

Control desacoplado de un actuador de rigidez variable para robots asistenciales

J. Medina*, A. Jardón, C. Balager

Robotics Lab, Departamento de Ingeniería de Sistemas y Automática, Universidad Carlos III de Madrid, Av. Universidad, 30, 28911, Leganés, Madrid, España.

Resumen

Los actuadores de rigidez variable son dispositivos que permiten cambiar la posición y rigidez articular de un robot en forma simultánea. En los últimos años se han diseñado y desarrollado muchos dispositivos de este tipo, con la esperanza de favorecer la seguridad en la interacción humano-robot y mejorar el rendimiento dinámico de los robots. En este artículo se presenta el desarrollo de un controlador para un actuador de rigidez variable de configuración serie. La estrategia de control se basa en la linealización por realimentación y el ajuste de dos controladores lineales. Esta estrategia permite el seguimiento de referencias de posición y rigidez articular de forma simultánea y desacoplada. Además, se realizan simulaciones en las que se incorpora este dispositivo dentro del robot asistencial ASIBOT, a fin de evaluar el desempeño del controlador, los cambios en la dinámica del robot y las posibles ventajas que tendrá la inclusión del mismo a nivel de seguridad en la interacción física humano-robot.

Palabras Clave: control de robot, sistemas no lineales, linealización por realimentación, interacción hombre/máquina.

1. Introducción

Cada vez más autores afirman que el comportamiento de un robot no puede ser visto únicamente como el resultado de un sistema de control, sino que su morfología, las propiedades de los materiales que lo componen y el entorno en el que se encuentra, son factores de suma importancia al momento de diseñar (Pfeifer et al., 2007). De hecho, posiblemente muchas de las capacidades de los nuevos robots no serán solamente una consecuencia directa de un avanzado sistema de control, sino el resultado natural de la explotación adecuada de su dinámica pasiva. Para lograr esto es necesario un diseño físico basado en el entorno y en el tipo de interacción que tendrá el robot con el mismo, de manera que las propiedades físicas del robot faciliten un determinado comportamiento dinámico (Pfeifer and Bongard, 2006).

La elasticidad es una propiedad que puede aportar parte de esta “inteligencia mecánica” a las nuevas generaciones de robots manipuladores. De hecho, en las últimas dos décadas se han venido incluyendo deliberadamente elementos elásticos en diferentes sistemas robóticos. La flexibilidad mecánica se puede incluir principalmente por dos mecanismos: el uso de elementos de transmisión flexibles o la incorporación de eslabones (o su equivalente) de materiales ligeros o elásticos. De esta manera, y desde el punto de vista del modelado, la flexibilidad

puede ser representada como un elemento elástico dentro del sistema articular o elementos elásticos distribuidos a lo largo de los eslabones. De estos dos mecanismos, el sistema elástico articular (o de transmisión flexible) combinado con un conjunto de eslabones ligeros pero rígidos, parece ser la aproximación más cercana al sistema músculo-esquelético del ser humano.

Una gran gama de sistemas de transmisión flexibles han sido desarrollados, y en este ámbito los llamados Actuadores de Rigidez Variable (VSA por sus iniciales en inglés: Variable Stiffness Actuator) han acogido un gran interés en la comunidad científica. Estos dispositivos no solo incorporan un elemento elástico en la articulación, sino que permiten modificar la rigidez articular equivalente, para así poder pasar de una estructura: rígida, de inercia acoplada, más precisa y rápida (similar a los robots industriales tradicionales); a una estructura: flexible, desacoplada y menos precisa (similar al ser humano). Los VSA están pensados para robots que necesitan interactuar con un entorno desconocido y probablemente dinámico. En las siguientes aplicaciones los VSA tienen interés particular porque:

- **Existe interacción física humano-robot**, por lo tanto se necesitan robots que puedan ser seguros de cara a posibles colisiones inesperadas, pero que al mismo tiempo puedan ofrecer exactitud y velocidad acorde a labores de colaboración o asistencia (Greibenstein et al., 2011; Goris et al., 2011).
- **Conviene almacenar energía para ser liberada en otro momento**, bien sea debido a que se necesita realizar una

* Autor en correspondencia.

Correo electrónico: jomedina@ing.uc3m.es (J. Medina)

acción que requiere un pico puntual de energía, como podría ser lanzar o patear una pelota (David Braun and Vijayakumar, 2012; Haddadin et al., 2007), o porque se realiza un movimiento repetitivo como caminar (Vanderborght et al., 2008), en ambos casos se quiere ser más eficiente energéticamente hablando.

- **Se necesita un sistema robusto que tolere o se adapte a perturbaciones externas, errores o cambios en el modelo del ambiente o del mismo robot.** Un ejemplo claro de esto es la estabilidad de un humanoide sobre entornos desconocidos (Li et al., 2012) o el uso de herramientas como: martillos (Garabini et al., 2011), taladro (Yang et al., 2011) o un lápiz de dibujo (Greibenstein et al., 2011).

El primer trabajo de investigación en el área de robótica que planteó la idea de incorporar elementos de rigidez variable en la morfología de los robots fue el presentado por Hogan (Hogan, 1985), que junto al desarrollo del actuador neumático de McKibben (Caldwell et al., 1995) o del actuador elástico serie (Pratt and Williamson, 1995) constituyen las referencias más tempranas en esta área. Actualmente existen un gran número de diseños de actuadores con rigidez variable, sin embargo, pueden distinguirse tres ideas o principios de funcionamiento:

- **La configuración antagónica**, en ella dos actuadores de naturaleza flexible o con elementos de transmisión flexibles, que poseen una característica fuerza-elongación no lineal, se acoplan a la misma articulación pero de forma opuesta. El ejemplo más conocido de un sistema antagónico es la combinación de bíceps y tríceps en el brazo humano. Cuando el bíceps se contrae y se relaja el tríceps, el brazo es flexionado. Cuando el tríceps se contrae y se relaja el bíceps, el brazo se extiende. Además, cuando ambos bíceps y tríceps están contraídos, el codo se vuelve más rígido, y cuando ambos se relajan, el codo se relaja y el brazo cuelga libremente (Schiavi et al., 2008; Petit et al., 2010; Catalano et al., 2011; Villegas et al., 2012).
- **La configuración serie por pretensión**, esta es una de las formas en que evoluciona el actuador elástico serie para poder variar la rigidez, consiste en la incorporación de un elemento flexible en el mecanismo de transmisión, que puede ser comprimido de manera independiente por un segundo actuador. Al tener una característica fuerza-elongación no lineal, la compresión aplicada sobre el resorte traslada el punto de operación del mismo a diferentes valores de rigidez (Vanderborght et al., 2011; Wolf and Hirzinger, 2008; Wolf et al., 2011).
- **La configuración serie sin pretensión**, es también una evolución del actuador elástico serie, y consiste en un actuador tradicional con un mecanismo de transmisión flexible que permite el ajuste de al menos uno de los parámetros que define su rigidez (modulo de Young, momento de inercia o longitud eficaz del resorte) (Choi et al., 2009; Ahmed and Kalaykov, 2010), o un cambio mecánico en

la forma de transmisión del par (cambio en la ubicación del resorte, del punto de aplicación del par, de la posición del eje de rotación o del ángulo con que se transmite la fuerza) (Jafari et al., 2011; Groothuis et al., 2012).

Este artículo comienza estudiando el modelo dinámico de manipuladores con articulaciones flexibles, y cómo debe ser ajustado el mismo cuando se quiere introducir actuadores de rigidez variable. Centra su atención en actuadores con configuración serie sin pretensión, debido a que este tipo de actuador permite un amplio rango de variación de la rigidez y una gran capacidad de almacenamiento de energía. Posteriormente, y considerando las características particulares de un actuador de este tipo, conocido con el nombre de AWAS (Jafari et al., 2010), se desarrolla una estrategia de control basada en linealización por realimentación y el uso de un controlador lineal, para poder ajustar de forma independiente la posición y rigidez articular.

El objetivo principal del artículo es evaluar el efecto que tiene la inclusión de un VSA de estas características sobre la seguridad de un ser humano que comparte espacio de trabajo con un robot asistencial. Para ello se simula, a través de un modelo de impacto, los efectos que tiene la inclusión del actuador de rigidez variable dentro de la dinámica del robot asistencial ASIBOT (Jardon et al., 2012).

2. Dinámica del Sistema

2.1. Sistema articular flexible

El modelo dinámico reducido del manipulador con articulaciones flexibles (De Luca and Book, 2008), presentado en (1) y (2), constituye un excelente punto de partida para plantear un modelo general que describa la dinámica de los manipuladores con rigidez articular variable. Este modelo considera un manipulador con articulaciones flexibles, como una cadena cinemática abierta con $n + 1$ cuerpos rígidos, la base y los n eslabones, conectados entre sí por n elementos flexibles, y accionados por n motores eléctricos. Desde el punto de vista mecánico, cada motor (constituido por un rotor y un estátor) representa un nuevo cuerpo rígido con sus propiedades inerciales. Inicialmente todas las articulaciones se han considerado flexibles, debido a la utilización de diferentes dispositivos de transmisión.

$$M(q)\ddot{q} + N(q, \dot{q}) + \tau_e(\beta) + \eta_q(t) = \tau_{ex} \quad (1)$$

$$B(\theta)\ddot{\theta} - \tau_e(\beta) + \eta_\theta(t) = \tau \quad (2)$$

En estas ecuaciones, $q \in R^n$ y $\theta \in R^n$ son las posiciones angulares de los eslabones y actuadores respectivamente, $M(q)$ es la matriz de inercia de los eslabones del robot, $B = \text{diag}\{b_1, \dots, b_n\}$ es la matriz de los momentos de inercia de los actuadores; N representa a la fuerza centrípeta, de Coriolis y la fuerza de gravedad; τ_e es par elástico que es función de la deformación articular $\beta = q - \theta$; $\tau \in R^n$ es el par aplicado por los actuadores y $\tau_{ex} \in R^n$ una perturbación externa producida por ejemplo por una colisión. Para simplificar, se asume que todos los efectos debidos a: fricción, zonas muertas, dinámicas no modeladas y parámetros variables; son agrupados en las funciones aditivas $\eta_{q,\theta}(t)$ (consideradas despreciables en este artículo).

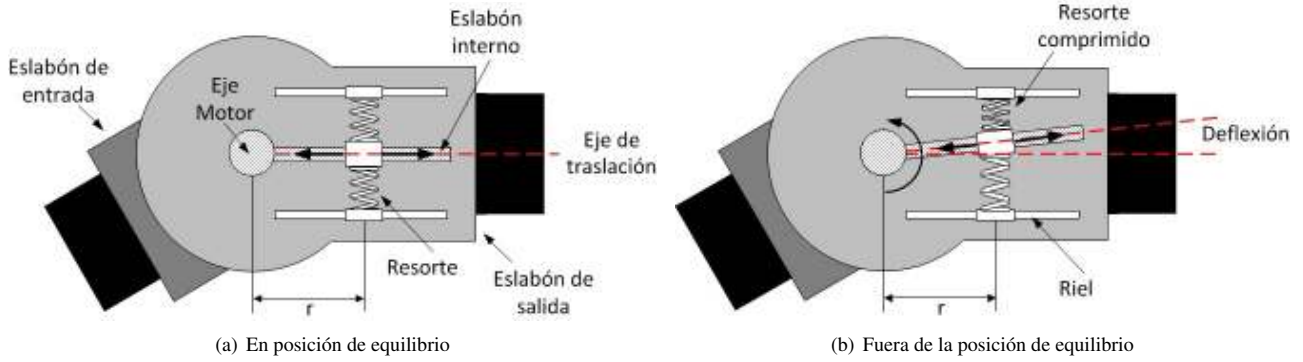


Figura 1: Esquema mecánico del AwAS.

La ecuación (1) describe la dinámica de los eslabones, (2) describe la dinámica de los motores, y solo se consideran acopladas dinámicamente a través del par elástico τ_e . En los manipuladores con VSA, el par elástico articular es función no solo de la deformación articular β , sino también de una nueva variable ϕ_k . Esta variable suele obedecer a su vez a la dinámica del mecanismo para el ajuste de la rigidez, propio de cada implementación, y por ende aporta una nueva ecuación a la dinámica del sistema articular flexible. En vista de la naturaleza mecánica del sistema de ajuste de rigidez, se podría generalizar y modelar su dinámica, por ejemplo, a través de un sistema de segundo orden de la forma:

$$\gamma(q, \theta)\ddot{\phi}_k + \rho(q, \theta)\dot{\phi}_k + \lambda(q, \theta)\phi_k = \tau_k \quad (3)$$

De este modo, (1) y (2) deben complementarse con (3), a fin de representar el modelo dinámico completo de un manipulador con rigidez variable. Como resultado, los vectores de entrada y de estado del manipulador se extienden y se convierten en:

$$u = [\tau^T \quad \tau_k^T]^T \in \mathbb{R}^{2n} \quad (4)$$

$$x_e = [q^T \quad \dot{q}^T \quad \theta^T \quad \dot{\theta}^T \quad \phi_k^T \quad \dot{\phi}_k^T]^T \in \mathbb{R}^{6n} \quad (5)$$

donde τ_k es el par aplicado por el actuador que ajusta la rigidez. Ahora bien, el objetivo que se persigue en este caso es el control simultáneo e independiente de la posición y la rigidez articular de los eslabones. Por lo tanto, el vector de salida tiene la forma:

$$y = [q^T \quad k^T]^T \in \mathbb{R}^{2n} \quad (6)$$

El vector $k = [k_1 \dots k_n]^T$ es un vector $n \times 1$ que contiene la rigidez de todas las articulaciones. Esta rigidez es la relación entre el par elástico τ_e y la deformación articular β de cada articulación, y su definición exacta es una característica propia de cada VSA, como se apreciará a continuación.

2.2. Actuador de rigidez variable

En la figura 1 se ilustra un esquema mecánico de gran utilidad para comprender el principio de funcionamiento del actuador con rigidez variable llamado AwAS (Jafari et al., 2010). Se muestran tres eslabones (entrada, intermedio y salida) que comparten una misma articulación, en el extremo del eslabón de entrada descansa el motor y el sistema de reducción que controla

directamente el movimiento del eslabón intermedio, y este a su vez está unido al eslabón de salida por dos resortes dispuestos en forma antagónica. El eslabón intermedio está unido al eje del motor principal (motor de posición) a través de los resortes, lo que permite transmitir esfuerzos sobre el eslabón de salida cuando se produce una deflexión (diferencia angular entre la posición del eje intermedio y de salida).

La novedad que ofrece este diseño es que al modificar la distancia r , a la cual están anclados los resortes con respecto al eje del motor, se ajusta la rigidez articular. Para ello, se dispone de un pequeño motor con husillo (motor de rigidez) que permite desplazar a los resortes a lo largo del eslabón intermedio. Cuando los resortes están más cerca del eje de giro la rigidez articular es menor, que cuando los resortes se ubican lo más lejos posible de dicho eje. Además, debido a que los dos resortes están encerrados entre los rieles del eslabón externo, la suma de la longitud de ambos resortes será siempre constante. En la posición de equilibrio (figura 1(a)), cuando no existe deflexión alguna, la longitud de ambos resortes es igual y la fuerza aplicada por ellos sobre el eslabón intermedio es totalmente perpendicular al eje de traslación, que ajusta la distancia entre el eje de rotación y la ubicación de los resortes. Por otra parte, si bien es cierto que fuera de la posición de equilibrio (figura 1(b)) existe una componente de fuerza paralela al eje de traslación, esta es muy pequeña, dando como resultado que la fuerza que tiene que aplicar el motor de rigidez dependerá fundamentalmente de la fricción. Esto tiene como consecuencia que se necesitará poca energía para ajustar la rigidez y por ende que el motor de rigidez puede ser pequeño y ligero.

El par aplicado a través de los resortes viene dado por (Jafari et al., 2010):

$$\tau_e = k_s r^2 \sin(2\beta) \quad (7)$$

donde k_s es la rigidez de los resortes internos, $\beta = q - \theta$ es la deflexión de los resortes y r es la distancia a la que se encuentran los resortes con respecto al eje del motor principal (figura 1). La rigidez articular viene dada entonces por:

$$k = \frac{\partial \tau_e}{\partial \beta} = 2k_s r^2 \cos(2(q - \theta)) \quad (8)$$

De esta manera e incluyendo la dinámica del motor con husillo para la variación de r , se podría describir la dinámica de

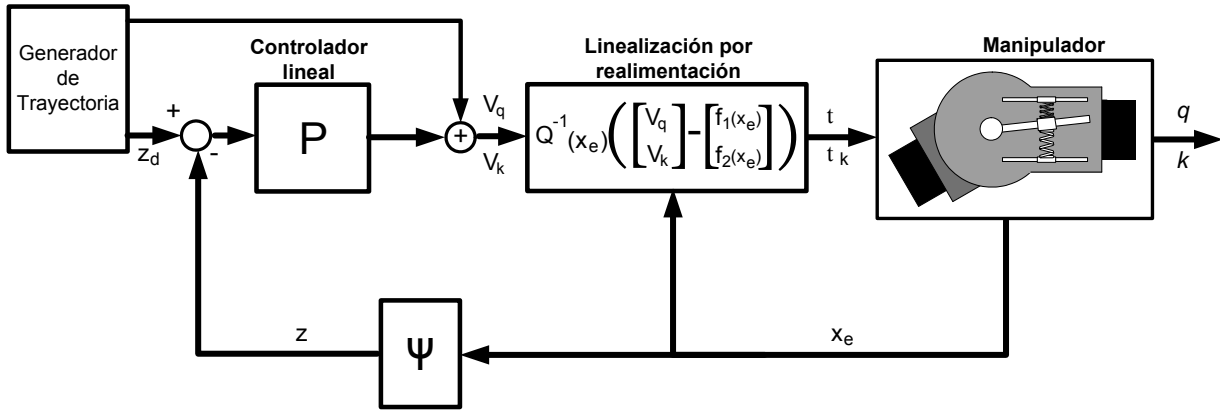


Figura 2: Linealización exacta por realimentación con controladores lineales de posición y rigidez, para un manipulador articulado con un dispositivo AwAS.

este sistema como un caso particular de (1), (2) y (3):

$$m_q \ddot{q} + d_q \dot{q} + mgl \cos(q(t)) + k_s r^2 \sin(2(q - \theta)) = \tau_{ex} \quad (9)$$

$$b_\theta n_1 \ddot{\theta} + d_\theta n_1 \dot{\theta} - \frac{k_s r^2}{n_1} \sin(2(q - \theta)) = \tau \quad (10)$$

$$\frac{b_c n_2}{p} \ddot{r} + \frac{d_c n_2}{p} \dot{r} - \frac{2k_s p}{n_2} r \sin^2(2(q - \theta)) = \tau_k \quad (11)$$

donde m_q , d_q y l representan al momento de inercia, al coeficiente de fricción viscosa y la distancia al centro de masa del eslabón de salida. b_θ y d_θ son el momento de inercia y el coeficiente de fricción viscosa del eje motor. b_c y d_c son la inercia y el coeficiente de fricción viscosa del sistema motor-husillo, n_1 y n_2 son la relación de transmisión de las reductoras asociadas al motor de posición y al motor de rigidez, p es la relación de transmisión del husillo; τ_{ex} , τ y τ_k son el par externo, del motor de posición y del motor de rigidez respectivamente. Además, el tercer término de (11) representa la componente de fuerza paralela al eje de traslación motor-husillo que se mencionó anteriormente.

3. Control del sistema

El control de brazos robóticos flexibles es un tema bien estudiado dentro de la robótica (De Luca and Book, 2008; Ozgoli and Taghirad, 2004). Existen técnicas de control para este tipo de manipuladores que garantiza gran precisión, y suelen basarse en técnicas avanzadas de control no lineal (De Luca and Lucibello, 1998), en las cuales se asume el conocimiento preciso del modelo y sus parámetros. Además, diferentes métodos de control adaptativo que podrían hacer frente a la incertidumbre de la inercia en los brazos flexibles han sido estudiados (Lozano and Brogliato, 1992), pero los sistemas adaptativos donde la rigidez es el parámetro desconocido parecen constituir un problema más difícil de solucionar.

Para los brazos con rigidez variable, el problema de control incluye además el cambio continuo de la rigidez en las articulaciones. Por lo tanto, en este caso se buscará garantizar el seguimiento de trayectorias arbitrarias del efector final, mientras la rigidez se ajusta a los valores deseados, sin que las dos

especificaciones interfieran entre sí (Bicchi et al., 2001). Naturalmente, el control de los brazos con rigidez variable hereda muchos de los problemas de control de los brazos flexibles, pero sólo parcialmente, puede disfrutar de las soluciones previstas en dicho campo. La diferencia clave entre ellos, es la presencia de no linealidades en el modelo de los brazos con VSA, lo que obviamente, complica mucho más el control. Además, esto es particularmente cierto cuando no se dispone de un modelo exacto de los parámetros del sistema y por lo tanto la adaptación es necesaria.

En este artículo se considera la inclusión del AwAS dentro de la morfología de un robot asistencial, y para simplificar el estudio, se considera que se conocen todos los parámetros del modelo que describe su dinámica. La estrategia de control planteada para dicha articulación incluye dos elementos: la linealización y el seguimiento de trayectoria. La linealización y el desacople de la dinámica del sistema se realiza a través de realimentación de estado. El seguimiento se basa en el diseño de dos controladores independientes (de rigidez y posición), constituidos cada uno de ellos por la unión de un control por realimentación (feedback) y por prealimentación (feedforward). La figura 2 ilustra el esquema de control con: un actuador de rigidez variable, un bloque de linealización, el controlador lineal, un estimador del nuevo vector de estado y un generador de trayectorias. Los detalles del diseño de cada uno de estos elementos son explicados a continuación.

3.1. Linealización por realimentación del VSA

La linealización por realimentación es una técnica de diseño de sistemas de control no lineal que permite transformar, de forma parcial o total, la dinámica no lineal del sistema a controlar por una dinámica lineal (Isidori, 1995). De esta manera, se pueden aplicar técnicas de control lineal y así obtener la respuesta deseada a lazo cerrado. Esta estrategia ha sido estudiada en investigaciones previas para el caso de robots con articulaciones flexibles (De Luca and Lucibello, 1998). Palli (Palli et al., 2008), ofrece además una aproximación general a la solución del problema de linealización por realimentación de robots con articulaciones de rigidez variable, sin embargo considera que la rigidez es directamente una entrada externa o una variable de

estado, y que el par elástico tiene una relación lineal con la deformación articular β . En esta sección evaluamos los resultados del proceso de linealización realimentada, pero partiendo de la dinámica propia de un VSA que ajusta su rigidez por medio de un sistema mecánico (variación del radio r), y en el que el par elástico no tiene una relación lineal con la deformación articular, como ya quedo demostrado en (7).

Si se consideran los vectores de entrada, estado y salida propuesto anteriormente (4)-(6), donde en este caso $\phi_k = r$, el conjunto de ecuaciones diferenciales (9) -(11) puede ser manipulado y representado como un modelo en espacio de estado en su forma afín:

$$\dot{x}_e = f(x_e) + g(x_e)u \quad (12)$$

$$y(x_e) = h(x_e) \quad (13)$$

donde $f(x_e)$, $g(x_e)$ y $h(x_e)$ son campos vectoriales suaves. Las condiciones necesarias y suficientes para que un sistema de este tipo pueda ser linealizado estáticamente han sido ampliamente estudiadas (Isidori, 1995). Lo primero que es necesario conocer es el grado relativo de cada salida, para ello se deben derivar con respecto al tiempo cada una de las salidas, tantas veces como sea necesario hasta que esta dependa explícitamente de al menos una de las variables de entrada.

Considerando la salida q , se tiene la segunda derivada, de (9):

$$\ddot{q} = -m_q^{-1} (d_q \dot{q} + mgl \cos(q) + k_s r^2 \sin(2(q - \theta))) \quad (14)$$

tercera derivada:

$$q^{[3]} = -m_q^{-1} (d_q \ddot{q} - mgl \sin(q) \dot{q} + 2k_s r \sin(2(q - \theta)) \dot{r} + 2k_s r^2 \cos(2(q - \theta))(\dot{q} - \dot{\theta})) \quad (15)$$

y en la cuarta derivada aparece la segunda derivada de θ y de r , por lo tanto, al despeja $\ddot{\theta}$ de (10) y de (11) a $\ddot{r}$, para luego sustituirlas sobre esta ultima ecuación, se logra que aparezcan las entradas del sistema τ y τ_k :

$$q^{[4]} = m_q^{-1} (d_q q^{[3]} - mgl \cos(q) \dot{q}^2 - mgl \sin(q) \ddot{q} + 2k_s r^2 \sin(2(q - \theta)) + 8k_s r \cos(2(q - \theta))(\dot{q} - \dot{\theta}) \dot{r} - 4k_s r^2 \sin(2(q - \theta))(\dot{q} - \dot{\theta})^2 + 2k_s r^2 \cos(2(q - \theta))(\ddot{q} + (d_\theta n_1 \dot{\theta} - k_s r^2 \sin(2(q - \theta)) n_1^{-1}) b_\theta^{-1} n_1^{-1}) + (2k_s r \sin(2(q - \theta)) (2k_s p r \sin(2(q - \theta)))^2 n_2^{-1} - d_c n_2 \dot{r} p^{-1}) p) b_c^{-1} n_2^{-1} - 2 \frac{k_s r \sin(2(q - \theta)) p}{b_c n_2 m_q} \tau_k + 2 \frac{k_s r^2 \cos(2(q - \theta))}{b_\theta n_1 m_q} \tau \quad (16)$$

Por otro lado, al derivar la salida k tantas veces como sea necesario para que aparezcan las entradas del sistema, se tiene: primera derivada, de (8):

$$\dot{k} = 4k_s r \cos(2(q - \theta)) \dot{r} - 4k_s r^2 \sin(2(q - \theta))(\dot{q} - \dot{\theta}) \quad (17)$$

en la segunda derivada de k , aparece la segunda derivada de θ y de r , por lo tanto, al sustituir (10) y (11), aparecerán las entradas del sistema τ y τ_k , tal como se aprecia en la siguiente ecuación:

$$\ddot{k} = 4k_s r^2 \cos(2(q - \theta)) - 16k_s r \sin(2(q - \theta))(\dot{q} - \dot{\theta}) \dot{r} - 4k_s r^2 \sin(2(q - \theta)) \ddot{q} - 8k_s r^2 \cos(2(q - \theta))(\dot{q} - \dot{\theta})^2 - 2k_s r^2 \sin(2(q - \theta)) (2d_\theta n_1 \dot{\theta} - 2k_s r^2 n_1^{-1} \sin(2(q - \theta))) b_\theta^{-1} n_1^{-1} + 4k_s p r \cos(2(q - \theta)) (2k_s p r n_2^{-1} \sin(2(q - \theta))^2 - d_c n_2 p^{-1} \dot{r}) b_c^{-1} n_2^{-1} + 4 \frac{k_s r \cos(2(q - \theta)) p}{b_c n_2} \tau_k + 4 \frac{k_s r^2 \sin(2(q - \theta))}{b_\theta n_1} \tau \quad (18)$$

Se puede entonces concluir que el grado relativo de la salida q es igual a cuatro ($r_q = 4$), mientras el grado relativo de k es igual a dos ($r_k = 2$). Dado entonces, que el grado relativo total ($r_q + r_k = 6$) es igual al orden del sistema (la dimensión del vector de estado (5)), se puede afirmar que el sistema linealizado no tendrá dinámica interna. Las ecuaciones (16) y (18) pueden ser reescritas de una manera más compacta de la forma:

$$\begin{bmatrix} q^{[4]} \\ \ddot{k} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} f_1(x_e) \\ f_2(x_e) \end{bmatrix} + Q(x_e) \begin{bmatrix} \tau \\ \tau_k \end{bmatrix} \quad (19)$$

donde $f_1(x_e)$ esta constituido por todos los términos que no contienen a τ o τ_k en (16), $f_2(x_e)$ esta constituido por todos los términos que no contienen a τ o τ_k en (18) y $Q(x_e)$ es la matriz de desacoplo, dada por:

$$Q(x_e) = \begin{bmatrix} 2 \frac{k_s r^2 \cos(2(q - \theta))}{b_\theta n_1 m_q} & -2 \frac{k_s r \sin(2(q - \theta)) p}{b_c n_2 m_q} \\ 4 \frac{k_s r^2 \sin(2(q - \theta))}{b_\theta n_1} & 4 \frac{k_s r \cos(2(q - \theta)) p}{b_c n_2} \end{bmatrix} \quad (20)$$

La segunda y última condición necesaria para lograr la linealización exacta por realimentación, exige que la matriz de desacoplo sea invertible al menos en un intervalo x_{e0} . Condición que queda satisfecha al comprobar que:

$$\text{Det}(Q(x_e)) = 8 \frac{k_s^2 r^3 p}{b_\theta m_q b_c n_1 n_2} \neq 0 \quad \forall x_e \quad (21)$$

Cumplidas estas condiciones, se puede definir una ley de control linealizante de la forma:

$$\begin{bmatrix} \tau \\ \tau_k \end{bmatrix} = Q^{-1}(x_e) \left(- \begin{bmatrix} f_1(x_e) \\ f_2(x_e) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} v_q \\ v_k \end{bmatrix} \right) \quad (22)$$

y la linealización completa del sistema es obtenida:

$$\begin{bmatrix} q^{[4]} \\ \ddot{k} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} v_q \\ v_k \end{bmatrix} \quad (23)$$

donde v_q y v_k son las nuevas entradas del sistema linealizado utilizadas para el control de posición y rigidez respectivamente. La ley de linealización es una función algebraica del estado x_e y de las entradas auxiliares v_q y v_k . La función $f_1(x_e)$ puede ser reescrita sustituyendo $\ddot{q}$ y $\ddot{k}$ de (14) y (15).

3.2. Estrategia de control lineal

Mediante la linealización por realimentación definida en la sección previa fue posible linealizar y desacoplar el sistema (9)-(11). Ahora bien, para controlar tanto la posición como la rigidez articular del manipulador se implementarán dos controladores lineales independientes. Estos controladores se seleccionan para que el sistema a lazo cerrado posea una dinámica lineal asintóticamente estable de orden $\{r_q; r_k\}$:

$$\begin{bmatrix} v_q \\ v_k \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} q_d^{[4]} - w_{q3}(\ddot{q}_d - \ddot{q}) - w_{q2}(\dot{q}_d - \dot{q}) - w_{q1}(\dot{q}_d - \dot{q}) - w_{q0}(q_d - q) \\ \ddot{k}_d - w_{k1}(k_d - k) - w_{k0}(k_d - k) \end{bmatrix} \quad (24)$$

donde los coeficientes w_{qi} y w_{ki} se toman de tal manera que los polinomios característicos dados por:

$$\begin{bmatrix} p_1(s) \\ p_2(s) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} s^4 + w_{q3}s^3 + w_{q2}s^2 + w_{q1}s + w_{q0} \\ s^2 + w_{k1}s + w_{k0} \end{bmatrix} \quad (25)$$

tengan todas sus raíces en el semiplano izquierdo del plano complejo. Particularmente se han seleccionado los valores de los coeficientes del polinomio $p_1(s)$, para que este posea dos raíces complejas conjugadas, una pareja de ellas más alejada dentro del semiplano izquierdo del plano complejo que la otra. De manera que la respuesta a lazo cerrado de la posición articular, se encontrará dominada por los autovalores que se encuentren más cerca al eje imaginario del plano complejo.

Estos controladores pueden ser vistos como una realimentación estática de estados en el espacio del sistema linealizado. Para aclarar esto, se define el vector de estado z del sistema linealizado y la relación de transformación Ψ entre los estados del sistema original y los estados del sistema linealizado a partir de (14), (15) y (17). Teniendo entonces:

$$z = [q \quad \dot{q} \quad \ddot{q} \quad \ddot{q} \quad k \quad \dot{k}]^T \quad (26)$$

$$\Psi(x_e) = \begin{bmatrix} q \\ \dot{q} \\ -(d_q \dot{q} + mgl \cos(q) + k_s r^2 \sin(2(q-\theta)))m_q^{-1} \\ -(d_q \ddot{q} - mgl \sin(q)\dot{q} + 2k_s r \sin(2(q-\theta))\dot{r} + 2k_s r^2 \cos(2(q-\theta))(\dot{q} + \dot{\theta}))m_q^{-1} \\ k \\ 4k_s r \cos(2q-2\theta)\dot{r} - 4k_s r^2 \sin(2q-2\theta)(\dot{q} - \dot{\theta}) \end{bmatrix} \quad (27)$$

Es importante notar que tanto el lazo de realimentación, como el de la estrategia de control, son función únicamente del vector de estado x_e y varias derivadas en el tiempo de las salidas deben ser calculadas. El error de seguimiento queda definido como:

$$e_q = q_d - q, \quad e_k = k_d - k \quad (28)$$

$$e = [z_d - z] = [z_d - \Psi(x_e)] = [\ddot{e}_q \quad \ddot{e}_k \quad \dot{e}_q \quad e_q \quad \dot{e}_k \quad e_k]^T \quad (29)$$

Se puede considerar entonces que (24) puede ser reescrita en una forma más compacta, agrupando las señales de control, la posición deseada y la trayectoria de rigidez en una forma conveniente:

$$\begin{bmatrix} v_q \\ v_k \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} q_d^{[4]} \\ k_d \end{bmatrix} + Pe \quad (30)$$

donde

$$P = \begin{bmatrix} w_{q3} & w_{q2} & w_{q1} & w_{q0} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & w_{k1} & w_{k0} \end{bmatrix} \quad (31)$$

Apreciando la parte derecha de (30), se puede ver que la estrategia de control consistirá en la prealimentación (primer término) y la realimentación (segundo término). Además, los dos controladores realimentados son un PDDD para la posición y un PD para la rigidez.

4. Manipulador asistencial

Los brazos robóticos asistenciales han sido desarrollados para ayudar a personas con algún tipo de discapacidad en las extremidades superiores. Ellos facilitan el desarrollo de actividades cotidianas, que el afectado ya no puede realizar con sus propios brazos. Un excelente ejemplo de un manipulador asistencial es el robot ASIBOT (Jardon et al., 2012). Este robot

tiene una configuración cinemática abierta de 5 GDL simétrica, dado que tiene la posibilidad de anclarse por ambos extremos (figura 3(a)). Cada extremo tiene un mecanismo de anclaje que le permite conectarse a la pared, a la silla de ruedas o a una herramienta. Sin embargo, esta estrecha interacción física entre el ser humano y el robot, se traduce en un elevado riesgo de colisión en zonas como: cabeza, tórax, brazos y abdomen.

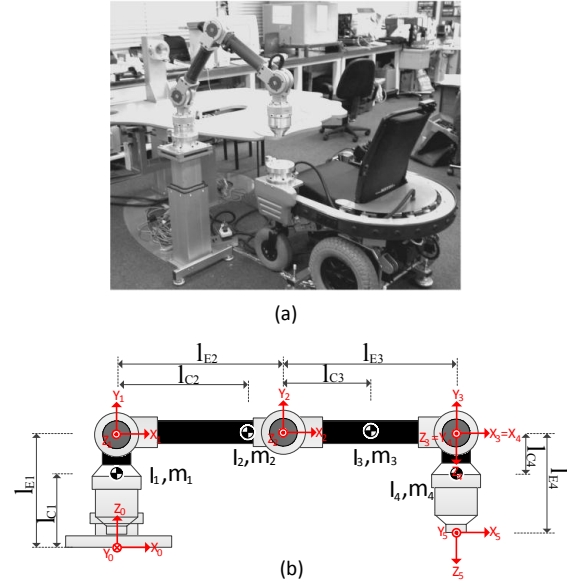


Figura 3: ASIBOT. (a) Fotografía de ASIBOT en su espacio de trabajo, (b) Parámetros característicos de ASIBOT (Jardon et al., 2012).

Para evaluar el efecto que tiene la inclusión de un actuador de rigidez variable dentro de la estructura de un robot asistencial, se simula la presencia del AwAS dentro del robot ASIBOT. Si se desea garantizar la seguridad durante una eventual colisión, se debería evaluar el impacto bajo todas las configuraciones posibles del robot. Sin embargo, un enfoque de este tipo es muy lento. Por lo tanto se ofrece detalles de los efectos del AwAS para un conjunto finito de situaciones incluyendo aquellas de mayor riesgo de lesión.

4.1. Peor condición de impacto

El efector final de ASIBOT está generalmente equipado con una herramienta, y la misma no permite la adecuación de una cubierta suave, debido a que limitaría su rango de operación y rendimiento. Además, es el elemento del manipulador que puede alcanzar mayor velocidad, y dado que la fuerza de colisión es directamente proporcional a la velocidad de colisión, se puede considerar al mismo como el lugar más peligroso en caso de impacto.

Para determinar la configuración más peligrosa, es necesario considerar la inercia y la velocidad de colisión, dado que estos son los dos factores más concluyentes de la gravedad del impacto humano-robot (Haddadin et al., 2009; Ikuta et al., 2000). Con el uso de la masa efectiva (Khatib, 1995) y la manipulabilidad del robot (Lee, 1997), es posible calcular la propiedad

inercial y la velocidad de colisión para cualquier configuración, con respecto a una dirección de colisión dada.

La figura 4(a) muestra la masa efectiva de ASIBOT con respecto a cualquier dirección de colisión. El punto E indica la posición del efector final, y el vector m_e tiene la magnitud de la masa efectiva correspondiente a dicha dirección de colisión, por lo tanto el volumen generado representa a la masa efectiva del manipulador en todas las direcciones posibles. La esfera S_e , sirve como una referencia visual de una masa de 8 kg. Dado que la masa efectiva depende de la configuración del manipulador, otras configuraciones son mostradas en las figuras 4(b) y 4(c).

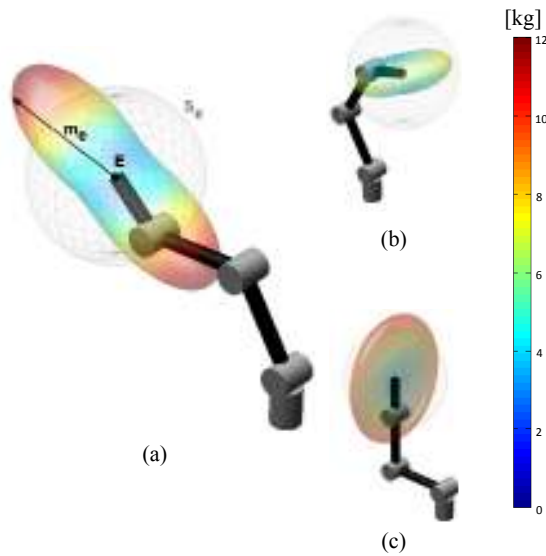


Figura 4: Masa efectiva de ASIBOT y esfera de referencia $S_e = 8\text{ kg}$: (a) $q = [\pi/2, \pi/3, -\pi/3, \pi/4, 0]$, (b) $q = [\pi/2, \pi/3, \pi/3, \pi/4, \pi/4]$ y (c) $q = [\pi/2, 0, \pi/2, 0, \pi/2]$.

Por otra parte, la manipulabilidad permite evaluar la máxima velocidad alcanzable por el robot en el espacio operacional. La figura 5 muestra la manipulabilidad “polytope” (Lee, 1997) de ASIBOT, el vector v_e tiene la magnitud de la máxima velocidad posible que se puede producir en dicha dirección, y el volumen generado representa la máxima velocidad del efector final en todas las direcciones posibles. Al igual que con la masa efectiva, la esfera S_{ve} es una referencia visual de una velocidad de $1,2\text{ m/s}$. La manipulabilidad es dependiente de la configuración, y las figuras 5(b) y 5(c), muestran su magnitud en diferentes configuraciones. Para determinar la configuración más peligrosa, la fuerza del impacto debe ser inspeccionada en diferentes configuraciones. Sin embargo, se sabe que la velocidad del manipulador se maximiza cerca de los puntos singulares que están en el límite del espacio de trabajo. Por lo tanto, es razonable llevar a cabo una evaluación de la seguridad sobre estos puntos. Como ejemplo, las fuerzas de colisión para cuatro posturas diferentes se presenta en la figura 6; esta toma en consideración la velocidad y la masa efectiva en todas las direcciones, y simula la fuerza de colisión en base al modelo de impacto que se describe en la siguiente sección.

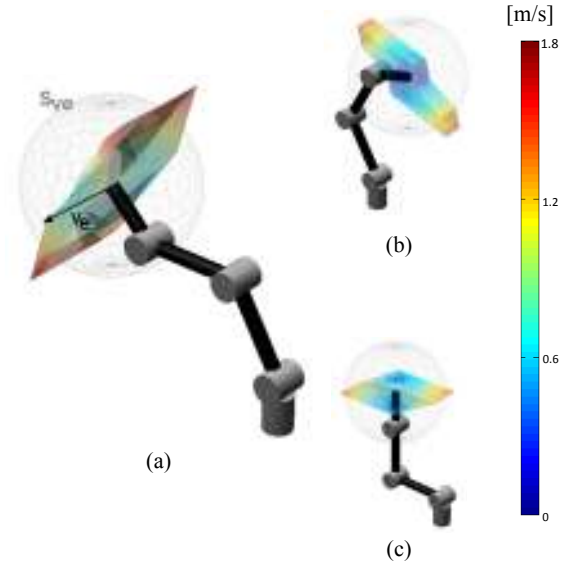


Figura 5: Velocidad de ASIBOT y esfera de referencia $S_{ve} = 1,2\text{ m/s}$: (a) $q = [\pi/2, \pi/3, -\pi/3, \pi/4, 0]$, (b) $q = [\pi/2, \pi/3, \pi/3, \pi/4, \pi/4]$ y (c) $q = [\pi/2, 0, \pi/2, 0, \pi/2]$.

Como era de esperar, la fuerza de colisión aumenta a medida que el manipulador se mueve más cerca de la frontera del área de trabajo, y la aparición de la fuerza máxima de colisión F_{cmax} se presenta en la figura 6(d). Curiosamente, a pesar que las configuraciones mostradas en la figura 6(c) y (d) se encuentran en el límite del área de trabajo, la primera articulación en la figura 6(c) no contribuye a la velocidad de colisión. Por lo tanto, la fuerza de impacto es máxima bajo la configuración de la figura 6(d). Donde la fuerza de colisión máxima alcanza los 234 N , producto del movimiento simultáneo, y a máxima velocidad, de los motores de ASIBOT.

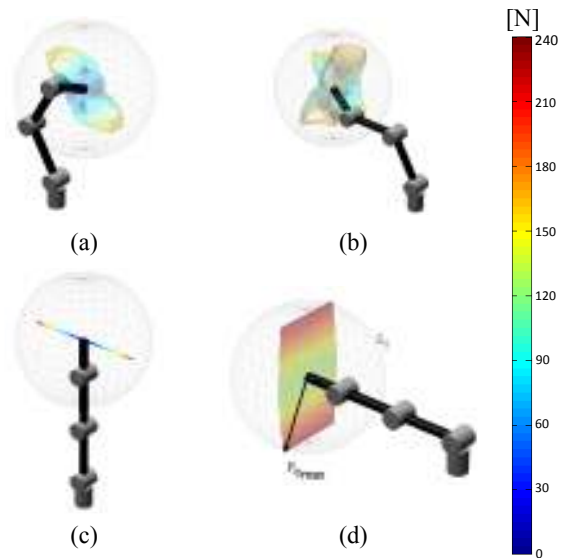


Figura 6: Fuerza de colisión y esfera de referencia $S_f = 200\text{ N}$: (a) $q = [\pi/2, \pi/3, -\pi/3, \pi/4, \pi/4]$, (b) $q = [\pi/2, \pi/3, \pi/3, \pi/4, \pi/6]$, (c) $q = [\pi/2, \pi/2, 0, 0, 0]$ y (d) $q = [\pi/2, 0, 0, 0, 0]$.

4.2. Modelo de colisión

Dado que el robot se pueden montar en una silla de ruedas, interesa particularmente el riesgo de lesión que ocasionaría el impacto entre el extremo del robot y la cabeza del usuario, cuando este está sentado sobre la misma. La figura 7 ofrece un modelo simplificado del robot, junto con el sistema de rigidez variable y el modelo matemático del impacto. Si se considera la peor configuración de impacto (figura 6(d)), la colisión ocurre cuando el brazo está totalmente extendido, la masa efectiva en la dirección de impacto m_e , es producto de todos los elementos que rotan alrededor de la primera articulación. La masa de entrada m_r , es la contribución de la masa de los rotores, así como todos los elementos mecánicos que rotan con este, y que preceden al sistema de rigidez variable, multiplicados por el cuadrado del factor de reducción del Harmonic.

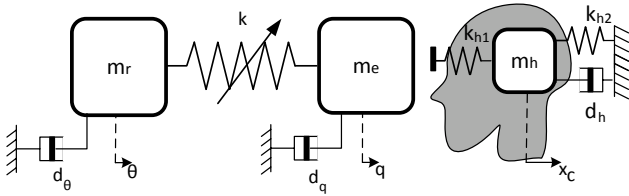


Figura 7: Modelo simplificado del AwAS-ASIBOT-Cabeza.

El sistema cabeza-cuello es modelado por un sistema de 1 GDL formado por: la masa de la cabeza m_h , un resorte k_{h1} que representa la flexibilidad aportada por la piel y el cráneo, un resorte k_{h2} y coeficiente de amortiguamiento d_h que representan al cuello (Zeng and Bone, 2008). Basados en este modelo la fuerza de contacto f_c viene dada por:

$$f_c = \begin{cases} k_{h1}(qr_t - x_c) & \text{si } qr_t \geq x_c \\ 0 & \text{si } qr_t < x_c \end{cases} \quad (32)$$

Y la ecuación dinámica del sistema cabeza-cuello es:

$$m_h \ddot{x}_c + d_h \dot{x}_c + k_{h2} x_c = f_c \quad (33)$$

Donde, r_t es la longitud desde el eje de rotación hasta el extremo del robot, y tanto la posición del robot q , como la posición de la cabeza x_c , se miden en relación a la ubicación en el momento de impacto. Además, el par externo τ_{ex} y la fuerza de contacto f_c están relacionados por:

$$\tau_{ex} = r_t f_c \quad (34)$$

Finalmente, la tabla 1 reporta los parámetros característicos del robot, del VSA y del modelo de impacto, que serán utilizados durante la simulación.

4.3. Inclusión del AwAS

La incorporación de un actuadores de rigidez variable dentro de ASIBOT tendrá previsiblemente dos efectos antagónicos, por un lado añadir más peso al manipulador y por el otro desacoplar los efectos de la inercia del actuador sobre la masa efectiva del mismo. Inicialmente, se simula la colocación del AwAS únicamente sobre la primera articulación, esto reduce la inercia extra que aporta el sistema de rigidez variable, y plantea una situación de viable implementación para este robot.

Tabla 1: Parámetros de simulación.

Símb.	Valor	Unid.	Símb.	Valor	Unid.
m_e	4.78	Kg	k_s	80000	N/m
b_θ	1.1e-4	Kgm ²	k_{h1}	5e3	N/m
b_c	1.29e-7	Kgm ²	k_{h2}	4e3	N/m
m_h	4	Kg	n_1	160	—
d_q	0.15	Nms/rad	n_2	23	—
d_θ	3.45e-3	Nms/rad	p	2.513e-3	—
d_c	0.014	Nms/rad	l	0.67	m
d_h	12	Ns/m	r_t	1	m

5. Resultados de la Simulación

5.1. Desempeño del controlador

La figura 8 muestra el seguimiento simultáneo e independiente de una trayectoria de posición y de rigidez (sin colisión). Dichas trayectorias articulares están constituidas por la combinación de señales escalonadas y sinusoidales a fin de mostrar la estabilidad del controlador. Además, y debido a la insignificante diferencia entre las señales de referencia y los valores de salida, la figura 9 ilustra el error de seguimiento de cada una de estas señales.

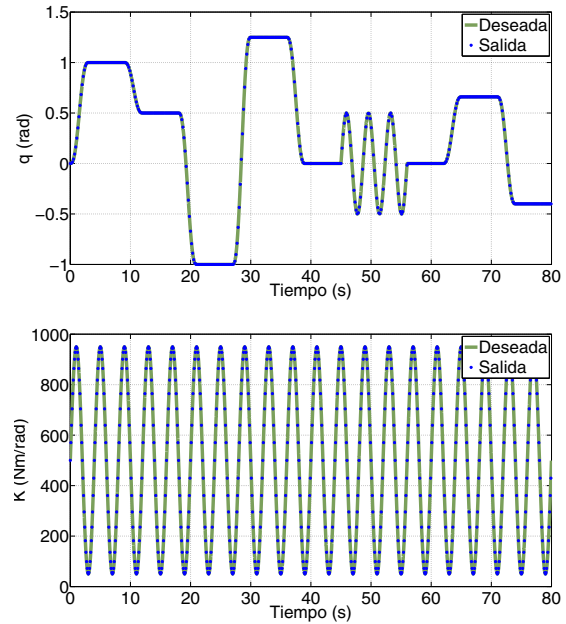


Figura 8: Seguimiento de la trayectoria de posición y rigidez.

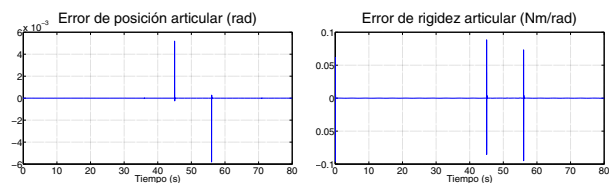


Figura 9: Error de seguimiento.

Los errores de seguimiento son parcialmente iguales a cero, recordando que se está suponiendo perfectamente conocidos los parámetros que describen el modelo del manipulador. Además, se aprecia que la trayectoria de la rigidez articular no es afectada por cambios en la posición articular y viceversa (desacoplamiento).

5.2. Trayectoria de posición y rigidez articular deseadas

La trayectoria de posición y rigidez a seguir dependerá fundamentalmente de la aplicación que tenga el robot. En el caso de ASIBOT se desea realizar movimientos a la mayor velocidad posible, pero garantizando en todo momento la seguridad de las personas que están en su entorno.

Para ello se debe sacar el brazo de la posición de reposo lo más rápido posible hasta alcanzar la velocidad máxima permitida por seguridad, donde la velocidad se mantendría constante hasta poco antes de llegar al destino final, cuando se aplicaría la máxima energía posible para detener al brazo. Simultáneamente, sería conveniente que la articulación pudiera tener una alta rigidez articular en la fase de aceleración, que iría disminuyendo a medida que aumenta la velocidad del brazo, luego mantener un bajo valor de rigidez en la fase de alta velocidad, y finalmente aumentar la rigidez en la fase de desaceleración. Con ello se lograría reducir al mínimo la carga de inercia reflejada, aumentar la velocidad máxima segura del desplazamiento, poner al eslabón en marcha rápidamente y garantizar un error de posicionamiento final mínimo.

La figura 10 ilustra el seguimiento de la posición y la rigidez para un movimiento articular de 3 s de duración, con diferentes velocidades máximas (V_m). Una ecuación polinómica de quinto orden, con condiciones iniciales y finales iguales a cero (en cuanto a velocidad y aceleración), se utiliza para generar el desplazamiento, mientras la curva de rigidez sigue el criterio de optimización descrito anteriormente (Bicchi et al., 2005).

5.3. Rigidez articular y seguridad

El ajuste de rigidez articular, ilustrado en la figura 10, busca reducir la inercia reflejada durante un eventual impacto robot-humano, sin diezmar el desempeño del brazo. Sin embargo, el valor exacto que debe tener esta rigidez, está estrechamente relacionado con características tan propias del robot como: su función, la velocidad de operación deseada, el error de posicionamiento final admisible, la zona del cuerpo humano expuesta a una eventual colisión, la forma de cuantificar el riesgo de lesión de un impacto, etc.

Como se mencionó anteriormente, el espacio de trabajo común que tiene el robot y el ser humano ocasiona un riesgo de colisión. Es por ello, que a partir del modelo de la figura 7, este artículo evalúa el peligro ocasionado por el impacto entre el extremo del robot y la cabeza del usuario, ubicado sobre la silla de rueda. Para cuantificar el nivel de lesión que puede ocasionar el impacto se ha utilizado el índice conocido como HIC (Head Injury Criterion)(Versace, 1971).

La figura 11 ilustra los resultados obtenidos al simular el impacto entre el robot y la cabeza de una persona sentada sobre la silla de rueda. Las simulaciones se realizaron siempre

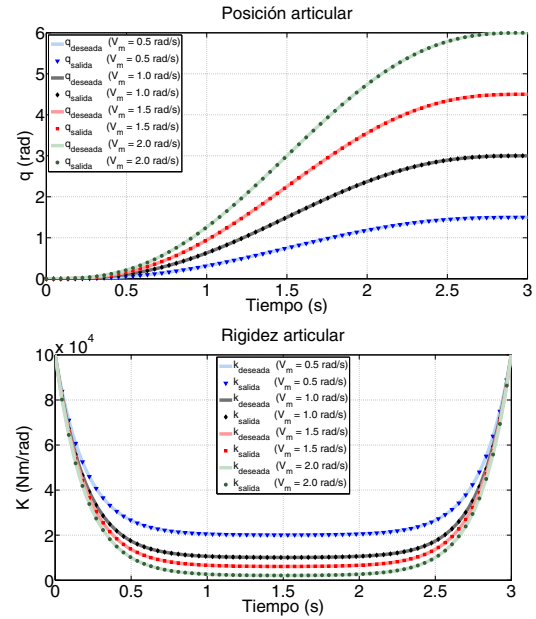


Figura 10: Seguimiento de la posición y rigidez articular ante diferentes velocidades máximas (V_m). Referencias en líneas continuas y salidas en líneas punteadas.

a una velocidad de 2 m/s y a una rigidez articular constante, sin embargo, la prueba fue repetida seis veces con valores de rigidez que varían en un orden de magnitud desde 1×10^1 a 1×10^7 Nm/rad. Siendo los dos últimos valores una representación de la rigidez intrínseca en los sistemas de reducción o transmisión comunes en la robótica, y no una rigidez sintonizada por el VSA. Lo primero que se puede apreciar es un pico en el par externo (τ_{ext}), causado por el impacto entre el robot y la cabeza, con una duración aproximada de 0,1 a 0,25 s. Además, el máximo valor de este pico depende de forma no lineal del valor de la rigidez articular programada.

También se puede apreciar el efecto del impacto sobre el par elástico (τ_e). El pico producido tras el impacto tiene un retraso (con respecto al par externo) y una duración que es inversamente proporcional a la rigidez articular. Cuando la rigidez articular es más baja, el retraso es mayor, tiempo durante el cual la inercia del motor y del eslabón están completamente desacopladas, y por ende la inercia del eslabón es la única que tiene consecuencias en el impacto. A medida que aumenta la rigidez articular y después de superar cierto umbral, el retraso disminuye y por ende el máximo pico del par externo aumenta, como consecuencia del acoplamiento de la inercia del motor a la inercia reflejada durante el impacto. Luego de cierto valor de rigidez, el retraso entre las dos señales se hace prácticamente cero y el máximo pico del par externo llega a un máximo (total acoplamiento).

La figura 12 muestra como varía el máximo pico del par externo y el HIC, en función a la rigidez articular. Se puede apreciar que existen dos límites de saturación, el inferior cercano a 1×10^3 Nm/rad (K_{smin}) y el superior aproximadamente igual a 1×10^5 Nm/rad (K_{smax}). Cuando la rigidez articular es menor

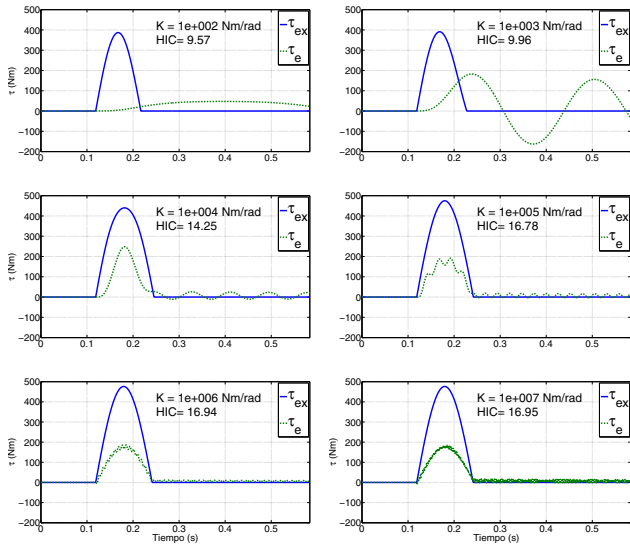


Figura 11: Respuesta a un impacto a 2 m/s

que K_{min} , independientemente del valor exacto que esta tome, existirá un desacoplo entre las inercias que trae como consecuencia la reducción del efecto del impacto. Igualmente, cuando la rigidez articular es mayor que K_{max} , independientemente del valor exacto que tome, existirá un fuerte acoplamiento entre las inercias que aumentará el efecto del impacto. Además, se puede apreciar que el HIC causado por ASIBOT está por debajo de 20 a 2,5 m/s, independientemente del valor de la rigidez articular, lo que corresponde a un nivel de daño muy bajo. Sin embargo, si el impacto ocurre sobre uno de los puntos más sensibles de la cabeza, por ejemplo el maxilar superior (fuerza de fractura superior a 660 N), la fuerza de impacto si puede llegar a valores que comprometen la seguridad del humano.

La figura 13 permite apreciar mejor el efecto de la velocidad durante el impacto. En ella se muestra nuevamente el comportamiento del HIC y del τ_{ex} a diferentes velocidades, sin embargo, debido a que la figura 12 revela poca sensibilidad de los límites de saturación ante variaciones de la velocidad, se ha optado por graficar únicamente una curva para representar el estado de alta rigidez ($K < K_{min}$) y otra para representar el estado de baja rigidez ($K > K_{max}$). Lo primero que se aprecia es un aumento exponencial del HIC, y lineal del par máximo externo, en función de la velocidad. Un aumento de apenas 0,5 m/s en la velocidad del extremo del robot causará un incremento de aproximadamente 190 N en el impacto, lo que puede representar un aumento entre el 100 % y el 25 %. Por otro lado, la reducción porcentual del efecto del impacto al desacoplar las inercias es independiente de la velocidad, y está en torno a 43,7 % para el caso del HIC y de 18,8 % para el máximo par externo. Esto hace pensar, que si bien la flexibilidad articular logra la reducción de la inercia reflejada y por ende la seguridad, la velocidad de impacto probablemente sea el principal factor determinante de la gravedad de la lesión.

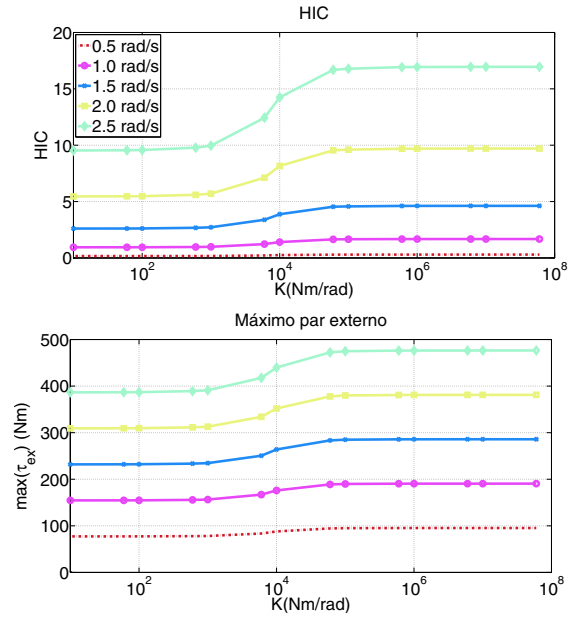


Figura 12: HIC y máximo par externo en función a la rigidez.

6. Conclusión

Este artículo presentó y evaluó una estrategia de control para un robot manipulador de tipo asistencial con un actuador de rigidez variable. Dicha estrategia de control permitió el seguimiento simultáneo y desacoplado de trayectorias de posición y rigidez articular, suponiendo un perfecto conocimiento del modelo dinámico del manipulador.

La estrategia de control demostró ser estable en un rango de operación típico de este manipulador, obteniéndose errores de seguimiento de rigidez y posición muy bajos. Además, permitió evaluar el beneficio que tiene incorporar un dispositivo de rigidez variable dentro de un robot asistencial, como sistema de reducción de lesiones ante colisiones inesperadas.

Se ha comprobado que el ajuste de la rigidez articular, para un determinado rango de valores, permitió la reducción de la fuerza de impacto y de los índices de severidad. La razón de esta reducción es la disminución de la inercia reflejada al momento de colisión, producto del desacoplo de la inercia del actuador principal del sistema inercial. En este sentido, el VSA cumple su función, al desacoplar el aporte de inercia del motor que gira a elevada velocidad. Sin embargo, este desacoplo se consigue con valores de rigidez en el VSA superiores a los pensados inicialmente ($K_{min} = 1 \times 10^3 \text{ Nm/rad}$). Más aún, si lo comparamos con los valores de rigidez intrínseca de componentes como reductoras, sensores de par o del mismo eslabón (que suelen estar en el mismo orden de magnitud). Esto hace pensar en la necesidad de incluir dentro del modelo del sistema a la flexibilidad intrínseca de todos estos elementos, a fin de comprender mejor la contribución de la flexibilidad intrínseca de los sistemas de transmisión que normalmente modelamos como rígidos. Es decir, si consideramos incluir en el modelo del manipulador, las flexibilidades de los elementos de transmisión

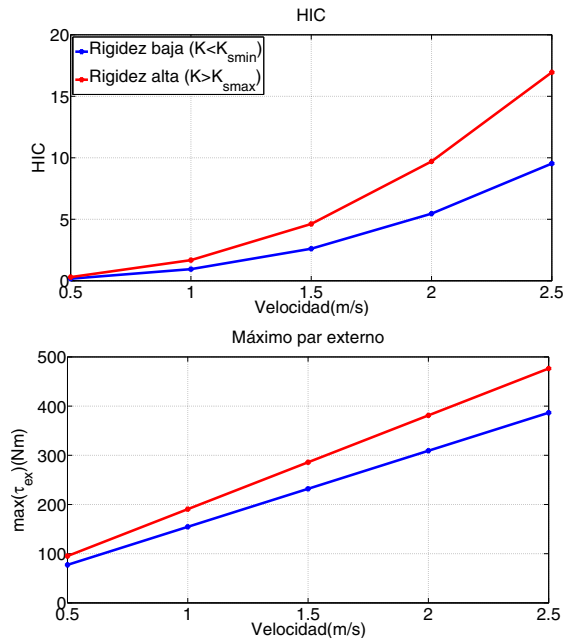


Figura 13: HIC y máximo par externo en función a la velocidad.

y la de los propios eslabones, esta “elasticidad distribuida” puede contribuir de forma significativa o similar a como lo haría un VSA discreto en la articulación más desfavorable.

La velocidad es sin lugar a duda el factor más determinante al momento de reducir la gravedad de un impacto. El desacoplo inercial demostró ser independiente de la velocidad, al menos en el rango de valores estudiados, que sobrepasan los valores típicos de velocidad propios de los robots asistenciales.

La inclusión de un elemento elástico en la articulación permite también el almacenamiento y la liberación de energía durante el movimiento. Será necesario evaluar el efecto que pueda tener la liberación de esta energía durante el momento del impacto y la relación que pudiera tener esto con la estrategia de reacción adoptada tras la detección de una colisión.

English Summary

Decoupled control of a variable stiffness actuator for assistive robots

Abstract

The variable stiffness actuators are devices that change the position and stiffness of a robot simultaneously. In recent years have been designed and developed many devices of this type, hoping to ensure safety in human-robot interaction and improve the dynamic performance of robots. In this article, we present the control of a variable stiffness actuator with serial configuration. The control strategy is based on feedback linearization and adjustment of two linear controllers. This allows the control, independently, of the stiffness and the equilibrium position of the joint. Finally, the behavior of this device within

the assistive robot ASIBOT, is simulated in order to assess: the controller performance, changes in the dynamics of the robot and possible advantages of a level of safety during physical interaction human-robot.

Keywords:

robot control, nonlinear systems, feedback linearization, man/machine interaction.

Agradecimientos

La investigación que lleva a estos resultados ha recibido financiación del proyecto ARCADIA DPI2010-21047-C02-01, la subvención del proyecto CICYT en nombre del Ministerio de Economía y Competitividad español, y del proyecto RoboCity 2030-II-CM (S2009/DPI-1559), financiado por Programas de Actividades I + D en la Comunidad de Madrid y cofinanciados por los Fondos Estructurales de la UE.

Referencias

- Ahmed, M., Kalaykov, I., 2010. Semi-active compliant robot enabling collision safety for human robot interaction. In: *Mechatronics and Automation (ICMA)*, 2010 International Conference on. pp. 1932–1937.
- Bicchi, A., Rizzini, S., Tonietti, G., 2001. Compliant design for intrinsic safety: general issues and preliminary design. In: *Intelligent Robots and Systems*, 2001. Proceedings. 2001 IEEE/RSJ International Conference on. Vol. 4. pp. 1864–1869 vol.4.
- Bicchi, A., Tonietti, G., Bavaro, M., Piccigallo, M., 2005. Variable stiffness actuators for fast and safe motion control. In: *Robotics Research. The Eleventh International Symposium*. Springer, pp. 527–536.
- Caldwell, D., Medrano-Cerda, G., Goodwin, M., 1995. Control of pneumatic muscle actuators. *Control Systems*, IEEE 15 (1), 40–48.
- Catalano, M., Grioli, G., Garabini, M., Bonomo, F., Mancini, M., Tsagarakis, N., Bicchi, A., 2011. Vsa-cubebot: A modular variable stiffness platform for multiple degrees of freedom robots. In: *Robotics and Automation (ICRA)*, 2011 IEEE International Conference on. pp. 5090–5095.
- Choi, J., Hong, S., Lee, W., Kang, S., 2009. A variable stiffness joint using leaf springs for robot manipulators. In: *Robotics and Automation*, 2009. ICRA '09. IEEE International Conference on. pp. 4363–4368.
- David Braun, M. H., Vijayakumar, S., 2012. Optimal variable stiffness control: Formulation and application to explosive movement tasks. *Autonomous Robots* 33 (3), 237–253.
- De Luca, A., Book, W. J., 2008. Robots with flexible elements. *Springer Handbook of Robotics*, 287–319 (2008).
- De Luca, A., Lucibello, P., 1998. A general algorithm for dynamic feedback linearization of robots with elastic joints. In: *Robotics and Automation*, 1998. Proceedings. 1998 IEEE International Conference on. Vol. 1. pp. 504–510 vol.1.
- Garabini, M., Passaglia, A., Belo, F., Salaris, P., Bicchi, A., 2011. Optimality principles in variable stiffness control: The vsa hammer. In: *Intelligent Robots and Systems (IROS)*, 2011 IEEE/RSJ International Conference on. pp. 3770–3775.
- Goris, K., Saldien, J., Vanderborght, B., Lefeber, D., 2011. Mechanical design of the huggable robot probot. *International Journal of Humanoid Robotics* 08 (03), 481–511.
- Grebenstein, M., Albu-Schäffer, A., Bahls, T., Chalon, M., Eiberger, O., Friedl, W., Gruber, R., Haddadin, S., Hagn, U., Haslinger, R., Hoppner, H., Jorg, S., Nickl, M., Nothhelfer, A., Petit, F., Reill, J., Seitz, N., Wimbock, T., Wolf, S., Wusthoff, T., Hirzinger, G., 2011. The dlr hand arm system. In: *Robotics and Automation (ICRA)*, 2011 IEEE International Conference on. pp. 3175–3182.
- Grootenhuys, S. S., Rusticelli, G., Zucchelli, A., Stramigioli, S., Carloni, R., 2012. The vsaut-ii: A novel rotational variable stiffness actuator. In: *Proceedings of the International Conference on Robotics and Automation*, St. Paul, USA.

- Haddadin, S., Albu-Schaffer, A., Frommberger, M., Rossmann, J., Hirzinger, G., May 2009. Towards a standard crash-testing protocol for robot safety - part i: Results. In: Robotics and Automation, 2009. ICRA '09. IEEE International Conference on. pp. 272–279.
- Haddadin, S., Laue, T., Frese, U., Hirzinger, G., 2007. Foul 2050: thoughts on physical interaction in human-robot soccer. In: Intelligent Robots and Systems, 2007. IROS 2007. IEEE/RSJ International Conference on. pp. 3243–3250.
- Hogan, N., 1985. Impedance control: An approach to manipulation: Part II applications. *Journal of dynamic systems, measurement, and control* 107 (2), 17.
- Ikuta, K., Nokota, M., Ishii, H., 2000. Safety evaluation method of human-care robot control. In: *Micromechatronics and Human Science, 2000. MHS 2000. Proceedings of 2000 International Symposium on*. pp. 119–127.
- Isidori, A., 1995. *Nonlinear Control Systems*, 3rd Edition. Springer-Verlag New York, Inc., Secaucus, NJ, USA.
- Jafari, A., Tsagarakis, N., Caldwell, D., 2011. Awasi: A new actuator with adjustable stiffness based on the novel principle of adaptable pivot point and variable lever ratio. In: Robotics and Automation (ICRA), 2011 IEEE International Conference on. pp. 4638–4643.
- Jafari, A., Tsagarakis, N., Vanderborght, B., Caldwell, D., 2010. A novel actuator with adjustable stiffness (awasi). In: *Intelligent Robots and Systems (IROS), 2010 IEEE/RSJ International Conference on*. pp. 4201–4206.
- Jardon, A., Victores, J., Martinez, S., Gimenez, A., Balaguer, C., July 2012. Personal autonomy rehabilitation in home environments by a portable assistive robot. *Systems, Man, and Cybernetics, Part C: Applications and Reviews*, IEEE Transactions on 42 (4), 561–570.
- Khatib, O., 1995. Inertial properties in robotic manipulation: An object-level framework. *The International Journal of Robotics Research* 14 (1), 19–36. URL <http://ijr.sagepub.com/content/14/1/19.abstract>
- Lee, J., Sep 1997. A study on the manipulability measures for robot manipulators. In: *Intelligent Robots and Systems, 1997. IROS '97. Proceedings of the 1997 IEEE/RSJ International Conference on*. Vol. 3. pp. 1458–1465 vol.3.
- Li, Z., Vanderborght, B., Tsagarakis, N., Colasanto, L., Caldwell, D., 2012. Stabilization for the compliant humanoid robot coman exploiting intrinsic and controlled compliance. In: Robotics and Automation (ICRA), 2012 IEEE International Conference on. pp. 2000–2006.
- Lozano, R., Brogliato, B., 1992. Adaptive control of robot manipulators with flexible joints. *Automatic Control, IEEE Transactions on* 37 (2), 174–181.
- Ozoli, S., Taghirad, H. D., 2004. A survey on the control of flexible joint robots.
- Palli, G., Melchiorri, C., De Luca, A., 2008. On the feedback linearization of robots with variable joint stiffness. In: Robotics and Automation, 2008. ICRA 2008. IEEE International Conference on. pp. 1753–1759.
- Petit, F., Chalon, M., Friedl, W., Grebenstein, M., Albu-Schaffer, A., Hirzinger, G., 2010. Bidirectional antagonistic variable stiffness actuation: Analysis, design and implementation. In: Robotics and Automation (ICRA), 2010 IEEE International Conference on. pp. 4189–4196.
- Pfeifer, R., Bongard, J., 2006. *How the body shapes the way we think: a new view of intelligence*. MIT press.
- Pfeifer, R., Lungarella, M., Iida, F., 2007. Self-organization, embodiment, and biologically inspired robotics. *science* 318 (5853), 1088–1093.
- Pratt, G., Williamson, M., 1995. Series elastic actuators. In: *Intelligent Robots and Systems 95. 'Human Robot Interaction and Cooperative Robots', Proceedings. 1995 IEEE/RSJ International Conference on*. Vol. 1. pp. 399–406 vol.1.
- Schiavi, R., Grioli, G., Sen, S., Bicchi, A., 2008. Vsa-ii: a novel prototype of variable stiffness actuator for safe and performing robots interacting with humans. In: Robotics and Automation, 2008. ICRA 2008. IEEE International Conference on. pp. 2171–2176.
- Vanderborght, B., Tsagarakis, N. G., Ham, R. V., Thorson, I., Caldwell, D. G., 2011. Macepa 2.0: compliant actuator used for energy efficient hopping robot chobino1d. *Auton. Robots*, 55–65.
- Vanderborght, B., Van Ham, R., Verrelst, B., Van Damme, M., Lefeber, D., 2008. Overview of the lucy project: Dynamic stabilization of a biped powered by pneumatic artificial muscles. *Advanced Robotics* 22 (10), 1027–1051.
- Versace, J., Jun. 1971. A review of severity index. 15th Stapp Conference, SAE Technical Paper, 35–47.
- Villegas, D., Van Damme, M., Vanderborght, B., Beyl, P., Lefeber, D., 2012. Third generation pleated pneumatic artificial muscles for robotic applications: Development and comparison with mckibben muscle. *Advanced Robotics* 26 (11–12), 1205–1227.
- Wolf, S., Eiberger, O., Hirzinger, G., 2011. The dlr fsj: Energy based design of a variable stiffness joint. In: Robotics and Automation (ICRA), 2011 IEEE International Conference on. pp. 5082–5089.
- Wolf, S., Hirzinger, G., 2008. A new variable stiffness design: Matching requirements of the next robot generation. In: Robotics and Automation, 2008. ICRA 2008. IEEE International Conference on. pp. 1741–1746.
- Yang, C., Ganesh, G., Haddadin, S., Parusel, S., Albu-Schaeffer, A., Burdet, E., 2011. Human-like adaptation of force and impedance in stable and unstable interactions. *Robotics, IEEE Transactions on* 27 (5), 918–930.
- Zeng, L., Bone, G., May 2008. Design of foam covering for robotic arms to ensure human safety. In: *Electrical and Computer Engineering, 2008. CCECE 2008. Canadian Conference on*. pp. 001145–001150.