

以並聯機器人呈現大範圍之三維 虛擬阻抗

A Parallel Robot for Large-range Stiffness Rendering in Three Dimensions

藍兆杰

Chao-Chieh Lan

觸覺回饋裝置用於向操作者傳輸阻抗，以模擬虛擬或真實環境的阻抗。現有的觸覺回饋裝置使用串聯或並聯機器人來提供多維度的阻抗。這些機器人通常具有非恆定雅可比矩陣，導致工作空間內某些區域的動態特性差和阻抗穩定性限制低。考慮到這些區域，虛擬勁度呈現的範圍有限。本文提出一種三自由度平移並聯機器人，在整個工作空間中具有恆定的雅可比矩陣。一致的動態參數允許呈現大範圍的虛擬勁度。為了提供高勁度呈現所需的大且準確的輸出力，以串聯彈性致動器驅動並聯機器人。串聯彈性致動器可用於大幅降低齒輪摩擦和輸出端慣量，以更準確地控制輸出力量和阻抗。本文將介紹觸覺回饋裝置的設計、動態模型和三維阻抗控制，並以多維阻抗和虛擬牆控制實驗，證明觸覺回饋裝置的準確性和呈現範圍。由於虛擬勁度的穩定範圍比現有的裝置要大得多，因此預計這種新型裝置可用於為軟硬環境提供準確的勁度呈現。

A haptic device is used to transmit impedance to a human user to mimic the impedance of a virtual or real environment. Existing haptic devices use serial or parallel robots to deliver impedance in multiple dimensions. These robots usually have nonconstant Jacobian matrices that result in poor dynamic properties and low impedance stability limits in certain regions within the workspace. To account for these regions, the range of stiffness rendering is limited. This paper presents a three-degrees-of-freedom translational parallel robot with a constant Jacobian matrix in the entire workspace. The consistent dynamic parameters allow a large-range virtual stiffness to be rendered. To provide the accurate and large output force required for high-stiffness rendering, series elastic actuators (SEAs) are used as the input for the parallel robot. SEAs can be used to minimize the geartrain friction and effective inertia to control the output force and impedance more accurately. Design, modeling, and three-dimensional impedance control of the haptic device are presented in this work. Multi-dimensional impedance and virtual-wall control experiments are illustrated to demonstrate the accuracy and rendering range of the haptic device. Since the stable range of virtual stiffness is much larger than existing ones, it is expected that this novel device can be used to render accurate stiffness for both soft and stiff environments.

一、簡介

觸覺回饋裝置允許操作者模擬感受到機器人與虛擬或真實環境之間的交互阻抗。真實環境可以是醫療或危險環境的遠程操作。虛擬環境可以是遠程操作實踐的模擬場景。為了準確地傳輸空間阻抗，觸覺回饋裝置必需是個多個自由度的機器人 (例如文獻⁽¹⁻⁸⁾)。運動學均勻性、大工作空間、緊湊性和剛性是機器人的主要設計重點。機器人驅動器還需要具有低背隙、低摩擦和低慣量，以便為阻抗呈現提供精確的力量控制。

文獻⁽³⁻⁸⁾ 中使用並聯機器人作為觸覺回饋裝置來呈現多維阻抗。例如，三角機器人⁽⁹⁾ (基於 3-RRPaR 運動鏈，其中 R 表示旋轉關節， Pa 表示平行四邊形機構) 在文獻⁽³⁻⁴⁾⁽⁶⁻⁷⁾ 中用於實現三個線性自由度。文獻⁽¹⁰⁾ 中使用球形並聯機器人來實現旋轉自由度。與串聯機器人⁽¹⁻²⁾ 不同的是，並聯機器人具封閉運動鏈。因此，它們可在結構上更堅固，而不會影響機器人的重量，但並聯機器人的雅可比矩陣 (Jacobian matrix) 受端效器位置的影響很大。因此，機器人的等效慣量和勁度在工作空間內變化大。這會給精確的阻抗控制器設計帶來困難，通常需要對驅動器進行過度設計以適應工作空間中動態特性較差的區域。

非恆定雅可比矩陣將導致工作空間內可呈現的虛擬勁度的不同穩定性限制。為保證工作空間各處的穩定性，通常以最低穩定性限值作為指標。這將顯著降低虛擬勁度呈現的穩定範圍。因此，無法準確模擬較硬的環境。

觸覺回饋裝置中的驅動器通常需要低傳動比，以減少摩擦和慣量。因此只能產生非常小的輸出力。這將限制可呈現的虛擬勁度的範圍。六軸力/扭矩感測器可用於感測和控制端效器的力與扭矩，同時允許驅動器具有高傳動比。該方法已用於現有的觸覺回饋裝置⁽⁴⁻⁵⁾⁽⁷⁾。然而，力/扭矩感測器只能處理齒輪系摩擦問題，而不能處理齒輪系慣量問題。市售的六軸力/扭矩傳感器體積大且價格昂貴。

本文開發了一種新的觸覺回饋裝置，以增加多自由度勁度呈現範圍。該觸覺回饋裝置包括一個具有恆定雅可比矩陣的並聯機器人，可在三個線性方向上提供力和位置控制。這與大多數現有的觸覺回饋裝置⁽¹⁻⁸⁾ 形成對比，後者的串聯或並聯機器人具有非恆定的雅可比矩陣。若雅可比矩陣恆定，則工作區內的運動參數和動態參數將相同。因此，相同的驅動器和控制器設計適用於整個工作空間。整個工作空間對於阻抗控制器也有相同的穩定性限制。這允許輕鬆增加虛擬勁度的穩定範圍，而無需考慮具有非常低穩定性限制的端效器位置。

要呈現觸覺回饋裝置的大範圍勁度，需要驅動器輸出力量大來支持。在此使用滾珠螺桿以放大馬達的扭矩。為保持大輸出力控制的準確度和避免滾珠螺桿摩擦和慣量問題，使用三個線性串聯彈性致動器於所提出的觸覺回饋裝置。串聯彈性致動器可在不使用外部力/扭矩感測器的情況下為減速機馬達提供精確的力感測和控制。串聯彈性致動器常見於人機互動機器人⁽¹¹⁾，但與其他類型的驅動相比，串聯彈性致動器作為觸覺回饋裝置中的驅動器的優勢尚未被充分探索。

二、機器人原型、運動學和結構剛度

1. 觸覺回饋裝置的原型

圖 1(a) 和 1(b) 所示為機器人原型的側視圖和俯視圖。此觸覺回饋設備由三個垂直放置的串聯彈性致動器組成。串聯彈性致動器的輸出滑塊通過形成閉迴路的三個分支連接到端效

器。操作者握住端效器上的紅球以感受虛擬阻抗。此裝置的尺寸為 $\phi 260 \times 231 \text{ mm}^3$ ，質量為 4.4 kg。端效器的工作空間為 $\phi 140 \times 89 \text{ mm}^3$ ，其中 89 mm 是 z 方向的行程長度。行程長度受 P 關節行程的限制。裝置的規格如表 1 所示。

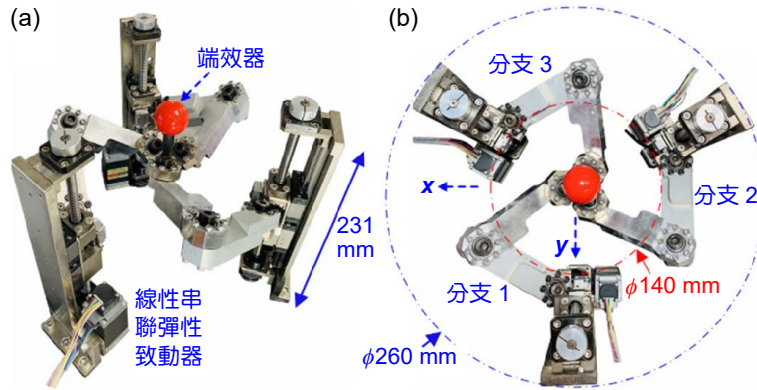


圖 1. (a) 觸覺回饋裝置的側視圖和 (b) 俯視圖。

表 1. 本研究觸覺回饋裝置的規格。

尺寸	$\phi 260 \times 231 \text{ mm}^3$
質量	4.4 kg
工作空間	$\phi 140 \times 89 \text{ mm}^3$
z 行程	89 mm
輸出位置分辨率	1.25 μm
線性彈簧勁度	$k = 56.27 \text{ N/mm}$
最大輸出力	$(F_x, F_y, F_z) = (1379, 1194, 3581) \text{ N}$
力控分辨率	(0.06, 0.04, 0.1) N
最大輸出勁度	$(K_x, K_y, K_z) = (28.14, 28.14, 168.8) \text{ N/mm}$

每個串聯彈性致動器作為主動滑移關節 (P 關節) 來驅動相連的分支。每個分支包括兩個二接頭連桿和三個旋轉關節 (R 關節)，因此機器人可視為為 3- $PRRR$ 運動鏈，允許端效器進行三個線性運動。使用串聯彈性致動器，可在端效器處提供三維力量和勁度控制。

2. 平移並聯機器人的運動學

如圖 2(a) 所示為並聯機器人的俯視圖。三個 P 關節平行於 z 軸。對於每個分支，將 P 關節連接到端效器的三個 R 關節分別依次表示為 R_1 、 R_2 和 R_3 。軸 u_{11} 、 u_{21} 和 u_{31} 為三個分支的參考方向。軸 u_{11} 沿著 x 軸，而 u_{21} 與 x 軸形成角度 γ_{21} 並且 u_{31} 與 x 軸形成角度 γ_{31} 。角度 θ_{1p} 用於表示第一 P 關節相對於 u_{11} 的位置。為了確保結構對稱，令 $\gamma_{21} = 2\pi/3$ 且 $\gamma_{31} = -2\pi/3$ 。因此，三個 P 關節形成一個等邊以 xy 平面原點為中心的三角形。每個 P 關節與 z 軸之間的最短距離表示為 r_p 。

圖 2(b) 所示為第 i 個分支。 P 關節和三個 R 關節的方向分別表示為 z_{i1} 、 z_{i2} 、 z_{i3} 和 z_{i4} 。 R_1 相對於原點 O 的位置由長度 d_1 和 d_2 決定。對於每個分支，旋轉軸 z_{i2} 、 z_{i3} 和 z_{i4} 互為平

行。軸 z_2 相對於 xy 平面的傾斜角為 β ，為固定設計參數。長度 d_3 決定了連接 R_1 和 R_2 的連桿的幾何形狀。長度 d_4 和 r_4 決定了連接 R_2 和 R_3 的連桿的幾何形狀。 R_3 相對於端效器中心的位置由長度 r_5 和 b_5 表示。為保持對稱，三個分支應具有相同的幾何形狀。

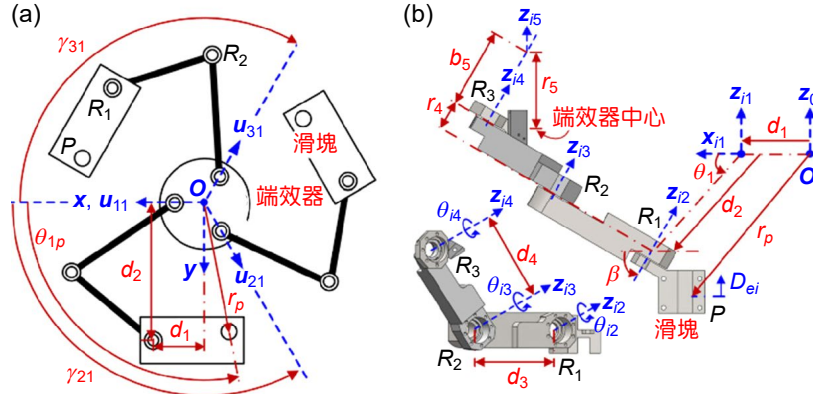


圖 2. (a) 俯視圖和 (b) 並聯機器人的第 i 個分支。

表 2. 3-PRRR 並聯機器人幾何參數。

$\beta = \pi/3, \gamma_{21} = 2\pi/3, \gamma_{31} = -2\pi/3, r_p = 100 \text{ mm}, d_1 = 30 \text{ mm},$ $d_2 = 88.75 \text{ mm}, d_3 = 80 \text{ mm}, d_4 = 80 \text{ mm}, r_4 = 20 \text{ mm},$ $b_5 = 40 \text{ mm}, r_5 = b_5 \sin \beta = 34.64 \text{ mm}$
--

本文所的並聯機器人的靈感來自文獻⁽¹²⁻¹³⁾，這些文獻指出，若每個分支使用兩個或三個平行的旋轉關節，可組裝一個具有恆定雅可比矩陣的並聯機器人。與文獻⁽¹²⁻¹³⁾不同的是，本文增加了桿長 d_1 、 d_2 和 r_4 。長度 r_4 用於最小化機器人尺寸，而長度 d_1 和 d_2 用於最大化工作空間。以這類的並聯機器人作為觸覺回饋裝置尚未被研究過。

機器人輸入滑塊的位置為 D_{e1} 、 D_{e2} 和 D_{e3} ，而 x 、 y 和 z 是端效器中心的坐標。輸入滑塊和輸出端效器之間的位置和速度關係取決於如下的雅可比矩陣 J 。

$$\begin{aligned}
 [x \quad y \quad z]^T &= J[D_{e1} \quad D_{e2} \quad D_{e3}]^T - J[c_e \quad c_e \quad c_e]^T \\
 [\dot{D}_{e1} \quad \dot{D}_{e2} \quad \dot{D}_{e3}]^T &= J^{-1}[\dot{x} \quad \dot{y} \quad \dot{z}]^T \\
 \text{where } J^{-1} &= \begin{bmatrix} -1/\tan \beta & 0 & 1 \\ -\cos \gamma_{21} / \tan \beta & -\sin \gamma_{21} / \tan \beta & 1 \\ -\cos \gamma_{31} / \tan \beta & -\sin \gamma_{31} / \tan \beta & 1 \end{bmatrix} \\
 \text{and } c_e &= -(b_5 + r_4) / \sin \beta + r_5 + d_1 \cot \beta
 \end{aligned} \tag{1}$$

因角度 β 、 γ_{21} 和 γ_{31} 是固定的幾何尺寸，所以式 (1) 中的雅可比矩陣恆定。無論端效器的位置如何，輸入滑塊和輸出端效器之間的速度比都相同。由於令 $\gamma_{21} = -2\pi/3$ 且 $\gamma_{31} = 2\pi/3$ ，如下所示的雅可比矩陣進一步僅取決於 β 。

$$J^{-1} = \begin{bmatrix} \frac{-1}{T_\beta} & 0 & 1 \\ \frac{1}{2T_\beta} & \frac{-\sqrt{3}}{2T_\beta} & 1 \\ \frac{1}{2T_\beta} & \frac{\sqrt{3}}{2T_\beta} & 1 \end{bmatrix}, J = \frac{1}{3} \begin{bmatrix} -2T_\beta & T_\beta & T_\beta \\ 0 & -\sqrt{3}T_\beta & \sqrt{3}T_\beta \\ 1 & 1 & 1 \end{bmatrix} \quad (2)$$

式 (2) 中的 T 表示正切函數。角度 β 決定機器人輸入到輸出的運動和力量關係。由於 J 中的末行都是 1，因此 z 方向上的端效器速度與 β 無關。增加 β 會增加 J 的條件數，因此在 x 和 y 方向上的輸出與輸入速度比會提高。相比之下， x 和 y 方向的機械利益會減少。若 β 既不是 0 也不是 $\pi/2$ ，則式 (2) 的恆定雅可比矩陣是非奇異且可逆的。因此，整個工作空間中無奇異點。

在此令角度 β 為 $\pi/3$ ，以平衡輸出力和速度性能。此並聯機器人的其他幾何參數如表 2 所示。這些參數旨在最大限度地提高 xy 平面上的工作空間 ($\phi 140$ mm) 與裝置尺寸 ($\phi 260$ mm) 的比值，而不會造成桿件干涉。基於這些參數，觸覺回饋裝置的規格如表 1 所示。

3. 結構剛性分析與實驗

為了在輸出端呈現準確的虛擬勁度，機器人本身需要具有足夠的結構剛性。機器人的結構剛性取決於使用的運動鏈的類型。本研究以實驗來測量所提出的並聯機器人的結構剛性。如圖 3 所示，我們考慮端效器位於 xy 平面原點的情況。外部線性致動器在 $\Delta z = 58$ mm 的高度推動端效器。使用力量感測器 (FUTEK LSB200) 和雷射位移感測器 (FASTUS CD22-35) 測量 x 、 y 和 z 方向的實際剛性。表 3 比較了實驗結構剛性與模擬結構剛性。模擬結果使用 ANSYS 中的靜態結構分析獲得。實驗與模擬數值相近，但模擬值略高於實驗值。 z 方向的結構剛性遠高於 x 和 y 方向的剛性，而 x 和 y 方向的結構剛性幾乎相同。為了進一步增加 x 和 y 方向的剛性，應使用較小的 β 值。

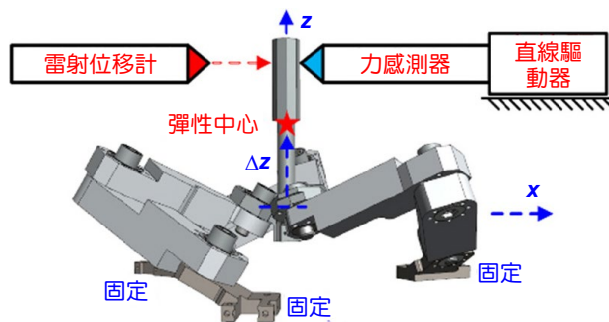


圖 3. 測量機器人結構剛性和彈性中心的實驗示意。

表 3. 機器人結構剛性實驗結果 ($x = y = z = 0$ ，單位：N/mm)。

結構剛性方向	x	y	z
實驗結果 ($\Delta z = 58$ mm)	36.82	36.50	201.51
模擬結果 ($\Delta z = 58$ mm)	37.66	37.66	243.79
模擬結果 ($\Delta z = 17.5$ mm)	42.25	42.25	243.79

為了最大限度地提高 x 和 y 方向的結構剛性，外力應盡可能靠近彈性中心施加⁽¹⁴⁾。由於所提出的並聯機器人的對稱性，彈性中心將位於 z 軸上，如圖 3 所示。透過使用 ANSYS 中的靜態結構分析，可發現彈性中心在 $\Delta z = 17.5 \text{ mm}$ 。如表 3 中的最後一行所示， $\Delta z = 17.5 \text{ mm}$ 處的結構剛性高於那些不在彈性中心的位置。

三、動態建模和力量控制

1. 力量傳遞

為了在端效器上實現大而準確的力量控制，三個獨立且相同的串聯彈性致動器被用作 P 關節來驅動三個分支。圖 4 顯示分支 1 的串聯彈性致動器的 CAD 模型。串聯彈性致動器包括一個馬達 (Oriental PKP225)，通過皮帶傳動 (速比 $N_p = 2$) 連接到低背隙滾珠螺桿以轉換旋轉馬達的 θ_1 對 P 關節的直線運動 D_1 。直線運動和旋轉運動透過放大係數 α 建立關連，使得

$$\dot{\theta}_1 = \alpha \dot{D}_1 \text{ 和 } F_1 = \alpha \tau_1 \text{ 而 } \alpha = 2\pi N_p / p \quad (3)$$

其中 τ_1 是馬達轉矩而 F_1 為等效直線力。下標表示分支編號。滾珠螺桿的螺距為 $p = 2 \text{ mm}$ ，因此 $\alpha = 6283.2$ 。螺母連接到線性彈簧，然後連接到輸入滑塊以提供輸入力 F_{e1} 和輸入位移 D_{e1} 。輸入滑塊進一步連接到並聯機器人的 R_1 關節。圖 4 所示的線性彈簧的厚度為 2 mm ，勁度為 56.27 N/mm 。

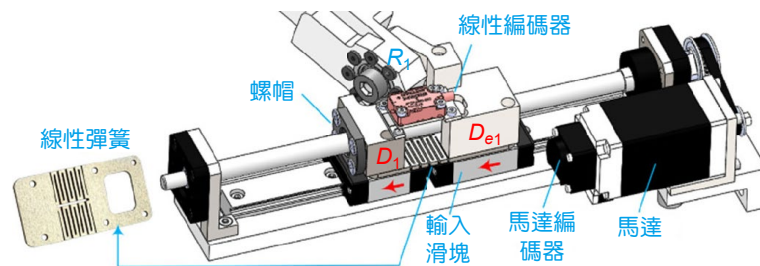


圖 4. 線性串聯彈性致動器和線性彈簧的 CAD 模型。

當不考慮關節的摩擦和連桿的慣量時，可從三個串聯彈性致動器給定輸入力 F_{e1} 、 F_{e2} 和 F_{e3} 獲得輸出力 F_w 。力量關係可表示如下。

$$\begin{aligned} \mathbf{F}_w &= [F_x \ F_y \ F_z]^T = \mathbf{J}^{-T} [F_{e1} \ F_{e2} \ F_{e3}]^T \\ [F_{e1} \ F_{e2} \ F_{e3}]^T &= \mathbf{J}^T [F_x \ F_y \ F_z]^T \end{aligned} \quad (4)$$

其中 F_x 、 F_y 和 F_z 是沿三個軸的輸出力分量。使用式 (3-4)，計算得到的端效器的最大輸出力在 x 和 y 方向上超過 1000 N 。 z 方向的最大輸出力可進一步達到 3000 N ，如表 1 所列。由於 \mathbf{J} 為恆定，因此工作空間內的力關係相同。這對於最大化致動器力的均勻設計是更好的。若雅可比矩陣像許多現有的並聯機器人一樣變化，那麼驅動器力量設計需要考慮工作空間中機械利益最小的位置，這將導致驅動器過度設計，從而導致更大的馬達慣量。

2. 線性串聯彈性致動器動態模型

分支 1 串聯彈性致動器的動態模型如圖 5 所示。馬達、滾珠螺桿和線性彈簧可一起視為一個二慣量一彈簧系統。將 M_m 定義為等效輸入質量，它結合了轉子慣量和滾珠螺桿慣量。符號 M_{11} 、 M_{12} 和 M_{13} 是端效器的等效輸出質量，如分支 1 的串聯彈性致動器所示。端效器被視為包括連桿質量的點質量。鏈接的相對位移的影響在此忽略。 M_m 的位移為 D_1 ，而 M_{11} 、 M_{12} 和 M_{13} 的位移分別為 D_{e1} 、 D_{e2} 、和 D_{e3} 。質量 M_{12} 和 M_{13} 是由於三個分支的運動耦合所導致。線性彈簧連接 M_{11} 和 M_m ，因此其變形 x_1 可表示為

$$x_1 = D_1 - D_{e1} \quad (5)$$

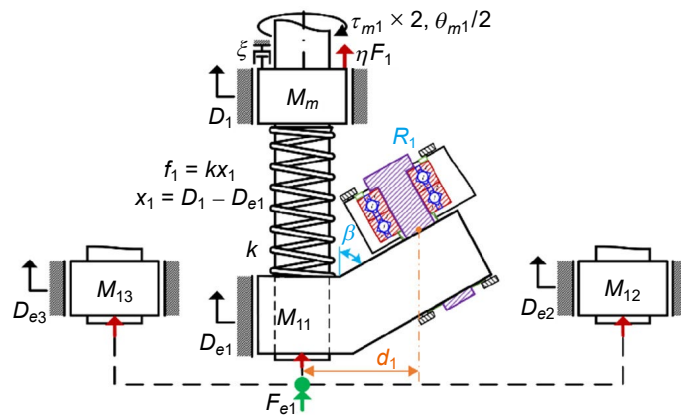


圖 5. 分支 1 串聯彈性致動器的動態模型。

如圖 4 所示，為了獲得輸入位移 D_{e1} ，使用線性編碼器測量 x_1 ，使用馬達編碼器測量 D_1 。馬達力 ηF_1 和輸入力 F_{e1} 是串聯彈性致動器的兩個力輸入。兩個力都沿滾珠螺桿定義。輸入力 F_{e1} 來自端效器與操作者的作用力。馬達力 ηF_1 具有係數 η 來代表滾珠螺桿的等效庫倫摩擦力。圖 5 中的動態模型可擴展得出控制並聯機器人運動的公式如下。

$$\eta F - \xi \dot{D} - kx = \text{diag}(M_m, M_m, M_m) \ddot{D} \quad (6a)$$

$$F_e + kx = M_e \ddot{D}_e \quad (6b)$$

其中 $F = [F_1 \ F_2 \ F_3]^T$ ， $D = [D_1 \ D_2 \ D_3]^T$ ， $x = [x_1 \ x_2 \ x_3]^T$ ， $F_e = [F_{e1} \ F_{e2} \ F_{e3}]^T$ ， $M_e = J^T \cdot \text{diag}(M, M, M) \cdot J$ ， $D_e = [D_{e1} \ D_{e2} \ D_{e3}]^T$ 。符號 $\text{diag}()$ 表示對角矩陣。在式 (6a) 中，馬達力向量 F 是基於式 (3) 給定的。螺桿的等效黏滯摩擦力以阻尼係數 ξ 代表。式 (6a) 中的 kx 為彈簧力向量，可再表示為 $f = [f_1 \ f_2 \ f_3]^T$ ，其中 k 是線性彈簧勁度。 z 方向的重力可補償，因此在式(6b)中被忽略。

式 (6b) 由端效器的等效輸出質量矩陣 M_e 耦合。對一般的 β 和 $\beta = \pi/3$ ，矩陣 M_e 可分別表示如下。

$$M_e = \frac{M}{9} \begin{bmatrix} 1+4T_\beta^2 & 1-2T_\beta^2 & 1-2T_\beta^2 \\ 1-2T_\beta^2 & 1+4T_\beta^2 & 1-2T_\beta^2 \\ 1-2T_\beta^2 & 1-2T_\beta^2 & 1+4T_\beta^2 \end{bmatrix} = \frac{M}{9} \begin{bmatrix} 13 & -5 & -5 \\ -5 & 13 & -5 \\ -5 & -5 & 13 \end{bmatrix} \quad (7)$$

其中 M 是端效器質量， M_e 中的每個分量進一步表示為 M_{ij} 。 M_e 中的非對角線項表示來自其他兩個軸的負耦合質量。對於圖 5 中的分支 1，可得 $M_{11} = 13 M/9$ 和 $M_{12} = M_{13} = -5 M/9$ 。在輸入位移相同 ($D_{e1} = D_{e2} = D_{e3}$) 的 z 方向，三個串聯彈性致動器具有相同的等效輸出質量 $M/3$ 。對於其他方向，等效輸出質量會變，但在整個工作空間中的同一方向上保持不變。

對於相同的控制參數和勁度方向，虛擬勁度的穩定範圍隨著等效輸出質量的增加而增加。因此，等效輸出質量的假定值可確保工作空間內相同的穩定範圍。這與其他類型的並聯機器人不同，其他並聯機器人的等效輸出質量在工作空間內變化，因此沒有相同的穩定虛擬勁度範圍。

3. 動態參數識別

對於圖 4 所示的串聯彈性致動器，輸入質量 M_m 和端效器質量 M 已從 CAD 中獲得。進行正弦力控制實驗以確定摩擦參數 η 和 ξ 。在實驗中，並聯機器人端效器固定在地上，以分支 1 為例構建閉迴路力控制器。

$$\frac{f_1}{f_{1r}} = \frac{TG}{1+TG} = \frac{\eta k K_p}{M_m s^2 + \xi s + k(1 + \eta K_p)} \quad (8)$$

where $G = \eta k / (M_m s^2 + \xi s + k)$

其中 K_p 是比例增益， f_{1r} 是參考彈簧力。對於參考力 f_{1r} 給定振幅為 3 N 的調頻信號，而式 (8) 中 K_p 為 45。實際彈簧力 f_1 由線性編碼器獲得。圖 6 顯示實驗的頻率響應和擬合曲線。選擇 η 和 ξ 的值使得擬合曲線與實驗曲線最匹配。分支 1 和分支 3 顯示非常相似的結果。頻寬為 45.37 Hz。動態參數的值列在表 4 中。由於使用串聯彈性致動器，大輸入質量 M_m 不會影響端效器的動態性能。

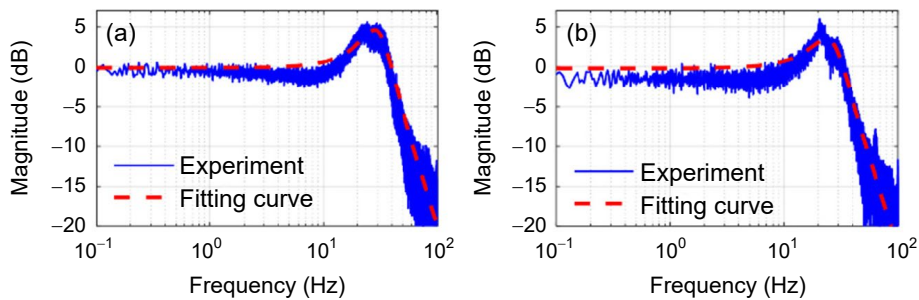


圖 6. 使用頻率響應進行動態參數識別 (a) 分支 1 (b) 分支 3。

表 4. 線性串聯彈性致動器的動態參數。

$$\alpha = 6283.2 \text{ m}^{-1}, M_m = 81.736 \text{ kg}, k = 56.27 \text{ N/mm},$$

$$\xi = 9705.4 \text{ Ns/m}, \eta = 0.9173, M = 0.66 \text{ kg}$$

由於線性彈簧位於 P 關節和三個 R 關節之間，並聯機器人的三個 R 關節 (R_1 、 R_2 和 R_3) 的摩擦力會稍微影響端效器的力控制精度。為此添加 3 N 的補償力來補償 x 和 y 方向上的滑動摩擦力。串聯彈性致動器的精確力控制可提供此補償力。

4. 三維力量控制器

如圖 7(a) 所示為三維力量控制器。該控制器包括用於三個串聯彈性致動器的三個單獨的力量控制器。假定輸出質量鎖住，則此三個力量控制器無耦合。端效器的參考力 F_r 可用式 (4) 轉換為參考彈簧力。實際彈簧力也可用式 (4) 轉換回實際輸出力 F_w 。圖 7(b) 顯示力量控制器的等效動態模型。為清楚地研究三維力量和阻抗響應的穩定性，控制器 $T(s)$ 僅包括比例增益 K_p 。

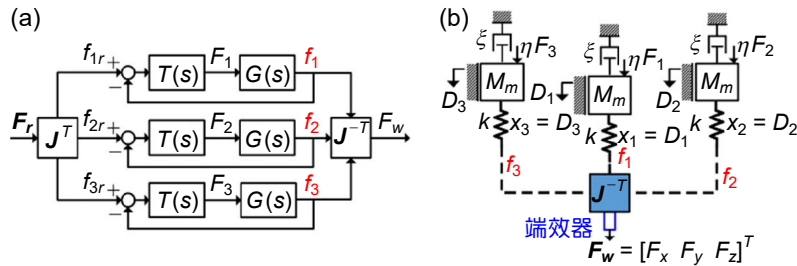


圖 7. (a) 三維力量控制器 (b) 等效動態模型。

基於如圖 7(a) 所示的三維力量控制器，機器人的端效器可控制在 x 、 y 和 z 方向上追蹤任意力量軌跡。在此對分支 1 進行力量控制實驗。參考彈簧力 f_{1r} 的振幅為 100 N，頻率為 3 Hz。從式 (4) 可知， F_z 與 f_{1r} 應相同， F_y 應為零。圖 8 顯示實驗結果。圖 8(a) 和圖 8(b) 的均方根誤差分別為 6.67 N 和 5.68 N。 F_y 的小波動力主要是由於機器人的小結構變形。由於實驗性的大力量控制頻寬可高於 3 Hz，這對於各種觸覺應用來說已足夠。

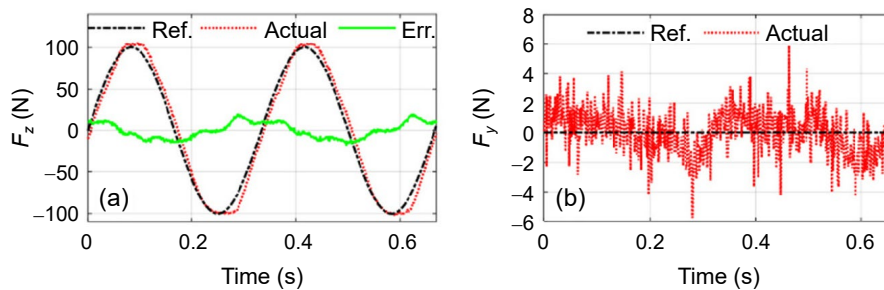


圖 8. 分支 1 在 3 Hz 和 100 N 的正弦力量追蹤響應 (a) F_z (b) F_y 。

為驗證機器人協調力控制，在端效器和底座間放置了一個外部六軸力／扭矩感測器來測量端效器的實際力量。感測器的均方根雜訊約為 0.9 N。 F_r 的三個分量被賦予正弦力波。當 x 和 y 方向的正弦力波偏移 90° 時，可產生一個力圓。圖 9(a) 顯示 xy 平面中的力圓追蹤響應。如圖 9(b) 所示，也可在 xz 平面上為端效器生成一個力圓。圖 9 中的正弦力波均具有 80 N 的振幅和 1 Hz 的頻率。圖 9(a) 和 9(b) 中誤差曲線的均方根值分別為 8.80 N 和 8.41 N。

為分析圖 9(a) 的誤差，圖 10 顯示 x 和 y 方向的力量追蹤誤差。誤差是端效器處的參考力與實際力之間的差異。由於誤差很小，觸覺回饋裝置可成功追蹤參考力量。該誤差主要是由於並聯機器人中未補償的摩擦力造成。

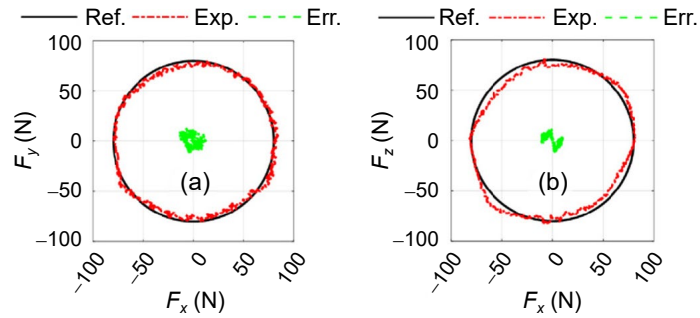


圖 9. 80 N 的二維力量追蹤響應 (a) 1 Hz F_x - F_y (b) 1 Hz F_x - F_z 。

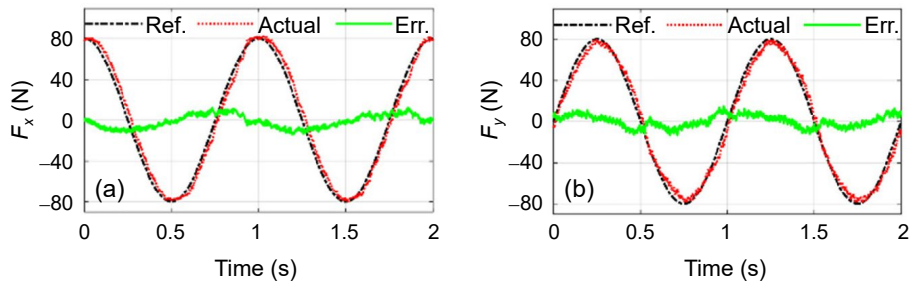


圖 10. 力量追蹤誤差 (a) F_x (b) F_y 。

四、觸覺控制器

1. 三維阻抗控制器設計

第 3 節中介紹的三維力量控制器可用於呈現各種類型的勁度感覺。圖 11(a) 顯示端效器的虛擬阻抗呈現示意。一個具有勁度矩陣 \mathbf{K}_v 的虛擬彈簧和一個具有阻尼係數矩陣 \mathbf{B}_v 的虛擬阻尼器放置在參考位置 (x_r, y_r, z_r) 和實際的端效器位置 (x, y, z) 之間。這兩個為對角矩陣，如下所示。

$$\mathbf{K}_v = \text{diag}(K_x, K_y, K_z) \text{ 和 } \mathbf{B}_v = \text{diag}(B_x, B_y, B_z) \quad (9)$$

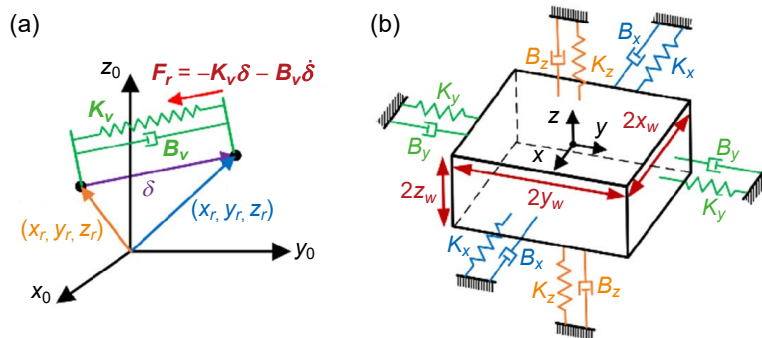


圖 11. (a) 虛擬阻抗示意 (b) 虛擬盒子。

參考力向量 \mathbf{F}_r 用於模擬來自虛擬彈簧和虛擬阻尼器的力。 \mathbf{F}_r 的方向是從實際位置指向參考位置。

$$\mathbf{F}_r = \begin{bmatrix} F_{xr} \\ F_{yr} \\ F_{zr} \end{bmatrix} = -\mathbf{K}_v \dot{\boldsymbol{\delta}} - \mathbf{B}_v \boldsymbol{\delta} = \begin{bmatrix} -K_x(x-x_r) - B_x(\dot{x}-\dot{x}_r) \\ -K_y(y-y_r) - B_y(\dot{y}-\dot{y}_r) \\ -K_z(z-z_r) - B_z(\dot{z}-\dot{z}_r) \end{bmatrix} \quad (10)$$

式 (10) 中的減號表明 \mathbf{F}_r 與 $\boldsymbol{\delta}$ 及其時間變化率成反向。基於式 (6b)，將參考力 \mathbf{F}_r 轉換回沿三個串聯彈性致動器的線性軸的參考彈簧力 f_{ir} 。

$$\begin{bmatrix} f_{1r} \\ f_{2r} \\ f_{3r} \end{bmatrix} = \mathbf{J}^T \begin{bmatrix} -K_x(x-x_r) - B_x(\dot{x}-\dot{x}_r) \\ -K_y(y-y_r) - B_y(\dot{y}-\dot{y}_r) \\ -K_z(z-z_r) - B_z(\dot{z}-\dot{z}_r) \end{bmatrix} + \mathbf{M}_e \ddot{\mathbf{D}}_e \quad (11)$$

因為 \mathbf{M}_e 很小 ($M = 0.66 \text{ kg}$)，端效器的加速度不高，所以式 (11) 中的最後一項可忽略。所需的彈簧力可通過擴展圖 7(a) 中的三維力量控制器來實現。圖 12 顯示三維阻抗控制器。給定所需的虛擬彈簧和阻尼器參數後，參考彈簧力 f_{1r} 、 f_{2r} 和 f_{3r} 可用式 (10) 和 (11) 獲得。參考彈簧力是三個力量控制器的輸入。在每個力量控制器中，轉移函數可表示為

$$\begin{aligned} \mathbf{H}_{11i} &= \begin{bmatrix} \frac{D_i}{F_1} & \frac{D_i}{F_2} & \frac{D_i}{F_3} \end{bmatrix}; \mathbf{H}_{12i} = \begin{bmatrix} \frac{D_i}{F_{e1}} & \frac{D_i}{F_{e2}} & \frac{D_i}{F_{e3}} \end{bmatrix} \\ \mathbf{H}_{21i} &= \begin{bmatrix} \frac{D_{ei}}{F_1} & \frac{D_{ei}}{F_2} & \frac{D_{ei}}{F_3} \end{bmatrix}; \mathbf{H}_{22i} = \begin{bmatrix} \frac{D_{ei}}{F_{e1}} & \frac{D_{ei}}{F_{e2}} & \frac{D_{ei}}{F_{e3}} \end{bmatrix} \quad (i = 1 \sim 3) \end{aligned} \quad (12)$$

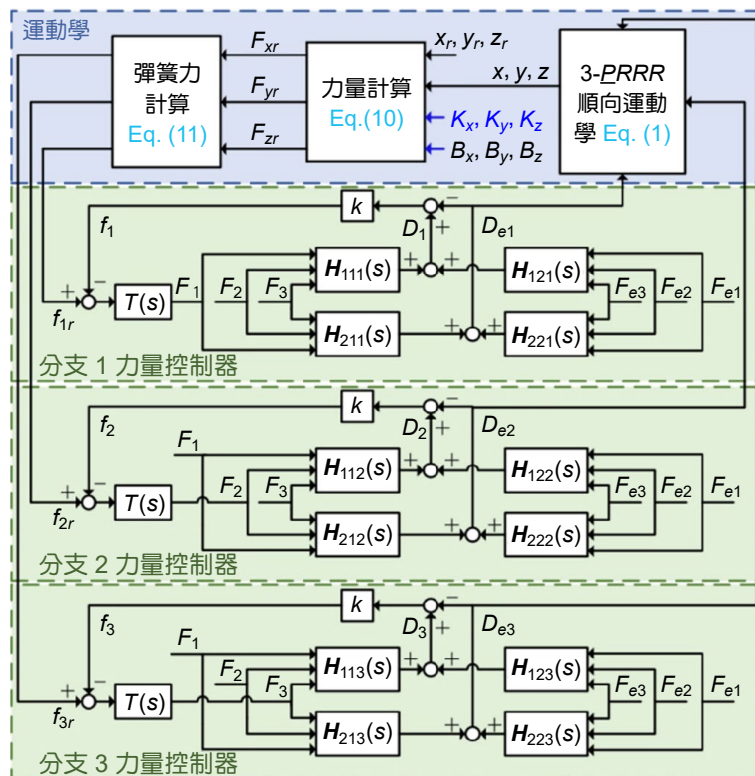


圖 12. 三維阻抗控制器。

透過改變 \mathbf{K}_v 和 \mathbf{B}_v ，可提供不同的操作者感覺。實際上 \mathbf{K}_v 和 \mathbf{B}_v 的值可為非線性指定，以滿足各種虛擬環境的阻抗要求。例如，可生成一個邊長為 $2x_w \times 2y_w \times 2z_w$ 的虛擬盒子，以將端效器的運動保持在盒內。

$$[\mathbf{K}_v, \mathbf{B}_v] = \begin{cases} [\mathbf{K}_b, \mathbf{B}_b] & \text{when } |x| \geq x_w, |y| \geq y_w, |z| \geq z_w \\ [\mathbf{0}, \mathbf{0}] & \text{when } |x| < x_w, |y| < y_w, |z| < z_w \end{cases} \quad (13)$$

圖 11(b) 為虛擬盒子的示意。當式 (13) 中的不等式符號顛倒時，端效器的運動保持在盒外。

2. 穩定性分析與實驗

圖 12 中的三維阻抗控制器的穩定性取決於 \mathbf{K}_v 和 \mathbf{B}_v 。零虛擬阻尼時，已知 (例如文獻⁽¹⁵⁾) 端效器可呈現的虛擬勁度 K_x 、 K_y 、或 K_z 受該方向的等效勁度限制。本觸覺回饋裝置端效器的等效勁度 k_x 、 k_y 和 k_z 可由線性彈簧的勁度 k 和雅可比矩陣求得。

$$\text{diag}(k_x, k_y, k_z) = \mathbf{J}^{-T} \text{diag}(k, k, k) \mathbf{J}^{-1} = \text{diag}\left(\frac{3k}{27\beta^2}, \frac{3k}{27\beta^2}, 3k\right) \quad (14)$$

$\beta = \pi/3$ 時，等效勁度為

$$k_x = k_y = k/2; k_z = 3k \quad (15)$$

K_x 、 K_y 和 K_z 的最大允許虛擬勁度分別為 $k/2$ 、 $k/2$ 和 $3k$ 。恆定雅可比矩陣允許整個工作空間在三個方向上具有相同的勁度限制。為驗證式 (15) 的限制，令虛擬阻尼為零，並研究圖 12 中阻抗控制器在不同 K_p 的穩定性。穩定性曲線如圖 13(a) 所示。對於每條曲線，箭頭表示穩定範圍的方向。 K_x 和 K_y 的穩定性曲線相同，當 K_p 足夠大時達到 $k/2 = 28.14 \text{ N/mm}$ 。 K_z 的穩定性曲線要高得多，達到 $3k = 168.8 \text{ N/mm}$ 。較大的 k 值將增加各方向的穩定性範圍。 K_x 曲線的實驗結果也如圖 13(a) 所示。雖然實驗曲線略高於分析曲線，但曲線在 K_p 的範圍內幾乎保持不變，因此驗證了分析曲線。

對於非零虛擬阻尼，阻抗的穩定範圍取決於輸出質量和控制器增益。由於等效輸出質量矩陣 \mathbf{M}_e 在工作空間內是恆定的，因此不會影響工作空間內的穩定性範圍。在此進行穩定性分析以比較三個方向的穩定性範圍。對於圖 13(b) 的結果， z 方向的穩定性範圍大於 x 和 y 方向的穩定性範圍。所有曲線的穩定範圍都隨著虛擬阻尼的增加而減小。較大的比例增益 K_p 可增加穩定性範圍。

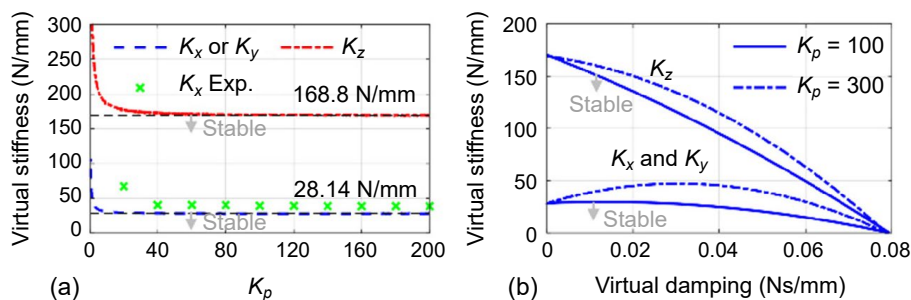


圖 13. 阻抗控制器的穩定性極限 (a) 無虛擬阻尼 (b) 有虛擬阻尼。

3. 零阻抗呈現實驗

為了模擬自由空間中的運動，圖 12 中的虛擬勁度和阻尼參數應設為零。在此以實驗驗證零阻抗呈現的準確性。外部直線馬達推動端效器以產生正弦運動。外部力量感測器 (FUTEK LSB200) 放置在直線馬達和端效器之間以量得作用力。圖 14(a) 和 14(b) 分別顯示 x 和 y 方向的零阻抗結果。對於幅度為 4 mm 的 1 Hz 正弦位移， F_x 和 F_y 的均方根值分別為 0.50 和 0.73 N。與觸覺回饋裝置的最大輸出力相比，兩者都非常小。因此可準確呈現自由空間中的感覺。殘餘力值主要來自於並聯機器人旋轉關節處的未補償摩擦力。當正弦位移的頻率增加到 2 Hz 時， F_x 和 F_y 的均方根值分別略微增加到 1.2 和 1.6 N。

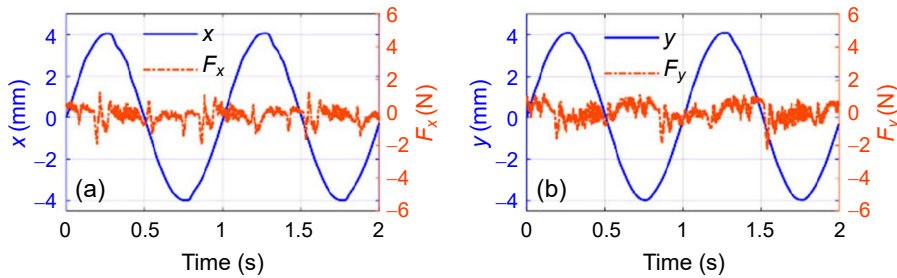


圖 14. 零阻抗呈現實驗 (a) x 方向 (b) y 方向。

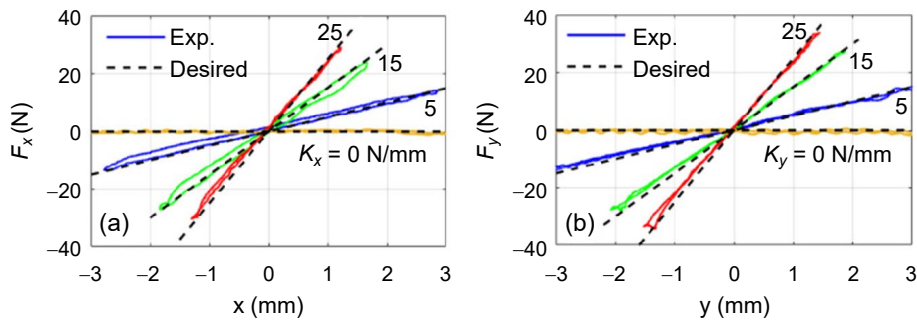


圖 15. 虛擬勁度呈現實驗 (a) x 方向 (b) y 方向。

4. 虛擬勁度呈現實驗

為進一步構建虛擬環境，此觸覺裝置需準確呈現不同的虛擬勁度。在圖 12 中，可固定參考位置並將虛擬勁度設為某定值。因此裝置可控制輸出虛擬勁度 K_x 、 K_y 和 K_z 使得端效器的參考位置是平衡位置 ($x = x_r$, $y = y_r$, $z = z_r$)。圖 15 顯示虛擬勁度呈現結果。對於端效器的 1-Hz 正弦位移，圖 15(a) 顯示 5、15 和 25 N/mm 的 K_x 曲線。實驗曲線與所需的勁度曲線非常匹配。 $K_x = 25$ N/mm 時的最大勁度誤差為 6.6%。圖 15(b) 進一步顯示 K_y 的虛擬勁度呈現結果。在 $K_y = 25$ N/mm 時，最大勁度誤差為 7.0%。作為比較，圖 14 中 $K_x = 0$ 和 $K_y = 0$ 的結果也重繪在圖 15(a) 和圖 15(b) 中。此實驗驗證了觸覺回饋裝置可呈現大範圍的虛擬勁度。

5. 勁度呈現範圍比較

現有觸覺回饋裝置的力量和勁度範圍與本文的結果，在表 5 中進行比較。現有的觸覺

回饋裝置^(1,2,5,7) 具有與本文的裝置相當或更大的尺寸。文獻⁽¹⁾ 的工作空間為 $381 \times 267 \times 191 \text{ mm}^3$ ，而文獻⁽²⁾ 的工作空間是 $1330 \times 575 \times 1020 \text{ mm}^3$ 。儘管串聯式觸覺回饋裝置具有更大的工作空間，但由表 5 可知，本文的觸覺回饋裝置 (當 $\beta = \pi/3$) 可呈現的力量和勁度範圍明顯大於現有的裝置。因此，可呈現更硬的虛擬環境。若需要，可增加線性彈簧勁度 k 或減小角度 β ，以再增加 x 和 y 方向的穩定勁度範圍。若 β 減小到 0.196π ，如表 5 末列所示，等效勁度可根據式 (14) 重算。 x 和 y 方向的穩定勁度範圍可達 168.8 N/mm ，同 z 方向。

表 5. 虛擬勁度範圍比較 (單位：N 或 N/mm)。

	(1)	(2)	(5)	(7)	本文 ($\beta = \pi/3$)	本文 ($\beta = 0.196 \pi$)
類型	串聯	串聯	並聯	並聯	並聯	
x 力量	37.5	10	10.1	3	1379	3375
y 力量	37.5	10	11.8	3	1194	2923
z 力量	37.5	10	19.1	3	3581	3581
x 勁度	3.5	2	2.9	4.9	28.14	168.8
y 勁度	3.5	2	2.4	5.1	28.14	168.8
z 勁度	3.5	2	3.15	4.5	168.8	168.8

6. 虛擬盒子呈現實驗

用式 (13) 和圖 12 中的阻抗控制器，可創建一個類似於圖 11(b) 中的虛擬空心盒子。盒子的虛擬尺寸為 $x_w = y_w = z_w = 10 \text{ mm}$ 。為了驗證功能，操作者握住端效器的紅球，如圖 16 所示，並探索虛擬盒子的周邊。圖 17 顯示端效器的真實軌跡。箭頭表示從裝置到操作者的真實力 F_w 的方向和大小。虛線表示虛擬盒子的周長。由於軌跡穿透了盒子， F_w 試圖將端效器推入盒子中以產生勁度為 K_x 和 K_y 的虛擬牆的感覺。在此考慮 $K_x = K_y$ 和 $K_z = B_x = B_y = B_z = 0$ 的情況。圖 17 兩個子圖中的最大力約為 20 N 。對於相似的力，圖 17(a) 中 $K_x = K_y = 25 \text{ N/mm}$ 的情況下的軌跡，與圖 17(b) 中 $K_x = K_y = 5 \text{ N/mm}$ 的情況相比，要更靠近盒子周邊。因此，較大的虛擬勁度可更準確地呈現較硬的環境。

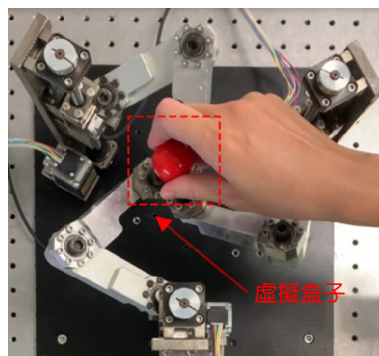


圖 16. 虛擬盒子呈現實驗。

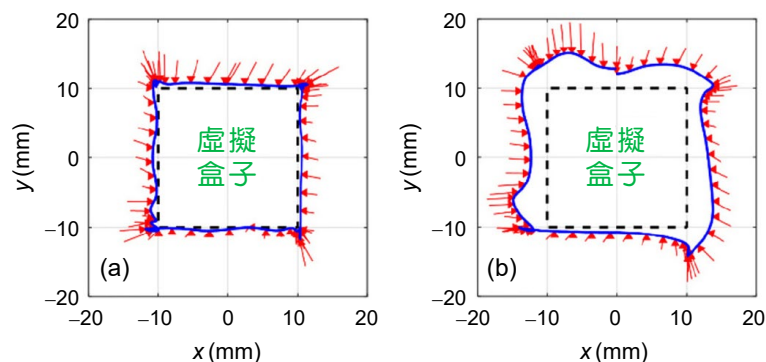


圖 17. 虛擬盒子呈現實驗 (a) $K_x = K_y = 25 \text{ N/mm}$ (b) $K_x = K_y = 5 \text{ N/mm}$ 。

五、結論

本文提出一種新的觸覺回饋裝置，可增加三個線性方向上的輸出勁度呈現範圍。這種均勻的運動學允許等效質量和等效勁度值在工作空間內保持不變。因此，勁度呈現的穩定性範圍在工作空間內是相同的。為了提供具有低有效慣量和最小摩擦的大輸出力，以三個串聯彈性致動器作為觸覺回饋裝置的輸入。通過多維力量和阻抗控制實驗證明了呈現大範圍的虛擬勁度。將本文裝置的力量和勁度呈現性能與現有設計比較，顯示出相對顯著的改進。因此，可準確地模擬軟和硬的環境。

為了滿足不同的應用，可通過改變 d_2 、 d_3 和 d_4 的值來調整機器人的工作空間。基於式 (1)、(4) 和 (14)，可通過改變 β 值來優化機器人的靈巧度、受力和勁度範圍。

參考文獻

1. Please refer to the website: <https://www.3dsystems.com/haptics-devices/3d-systems-phantom-premium/specifications>
2. Please refer to the website: <https://www.haption.com/en/products-en/virtuose-6d-en.html>
3. J. Arata et al., *IEEE Trans. Robot.*, **27** (2), 201 (2011).
4. A. Tobergte et al., "The sigma. 7 haptic interface for MiroSurge: A new bi-manual surgical console," *IEEE/RSJ Int. Conf. Intell. Robots Syst.*, Sept 25-30, 3023 (2011).
5. S. Abeywardena and C. Chen, *IEEE/ASME Trans. Mechatronics*, **22** (3), 1412 (2017).
6. J. M. Jacinto-Villegas et al., *IEEE Robot. Automat. Lett.*, **2** (4), 2072 (2017).
7. G. Liu et al., *Robot. Comput.-Integr. Manuf.*, **51**, 73 (2018).
8. P. Lambert et al., *IEEE Robot. Automat. Lett.*, **5** (4), 5764 (2020).
9. R. Clavel, *Lausanne*, **18**, 91 (1988).
10. C.-H. Lin et al., *IEEE Access*, **8**, 133951 (2020).
11. Y.-Y. Su et al., *Int. J. Intell. Robot. Appl.*, **3** (1), 45 (2019).
12. J. M. Herve and F. Sparacino, *IEEE Int. Conf. Adv. Robot.*, **1**, 808 (1991).
13. X. Kong and C. M. Gosselin, *Int. J. Robot. Res.*, **21** (9), 791 (2002).
14. N. Ciblak, *Analysis of Cartesian stiffness and compliance with applications*, Georgia Institute of Technology, (1998).
15. Y.-S. Lee, K.-W. Chiao, and C.-C. Lan, *IEEE Robot. Automat. Lett.*, **6** (2), 739 (2021).

作者簡介

藍兆杰先生為美國喬治亞理工學院機械工程博士，現為國立成功大學機械工程學系教授。

Chao-Chieh Lan received his Ph.D. in Mechanical Engineering from Georgia Institute of Technology, USA. He is currently a Professor in the Department of Mechanical Engineering at National Cheng Kung University.