

Control Desacoplado de Plataforma Neumática de 3-GDL utilizada como Simulador de Movimiento

Eduardo Izaguirre*, Luis Hernández, Ernesto Rubio, Pablo J. Prieto, Arian Hernández

Grupo de Investigaciones de Automática, Robótica y Percepción -GARP-. Departamento de Automática y Sistemas Computacionales. Facultad de Ingeniería Eléctrica. Universidad Central "Marta Abreu" de Las Villas. Carretera a Camajuaní Km 5½, CP 54 830, Santa Clara, Villa Clara, Cuba.

Resumen

En el presente artículo se realiza el análisis cinemático y esquema de control articular desacoplado para un robot paralelo de tres grados de libertad, accionado por actuadores neumáticos, que se emplea como simulador de movimiento. Luego de efectuar una breve descripción del robot, se obtiene el sistema de ecuaciones que describe el comportamiento cinemático inverso del mismo, empleándose la formulación vectorial. Las relaciones cinemáticas analíticas son debidamente validadas mediante simulación conjunta entre el Matlab y el paquete de software Adams. Se propone un esquema de control desacoplado para cada articulación, donde mediante la cinemática inversa se calculan los valores deseados de las variables articulares. Los lazos de control se implementan en un robot paralelo de tres grados de libertad en una aplicación de control de posición. Finalmente se muestran los resultados experimentales obtenidos que demuestran la efectividad del esquema de control cinemático articular en términos de desempeño del sistema. Copyright © 2011 CEA. Publicado por Elsevier España, S.L. Todos los derechos reservados.

Palabras Clave: Control desacoplado, cinemática inversa, simulador de movimiento, robot paralelo.

1. Introducción

En los últimos años las diversas aplicaciones de los robots paralelos en las esferas de la producción y los servicios ha experimentado un apreciable incremento; el interés por el estudio de los mismos en la comunidad científica internacional se ha hecho notable y cada vez más aumenta el número de publicaciones en este campo (García-Sanz and Casado, 2005), (Aracil et al., 2006), (Alvarez et al., 2009). Entre otras virtudes los robots de estructura paralela poseen excelente relación peso-carga, alta velocidad de movimiento y buena repetibilidad. No obstante su estudio implica disímiles retos como limitaciones en el espacio de trabajo, mayor complejidad en el análisis y diseño, dificultad en la obtención de los modelos cinemático y dinámico, así como exigencias relativas al control de los mismos. (Merlet, 2004), (Rolland, 2005), (Vivas and Poignet, 2006)

La cinemática estudia el movimiento del robot con respecto a un sistema de referencia, sin tener en cuenta las fuerzas o pares que lo producen, permitiendo establecer una relación

analítica entre las funciones que representan el movimiento articular y las que describen la pose del elemento terminal en el espacio de trabajo. Cuando es necesario determinar la posición y orientación del elemento terminal con respecto a un sistema de coordenadas, conociendo las variables articulares y los parámetros geométricos de los elementos del robot, estamos en presencia del problema cinemático directo; por su parte cuando se quiere conocer el valor que toman las coordenadas articulares para una configuración conocida que debe adoptar el robot, nos enfrentamos al problema cinemático inverso (Aracil et al., 2006), (Chalbat and Staicu, 2009).

En particular la cinemática inversa en robots paralelos incluye ecuaciones altamente acopladas, no lineales, cuya solución se complejiza notablemente con el aumento del número de grados de libertad (Cherfia et al., 2007). No obstante las expresiones cinemáticas son de gran importancia dado que sirven como base para implementar numerosos esquemas de control (Gupta et al., 2008). Muchos de estos esquemas junto a la cinemática inversa incorporan la directa con la desventaja que ésta última requiere de procedimientos numéricos para su solución, involucra un alto número de operaciones y brinda como resultado múltiples soluciones, constituyendo un inconveniente para su empleo en sistemas de control en tiempo real. (Chen and Hwang, 2004)

* Autor en correspondencia. Tel. 053-42-281632

Correos electrónicos: izaguirre@uclv.edu.cu (Eduardo Izaguirre), luis@uclv.edu.cu (Luis Hernández), rubio@uclv.edu.cu (Ernesto Rubio), pablopp@uclv.edu.cu (Pablo J. Prieto), ahsuri@uclv.edu.cu (Arian Hernández)

Otros autores (Xu and Li, 2006), (Lu et al., 2008) consideran utilizar junto a la cinemática inversa un esquema de control basado en modelo dinámico inverso. Esta opción aunque brinda buenos resultados en el comportamiento del sistema, implica la obtención de las ecuaciones dinámicas, procedimiento laborioso, cuyo modelo es fuertemente no lineal, multivariable, y por demás requiere un alto número de operaciones matriciales a ejecutar dentro del lazo de control, siendo su solución sensitiva a los errores numéricos de redondeo debido a la aritmética de punto flotante. Si se trabaja en el espacio de tareas, se necesita del empleo de la cinemática directa, o bien implementar un sistema sensorial para medir la pose del elemento terminal, que para muchas aplicaciones resulta un desafío implementar desde el punto de vista práctico. Todos estos aspectos requieren de un alto esfuerzo de cómputo que limita su uso en lazos de control que se caracterizan por pequeños tiempos de muestreo. (Xu and Li, 2006), (Merlet, 2006)

El objetivo de esta contribución es encontrar una solución para controlar la pose del elemento final de un robot paralelo industrial de tres grados de libertad, accionado por cilindros neumáticos de doble efecto.

La estructura robótica es fabricada por el Centro de Investigación y Desarrollo de Simuladores -CIDSIM- que se dedica a la producción de simuladores industriales de movimiento para disímiles aplicaciones, aunque su diseño está fundamentalmente dirigido a simulador de conducción y para entretenimiento.

Como actuadores se emplean cilindros neumáticos de desplazamiento lineal que convierten la energía del aire comprimido en trabajo mecánico, tecnología que se ha venido aplicando en los robots paralelos que requieren de un posicionamiento continuo. Los actuadores neumáticos son económicos, fáciles de adquirir, de respuesta rápida, elevada relación potencia-peso y fácil mantenimiento. El aire comprimido no produce contaminación, es abundante, se transporta y almacena fácilmente, carece de peligro de combustión y sufre poca alteración con la temperatura (Krejcin and Krivts, 2006). No obstante la dinámica de los actuadores neumáticos es altamente no lineal, debido a la compresibilidad del aire, la baja viscosidad del gas, el comportamiento no lineal del flujo de aire a través de las válvulas y la existencia de fuerzas de fricción estáticas y dinámicas entre el cilindro y el pistón, lo cual provoca serias perturbaciones al sistema y dificulta el control de los mismos. (Pearce, 2005), (Hahn, 2005)

Una solución para el control continuo de actuadores electro-neumáticos es desarrollada por Rubio (Rubio et al., 2007), quien presenta un método para la modelación, identificación y control de este tipo de sistemas. El control de Rubio (Rubio et al., 2007), (Rubio et al., 2009) es implementado con buenos resultados en un simulador de conducción 2 grados de libertad de estructura mecánica simple. El algoritmo trata a cada actuador de forma desacoplada, siendo lo suficientemente robusto para minimizar el efecto de las perturbaciones producto de la interacción dinámica de ambas articulaciones.

El caso de estudio consiste en un robot paralelo de 3 grados de libertad con mucha mayor complejidad en su estructura mecánica, donde para lograr cada uno de los grados de libertad

es necesario el accionamiento en conjunto de sus extremidades actuadas, por lo tanto, varios actuadores son responsables de controlar un solo grado de libertad del robot; a ello se suma el reto que representa el control de actuadores neumáticos. Dadas las prestaciones para las cuales está diseñada la plataforma de simulación, estamos ante un caso donde los valores deseados de la pose de la plataforma móvil vienen dados en el espacio de tareas. Sobre esta base la solución de control propuesta pasa por la obtención de la posición deseada de cada articulación, mediante la solución de la cinemática inversa del robot a partir de la pose deseada de la plataforma móvil, para luego implementar un control en el espacio articular. La solución propuesta consiste en un control independiente para cada articulación donde se implementa el algoritmo de Rubio para cada cilindro. Este control desacoplado es lo suficientemente robusto como para atenuar a valor aceptable para la aplicación en cuestión los efectos de la interacción dinámica entre los diferentes grados de libertad del sistema.

Debido a que el robot paralelo está diseñado para realizar funciones de simulador de movimiento, logrando controlar la posición de cada actuador por separado se tendrá el efecto deseado sobre la pose del elemento terminal. Luego, las ecuaciones de la cinemática inversa, brindarán los valores adecuados de las elongaciones de los cilindros en cada instante de tiempo, en correspondencia con la orientación y posición deseadas de la plataforma móvil en el espacio cartesiano.

En este trabajo es presentada la solución a la cinemática inversa como continuidad a los resultados de modelado cinemático y simulación empleando Virtual Robot Simulator (Izaguirre et al., 2009). Las ecuaciones obtenidas son validadas con el apoyo de un trabajo de cosimulación Matlab-Adams, a la vez que a partir de un diseño de experimentos se demuestra que la solución de la cinemática directa no posee singularidades en el espacio de trabajo del robot paralelo.

Para cada articulación neumática del robot es implementado un control independiente que opera de forma desacoplada. En cada caso es realizada la modelación e identificación dinámica, siendo sintetizado el algoritmo de control. El mismo es implementado y probado en el robot paralelo en experimentos reales, donde se demuestra que el sistema de control desacoplado sigue los valores deseados y atenúa las perturbaciones producto de la interacción dinámica entre los actuadores en magnitudes adecuadas para el tipo de aplicación descrita.

El artículo está dividido en seis partes. La primera constituye la introducción del trabajo. En la segunda sección se procede con la descripción del robot objeto de estudio, luego a partir de la formulación vectorial se plantea en la tercera parte el sistema de ecuaciones de la cinemática inversa; mostrando al final de la sección la no existencia de singularidades en el espacio de trabajo del robot. En el cuarto epígrafe se propone el esquema de control de posición en el espacio articular, el que es probado en la siguiente sección mediante simulación y pruebas experimentales. Finalmente, en la última sección son presentadas las conclusiones del trabajo y el agradecimiento al soporte de CIDSIM a este trabajo.



Figura 1: Robot paralelo “SIMPRO” de 3 grados de libertad

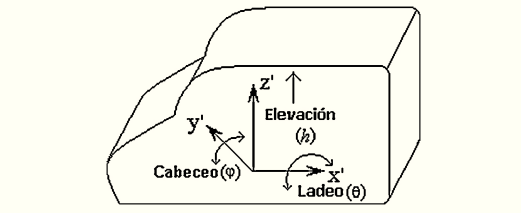


Figura 2: Representación de los movimientos de la cabina ubicada sobre la plataforma móvil

2. Características del robot paralelo

El simulador de movimiento de tres grados de libertad se muestra en la Fig. 1. Está compuesto por una base fija que se une a la plataforma móvil mediante 3 cadenas cinemáticas independientes formando una arquitectura del tipo RPSU-2SPS. Cada extremidad posee un pistón neumático FESTO de doble efecto cuyos desplazamientos lineales proporcionan los tres grados de libertad con que cuenta el sistema, denominados: ladeo, cabeceo y elevación; representados por las variables θ , φ , h respectivamente, según se observa en la Fig. 2.

De esta forma se logra la orientación y elevación deseada del elemento terminal en el espacio cartesiano y gracias a ello simular escenarios virtuales que son visualizados en un monitor ubicado en el interior de una cabina que con capacidad para dos personas, descansa soportada sobre la plataforma móvil.

En la Tabla 1 se muestran de manera resumida los datos técnicos y principales especificaciones del simulador. Como la cabina de conducción posee capacidad para dos personas, se consideró que la masa total de la plataforma móvil incluiría la suma total de las masas correspondientes a la del elemento terminal, la masa de la cabina y la de sus dos ocupantes; siendo ésta última estimada en alrededor de 160 Kg.

3. Modelo cinemático inverso

De manera general, en la robótica paralela el sistema de ecuaciones cinemáticas es altamente no lineal y su solución resulta compleja (Cherfia et al., 2007), (Lu et al., 2008); en este sentido el sistema robótico objeto de estudio no es una excepción.

La cinemática directa se puede ver aplicada en esquemas de control de la pose y velocidad del elemento terminal en el espacio de tareas, para conocer la posición/orientación del robot

Tabla 1: Datos principales del robot paralelo

Descripción del Parámetro	Valor
Máxima elevación de la plataforma móvil	430 mm
Altura inicial de la plataforma móvil	1070 mm
Ángulo de ladeo de la plataforma móvil	$\pm 17^\circ$
Ángulo de cabeceo de la plataforma móvil	$\pm 15^\circ$
Máxima elongación de los actuadores	500 mm
Aceleración máxima de los actuadores	980 mm/s^2
Masa total del robot	1034 kg
Relación carga útil-peso	2.18

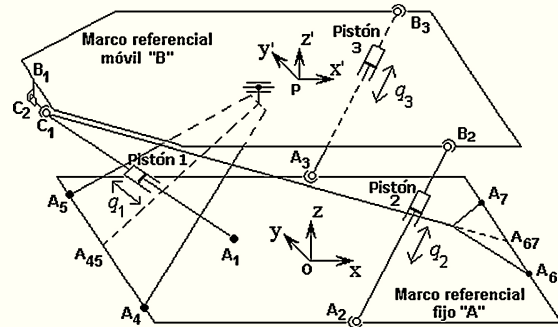


Figura 3: Sistemas de coordenadas y nomenclatura empleada

a partir de las variables articulares (Gupta et al., 2008), (Merlet, 2006) y aunque no constituye objetivo central en este trabajo, al final del epígrafe se muestran los resultados obtenidos de la evaluación de la cinemática directa del robot.

Por su parte, el planteamiento del problema cinemático inverso constituye un paso importante a la hora de desarrollar y plantear adecuadamente el esquema de control propuesto para el robot paralelo. (Emilie et al., 2004), (Zhao et al., 2005)

Las relaciones correspondientes a la cinemática inversa permiten calcular las coordenadas articulares a partir de conocer las variables espaciales del robot. En este caso, el modelo cinemático inverso adquiere la forma:

$$\begin{aligned}
 q_1 &= f_1(\theta, \varphi, h) \\
 q_2 &= f_2(\theta, \varphi, h) \\
 q_3 &= f_3(\theta, \varphi, h)
 \end{aligned}
 \tag{1}$$

Para obtener las expresiones cinemáticas anteriores se procede a ubicar convenientemente el sistema de coordenadas fijo $Oxyz$ y móvil $Px'y'z'$, que junto con la nomenclatura definida para los puntos de la base fija y la plataforma móvil se ilustran en la Fig. 3.

Para desarrollar el modelo cinemático inverso se emplea la formulación vectorial, método analítico muy intuitivo, que permite mediante procedimiento geométrico desarrollar un sistema de ecuaciones cinemáticas con igual cantidad de ecuaciones que de incógnitas. (Zhao et al., 2005), (Rolland, 2007)

Según el esquema vectorial de la Fig. 4, podemos plantear la ecuación vectorial cerrada siguiente:

$$p + b_i = a_i + L_i
 \tag{2}$$

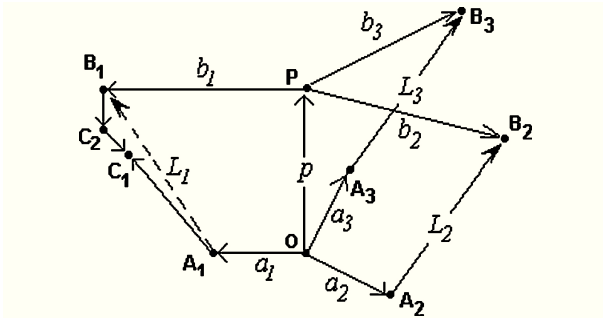


Figura 4: Diagramas vectoriales cerrados

siendo:

$$p = \vec{OP} = [P_x, P_y, P_z]^T - [O_x, O_y, O_z]^T \quad (3)$$

$$a_i = \|\vec{OA}_i\|_2 \quad (4)$$

$$b_i = \|\vec{PB}_i\|_2 \quad (5)$$

$$L_i = \|\vec{A}_i\vec{B}_i\|_2 \quad (6)$$

El vector L_i representa la elongación experimentada por cada extremidad actuada, siendo la pose alcanzada por el elemento terminal una función de su magnitud.

Las coordenadas de los puntos A_i de la base fija son conocidas, y dependen únicamente de la geometría y dimensiones del robot. Los puntos B_i pertenecen al sistema de referencial móvil y sus coordenadas dependen de la pose de la plataforma móvil. Luego, para representar la orientación del elemento terminal se emplean los ángulos de Euler en el convenio ZYX (roll-pitch-yaw). (Chalbat and Staicu, 2009), (Emilie et al., 2004)

Dada las características de la estructura mecánica, no existe movimiento de guiñada, por lo tanto la plataforma no posee rotación alrededor del eje z ; quedando definida la matriz de rotación (${}^A\mathbf{R}_B$) como:

$${}^{xyz}\mathbf{R}_{x'y'z'} = {}^A\mathbf{R}_B = \begin{pmatrix} c(\varphi) & s(\varphi)s(\theta) & s(\varphi)c(\theta) \\ 0 & c(\theta) & -s(\theta) \\ -s(\varphi) & c(\varphi)s(\theta) & c(\varphi)c(\theta) \end{pmatrix} \quad (7)$$

donde: $s(var) = \sin(var)$, $c(var) = \cos(var)$

La ecuación general expresada en términos de las coordenadas generalizadas de la plataforma móvil, queda planteada por:

$$\vec{A}_i\vec{B}_i = \vec{OP} + {}^A\mathbf{R}_B\vec{PB}_i - \vec{OA}_i ; i = 1 \dots 3 \quad (8)$$

Debido a que la cadena cinemática del pistón 1 presenta una configuración articular diferente del resto de las extremidades actuadas, es necesario considerar la ecuación adicional:

$$\vec{A}_1\vec{B}_1 = \vec{A}_1\vec{C}_1 + \vec{C}_2\vec{C}_1 - \vec{B}_1\vec{C}_2 \quad (9)$$

Para proporcionar una mejor estabilidad y rigidez mecánica a la estructura robótica, su diseño incluye dos cuerpos rígidos

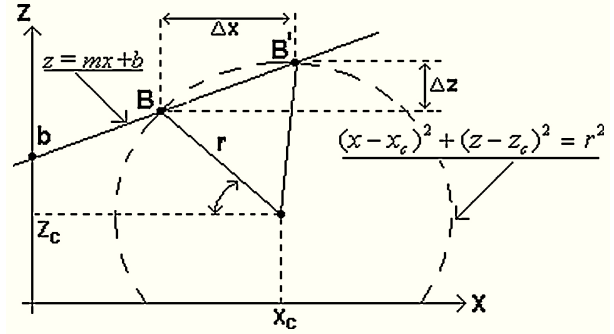


Figura 5: Desplazamiento adicional Δx que sufre la plataforma al elevarse

entrecruzados entre la base fija y el elemento terminal. Debido a ello, la plataforma móvil realmente experimenta una traslación curvilínea en el plano $x-z$ y no una elevación pura a lo largo del eje z , según se ilustra en la Fig. 5.

El movimiento a lo largo del eje z como función del desplazamiento que experimenta la plataforma móvil en el eje x se calcula a partir de:

$$\Delta z = m \left(\frac{2m(b - z_c) - 2x_c^2}{1 + m^2} - \frac{4a_1}{1 + m^2} \right) \quad (10)$$

donde:

$$a_1 = x_c^2 + z_c^2 + b(b + 2z_c) - r^2 \quad (11)$$

La ecuación (10) permite corregir los valores de las coordenadas de los puntos B_i de la plataforma móvil incorporándose a la solución del problema cinemático inverso.

Considerando la expresión general (8) así como (9) y (10), el comportamiento cinemático inverso del robot paralelo queda establecido según:

$$\vec{A}_1\vec{C}_1 = \vec{OP} + {}^A\mathbf{R}_B\vec{PB}_1 - \vec{OA}_1 + \vec{B}_1\vec{C}_2 + \vec{C}_2\vec{C}_1 \quad (12)$$

$$\vec{A}_2\vec{B}_2 = \vec{OP} + {}^A\mathbf{R}_B\vec{PB}_2 - \vec{OA}_2 \quad (13)$$

$$\vec{A}_3\vec{B}_3 = \vec{OP} + {}^A\mathbf{R}_B\vec{PB}_3 - \vec{OA}_3 \quad (14)$$

Como la posición inicial L_{oi} de los vástagos es conocida, resulta posible calcular cualquier desplazamiento que experimenta cada actuador (Δq_i) según el gráfico de la Fig. 6, considerando que:

$$\Delta q_i = \Delta L_i - L_{oi} \quad (15)$$

Partiendo de las ecuaciones (12) a la (14) y conocidos los ángulos de ladeo (θ), cabeceo (φ), y elevación (h) de la plataforma, se pueden calcular las elongaciones correspondientes a los vástagos de los pistones, que se corresponde con la solución para el vector L_i del problema cinemático inverso, cuya magnitud depende de la orientación y posición del elemento terminal y que se evalúa en (15) para obtener la elongación de los actuadores neumáticos, dado que se conoce la posición inicial (L_{oi}) en que se encuentran los mismos en cada instante de tiempo.

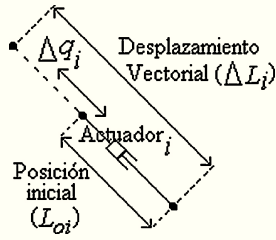


Figura 6: Elongación del vástago del pistón

Sustituyendo en las ecuaciones (12) a la (14) los valores de las variables y de la matriz de rotación (7), se obtiene el sistema de ecuaciones que permite expresar el vector L_i que forma parte de la ecuación vectorial (2) como una función no lineal de las variables espaciales del robot.

$$L_1^2 = [2076 - \lambda_0 - 940c(\varphi)]^2 + [740 + h + 940s(\varphi)]^2 \quad (16)$$

$$L_2^2 = [1397 - \lambda_0 + 720c(\varphi) + \lambda_1]^2 + \lambda_2^2 + (\lambda_3 - \lambda_4)^2 \quad (17)$$

$$L_3^2 = [1397 - \lambda_0 + 720c(\varphi) - \lambda_1]^2 + \lambda_2^2 + (-\lambda_3 - \lambda_4)^2 \quad (18)$$

donde:

$$\lambda_0 = \sqrt{1672^2 - 1720h - h^2}$$

$$\lambda_1 = 500s(\theta)s(\varphi)$$

$$\lambda_2 = 500c(\varphi) - 500$$

$$\lambda_3 = 500s(\theta)c(\varphi)$$

$$\lambda_4 = 720s(\varphi) + 945 + h$$

Sustituyendo (16), (17) y (18) en (15) se obtiene el sistema de ecuaciones que permite calcular el vector de coordenadas articulares del robot $[q_1, q_2, q_3]^T$, a partir de las variables que definen la pose de la plataforma móvil $[h, \theta, \varphi]^T$, quedando planteado de esta forma el problema cinemático inverso.

$$\begin{aligned} q_1 &= L_1 - L_{01} \\ q_2 &= L_2 - L_{02} \\ q_3 &= L_3 - L_{03} \end{aligned} \quad (19)$$

El sistema de ecuaciones anterior presenta la característica que los coeficientes varían en función de la posición de la plataforma móvil. Por lo tanto, a la hora de efectuar el control, los valores de L_{oi} permiten ajustar las ecuaciones cinemáticas en dependencia del punto de operación o elongación inicial que se desee definir para los actuadores.

Mediante (19) también es posible efectuar el análisis del problema cinemático directo. En este sentido se han realizado trabajos previos en dicha plataforma que contemplan el estudio cinemático y simulación empleando el paquete de software Virtual Robot Simulator (VRS) de probada efectividad en aplicaciones robóticas (Mellado et al., 2003); desarrollándose una

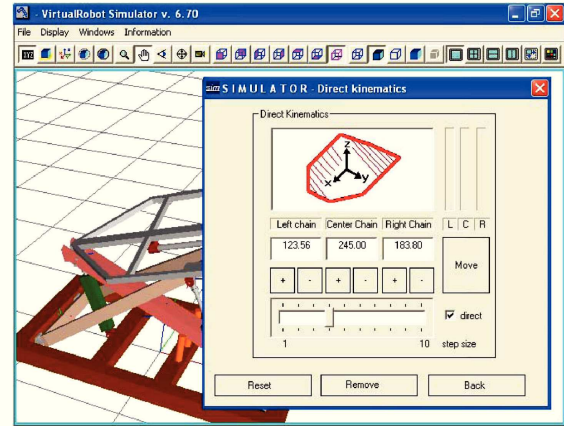


Figura 7: Aplicación de usuario desarrollada en VRS para la evaluación de la cinemática directa del robot

aplicación de usuario para resolver la cinemática directa y conjuntamente explotar las potencialidades gráficas y de programación asociadas a dicho software. (Izaguirre et al., 2009)

En la Fig. 7 se muestra la ventana de diálogo empleada para la ejecución de la aplicación de usuario correspondiente a la cinemática directa, gracias a la cual se pudo calcular la posición/orientación de la plataforma móvil, partiendo de la configuración conocida de las coordenadas articulares del robot. La misma fue eficazmente utilizada para obtener y evaluar las posibles poses alcanzadas por la plataforma móvil para valores diferentes de las variables articulares, haciendo variar consecuentemente desde la posición inicial hasta el valor máximo (500 mm) la elongación de los actuadores prismáticos del simulador sin que se hubieran detectado singularidades en el espacio de trabajo del robot.

3.1. Validación cinemática

Dada la complejidad que alcanza el sistema de ecuaciones (19), su carácter altamente no lineal, e importancia a la hora de implementar el control del sistema, se procede a evaluar y verificar las mismas mediante el paquete de software MSC.Adams; herramienta de probada efectividad en la modelación, simulación y validación de ecuaciones cinemáticas y dinámicas en robots paralelos. (Gallardo-Alvarado et al., 2004), (Xu and Li, 2006), (Brecher et al., 2008)

El modelo virtual confeccionado del simulador de movimiento de estructura paralela se muestra en la Fig. 8.

La validación de las ecuaciones cinemáticas se efectuó mediante cosimulación con el Matlab, según el diagrama de bloques que aparece de la Fig. 9.

En el Matlab/Simulink se programa el bloque con las ecuaciones de la cinemática inversa expresadas en (19), al mismo se le aplican como entradas las señales de altura $h(t)$, laqueo $\theta(t)$ y cabeceo $\varphi(t)$; luego, las salidas del bloque de cinemática inversa correspondiente a las variables articulares (q_1, q_2, q_3) se ingresan como desplazamientos deseados de los actuadores al modelo virtual del robot desarrollado en el Adams. El modelo virtual devuelve las variaciones experimentadas en la pose del elemento terminal, que se utilizan para comparar con las trayectorias deseadas iniciales de altura, laqueo y cabeceo.

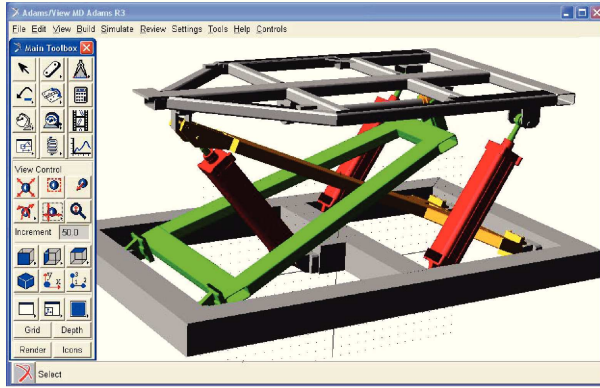


Figura 8: Modelo virtual de la plataforma neumática de 3 dgl

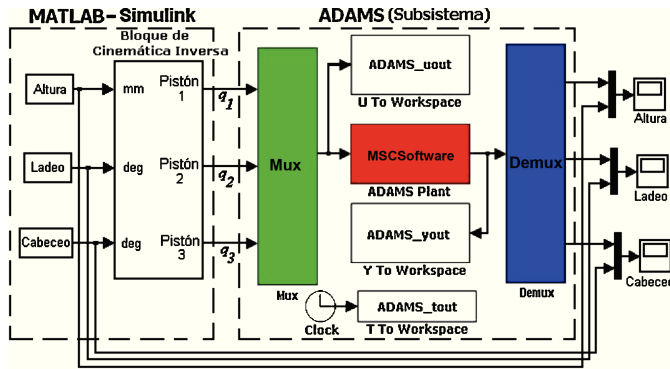


Figura 9: Diagrama de bloques de la simulación conjunta Matlab-Adams

Las trayectorias de $h(t)$, $\theta(t)$ y $\varphi(t)$ a seguir por la plataforma móvil se obtienen a partir de funciones sinusoidales continuas y derivables, generándose para valores de frecuencia que pueden ser seguidos dinámicamente por el robot.

En la Fig. 10 se muestran las curvas obtenidas de la solución analítica de la cinemática inversa y del modelo cinemático directo del Adams, al aplicar a la plataforma móvil un desplazamiento entre 50 y 155 mm a lo largo del eje z' , siguiendo una trayectoria de tipo sinusoidal definida por (20) para un valor de frecuencia de $\omega = 0,1$ rad/seg.

$$f_z(t) = 225 \cos \omega t^2 (0,15 + \sin 4\omega t)(0,15 + \cos 4\omega t) \quad (20)$$

La función $f_z(t)$ aplicada a la altura de la plataforma provoca variaciones sustanciales en las elongaciones de los actuadores lineales, lo que permite evaluar el comportamiento del robot desde el punto de vista cinemático en prácticamente todo el recorrido de los cilindros neumáticos.

Los resultados arrojados por la cosimulación muestran claramente la similitud entre ambas curvas, lo que prueba la validez de las ecuaciones analíticas de la cinemática inversa.

3.2. Análisis de singularidades

Con el fin de completar el estudio cinemático global del simulador de movimiento, se procede a llevar a cabo el análisis de singularidades. La aparición de singularidades limita la movilidad del mecanismo, atenta contra la controlabilidad y puede

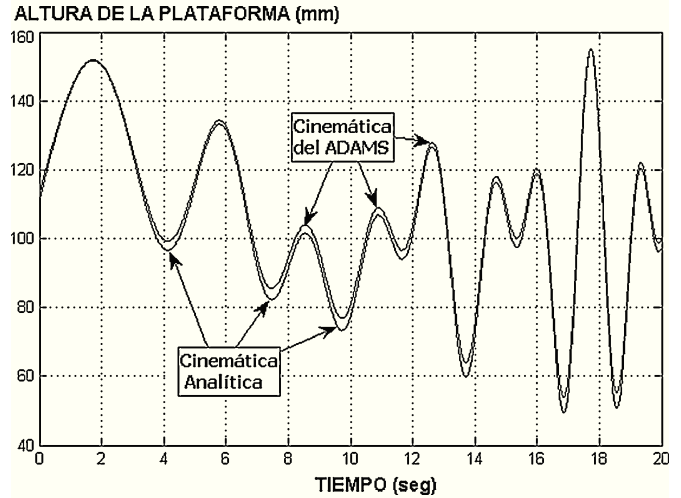


Figura 10: Variaciones en la altura de la plataforma móvil al solucionar las ecuaciones cinemáticas

degradar el comportamiento del lazo. (Cherfia et al., 2007), (Chalbat and Staicu, 2009)

Resulta de interés por lo tanto demostrar la no existencia de configuraciones singulares, aún cuando se tuvo especial atención durante el diseño y construcción del mecanismo por parte de la entidad fabricante -CIDSIM- de no desarrollar una arquitectura mecánica provista de posibles configuraciones singulares.

En estudios cinemáticos y simulación con VRS (Izaguirre et al., 2009) no se detectaron posturas singulares de la plataforma móvil, durante las simulaciones de la cinemática directa que abarcaban todo el desplazamiento de los pistones, empleándose la interfaz de usuario mostrada en la Fig. 7. Sin embargo, se procedió a corroborar la no existencia de singularidades mediante pruebas de laboratorio generalizadas a todo el espacio de trabajo del robot, sometiendo experimentalmente a los actuadores prismáticos del robot a desplazarse continuamente en todo su recorrido, siguiendo la filosofía de experimento empleada por Yasuda (Yasuda et al., 2000). Mediante diseño de experimento desarrollado se comprobó que el robot controlado puede ubicar su plataforma móvil en orientaciones extremas, según se muestra en la Fig. 11, llegándose a obtener valores máximos de $\pm 32^\circ$ para los ángulos de ladeo/cabeceo, y hasta + 430 mm en la elevación de la plataforma. En ningún caso se detectaron singularidades, lo cual corrobora los resultados arrojados por las simulaciones efectuadas con VRS, inclusive en las fronteras del espacio de trabajo.

No obstante, desde el punto de vista práctico, se tiene especial atención en convenientemente no generar las trayectorias de movimiento a simular por la plataforma móvil con excesiva amplitud, por lo que el universo de control quedará acotado a este entorno de trabajo libre de singularidades. Dichas especificaciones aparecen recogidas en la Tabla 1 donde se aprecia que los ángulos de ladeo y cabeceo están restringidos a valores de $\pm 17^\circ$ y $\pm 15^\circ$ respectivamente, muy por debajo de las máximas prestaciones de operación real del robot.

El modelo cinemático directo convenientemente evaluado en VRS mediante herramientas gráficas de simulación, en con-



Figura 11: Poses extremas de lado y cabeceo durante experimentos en los límites del espacio de trabajo del robot

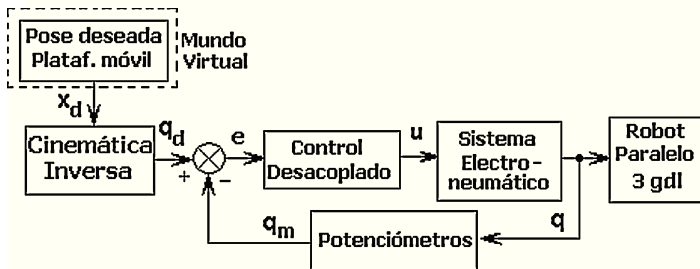


Figura 12: Esquema desacoplado de control de posición en el espacio articular

junto con las pruebas experimentales efectuadas, provee garantía del comportamiento global del robot sin la presencia de singularidades en su espacio de trabajo.

4. Esquema de control desacoplado

La característica del control desacoplado empleado es que para cada articulación se establece un control independiente, en cuyo diseño se considera que a las perturbaciones dinámicas debe responder el sistema de control con suficiente robustez.

En la Fig. 12 se muestra el esquema de control, donde se observa que no se hace uso del modelo dinámico inverso de la planta, evitando con ello el cálculo de la dinámica inversa del robot (Company et al., 2003). Por su parte el empleo de la cinemática inversa permite conocer el valor individual de las elongaciones de los pistones (variables articulares) como función de la pose del elemento terminal; estos valores serán considerados como referencias para posicionar adecuadamente los vástagos de los cilindros neumáticos en cada instante de tiempo, ubicando a la plataforma móvil en la orientación y elevación deseadas. La cinemática directa se justifica para garantizar que el esquema de control propuesto provee la ubicación del robot en la pose deseada y para el análisis de singularidades efectuado en el epígrafe anterior.

El bloque de control desacoplado consiste en un controlador PI y filtro de segundo orden en cascada diseñado para una frecuencia de corte de 80 Hz, con el objetivo de compensar los polos complejos conjugados de la planta, brindando la garantía de que la válvula de flujo no sea excitada por encima de su ancho de banda. Para generar el valor deseado articular se emplean las relaciones cinemáticas inversas del robot, formuladas en las expresiones de la (16) a la (18).

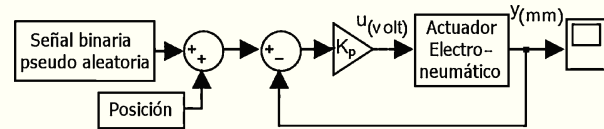


Figura 13: Diagrama de bloques utilizado en la identificación dinámica del sistema electro-neumático

Los lazos de control se implementan independientemente para cada cadena cinemática actuada y desde el punto de vista industrial están compuestos por controladores empotrados basados en dsPIC 30F4013, cuya señal de mando se envía hacia las válvulas proporcionales de flujo MPYE-5-3/8. Las señales de referencia de posición se reciben desde un ordenador donde están disponibles las escenas del mundo virtual.

Como actuadores se emplean cilindros neumáticos FESTO DNC-125-500 de doble efecto, cuyos desplazamientos lineales producen los movimientos en la cabina. Potenciómetros tipo MLO-POT-500-TLF sensan las elongaciones de los vástagos de los cilindros que se utilizan como retroalimentación a los lazos de control, lográndose desplazamientos estables y precisos de los vástagos, que garantizan la correcta orientación de la plataforma móvil en cada instante de tiempo.

4.1. Identificación experimental y diseño del controlador

El lazo se controla a un período de muestreo de 1 ms y se identifica dinámicamente el sistema válvula-pistón de cada extremidad activa del robot a partir de estudios y experiencias previas realizadas con plataforma neumática de dos grados de libertad (Rubio et al., 2007), para lo cual se emplea el diagrama mostrado en la Fig. 13.

Debido a que la dinámica de los sistemas electro-neumáticos varía con la posición del pistón, la identificación se realiza dividiendo la carrera del cilindro en tramos, procediendo a identificar alrededor del valor de posición central.

La función transferencial del sistema válvula-pistón adquiere la forma de la ecuación de tercer orden siguiente:

$$\frac{Y(s)}{U(s)} = \frac{b}{s(s^2 + 2\zeta\omega_n s + \omega_n^2)} \quad (21)$$

Donde ω_n y ζ representan la frecuencia natural no amortiguada y razón de amortiguamiento respectivamente del sistema, mientras que b es la ganancia.

El resultado de la identificación experimental conduce a una familia de modelos cuyos coeficientes toman diferentes valores de acuerdo a las posiciones definidas en el proceso de identificación.

Los modelos dinámicos de cada sistema electro-neumático válvula-pistón obtenidos para el valor de posición media, quedan expresados para el actuador 1 y los actuadores 2 y 3 mediante las funciones transferenciales (22) y (23) respectivamente:

$$\frac{Y_1(s)}{U_1(s)} = \frac{245,94}{s(s^2 + 7,726s + 253)} \quad (\text{Actuador 1}) \quad (22)$$

$$\frac{Y_2(s)}{U_2(s)} = \frac{Y_3(s)}{U_3(s)} = \frac{2008,3}{s(s^2 + 7,276s + 1349)} \quad (\text{Act. 2 y 3}) \quad (23)$$

La familia de modelos obtenida se unifican en una estructura de espacio de estado donde los coeficientes varían en función de la posición; obteniéndose de esta forma un modelo no lineal que caracteriza el sistema de forma continua para toda la carrera del cilindro. Con esta representación se puede conocer en todo momento el valor de los coeficientes del modelo aproximado del sistema según sea la posición del mismo, garantizando con ello el correcto diseño de los controladores.

A partir de la variación paramétrica de la planta, se procede a sintetizar el controlador en función de la localización deseada de los polos de lazo cerrado. Se sigue el método aplicado a plataforma neumática de 2 grados de libertad (Rubio et al., 2007), (Rubio et al., 2009); donde la función transferencial del controlador propuesto adquiere la forma:

$$\frac{U(s)}{E(s)} = \frac{K_p (s^2 + a_1 s + a_0) (s + k_i)}{s (s^2 + b_1 s + b_0)} \quad (24)$$

El sistema en lazo cerrado es dominado por un par de polos complejos conjugados con valores de $\zeta = 0,7$ y $\omega_n = 10$ rad/s. Con estos índices de comportamiento se obtienen las funciones de transferencia correspondientes a los controladores de cada uno de los pistones.

Controlador del Pistón 1:

$$\frac{U_1(s)}{E_1(s)} = \frac{265(s^2 + 7,726 s + 253)(s + 3,03)}{s(s^2 + 146,7s + 6267)} \quad (25)$$

Controladores de los Pistones 2 y 3:

$$\frac{U_{2,3}(s)}{E_{2,3}(s)} = \frac{32(s^2 + 7,726 s + 1349)(s + 3,03)}{s(s^2 + 146,7s + 6267)} \quad (26)$$

Para evaluar la robustez del sistema ante la posible influencia de los efectos dinámicos de interacción entre los actuadores, se procede a cuantificar el valor que adquiere la función sensibilidad de la salida del lazo debido a variaciones en la función transferencial $Y(s)/U(s)$ correspondiente al modelo del sistema electro-neumático obtenido; considerando que dichas perturbaciones aunque desconocidas son acotadas, presentándose como incertidumbres dinámicas no modeladas que tienden a afectar la función transferencial del modelo nominal de la planta. Por consiguiente se debe descartar la presencia de valores picos en la amplitud de dicha función sensibilidad como indicador válido de robustez del lazo cerrado ante la presencia de incertidumbres dinámicas en el modelo de la planta. (Dorf and Bishop, 2008)

El esquema de la Fig. 12 podemos replantearlo por el controlador $K(s)$ y el sistema electro-neumático $P(s)$ según se muestra en la Fig. 14; donde la variación que experimenta la salida de lazo cerrado $h(s)$ ante cambios en la función transferencial de la planta $P(s)$ se calcula mediante la función sensibilidad S_p^h :

$$S_p^h = \frac{\partial h}{\partial P} \frac{P}{h} = [1 + P(s)K(s)]^{-1} \quad (27)$$

siendo:

$$h(s) = \frac{P(s)K(s)}{1 + P(s)K(s)} \quad (28)$$

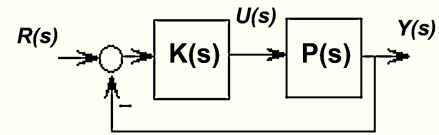


Figura 14: Esquema de control simplificado para valorar la sensibilidad del lazo cerrado a cambios en $P(s)$

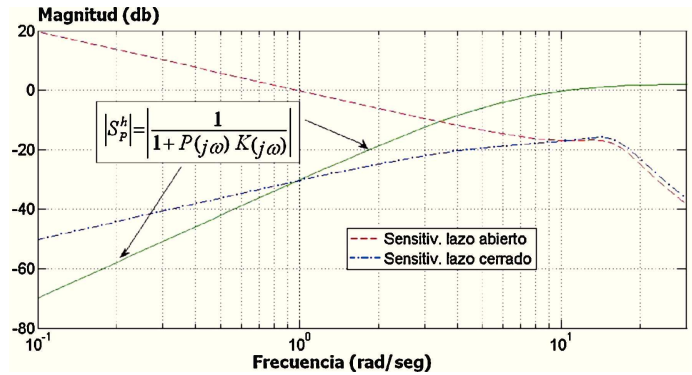


Figura 15: Diagrama de bode de la magnitud de las funciones sensibilidad

Para analizar el comportamiento de la sensibilidad de la salida respecto a cambios en la función transferencial de la planta $P(s)$, se evalúan los valores de magnitud de la misma según se muestra en el diagrama de Bode de la Fig. 15, donde además se grafican comparativamente las sensibilidades de lazo abierto y lazo cerrado.

Se puede observar los valores pequeños que caracterizan a la magnitud de la función sensibilidad de la salida $|S_p^h|_{j\omega}$, sobre todo en el rango de frecuencias de operación del robot (bajas frecuencias); en particular la misma alcanza un valor de -38 db para la frecuencia de $W(j\omega)=0.82$ rad/seg, lo cual constituye un valor aceptable de atenuación, sobre todo cuando los valores típicos de frecuencia de trabajo del robot paralelo están por debajo de dicho valor en la aplicación práctica industrial.

Gracias a ello se verifica que el controlador diseñado garantiza la robustez necesaria para el sistema de lazo cerrado ante posibles cambios en los parámetros de la planta, como garantía del buen comportamiento en el rango de bajas frecuencias para la aplicación dada. Se presta atención durante la explotación del simulador, mantener el ancho de banda lo menor posible para evitar problemas con la dinámica no modelada en altas frecuencias. Dicha aseveración, por demás, es sustentada con las pruebas experimentales efectuadas donde se manifiesta un deterioro del comportamiento del lazo a medida que se incrementa la frecuencia de la señal de entrada.

4.2. Simulación del lazo mediante Simulink-Adams

Para la simulación del esquema de control desacoplado propuesto, se programa en el Simulink el diagrama de bloques mostrado en la Fig. 16, que considera la ecuación (25) para el controlador del pistón 1, y (26) para los controladores correspondientes a los pistones 2 y 3. Como resultado de la identificación dinámica se implementan los modelos de los sistemas

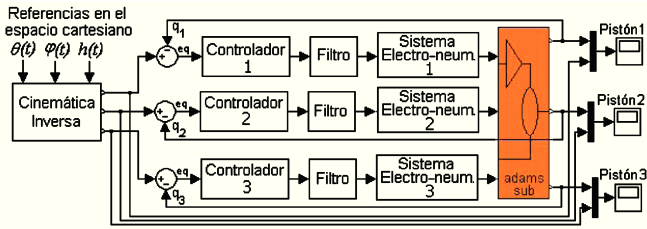


Figura 16: Diagrama de bloques en Simulink utilizado para la simulación del esquema de control

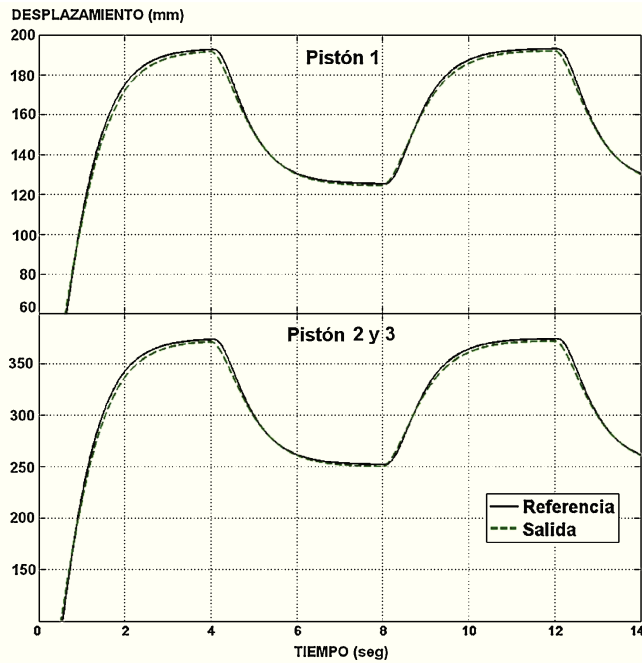


Figura 17: Elongaciones de los actuadores neumáticos al variar por simulación la altura de la plataforma móvil

electro-neumáticos, procediendo con la ecuación (22) para el actuador 1 y con (23) para los actuadores 2 y 3.

El sistema en su conjunto se simula auxiliándonos del modelo virtual de la plataforma confeccionado en Adams mostrado en la Fig. 8, el cual se exporta como subsistema al Matlab-Simulink.

Durante la simulación se procede a aplicar alrededor de la altura media de la plataforma, un tren de pulsos de amplitud 100 mm a lo largo del eje z' con un período de 8 seg. Según los resultados arrojados por el bloque de cinemática inversa, dichas variaciones en la altura de la plataforma provocan desplazamientos en el pistón 1 entre 125 y 192 mm, y en los pistones 2 y 3 entre 251 y 374 mm, constituyendo los valores de referencia articulares para cada extremidad activa del robot. Las variaciones en el tiempo de las posiciones articulares se ilustran en la Fig. 17 conjuntamente con la salida de cada lazo de control.

5. Resultados Experimentales

Las pruebas experimentales se llevaron a cabo aplicando indistintamente variaciones en la altura y cabeceo de la platafor-

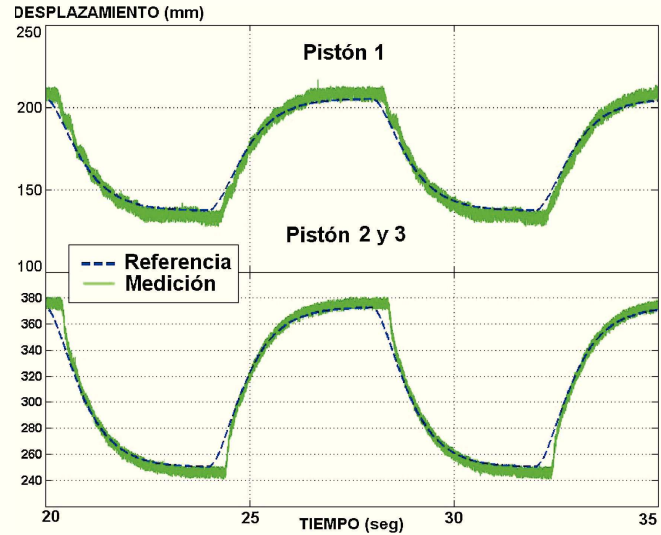


Figura 18: Curvas experimentales de las elongaciones articulares al variar la elevación de la plataforma

ma móvil, dado que con dichos movimientos se garantizan las elongaciones más exigentes en los vástagos de los pistones. En tal sentido se comprueban los índices de desempeño del sistema de control de posición y el comportamiento del error articular.

Se dispuso de una PC para ejecutar desde Matlab/Simulink las acciones de control y generar las curvas deseadas para la altura y cabeceo, en correspondencia con el mundo virtual. Una tarjeta Humusoft MF624 de 8 entradas y 8 salidas analógicas se emplea para recibir las mediciones articulares desde los potenciómetros lineales y para enviar las señales de mando hacia las válvulas proporcionales de flujo.

Se emplea el ambiente de tiempo real del Matlab (Real-Time Windows Target) para el control en tiempo real del sistema.

5.1. Variaciones en la altura de la plataforma móvil

Las variaciones de altura se efectúan alrededor del valor medio de elevación de la plataforma equivalente a 1285 mm, con lo cual se garantiza posicionar los cilindros en su recorrido medio. Alrededor de dicha posición se hace variar la altura aplicando un tren de pulsos de 100 mm de amplitud y 8 segundos de período, ésta variación luego de pasar por el bloque de cinemática inversa produce las correspondientes elongaciones articulares deseadas que junto a la medición real de los vástagos de los pistones se muestran en la Fig. 18. Por su parte, los errores articulares obtenidos se observan en la Fig. 19.

Al igual que Karpenko (Karpenko and Sepehri, 2006), la señal de entrada de referencia de posición se pasa por un pre-filtro de segundo orden con 1,5 seg de tiempo de establecimiento, garantizando una referencia suave; evitando con ello posibles oscilaciones en la salida y excesiva amplitud en la señal de mando que pudiera dañar la estructura mecánica del robot.

5.2. Variaciones en el cabeceo de la plataforma móvil

Para los experimentos correspondientes al cabeceo, igualmente se ubica a una altura inicial de 1285 mm el elemento

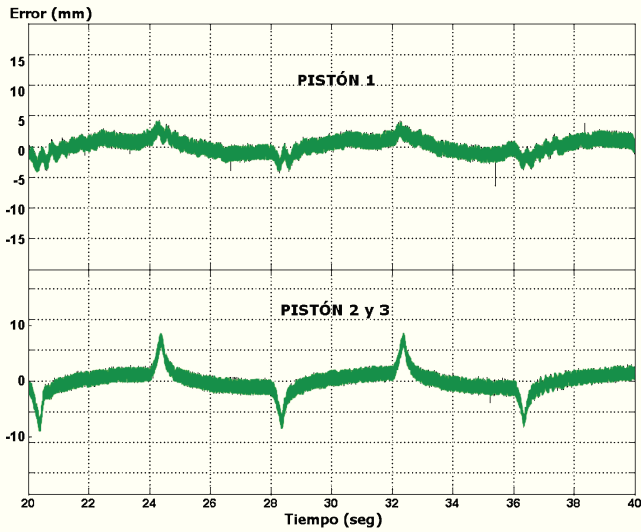


Figura 19: Errores de posición de los actuadores durante el movimiento de elevación

terminal. Alrededor de dicha posición se hace rotar la plataforma móvil alrededor del eje y' , para lo cual se aplica un tren de pulsos de 8 grados de amplitud y 6 segundos de período.

Los valores deseados y reales de las elongaciones de los pistones durante el cabeceo, así como los errores articulares se grafican en las figuras 20 y 21 respectivamente.

Analizando las figuras 19 y 21, se puede apreciar que el valor del error articular en estado estable es cero, no obstante se observa una oscilación de alrededor de ± 2 mm alrededor de dicho valor, lo cual se debe al efecto de varias fuentes de error presentes, como los propios del modelo cinemático analítico, tolerancias del mecanismo paralelo, fricción del sistema, desajustes de fábrica, ruidos en los sensores y errores asociados a los parámetros geométricos del modelo virtual que sirvió para ajustar los controladores durante la simulación.

Estos fenómenos tienen una afectación menor en el error de la pose de la plataforma móvil, dado que el error articular en el caso de los robots de estructura paralela a diferencia de los robots serie no es acumulativo (Merlet, 2006). La magnitud de estos errores no resulta significativa, siendo perfectamente compatible con la aplicación en cuestión.

No obstante, para comprobar que el esquema de control propuesto garantiza la ubicación del robot en la pose deseada, se procede a comparar las señales de referencia provenientes del mundo virtual con los resultados que brinda el modelo cinemático directo de la plataforma, según el diagrama de bloques mostrado en la Fig. 22.

Las variables articulares sensadas por los potenciómetros lineales, se pasan por un filtro paso bajo de 2 orden con el objetivo de eliminar las señales de ruido de alta frecuencia propias de la medición; posteriormente se ingresan al bloque de cinemática directa para comparar con las señales de referencia de la pose. En la Fig. 23 se muestran los resultados obtenidos al someter la altura de la plataforma a variaciones de ± 50 mm alrededor de 220 mm de elevación inicial.

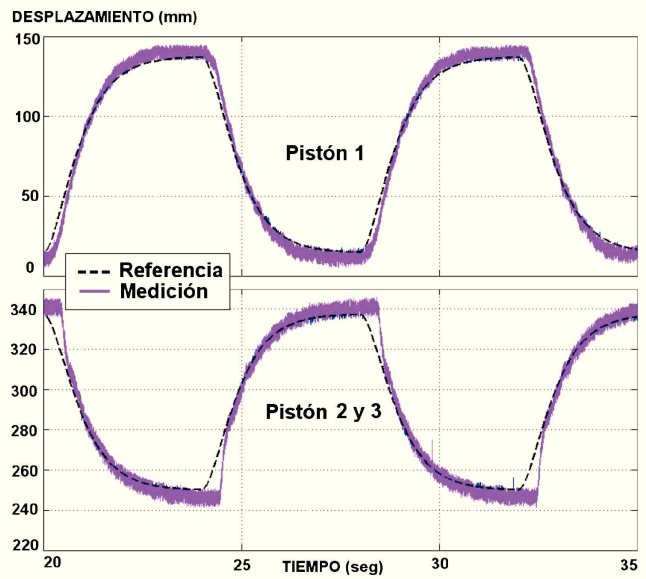


Figura 20: Curvas experimentales de las elongaciones articulares al cabecear la plataforma

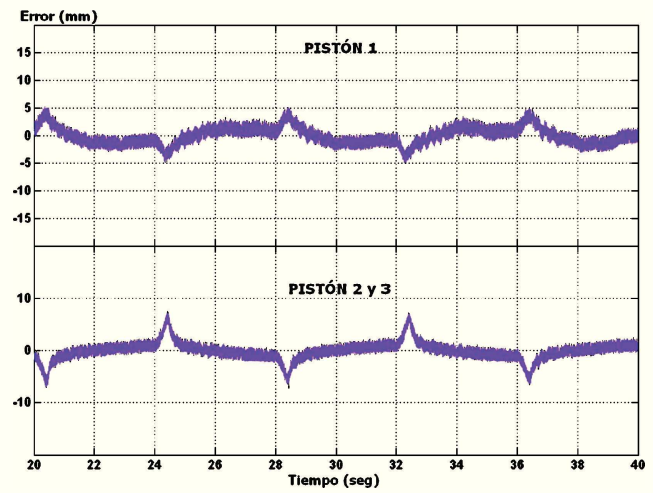


Figura 21: Errores de posición de los actuadores durante el cabeceo

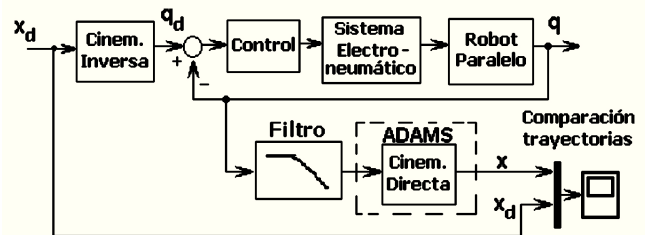


Figura 22: Esquema para evaluar la ubicación del elemento terminal en la pose deseada

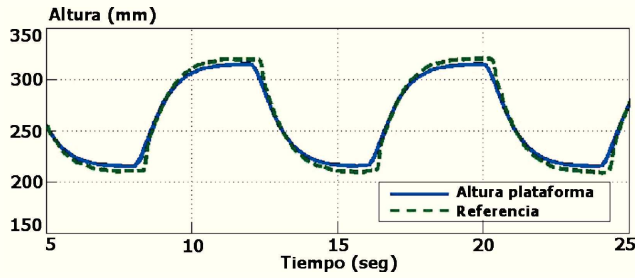


Figura 23: Variaciones en la altura de plataforma móvil durante los experimentos con control desacoplado articular

6. Conclusiones

En el presente trabajo se plantea satisfactoriamente un esquema desacoplado de control articular para un simulador de movimiento industrial de tres grados de libertad accionado por actuadores neumáticos. Se demuestra la efectividad del control de posición, garantizando el desempeño requerido del sistema en lazo cerrado, lográndose cumplir con las especificaciones de cero error en estado estacionario y un mínimo de sobrecresta.

Se expone la eficacia del procedimiento de simulación Matlab-Adams, donde además de emplearse para validar el sistema de ecuaciones cinemáticas, permitió diseñar el controlador y simular el comportamiento integral del sistema robótico en su conjunto, garantizando el adecuado comportamiento del mismo. Basado en un diseño de experimento se demuestra que el área de trabajo entre la elongación máxima y mínima de los tres pistones está libre de configuraciones singulares.

La magnitud de los errores articulares obtenidos revelan que no resultan significativos para la aplicación en cuestión, puesto que el robot paralelo se emplea como simulador de movimiento, siendo perfectamente utilizable el esquema de control desacoplado propuesto, el cual por demás es perfectamente realizable y cumple con las exigencias de tiempo real.

El trabajo realizado sienta las bases para llevar a cabo el estudio de otras estrategias de control incluyendo el empleo de la cinemática diferencial, con posibilidad de prealimentar la derivada de la posición e implementando variantes de control en el espacio de tareas, facilitando con ello el desarrollo de trabajos futuros de investigación.

El procedimiento efectuado de modelado cinemático brinda la posibilidad de aplicar similares estudios y análisis a otras estructuras robóticas paralelas diferentes a la estudiada, y con mayor número de grados de libertad, ya que es posible redefinir el planteamiento del sistema de ecuaciones cinemáticas de acuerdo a las características geométricas del robot y las coordenadas de los puntos de la base fija y plataforma móvil.

English Summary

Decoupled Control of a 3-DOF Pneumatic Platform used as Motion Simulator.

Abstract

In this paper the kinematics analysis and decoupled control scheme in joint space is development of a three degree of freedom parallel robot actuated by pneumatic actuators; the robot is used as motion simulator. A brief description of robot is done and after that the set of equations based on vectorial formulation is obtained in order to describe the inverse kinematics of robot. The analytic kinematics relations are validated by simulation combining Matlab with Adams package software. The decoupled control scheme is proposed for each actuated joints, where the desired joints positions are computed by the inverse kinematics equations. The control loops in joint space are implemented in three degree of freedom parallel robot in application of position control. Finally, the experimental results are shown to probe the effectiveness of kinematics control scheme in terms of system performance.

Keywords:

Decoupled control, inverse kinematics, motion simulator, parallel robot.

Agradecimientos

Agradecemos el apoyo brindado por el Centro de Investigación y Desarrollo de Simuladores por su disposición de facilitar los medios técnicos necesarios para el desarrollo de los experimentos e investigaciones, así como por la ayuda desinteresada de sus especialistas, directivos, y personal técnico en general.

Referencias

- Alvarez, C., Saltaren, R., Aracil, R., Garcia, C., 2009. Concepción, desarrollo y avances en el control de navegación de robots submarinos paralelos: El robot remo-1. Revista Iberoamericana de Automática e Informática Industrial 6, 92–100.
- Aracil, R., Saltaren, R., Sabater, J., Reinoso, J., 2006. Robots paralelos: Máquinas con un pasado para una robótica del futuro. Revista Iberoamericana de Automática e Informática Industrial 3, 16–28.
- Brecher, C., Ostermann, T., Friedrich, D., 2008. Control concept for pkm considering the mechanical coupling between actors. International Journal of Machine Tools and Manufacture 48, 427–436.
- Chalbat, D., Staicu, S., 2009. Kinematics of a 3-prp planar parallel robot. U.P.B. Sci. Bull., Series D 71, 3–15.
- Chen, C., Hwang, J., 2004. Iterative learning control for position tracking of pneumatic actuated x-y table. In: IEEE International Conference on Control Applications. Taipei, China.
- Cherfia, A., Zaatri, A., Giordano, M., 2007. Kinematics analysis of a parallel robot with a passive segment. Engineering Journal of Chile 15, 141–148.
- Company, O., Marquet, F., Pierrot, F., 2003. A new high speed 4-dof parallel robot. synthesis and modeling issues. IEEE Transaction on Robotics and Automation 19, 411–420.
- Dorf, R., Bishop, R., 2008. Modern Control Systems, 11th Edition. Prentice Hall.
- Emilie, S., Pascal, D., Gosselin, C., 2004. Kinematic and dynamic analysis of a new rotational motion simulator. In: Robotics and Manufacturing Systems. Montreal, Canada.
- Gallardo-Alvarado, J., Rico-Martinez, J., Orozco-Mendoza, H., 2004. An algorithm to solve forward kinematics gough stewart 6-3 platforms. Computation and Systems 8, 132–149.
- García-Sanz, M., Casado, M., 2005. Herramientas para el estudio de robots de cinemática: Simulador y prototipo experimental. Revista Iberoamericana de Automática e Informática Industrial 2, 73–81.

- Gupta, A., O'Malley, M., Patoglu, V., Burgar, C., 2008. Design, control and performance of ricewrist: A force feedback wrist exoskeleton for rehabilitation and training. *The International Journal of Robotics Research* 27, 233–251.
- Hahn, H., 2005. Mathematical modeling, control, computer simulation and laboratory experiments of a spatial servopneumatic parallel robot. *Nonlinear Dynamics* 40, 387–417.
- Izaguirre, E., Mellado, M., Hernández, L., Valera, A., Guerra, J., 2009. Modeling and simulation of parallel robot of 3 dof with virtual robot simulator. In: 13th International Convention and Fair, SIA-2009. International Convention Center, Havana, Cuba.
- Karpenko, M., Sepehri, N., 2006. Development and experimental evaluation of a fixed-gain nonlinear control for a low-cost pneumatic actuator. *IEEE Proceedings - Control Theory and Applications* 143, 629–640.
- Krejnín, G., Krivts, I., 2006. *Pneumatic Actuating Systems for Automatic Equipment*, 2nd Edition. CRC Press Taylor and Francis Group.
- Lu, Y., Hu, B., Li, S., Tian, X., 2008. Kinematics/statics analysis of a novel 2sps+prpr parallel manipulator. *Mechanism and Machine Theory* 43, 1099–1111.
- Mellado, M., Correcher, C., Catret, J., Puig, D., 2003. Virtualrobot: An open general-purpose simulation tool for robotics. In: International Conference on Modelling and Simulation, ESM-03. Napolés, Italy, pp. 155–162.
- Merlet, J., 2004. Solving the forward kinematics of a gough-type parallel manipulator with interval analysis. *International Journal of Robotics Research* 23, 221–236.
- Merlet, J., 2006. *Parallel Robots*, 2nd Edition. Springer, France.
- Pearce, M., 2005. Is there an alternative to fluid power. *IEEE Journal of Computing and Control Engineering* 16, 8–11.
- Rolland, L., 2005. Certified solving of the forward kinematics problem with an exact algebraic method for the general parallel manipulator. *Advanced Robotics* 19, 995–1025.
- Rolland, L., 2007. Synthesis of the forward kinematics problem algebraic modeling for the general parallel manipulator displacement-based equations. *Advanced Robotics* 21, 1071–1092.
- Rubio, E., Hernandez, L., Aracil, R., Saltaren, R., Guerra, J., 2009. Implementation of decoupled model-based controller in a 2-dof pneumatic platform used in low-cost driving simulators. In: *Electronics, Robotics and Automotive Mechanics Conference -Cerma 2009-*. Morelos, Mexico.
- Rubio, E., Hernández, L., Aracil, R., Saltarén, R., 2007. Modelado, identificación y control de actuadores lineales electro-neumáticos. aplicación en plataforma de dos grados de libertad. *Revista Iberoamericana de Automática e Informática Industrial* 4, 58–69.
- Vivas, A., Poignet, P., 2006. Control predictivo de un robot paralelo. *Revista Iberoamericana de Automática e Informática Industrial* 3, 46–53.
- Xu, Q., Li, Y., 2006. Kinematic analysis and optimization of a new compliant parallel micromanipulator. *International Journal of Advanced Robotic Systems* 3, 351–358.
- Yasuda, T., Nenchev, D., Aida, K., Tamura, E., 2000. Experiments with a parallel robot with singularity-perturbed design. In: 26th Annual Conference of the IEEE, Industrial Electronics Society, IECON 2000. Nagoya, Japan, pp. 217–222.
- Zhao, X., Huang, T., Hu, S., 2005. Conceptual design and dimensional synthesis for a 3-dof module of the trivariant a novel 5-dof reconfigurable hybrid robot. *IEEE Transactions on Robotics* 21, 449–456.