

Acoplamiento flexible de seguridad para la interacción hombre-robot

J. López Martínez¹, A. Giménez Fernández¹, D. García Vallejo², J.L. Blanco Claraco¹, J.L. Torres Moreno¹

¹Dpto. de Ingeniería. Universidad de Almería. javier.lopez@ual.es

²Dpto. de Ingeniería Mecánica y Fabricación. Universidad de Sevilla. dgvallejo@us.es

El mayor peligro de los robots que comparten el espacio de trabajo con el hombre reside en la posibilidad de una colisión inesperada con éste. Para garantizar la seguridad tanto del usuario como del propio robot, incluso en caso de un fallo general del sistema, son necesarios sistemas intrínsecamente seguros. Este trabajo es una aportación a los sistemas mecánicos de seguridad pasivos. El nuevo sistema de seguridad propuesto consiste en un acoplamiento rígido-flexible que divide el eslabón del brazo robot en dos mitades. Este acoplamiento permite que el eslabón se mantenga totalmente rígido mientras no se sobrepase un cierto valor de carga umbral preestablecido, siendo este umbral ajustable en función de las necesidades de la operación a realizar por el robot y de los requisitos de seguridad. Los ensayos realizados muestran una reducción en la fuerza de generada en un impacto al incorporar el acoplamiento de seguridad.

1. Introducción

El desarrollo de robots en aplicaciones donde comparten el espacio de trabajo con los humanos y donde el riesgo de un impacto accidental entre hombre y robot es elevado, requiere de nuevos sistemas de seguridad para garantizar la integridad física de ambos [1]. La búsqueda de diseños mecánicos de robots que sean intrínsecamente seguros ya ha sido abordada, y se plantea como una combinación de la reducción de los parámetros inerciales del robot y la adición de componentes flexibles en su estructura.

Los sistemas mecánicos de seguridad pasivos propuestos hasta ahora aprovechan la flexibilidad estructural del eslabón, [2], la flexibilidad articular, [3], y las coberturas blandas, [4], [5]. De entre ellos, las coberturas blandas muestran los mejores resultados en cuanto a la reducción de la fuerza de impacto y aceleración de la cabeza en el caso de un impacto entre un brazo robot y la cabeza humana, [6]. La flexibilidad articular, desacoplando la inercia del rotor de la inercia del eslabón, también permite mejorar las condiciones de seguridad en un impacto. Sin embargo, se ha demostrado que la flexibilidad de un sistema de transmisión típico es suficiente para conseguir este efecto de desacople, [7]; así, el uso de los actuadores de rigidez variable, [8], [9], inicialmente propuestos en la última década como sistemas de seguridad, no supone un beneficio significativo en cuanto a la seguridad física del usuario se refiere. Por último, la flexibilidad interna de los eslabones también tiene efectos positivos en la reducción del daño [6], sin embargo ésta se encuentra limitada por la funcionalidad del robot y la capacidad de posicionar con precisión el efector final.

En un robot manipulador que realiza tareas colaborativas con las personas, sería deseable contar con una rigidez baja en situaciones donde hay riesgo de impacto y se puedan generar fuerzas potencialmente peligrosas, y con una rigidez alta en otro caso. Con esta idea, algunas propuestas emplean mecanismos flexibles en las articulaciones con curvas de rigidez decrecientes, de manera que la articulación presenta una rigidez elevada al inicio de la deformación y cae rápidamente al sobrepasar la fuerza exterior un cierto valor preestablecido [3], [10]. En esta misma línea, Park et al. [11] implementan un mecanismo de seguridad basado en una unión flexible situada en mitad del eslabón del robot. Esta unión incluye un mecanismo de doble deslizadera y un resorte unido a una de estas deslizaderas, donde con una determinada configuración inicial del mecanismo se consigue el efecto deseado de alta rigidez al inicio de la deformación y baja rigidez en el caso de sobrecargas. Basado en este mismo concepto rígido-flexible, en este artículo se presenta un nuevo acoplamiento flexible de seguridad. Este acoplamiento divide el eslabón del robot en dos mitades, las cuales quedan acopladas mediante un sistema compuesto básicamente por un resorte, un cable y un elemento tensor, y permite mantener la máxima rigidez estructural del eslabón hasta que la fuerza exterior aplicada sobre éste supera un cierto valor umbral, a partir del cual la rigidez disminuye bruscamente. Este nuevo acoplamiento se diferencia de la unión flexible de Park et al. [11] principalmente por su sencillez constructiva y por la capacidad de variar el valor de carga umbral a partir del cual el acoplamiento actúa.

En la Sección 2 se introduce la justificación del nuevo acoplamiento flexible de seguridad, su diseño conceptual y el modelo matemático que describe sus características de rigidez. La Sección 3 describe el prototipo realizado y su caracterización experimental. En la Sección 4 se demuestra mediante varios ensayos que la fuerza generada en un impacto disminuye al utilizar el acoplamiento flexible de seguridad. Finalmente, la Sección 5 resume las conclusiones extraídas en este trabajo.

2. Justificación analítica del diseño conceptual

Previamente a la descripción del diseño del actuador, se ve conveniente justificar la reducción en la fuerza en un impacto cuando se divide el eslabón de un robot en dos partes unidas mediante un elemento flexible. La figura 1(a) representa la situación de impacto entre un eslabón rígido de área A , densidad ρ , masa m y longitud L , y un cuerpo de masa m_o que está unido a un resorte de rigidez K_o . El eslabón se mueve en un plano horizontal e impacta a velocidad ω , estando la masa m_o en reposo. Aplicando la teoría de impulsiones al impacto así descrito, la impulsión en el impacto viene dada como

$$R_c = \frac{(1 + e)L m m_o \omega}{m + 3m_o} \quad (1)$$

siendo e el coeficiente de restitución definido como

$$e = -\frac{\dot{\theta}^+ L - \dot{x}_o^+}{\dot{\theta}^- L - \dot{x}_o^-} = -\frac{\dot{\theta}^+ L - \dot{x}_o^+}{\omega L} \quad (2)$$

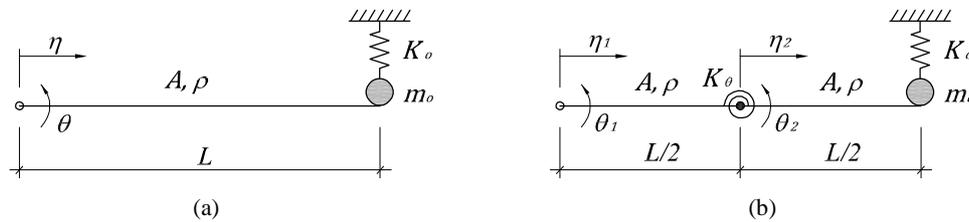


Figura 1: Impacto entre un eslabón rígido y una masa unida a un resorte (a), e impacto entre una barra compuesta por dos eslabones unidos mediante una rótula de rigidez K_θ y una masa unida a un resorte (a).

De igual forma, para el caso de dividir el eslabón anterior en dos mitades iguales, estando estas mitades unidas por un resorte de rigidez K_θ según se indica en la figura 1(b), la impulsión toma el valor

$$R_{ck} = \frac{7(1 + e_k)L m m_o \omega}{7m + 48m_o} \quad (3)$$

siendo

$$e_k = -\frac{\frac{1}{2}(2\dot{\theta}_1^+ + \dot{\theta}_2^+)L - \dot{x}_o^+}{\omega L} \quad (4)$$

Comparando la Ec. (1) y la Ec. (3) se extrae que el valor de la impulsión en el caso de incluir un resorte intermedio es menor que el caso de eslabón rígido. Así, por ejemplo, para $m = m_o$, la relación entre las impulsiones en ambos casos viene dada por:

$$R_{ck} = \frac{28}{55} R_c \quad (5)$$

Este resultado permite predecir que la fuerza generada en un impacto puede disminuir en el caso de incluir un acoplamiento flexible intermedio en el eslabón. Debe observarse en este punto, que las expresiones (1) y (3) no dependen de las distintas rigideces de los modelos. Esto es debido a que la Teoría de Impulsiones asume que el impacto sucede en un tiempo infinitesimal durante el cual la configuración del sistema no cambia. Las fuerzas elásticas se mantienen constantes y su integral entre t^- y t^+ es nula. Por tanto, los modelos anteriores se alejarán de la realidad a medida que el impacto se diferencie de una impulsión ideal.

3. Descripción del funcionamiento del acoplamiento

A continuación se describe el principio de funcionamiento del nuevo acoplamiento flexible de seguridad y se deduce el modelo matemático que relaciona el giro del acoplamiento con el par aplicado y la rigidez. El

acoplamiento está compuesto por dos bases rígidas enfrentadas entre sí y perfectamente acopladas gracias a una serie de hendiduras y protuberancias con forma esférica todas ellas y distribuidas concéntricamente respecto del eje de simetría de las bases (figura 2). Esta disposición de las protuberancias esféricas permite el giro relativo de las dos bases del acoplamiento en cualquier dirección. Un resorte helicoidal de compresión se apoya en la cara interior de una de las piezas bases y es comprimido mediante un tensor y un cable que une las dos partes del acoplamiento. Según se demuestra a continuación, el nivel de carga exterior a partir del cual comienza a girar el acoplamiento dependerá de la compresión inicial del resorte.

Junto con su sencillez constructiva, la principal novedad del mecanismo es que permite modificar el nivel de carga a partir del cual entra en funcionamiento el acoplamiento, siendo el valor de rigidez antes y después de la entrada en funcionamiento del acoplamiento independiente de ese nivel de carga umbral seleccionado. De esta forma, el eslabón se comporta como un eslabón rígido mientras no se sobrepase el umbral de carga establecido, siendo este umbral ajustable según las necesidades de la operación a realizar por el robot.

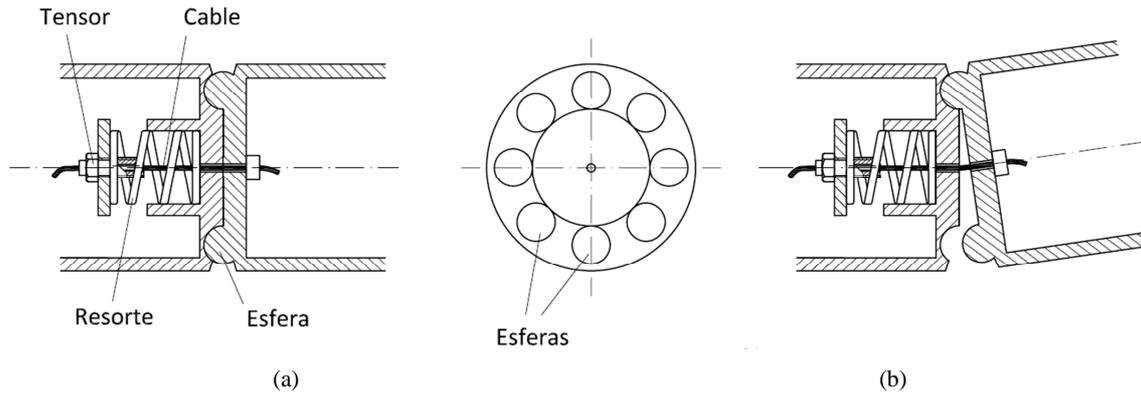


Figura 2: Boceto del actuador de rigidez variable. En posición de reposo (a) y en posición de giro bajo carga exterior (b).

La precarga inicial, F_{si} , del resorte vendrá dada en función de su rigidez, K_s , y de la compresión inicial, x_{so} , según

$$F_{si} = K_s \cdot x_{so}. \quad (6)$$

Sabiendo que el acoplamiento articulará en su giro sobre las esferas situadas a una distancia r del eje de simetría sobre el que actúa la tensión del cable, el par T_i necesario para separar la unión, vendrá dado por

$$T_i = F_{si} \cdot r, \quad (7)$$

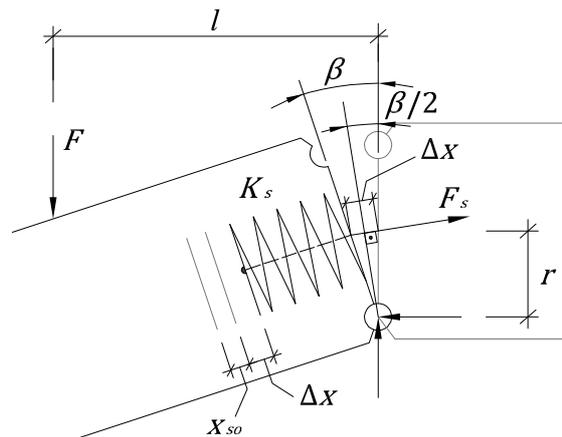


Figura 3: Esquema del acoplamiento en posición de giro.

Una vez superado este umbral de carga, el par y la rigidez en función del giro del acoplamiento se obtienen a partir de la figura 3. Siendo β el giro entre las dos bases del acoplamiento, el acortamiento del resorte Δx vendrá definido según:

$$\Delta x = 2r \cdot \sin\left(\frac{\beta}{2}\right). \quad (8)$$

La fuerza de tensión del cable F_s vendrá dada por:

$$F_s = K_s \cdot (x_{so} + \Delta x) = F_{si} + 2K_s \cdot r \cdot \sin\left(\frac{\beta}{2}\right). \quad (9)$$

Aplicando ahora sumatoria de momentos respecto al punto de giro, el par exterior, T , será:

$$T = F \cdot l = F_s \cdot r \cdot \cos\left(\frac{\beta}{2}\right) = F_{si} \cdot r \cdot \cos\left(\frac{\beta}{2}\right) + K_s \cdot r^2 \cdot \sin(\beta). \quad (10)$$

Por último, derivando la Ec. (10) respecto de β se obtiene la rigidez del acoplamiento:

$$K = -\frac{1}{2}F_{si} \cdot r \cdot \sin\left(\frac{\beta}{2}\right) + K_s \cdot r^2 \cdot \cos(\beta), \quad \text{para } T > T_i. \quad (11)$$

El primer término de la Ec. (11), que depende de la precarga inicial del resorte, aparece multiplicado por el seno de la mitad del ángulo de giro, siendo su valor despreciable al inicio de la deformación. El segundo término domina por tanto la rigidez al inicio de la deformación y su valor depende de la rigidez del resorte (K_s) y del radio de giro del acoplamiento (r). De esta forma, la rigidez para ángulos de giro (β) pequeños es independiente de la precarga inicial del resorte.

3.1. Acoplamiento flexible actuado con carga umbral variable

Una alternativa de diseño que permita modificar de forma continua el umbral de actuación del acoplamiento precisa la incorporación de un actuador que, variando la longitud del cable, modifique la precarga del resorte. La figura 4(a) muestra una posible solución constructiva de este acoplamiento actuado, donde el eje de salida del motor es un tornillo sinfín que mediante una corona hace girar un eje sobre el que se arrolla el cable tensor. La transmisión corona-tornillo sinfín irreversible permite que el motor sólo actúe en el caso de que se requiera modificar la precarga del resorte. Si bien esta alternativa de diseño que incorpora un motor representa una adición de peso significativa respecto del acoplamiento pasivo, la transmisión por cable permitirá ubicar el motor y el sistema tensor alejados del acoplamiento, más próximos a la base del robot. Otra posible solución de diseño, más sencilla que la anterior, pero que no permite alejar el motor del acoplamiento se representa en la figura 4(b). En este caso, el eje de salida del motor actúa directamente sobre el tornillo tensor. En ambas soluciones, las ecuaciones de par y rigidez obtenidas anteriormente siguen siendo válidas ya que la geometría del mecanismo no se ve modificada.

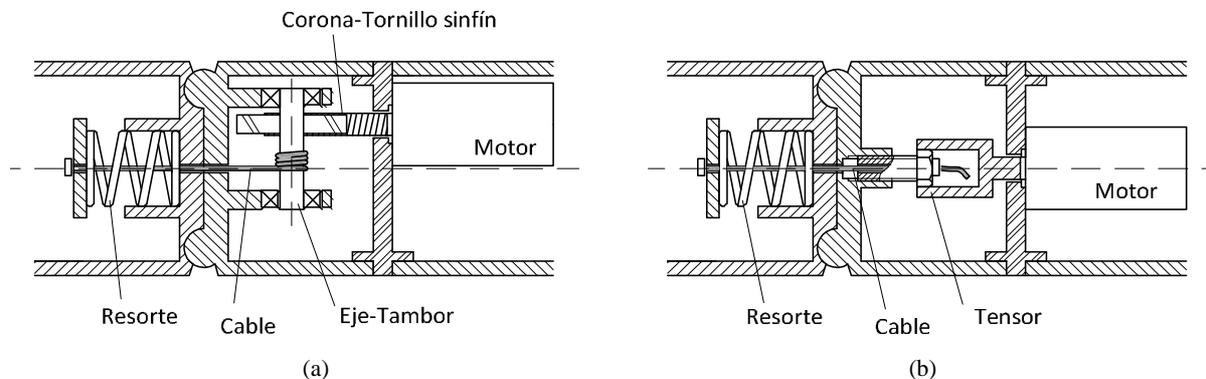


Figura 4: Acoplamientos flexibles con precarga ajustable: el cable tensor se arrolla alrededor de un eje movido mediante un motor y transmisión de corona-tornillo sinfín (a); el tornillo tensor sigue el giro del eje de salida del motor (b).

4. Implementación mecánica y caracterización del acoplamiento

La figura 5 muestra el prototipo fabricado. Las dos piezas base del acoplamiento están enfrentadas mediante 12 esferas de acero dispuestas circularmente a una distancia de 28 mm respecto del eje axial del acoplamiento. Éstas esferas permiten el giro entre ambas piezas base del acoplamiento alrededor de cualquier eje contenido en el plano que forman los centros de las esferas, a la vez que dificultan la torsión del acoplamiento tanto en su configuración sin deformar como en el caso de giros pequeños del acoplamiento. Esta solución permite que el acoplamiento vuelva a su posición original tras la deformación. El elemento flexible del acoplamiento es un resorte de compresión con una rigidez $K_s = 44.0$ kN/m y una longitud libre de 76 mm. El tensor del cable para la precarga del resorte se ubica en la tapa del extremo libre del resorte, quedando el otro extremo del cable fijado firmemente a la pieza base opuesta.

A partir de la Ec. (10) y la Ec. (11) del modelo matemático obtenido en la sección anterior, y conocidas los valores de los parámetros del acoplamiento, la figura 6 muestra las curvas de par (T) y rigidez (K) frente al giro (β) para varias precargas del resorte (x_{so}). Estando de acuerdo con la Ec. (7), el par umbral necesario para iniciar el giro es proporcional a la precarga o compresión inicial del resorte. Superado este valor umbral, al inicio del giro la pendiente de la curva de par (i.e. la rigidez del acoplamiento) es la misma para cualquier valor de precarga; mostrando para giros mayores pequeñas variaciones, aunque poco significativas, en función de la precarga inicial.



Figura 5: Acoplamiento flexible de seguridad para eslabones.

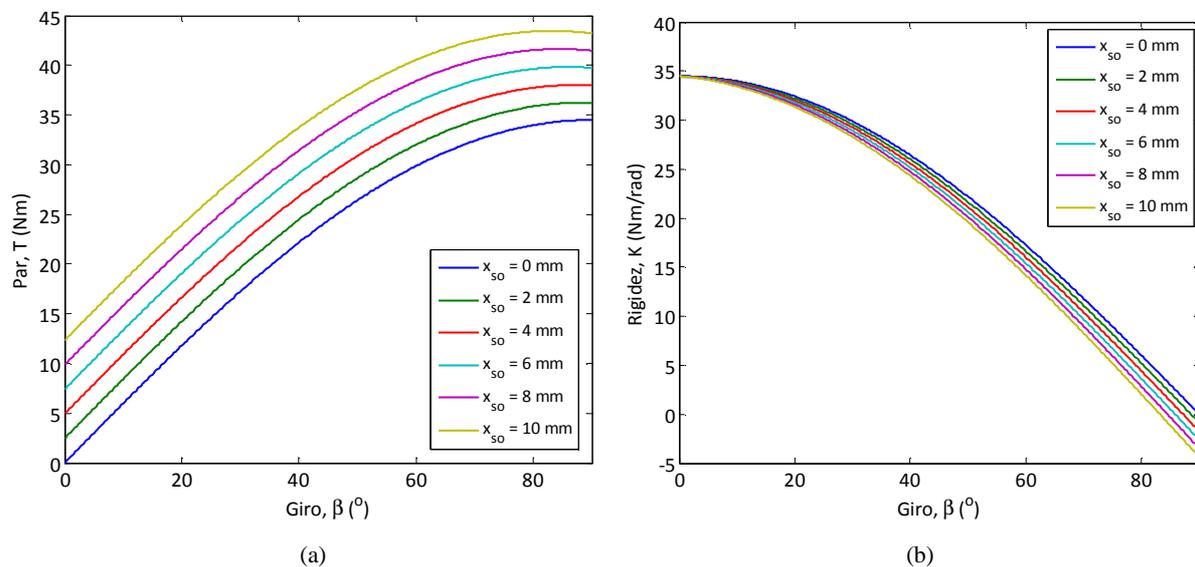


Figura 6: Par vs. giro del acoplamiento para distintas precargas del resorte (a), y rigidez vs. giro del acoplamiento para distintas precargas del resorte (b), según el modelo matemático.

4.1. Caracterización experimental del acoplamiento

La curva de par (T) del acoplamiento se ha obtenido experimentalmente en la mesa de ensayos mostrada en la figura 7(a). En la figura 7(b) se representan los resultados obtenidos para distintas precargas del resorte. En todos los casos las curvas de par muestran un primer tramo de rigidez alta, seguido de una disminución repentina en la misma con un segundo tramo de rigidez menor y aproximadamente constante. Este primer tramo de mayor rigidez se corresponde con la flexibilidad estructural de los elementos que componen el sistema, no experimentando el acoplamiento giro alguno realmente, manteniéndose éste por tanto perfectamente rígido. La pendiente del segundo tramo viene dominada por la flexibilidad del acoplamiento al iniciarse el giro del mismo, siendo ésta mucho mayor que la flexibilidad estructural del resto de elementos.

En la misma figura 7(b), junto con las curvas de par obtenidas experimentalmente se representan las curvas teóricas ofrecidas por el modelo matemático, donde se aprecia un buen ajuste entre ellas. Igualmente se observa que el par umbral obtenido experimentalmente se aproxima bastante bien al teórico. La tabla 1 recoge los valores de rigidez y par umbral calculados a partir de los datos experimentales y su valor teórico.

La caracterización experimental del acoplamiento flexible propuesto ha confirmado que se mantiene como una unión rígida para valores de carga por debajo de un umbral deseado, el cual se fijará normalmente por encima de la carga nominal del robot. Así, en condiciones normales de trabajo, el robot se comportará igual que un robot de

eslabones rígidos, y en el caso de una sobrecarga estática, debida por ejemplo a un mal posicionamiento del efector final, el acoplamiento actuará, compensando el error de posición y reduciendo las posibles sobrecargas.

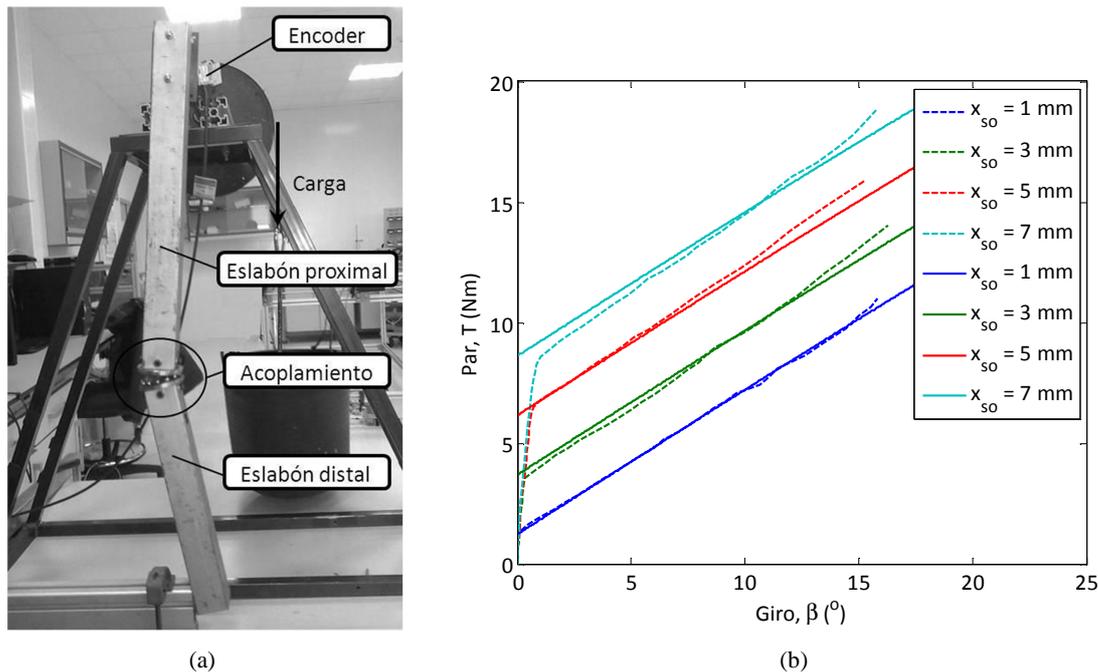


Figura 7: Mesa de ensayo para la caracterización del acoplamiento flexible (a). Par vs. giro del acoplamiento para distintas precargas del resorte. En línea discontinua curvas obtenidas a partir de datos experimentales, y en línea continua curvas según el modelo matemático (b).

Tabla 1: Rigidez y par umbral reales y teóricos del acoplamiento para distintas precargas del resorte.

Compresión inicial	1 mm	3 mm	5 mm	7 mm
Rigidez (Nm/rad)	37.1	39.6	39.3	39.2
Rigidez teórica (Nm/rad)	34.5	34.5	34.5	34.5
Par umbral (Nm)	1.32	3.53	6.30	8.26
Par umbral teórico (Nm)	1.23	3.70	6.16	8.62

5. Ensayos de impacto

Para estudiar la contribución del acoplamiento flexible en la reducción del daño en caso de impacto se han realizado varios ensayos con distinto ajuste en la carga umbral del acoplamiento y con el acoplamiento bloqueado, i.e. eslabón rígido (el acoplamiento está preparado para permitir su bloqueo). La mesa de ensayo utilizada consta de un péndulo y una cabeza *dummy* que reproduce las características del conjunto cabeza-cuello humanos [6] (figura 8(a)). El péndulo que incorpora el acoplamiento flexible es levantado un ángulo de 26° y soltado posteriormente para impactar en su posición de menor energía potencial, a una velocidad aproximada de 1.4 m/s, contra la cabeza *dummy*. La figura 8(b) representa el sistema justo al inicio del impacto, y se indican los parámetros principales, cuyos valores se recogen en la tabla 2. Se han repetido los ensayos con distintas precargas del acoplamiento y para tres relaciones de inercias entre los eslabones proximal y distal que separa el acoplamiento, para ello se han fijado distintas masas, m_p , al eslabón proximal junto al acoplamiento. Como cobertura en el contacto entre el péndulo y el *dummy* se ha utilizado una espuma de poliuretano de 12 mm de espesor y $40 \times 40 \text{ mm}^2$ de superficie de contacto. Los datos recogidos en los ensayos de impacto han sido los valores de aceleración de la cabeza *dummy*, adquirido éstos mediante un acelerómetro piezoeléctrico fijado al *dummy*.

La tabla 3 recoge los máximos valores de aceleración alcanzados en cada uno de los ensayos. Con el acoplamiento flexible activo se obtienen reducciones en la aceleración máxima respecto del caso rígido del 39%, 45%, y 55% para masas adicionales en el eslabón proximal de 0 kg, 0.9 kg y 2.7 kg respectivamente. Esta reducción en la aceleración, e igualmente por tanto en la fuerza de impacto, se hace efectiva para cualquiera de las tres precargas del resorte empleadas, encontrándose poca disminución en la aceleración de la cabeza *dummy* para las menores precargas del acoplamiento. De esta forma, incluso con la máxima compresión inicial de 7 mm del resorte se consigue una reducción en la aceleración similar al caso de compresión inicial de 1 mm. Esta

compresión de 7 mm supone un par umbral del acoplamiento de 8.26 Nm. Siendo así que, por ejemplo, un robot que incorporase este acoplamiento flexible de seguridad a 20 cm del efector final podría sostener masas de hasta 4 kg sin deformación del eslabón, mejorando en gran medida la seguridad en caso de impacto.

Tabla 2: Rigidez y par umbral reales y teóricos del acoplamiento para distintas precargas del resorte.

Parámetro	Valor
Longitud del eslabón proximal, l_1	460 mm
Masa del eslabón proximal, m_1	1.25 kg
Longitud del eslabón distal, l_2	262 mm
Masa del eslabón distal, m_2	0.75 kg
Masa adicional, m_p	[0, 0.9, 2.7] kg
Posición de la masa adicional, l_p	405 mm

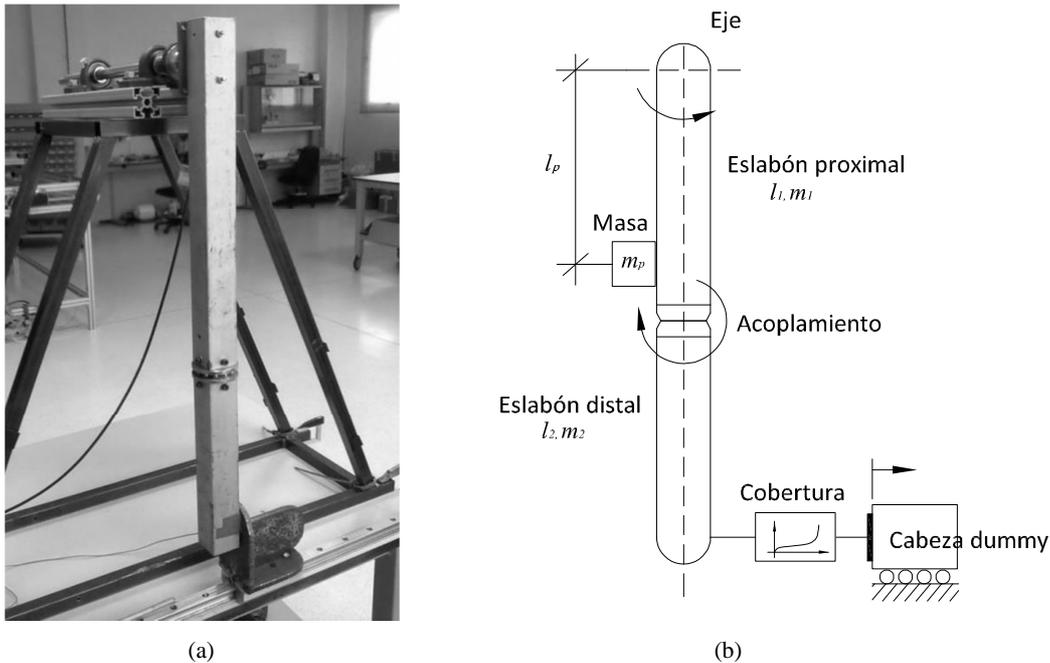


Figura 8: Mesa de ensayos de impactos con péndulo con acoplamiento flexible (a). Modelo del impacto péndulo con acoplamiento flexible - cabeza *dummy* (b).

Las curvas de aceleración respecto del tiempo de los ensayos de impacto recogidos en la tabla 3 para los casos de $m_p = 0$ kg y $m_p = 2.7$ kg se muestran en la figura 9, donde se visualiza la disminución en el primer pico de aceleración del dummy cuando el acoplamiento está en funcionamiento. Un segundo pico de menor valor aparece en este caso tras el primer impacto, estando más retrasado en el tiempo conforme la precarga del resorte disminuye.

Tabla 3: Aceleración máxima de la cabeza *dummy* para distintas configuraciones del acoplamiento y distintas masas en el eslabón proximal. Cobertura de espuma de poliuretano de 12 mm de espesor.

Acoplamiento	Aceleración de la cabeza (m/s^2)		
	$m_p = 0\text{kg}$	$m_p = 0.9\text{kg}$	$m_p = 2.7\text{kg}$
Giro bloqueado (rígido)	86.1	104.4	131.4
Compresión inicial (x_{50}) = 7 mm	56.9	58.4	64.5
Compresión inicial (x_{50}) = 3 mm	53.2	57.0	51.1
Compresión inicial (x_{50}) = 1 mm	52.6	57.2	58.5

6. Conclusiones

En este trabajo se ha propuesto un nuevo sistema de seguridad consistente en un acoplamiento rígido-flexible que divide en dos mitades el eslabón de un brazo robot. Se ha descrito el principio de funcionamiento y el modelo matemático del acoplamiento. Este nuevo mecanismo de seguridad permite un comportamiento rígido del eslabón mientras no se sobrepase un cierto valor de carga umbral establecido, siendo este umbral ajustable según las necesidades de la operación a realizar por el robot. Se han obtenido experimentalmente las curvas de par frente al giro del acoplamiento, encontrando una buena correspondencia con las curvas calculadas a partir del modelo matemático. Los ensayos de impacto realizados en el banco de pruebas confirman una disminución en la

aceleración de la cabeza de hasta el 55% con el uso del acoplamiento flexible, planteándose éste como una alternativa a considerar en el desarrollo de nuevos robots seguros.

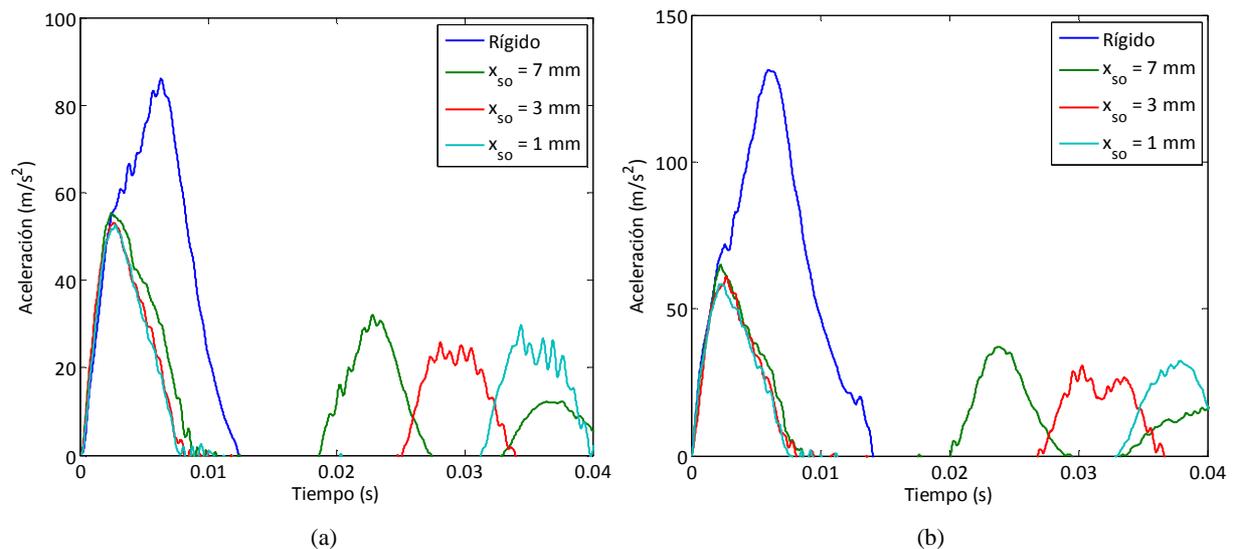


Figura 9: Aceleración del dummy para distintas configuraciones del acoplamiento: sin masa adicional en el eslabón proximal, $m_p = 0$ kg (a), y con masa adicional en el eslabón proximal, $m_p = 2.7$ kg (b).

7. Referencias

- [1] A. De Santis, B. Siciliano, A. De Luca, A. Bicchi. An atlas of physical human-robot interaction. *Mechanism and Machine Theory*, 43:3, (2008), 253-270.
- [2] V. Feliu. Robots flexibles: hacia una generación de robots con nuevas prestaciones. *Revista Iberoamericana de Automática e Informática*, 3:3, (2006), 24-41.
- [3] H. S. Kim, J. J. Park, J. B. Song. Safe joint mechanism using double slider mechanism and spring for humanoid robot arm. *IEEE-RAS International Conference on Humanoid Robots*, Daejeon, Korea, (2008), 73-78.
- [4] S. S. Yoon, S. Kang, S. K. Yun, S. J. Kim, Y. H. Kim, M. Kim. Safe arm design with MR-based passive compliant joints and visco-elastic covering for service robot applications. *Journal of Mechanical Science and Technology*, 19:10, (2005), 1835-1845.
- [5] T. Sugaiwa, H. Iwata, S. Sugano. Shock absorbing skin design for human-symbiotic robot at the worst case collision. *IEEE-RAS International Conference on Humanoid Robots*, Daejeon, Korea, (2008), 481-486.
- [6] J. López, D. García, A. Giménez, J. L. Torres. A flexible multibody model of a safety robot arm for experimental validation and analysis of design parameters. *ASME Journal of Computational and Nonlinear Dynamics*, 9:1, (2014), 011003.1-10.
- [7] S. Haddadin, A. Albu-Schäffer, O. Eiberger, G. Hirzinger. New insights concerning intrinsic joint elasticity for safety. *IEEE/RSJ 2010 International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*, Taipei, Taiwan, (2010), 2181-2187.
- [8] V. R. Ham, T. G. Sugar, B. Vanderborght, K. W. Hollander, D. Lefeber. Compliant actuator designs: Review of actuators with passive adjustable compliance/controllable stiffness for robotic applications. *IEEE Robotics and Automation Magazine*, 16:3 (2010), 81-94.
- [9] J. López, A. Giménez, D. García, A. Jardón, C. Balaguer. Diseño y simulación de un actuador de rigidez variable. *XIX Congreso Nacional de Ingeniería Mecánica*, Castellón, España, (2012).
- [10] J. J. Park, H. S. Kim, J. B. Song. Safe robot arm with safe joint mechanism using nonlinear spring system for collision safety. *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, Kobe, Japan, (2009) 3371-3376.
- [11] J. J. Park, B. S. Kim, J. B. Song, H. S. Kim. Safe link mechanism based on nonlinear stiffness for collision safety. *Mechanism and Machine Theory*, 43:10, (2007), 1332-1348.