힘-토크 센서는 6자유도를 지니고 있으며 센서의 국부좌표계와 상판에 고정된 출력좌표계에 대한 관계식을 얻기 위하여 먼저 두 개의 일반화된 독립 변수들, 즉 시스템의 출력변수인  $\mu$ 와 힘-토크 센서의 중앙에 위치한 국부좌표계로 표현된 변수인  $\mu^*$ 를 다음과 같이 정의한다.

$$\mu = (\mu_1 \mu_2 \mu_3)^T \quad (45)$$

$$\mu^* = (x^* y^* z^* \theta_1^* \theta_2^* \theta_3^*)^T \quad (46)$$

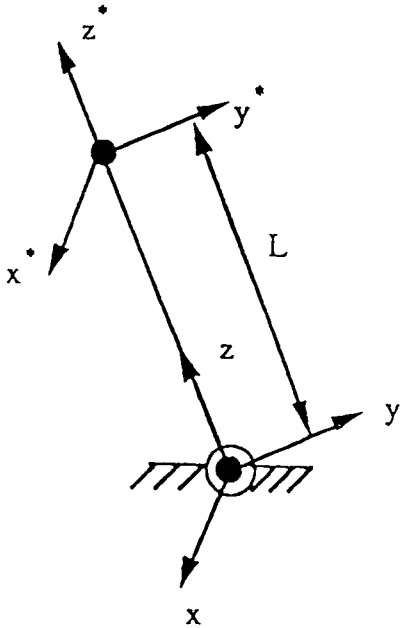


Fig. 3 F/T sensor frame and upper plate frame

이 변수들 간의 미분관계식은

$$\delta\mu^* = [G_{\mu}^{u*}] \delta\mu \quad (47)$$

으로 표현되며, 여기서

$$\delta\mu = (\delta\mu_1 \ \delta\mu_2 \ \delta\mu_3)^T, \quad (48)$$

$$\delta\mu^* = (\delta x^* \ \delta y^* \ \delta z^* \ \delta\theta_x^* \ \delta\theta_y^* \ \delta\theta_z^*)^T \quad (49)$$

$$[G_{\mu}^{u*}] = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & L & 0 \\ 0 & 1 & 0 & -L & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (50)$$

위의 식에서  $L$ 는 Fig. 3에서와 같이 힘-토크 센서 국부좌표계의 원점(중양점)과 시스템의 출력좌표계의 원점(즉, 아휴개의 회전 관절축들의 공통 교차

점) 사이의 거리를 나타낸다. 정적 평형관계식을 나타내는 가상 일의 원리를 이용하면 시스템의 출력 토크벡터( $\tau_{\mu}$ )와 힘-토크 센서의 국부 토크벡터( $\tau_{\mu}^*$ )의 사이의 관계식은

$$\tau_{\mu}^T \delta\mu = \tau_{\mu}^{*T} \delta\mu^* \quad (51)$$

으로 표현되며,  $\tau_{\mu}$ 와  $\tau_{\mu}^*$ 는

$$\tau_{\mu} = (\tau_x \ \tau_y \ \tau_z)^T \quad (52)$$

$$\tau_{\mu}^* = (f_{x^*} \ f_{y^*} \ f_{z^*} \ \tau_{x^*} \ \tau_{y^*} \ \tau_{z^*})^T \quad (53)$$

으로 주어진다. 위 식과 식(30)을 이용하면

$$\tau_{\mu} = [G_{\mu}^{u*}]^T \tau_{\mu}^* \quad (54)$$

을 얻는다. 힘-토크 센서와 가상적인 정적 평형을 이루는 실제 회전관절에서 요구되는 토크는 위 식과 이 시스템의 현위치에서의 기하학적 관계식인

$$[G_a^{u*}] = [G_{\mu}^{u*}] [G_a^{\mu}] \quad (55)$$

을 이용하면

$$\tau_a = [G_a^{\mu}]^T \tau_{\mu} = [G_a^{u*}]^T \tau_{\mu}^* \quad (56)$$

과 같이 얻어진다.

### 3. 병렬구조를 갖는 3자유도 구형 시스템의 구현

고기능을 갖는 만능형 힘반영 원격조종기로서의 구현을 위해 병렬구조를 갖는 구형 3자유도 시스템의 구조가 활용되었다. 이러한 시스템의 기본적인 설계 목표는 가격면에서 경제성이 있고 소규모, 경량이며 원격조종기에 적합한 작업구간을 가지고 이동 가능하며 증진된 힘반영 기능 등이다. 이 시스템은 엑츄에이터, 링크, 상판과 하판, 시스템 지지대, 6자유도 손목형 힘-토크 센서와 손잡이로 구성

Table 2 Kinematic parameters of an implemented 3 DOF system

	Subchain #1	Subchain #2	Subchain #3
The lower ternary edge displacement angles	$\gamma_{b1}^1 = 0^\circ$	$\gamma_{b1}^2 = 120^\circ$	$\gamma_{b1}^3 = 240^\circ$
The upper ternary edge displacement angles	$\gamma_{s1}^1 = 180^\circ$	$\gamma_{s1}^2 = 60^\circ$	$\gamma_{s1}^3 = -60^\circ$
The twist angle	$\alpha_{b1}^1 = 130^\circ$	$\alpha_{b1}^2 = 130^\circ$	$\alpha_{b1}^3 = 130^\circ$
The twist angle	$\alpha_{12}^1 = 90^\circ$	$\alpha_{12}^2 = 90^\circ$	$\alpha_{12}^3 = 90^\circ$
The twist angle	$\alpha_{23}^1 = 90^\circ$	$\alpha_{23}^2 = 90^\circ$	$\alpha_{23}^3 = 90^\circ$
The twist angle	$\alpha_{31}^1 = 50^\circ$	$\alpha_{31}^2 = 50^\circ$	$\alpha_{31}^3 = 50^\circ$

되었으며 공통 교차점에서의 힘반영 토크는  $5.65N \cdot m$  ( $50lb \cdot in$ )의 값을 갖도록 설계되었다. 액추에이터로서는 현존 전기모터들의 불충분한 출력토크-대-중량비와 가격 등을 고려하여 높은 기어비를 갖는 기어모터를 사용하였다. 각 액추에이터는 무시할 정도의 코깅(cogging)을 갖는 서보디스크 모터를 사용하였고 소규모/경량의 설계목표에 부합하

도록 60 대 1의 기어비를 갖는 컵 형태의 하모닉 드라이브 시스템(harmonic drive system)을 사용하였다. 또한 위치와 속도감지를 위하여 각각 incremental optical encoder와 analog tachometer가 부착되었다. Optical encoder의 출력을 감지하기 위하여 디코딩 회로가 제작되어 병렬 입력카드를 통해서, 그리고 tachometer 출력은 A/D

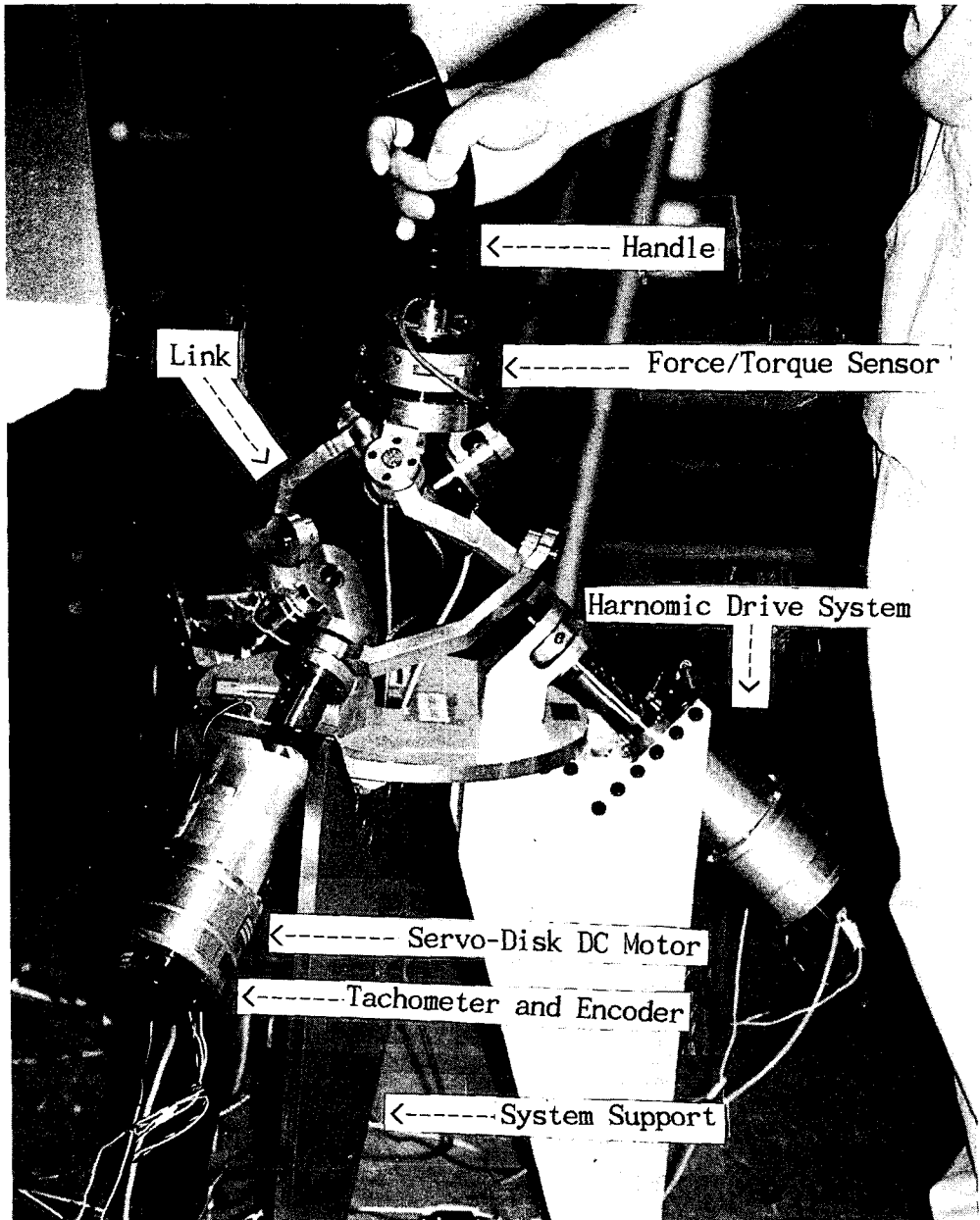


Fig. 4 Spherical 3-degree-of-freedom manual controller



converter를 통하여 각각 OS-9 operating system을 사용하는 MC68030 based VMEbus controller에 입력되었다. 또한 6자유도 손목형 힘-토크 센서(Lord F/T 15/50 sensor)를 시스템의 상판에 부착하여 조종사의 입력 힘을 측정하도록 하였다.

구형 시스템의 제작에 사용된 기구학 파라미터들의 값은 Table 2와 같다. 또한, 작업구간은 입출력 토크 전달비(조건비 : 10)를 고려하여

$$-50^\circ < \mu_1 < 50^\circ, \quad -50^\circ < \mu_2 < 50^\circ, \quad -40^\circ < \mu_3 < 40^\circ \quad (57)$$

로 정하였다. 이것은 시스템의 가용한 작업구간은 이러한 범위 밖의 지역에서는 원하는 입출력 토크 전달비는 현저하게 나빠지기 때문이다. 그리고 실제 세 개의 직렬 부속체인들은 링크들간의 기계적인 간섭을 최대한으로 축소하기 위하여 설계 및 제작되었으며 구현된 전체 시스템은 Fig. 4와 같다.

구현된 3자유도 구형 시스템을 제어하기 위하여 VMEbus제어기와 이 시스템의 제어 소프트웨어(C program)가 구성/개발되었다. 개발된 VMEbus 제어기의 CPU는 Force Computer INC.에서 제작된 M68882 FPCP를 갖춘 MC68030 CPU로서 25 MHz clock의 속도를 갖고 있으며 Multi-processor로서 확장이 가능하다. Operating system(O/S)으로는 실시간/다작업 O/S인 전문용 OS-9 O/S를 사용하였다. 각각의 액추에이터들은 힘반영을 위한 전류를 제어하기 위하여 전류모드의 PWM amplifier를 사용하였으며 액추에이터로의 구동 명령신호는 VMEbus-based controller로부터 D/A converter를 통하여 전달되었다. 힘-토크 센서의 인터페이스에 있어서 전체 시스템의 대역폭을 높이기 위하여 병렬 전송방법을 사용하여 직접 힘-토크 센

서내의 여덟 개의 스트레인 게이지로부터의 출력값과 Lord company에서 제공된 여덟 개의 스트레인 게이지와 힘-토크 센서의 출력토크사이의 콤파라이언스 관계를 나타내는 6×8 콤파라이언스 행렬을 사용하였다. 이 시스템에 사용된 VMEbus controller의 전체 인터페이스 그림은 Fig. 5와 같다. 그리고 개발된 제어 소프트웨어는 만능형 원격조종기의 기능에 맞도록 필요한 변환을 수행하고 다양한 작동모드(예를 들면, local position control, local velocity control, re-referencing, global position control, global velocity control, heading control, angular position control, scaling, force-reflecting control, etc.)를 갖도록 개발되었다.<sup>(14)</sup>

#### 4. 힘반영 원격조종기의 제어

##### 4.1 힘반영 원격조종기의 동역학 모델 및 제어

만능형 힘반영 원격조종기의 제어를 위하여 손잡이의 중심점에 대한 동역학식이 사용되며, 다음과 같이 주어진다(부록 참조).

$$F_a = [I_{uu}^*] \ddot{u} + \dot{u}^T [P_{uuu}^*] \dot{u} + F_{op} + F_g + F_f \quad (58)$$

여기서,  $[I_{uu}^*] \ddot{u}$ 는 손잡이에서 느껴지는 전체 시스템의 관성력을,  $\dot{u}^T [P_{uuu}^*] \dot{u}$ 는 Coriolis힘과 원심력을 나타낸다.  $F_{op}$ 는 조종사가 손잡이에 가하는 외력을 나타내고,  $F_g$ 는 시스템의 중력으로 인하여 손잡이에서 느껴지는 힘, 그리고  $F_f$ 는 시스템의 관절들에서의 마찰력으로 인하여 손잡이에서 느껴지는 힘, 그리고  $F_a$ 는 이상에서 언급된 힘들의 합을 나타내는 시스템의 전체 동역학힘을 의미하는데, 실질적으로 식(41)의 관계식에 의해서 관절 액추에이터에서  $\tau_a$ 의 관절 토크를 가동하였을 때, 손잡이에서 느껴지는 힘을 나타낸다. 그러나 원격 조종기의 작업속도는 조종사 기능의 한계와 밀접한 관계가 있는데 일반 조종사의 경우 5Hz 이하의 낮은 속도로 한정되므로,<sup>(5)</sup> Coriolis힘과 원심력 등과 같은 비선형 동적영향은  $(\dot{u}^T [P_{uuu}^*] \dot{u})$  무시할 수 있을 정도로 적다고 볼 수 있다. 그러므로 식(58)은 다음과 같이 단순화 될 수 있다.

$$F_a = [I_{uu}^*] \ddot{u} + F_f + F_{op} + F_g \quad (59)$$

실제로 구현된 시스템의 모든 요소들은 중량을 감소시키기 위하여 알루미늄으로 만들어졌기 때문에 힘-토크 센서와 손잡이를 포함한 상판의 중량에

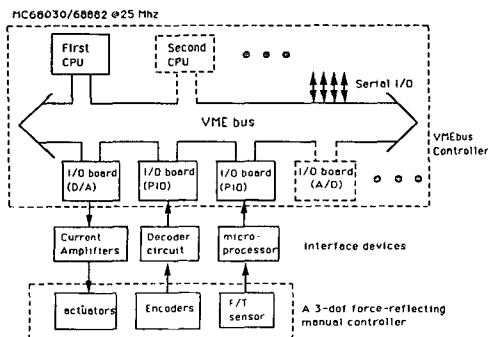


Fig. 5 VMEbus vontroller and interface diagram

비해 그 중량이 무시할 수 있다. 더구나, 구현된 시스템의 경우 병렬구조를 이용하여 무거운 액추에이터들은 모두 하판에 부착하였으므로 이로 인한 관성력이나 중력 등도 최소화되었으며 앞에서 언급한 바와 같이 오직 상판과 손잡이, 그리고 힘-토크 센서로 인한 관성력, 그리고 이들로 인한 중력과 높은 기어비를 사용함으로써 인해 크게 증폭이 된 관절에서의 마찰력들로서 전체 시스템의 동역학을 표현할 수 있었다.

원격로봇으로부터의 힘의 반영과 위 시스템 모델의 중력 및 마찰력의 보상을 위하여 다음과 같은 힘제어 방식을 사용하였다.

$$F_a = F_{ref} + [K_f](F_{ref} - F_{op}) + \hat{F}_g \quad (60)$$

여기서,  $[K_f]$ 는 힘제어 게인을 나타내는 대각행렬,  $F_{ref}$ 는 손잡이에 반영하려는 힘으로서 일반적으로 원격로봇이 작업물과 접촉시 발생하는 힘을 나타내며,  $\hat{F}_g$ 는 손잡이에서 예상되는 중력힘을 나타낸다. 식(60)을 식(59)에 대입하여 정리하면 다음과 같이 표현된다.

$$[I + K_f]^{-1}([I_{uu}]\ddot{u} + F_f + F_g - \hat{F}_g) = F_{ref} - F_{op} \quad (61)$$

오른쪽 항은 반영된 힘을 이기며 조종사가 손잡이게 가하는 유효한 제어힘을 나타내고 왼쪽항은 원격 조종기의 동역학식으로서 중력 상쇄는 물론, 조종사가 느끼는 마찰력과 관성력을  $[I + K_f]^{-1}$ 만큼 감소시킴을 의미하는데 이러한 힘제어 방식을 활용함으로써 전체 시스템의 "power steering" 효과를 얻을 수 있었다.

Fig. 6은 현 시스템에 사용된 힘제어 방식의 block diagram을 나타낸다. 실제 원격조종기 시스템의 힘제어 게인의 값을 설정하는데 있어 힘-토크 센서의 고주파 잡음과 콤플라이언스, 조종사의 떨림(jittering), 그리고 하모닉 드라이브 시스템을 이용한 액추에이터 시스템으로부터의 콤플라이언스

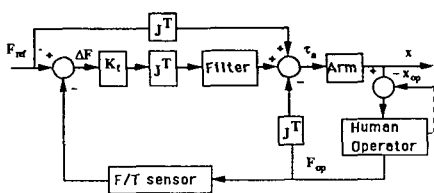


Fig. 6 Block diagram of force-controlled teleoperator system

영향들로 인하여 많은 제한이 있었다. 이 때문에 Fig. 7과 같은 간단한 일자유도 시스템을 제작하여 각 액추에이터 요소들의 영향에 관하여 상세히 조사하였으며 그 결과는 다음과 같이 요약된다. Fig. 8은 1자유도 시스템의 선형 모델과 first-order low-pass filter가 첨가된 시스템의 보데선도(Bode plot)를 나타낸다. 그림에서 보는 바와 같이 상대적으로 높은 게인 마진을 갖고 있지만 하모닉 드라이브 시스템의 높은 콤플라이언스는 보데선도에서

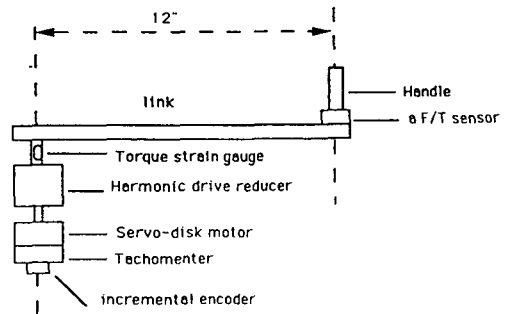
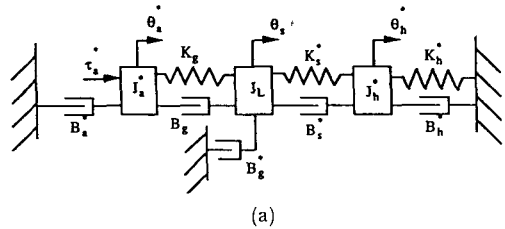
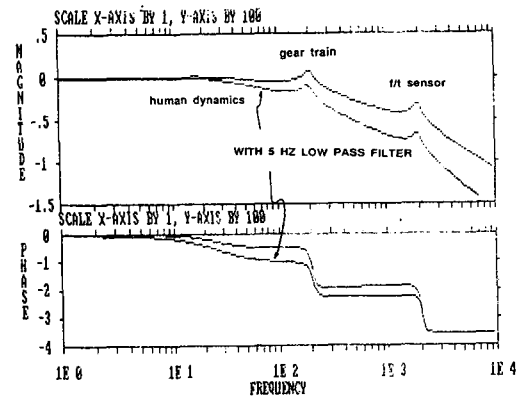


Fig. 7 One degree-of-freedom system



(a)



(b)

Fig. 8 (a) Linear model of one degree-of-freedom system  
(b) Its bode/phase plots (with/without low-pass filter)

낮은 주파수에서의 돌출 부분으로 나타나며 이 때문에 힘제어 방식에서 높은 계인을 사용할 수 없게 됨을 알 수 있었다.

결론적으로, 1자유도 시스템의 경우와 마찬가지로 전체 3자유도 원격조종기 시스템의 제어에 있어 높은 계인을 사용하는 경우에는 대역폭은 증가하지만 시스템은 불안정하게 되었으며 낮은 계인을 사용하는 경우, 특히, 5 Hz 이하의 대역폭을 갖게 되는 경우에는 원격조종기가 조종사의 기능을 제한함으로써 해서 전체적으로 원격조종기 시스템의 성능을 저하시켰다.<sup>(6)</sup> 그러므로, 실제 시스템에 있어서 힘-토크 센서내의 스트레인 게이지와 조종사의 떨림(jittering)으로부터 발생하는 고주파 잡음을 감소시키기 위하여 Fig. 5에서와 같이 5Hz의 대역폭을 갖는 일차 Butterworth low-pass filter가 제어회로에 첨가되었으며, 이로써 원격조종기 시스템은 실제 작동시 안정성측면에서 뿐만 아니라 성능면에서

만족할 만한 결과를 나타내었다.

4.2 마찰력 보완

높은 기어비를 갖는 하모닉 드라이브 시스템의 사용으로 인하여 손잡이에서 느껴지는 마찰력(Coulomb friction)의 효과는 매우 심각하였으므로 이를 보완하기 위하여 여러가지의 마찰력 보완방법을 Fig. 7의 1자유도 시스템에 적용하였으며 그 실험 결과는 다음과 같이 요약된다.

(1) 마찰력을 보완하기 위한 방법으로 Dither signal을 시스템에 가함으로서 마찰력은 감소시킬 수 있었으나 반면에 조종사에게는 매우 불편한 떨림을 제공하기 때문에 현실감(telepresence)을 현저하게 약화시켰다.

(2) 힘-토크 센서나 또는 모터의 회전축에 부착된 스트레인 게이지를 이용한 direct force feedback의 경우 Fig. 9에서와 같이 매우 우수한 마찰력 보완 기능, 즉 만족할 만한 power steering 효과를 제공하였다.

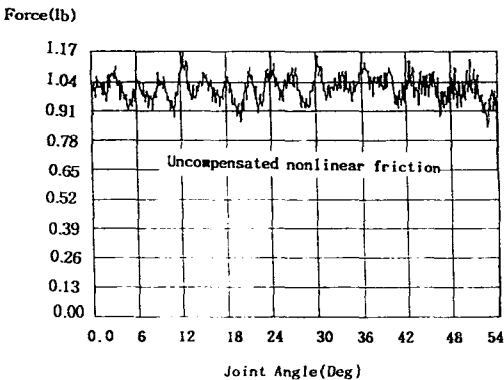
5. 결 론

본 논문에서는 구형의 3자유도 병렬형 메카니즘을 활용하여 원격조종기 시스템을 구현하였으며 이론적, 실험적 검증을 통해 다음과 같은 결론을 얻었다.

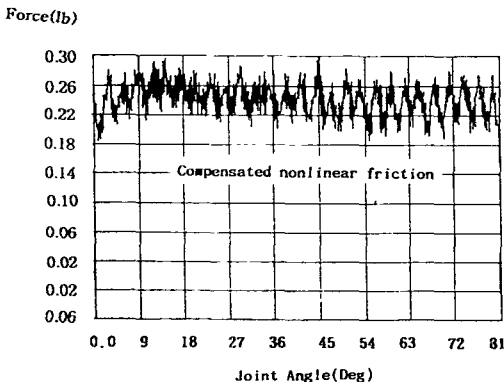
(1) 대부분의 현존 양방향 힘반영 원격조종기는 부피가 크고 중량이며 고가이고 낮은 힘반영 기능을 가지고 있으므로 현실감이 낮으나, 본 연구에서 개발된 원격조종기는 소규모이고 경량이며 증진된 힘반영 능력을 갖는다.

(2) 주어진 시스템에 대한 정위치해석, 기구학적 모델링, 해석을 통하여 원격조종기에 적합한 메카니즘의 구조와 최적의 활동구간을 선정하였다.

(3) 실제 구현된 시스템에는 병렬형 구조의 장점을 활용하여 무거운 액추에이터들을 지면에 부착하였으며 높은 기어비를 갖는 액추에이터와 이로부터 발생하는 마찰력을 보완하기 위한 힘제어 방식이 활용되었다. 구현된 시스템의 성능개선을 위하여 일자유도 시스템을 제작하고 그 모델과 시험을 통하여 마찰력의 보완기능에 대하여 조사하였으며 그 결과는 구현된 3자유도 시스템에 활용되었다. 이러한 힘제어 방식은 전체 원격조종기 시스템의 마찰력 효과를 효과적으로 감소시킬 수 있었을 뿐만 아



(a)



(b)

Fig. 9 (a) Nonlinear friction diagram of one degree-of-freedom system  
(b) Compensated nonlinear friction diagram

니라, “power steering” 효과를 제공함으로써 전체 원격조동기의 부드러움(smoothness)과 현실감을 향상시킬 수 있었다.

본 논문과 병행하여, 본 논문에서 사용된 병렬구조를 갖는 3자유도 시스템의 성능을 향상시키기 위한 노력으로, 추가적인 폐회로 직렬 부속체인에 잉여의 액추에이터를 부착한 경우와 또는 구동되는 각 관절에 이중 액추에이터를 사용하는 시스템에 대한 연구를 수행하였다.<sup>(7)</sup> 이러한 시스템들은 기존 설계 개념을 확장하여 시스템에 성능면에서 뿐만 아니라 고장에 견디는 특성을 지님을 알 수 있었다.

## 6. 부 록<sup>(16)</sup>

일반화된 좌표계 전환기법(method of generalized-coordinates-of-transfer)에 관하여 간략하게 설명하기로 하겠다. 먼저 일반화된 출력좌표계 변수벡터와 주어진 관절변수벡터를 각각  $\mathbf{u} = (u_1, u_2, \dots, u_M)^T$ 와  $\boldsymbol{\phi} = (\phi_1, \phi_2, \dots, \phi_N)^T$ 라고 하자. 그리고, 앞에서와 같이 일차, 그리고 이차 기구학적 관계식들은 다음과 같이 각각 표현된다고 하자.

$$\dot{\mathbf{u}} = [G_u^*] \dot{\boldsymbol{\phi}} \quad (\text{A1})$$

$$\ddot{\mathbf{u}} = [G_u^*] \ddot{\boldsymbol{\phi}} + \dot{\boldsymbol{\phi}}^T [H_{\phi\phi}^*] \dot{\boldsymbol{\phi}} \quad (\text{A2})$$

위 두 변수들 사이의 일차 역기구학 관계식은 식(A1)의 역행렬을 취함으로써 다음과 같이 얻어진다.

$$\dot{\boldsymbol{\phi}} = [G_u^*] \dot{\mathbf{u}} \quad (\text{A3})$$

여기서,

$$[G_u^*] = [G_u^*]^{-1} \quad (\text{A4})$$

을 나타낸다. 그리고 이들에 관한 이차 역기구학 관계식은 식(A2)를  $\dot{\boldsymbol{\phi}}$ 에 관하여 정리하면

$$\begin{aligned} \ddot{\boldsymbol{\phi}} &= [G_u^*]^{-1} (\ddot{\mathbf{u}} - \dot{\boldsymbol{\phi}}^T [H_{\phi\phi}^*] \dot{\boldsymbol{\phi}}) \\ &= [G_u^*]^{-1} \ddot{\mathbf{u}} - \dot{\boldsymbol{\phi}}^T ([G_u^*]^{-1} \cdot [H_{\phi\phi}^*]) \dot{\boldsymbol{\phi}} \end{aligned} \quad (\text{A5})$$

로 표현되며 다시 식(A3)을 이용하면 다음과 같은 관계식을 구할 수 있다.

$$\ddot{\boldsymbol{\phi}} = [G_u^*] \ddot{\mathbf{u}} + \dot{\mathbf{u}}^T [H_{uu}^*] \dot{\mathbf{u}} \quad (\text{A6})$$

여기서,

$$[H_{uu}^*] = -[G_u^*]^{-1} ([G_u^*] \cdot [H_{\phi\phi}^*]) [G_u^*] \quad (\text{A7})$$

주어진 관절변수벡터나 원하는 출력 독립변수로

표현된 동역학식은 각각

$$T_{\phi}^i = [I_{\phi\phi}^*] \ddot{\boldsymbol{\phi}} + \dot{\boldsymbol{\phi}}^T [P_{\phi\phi\phi}^*] \dot{\boldsymbol{\phi}} \quad (\text{A8})$$

$$T_{\mathbf{u}}^i = [I_{uu}^*] \ddot{\mathbf{u}} + \dot{\mathbf{u}}^T [P_{uuu}^*] \dot{\mathbf{u}} \quad (\text{A9})$$

로 표현된다. 시스템의 운동에너지는 좌표계변수들과 무관하므로

$$K.E. = \frac{1}{2} \dot{\boldsymbol{\phi}}^T [I_{\phi\phi}^*] \dot{\boldsymbol{\phi}} = \frac{1}{2} \dot{\mathbf{u}}^T [I_{uu}^*] \dot{\mathbf{u}} \quad (\text{A10})$$

이 성립한다. 위의 식과 식(A1)을 이용하면 다음과 같은 두 관성행렬사이의 관계식이 얻어진다.

$$[I_{uu}^*] = [G_u^*]^{-1} [I_{\phi\phi}^*] [G_u^*] \quad (\text{A11})$$

또한 가상일의 정리를 이용하면

$$T_{\phi}^i = [G_{\phi}^*]^{-1} T_{\mathbf{u}}^i \quad (\text{A12})$$

을 얻을 수 있으며 위의 식과 식(A8), (A9)와 (A12)을 이용하면

$$[P_{uuu}^*] = [G_u^*]^{-1} \{ ([G_u^*]^{-1} \cdot [P_{\phi\phi\phi}^*]) - ([I_{uu}^*] \cdot [H_{\phi\phi}^*]) \} [G_u^*] \quad (\text{A13})$$

을 얻는다.

식(A5), (A7), 그리고 (A13)에서 사용된 오퍼레이터( $\cdot$ )는 일반화된 닷트 프로덕트(generalized dot product)라 불리며 그 오퍼레이터의 기능은  $[A]$ 와  $[B]$ 가 각각  $p \times k$ ,  $p \times m \times n$ 행렬이라고 할 때

$$([A] \cdot [B])_{p,m,n} \equiv \sum_{k=1}^K ([A]_{p,k} [B]_{k,m,n}) \quad (\text{A14})$$

로 정의된다.<sup>(16)</sup>

## 참고문헌

- (1) Craver, W. M. and Tesar, D., 1990, “Structural Analysis and Design of a Three Degree-of-Freedom Robotic Shoulder Module,” *ASME Mechanism Conference*, Chicago IL, Sep.
- (2) Cox, D. J. and Tesar, D., 1989, “The Dynamic Model of a Three Degree of Freedom Parallel Robotic Shoulder Module,” *Proceedings of 4th Int’l Conference on Advanced Robotics*, Columbus, Ohio, Hune.
- (3) Strang, G., 1988, *Linear Algebra and Its Application*, Harcourt Brace Jovanovich, San Diego.

- (4) Marco, D., 1988, "Computer Simulation and Design of a Three Degree-of-Freedom Shoulder Module," Master's Thesis, at the University of Texas at Austin, Aug.
- (5) Abul-Haj, C., 1982, "The Design of an Elbow Prostheses Simulator for Testing Neurophysiologically Based Controller," *Proceedings of the 5th Annual Conference on Rehabilitation Engineering*, Houston, Tx.
- (6) Eppinger, S. D. and Seering, W. P., 1987, "Understanding Bandwidth Limitation in Robot Force Control," *Proceedings of IEEE Conference on Robotics and Automation*, Raleigh, North Carolina, pp. 904~909, Mar.
- (7) 이병주, 김희국, 1993, "인여구동을 지닌 구형 3자유도 모듈의 기구학적 특성에 관한 해석," 대한기계학회 추계학술대회 논문집, pp. 157~162.
- (8) Bejczy, A. K. and Aslisbury Jr., J. K., 1980, "Kinesthetic Coupling Between Operator and Remote Manipulator," *Int'l. Comp. Tech. Conf., ASME*, Aug.
- (9) Brooks, T. and Bejczy, A. K., "Hand Controllers for Teleoperation. A State-of-The Art Technology Surbey and Evaluation," Pasadena, CA; JPL Publication 85~11.
- (10) Hill, J., 1977, "Study to Design and Develop Remote Manipulator Systems," *SRI Quarterly Report*.
- (11) Raju, G. J., et al., 1989, "Design Issues in 2-Port Network Modules of Bilateral Remote Manipulation," *Proceedings of IEEE Int'l Conf. on Robotics and Automation*, Scottsdale, Arizona, pp. 1316~1321, May.
- (12) Hannaford, B., 1989, "A Design Framework for Teleoperators with Kinesthetic Feedback," *Trans. on IEEE Journal of Robotics and Automation*, Vol. 5, No. 4, Aug. pp. 426~434.
- (13) Brown, T., 1983, "The Design and Fabrication of a Four Degree of Freedom Force Feedback Planar Manual Controller," Master's Thesis, At the University of Florida.
- (14) Kim, W. K. and Tesar, D., 1990, "Study on Structural Design of Force-Reflecting Manual Controllers," *ASME Mechanism Conference*, Chicago, IL, Sep.
- (15) Tesar, D. and Butler, M. S., 1980, "A Generalized Modular Architecture for Robot Structures," *Manufacturing Review*, Vol. 2, No. 2, June.
- (16) Freeman, R. A. and Tesar, D., 1988, "Dynamic Modeling of Serial and Parallel Mechanisms/Robotic Systems, Part I-Methodology, Part II-Applications," *Proceedings of 20th ASME Mechanisms Conference*, Orlando, FL.