

Jornadas de Automática

Control Óptimo de Grúa Torre Subactuada de 5GDL

Alejandro Noci^a, Francisco R. Rubio^{a,*}

^aDpto. de Ingeniería de Sistemas y Automática, Universidad de Sevilla, Avda. Camino de los Descubrimientos s/n. 41092, Sevilla, España.

To cite this article: Noci, A, Rubio, F.R. 2026. Optimal Control of 5GDL Subactuated Tower Crane. Jornadas de Automática, 47. <https://doi.org/10.17979/ja-cea.2026.47.13711>

Resumen

Este trabajo consiste en el modelado desde cero de una grúa torre de cinco grados de libertad subactuada, tanto desde el punto de vista cinemático como dinámico. Además, se ha realizado un generador de trayectorias parametrizable en función del tipo de trayectoria que se quiera, el tiempo de movimiento o la precisión en el mismo.

Para el modelo dinámico se ha empleado la formulación de Euler-Lagrange, que posteriormente se ha empleado como si fuese el sistema real en las simulaciones. Dicho modelo se ha simplificado mediante linealización por Jacobianos, enfocada en la extracción del espacio de estados del sistema, y por tanto, orientada al control MIMO.

Con el modelo linealizado se han sintonizado controladores de tipo LQR y MPC, que resuelven de forma óptima el valor de las señales de control para los pesos asignados. Con ellos se han realizado pruebas de seguimiento de trayectoria, de rechazo a perturbaciones y de robustez.

Palabras clave: Teoría de control óptimo, Control Robusto, Control Predictivo, Análisis de robustez, Modelado, Control Automático, Aplicación de Diseño y Análisis no lineal.

Optimal Control of 5GDL Subactuated Tower Crane

Abstract

This work consists of modelling from scratch a tower crane with five degrees of freedom, which is underactuated, from both a kinematic and dynamic perspective. In addition, a parametric trajectory generator has been developed depending on the type of trajectory wished, the duration of the movement or the precision of it.

The dynamic model has been obtained from the formulation of Euler-Lagrange that later has been used as the real system in the simulations. The model has been made linear by Jacobians, directed to the extraction of the state space of the system, and therefore focused on MIMO control.

From the simplification, the controls that have been tuned LQR and MPC types, that solve optimally the values of the control signals depending on the weighs applied. These controls have been tested in trajectory pursuit, disturbance rejection and robustness analysis.

Keywords: Optimal control theory, Robust control, Predictive control, Robustness analysis, Modeling, Automatic control, Application of nonlinear analysis and design.

1. Introducción

En el panorama actual de la automatización, el avance tecnológico no es uniforme entre sectores, condicionado por la naturaleza de las tareas y las habilidades requeridas.. Según la OECD (Lassébie and Quintini (2022)), la construcción po-

see un alto potencial de automatización, mientras que McKinsey & Company (McKinsey Global Institute (2017)) la sitúa en una madurez intermedia. Esta adopción afronta retos únicos frente a la manufactura tradicional debido a que las obras son entornos poco estructurados e imprevisibles (Paras-

*Autor para correspondencia: rubio@us.es

Dpto. de Ingeniería de Sistemas y Automática, Universidad de Sevilla,

Attribution-NonCommercial-ShareAlike 4.0 International (CC BY-NC-SA 4.0)

cho (2023)).

Las grúas torre representan un elemento crítico para el transporte de cargas pesadas en ingeniería civil y logística. El principal desafío técnico de estos sistemas radica en su naturaleza subactuada: poseen menos actuadores de control que grados de libertad. Las oscilaciones resultantes, inducidas por la inercia o perturbaciones externas, no solo merman la eficiencia operativa, sino que suponen un riesgo elevado para la seguridad. Aunque existen sistemas comerciales de ayuda, como el *anti-sway*, la automatización completa sigue siendo un reto de control complejo.

El presente trabajo se centra en el estudio de una grúa torre modelada como un sistema de 5 grados de libertad. La configuración mecánica comprende una articulación rotacional para el giro de la torre, una prismática para el desplazamiento del carro y un mecanismo de elevación para el cable. La complejidad dinámica reside en los dos grados de libertad rotacionales adicionales de la carga, que deben ser gestionados indirectamente a través de las variables manipulables. El flujo de trabajo y la metodología de modelado siguen las pautas establecidas en (Barrientos (2012)), abordando el control básico necesario para sistemas manipuladores de esta complejidad.

2. Modelado del sistema

Para caracterizar el sistema y conocer la transformación entre variables articulares y coordenadas cartesianas, así como su respuesta ante fuerzas y pares, se desarrollan los modelos cinemático y dinámico, simplificando el cable como un péndulo esférico.

2.1. Modelo cinemático

El modelo cinemático se divide en dos partes; la cinemática directa, la cual expresa cuáles serán los valores de la posición y de la orientación, es decir, $\{x, y, z, \theta, \phi, \psi\}$, en función de los valores de las variables articulares. Por otro lado, se encuentra la cinemática inversa, que deriva de la cinemática directa, debido a que esta expresa justamente la relación inversa; el valor de las variables articulares en función de los valores de la posición y la orientación.

2.1.1. Cinemática directa

Se utiliza el algoritmo de Denavit-Hartenberg (Cortés (2008)), basado en el cambio de base por matrices de transformación. La posición y orientación de los ejes según este método es:

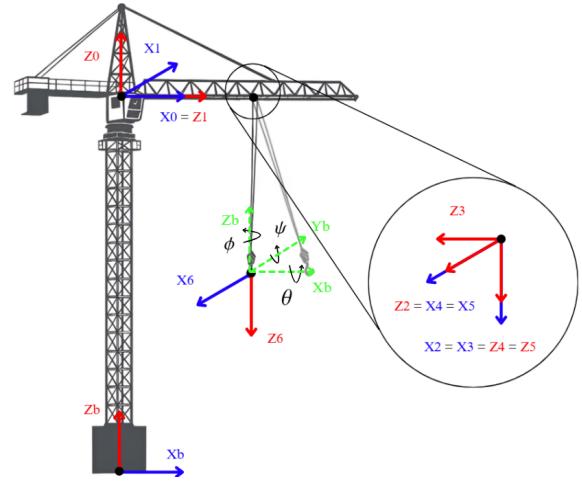


Figura 1: Disposición de ejes según Denavit-Hartenberg¹

De dicha disposición se extrae la tabla de Denavit-Hartenberg correspondiente, sabiendo que q_i con $i = 1, \dots, 5$ corresponden al giro de la grúa sobre su torre, al desplazamiento del carrito, a los dos giros del péndulo esférico y a la elongación del cable correspondientemente:

Tabla 1: Tabla de Denavit-Hartenberg

Eslabón	θ	a	d	α
0	0	$L0$	0	0
1	$q_1 + \frac{\pi}{2}$	0	0	$\frac{\pi}{2}$
2	$-\frac{\pi}{2}$	$L1A + q_2$	0	$\frac{\pi}{2}$
3	q_3	0	0	$\frac{\pi}{2}$
4	$q_4 + \frac{\pi}{2}$	0	0	$\frac{\pi}{2}$
5	0	q_5	0	0
6	0	$L2$	0	0

Las dimensiones fijas son $L0$ (altura), $L1A$ (desplazamiento inicial del carro) y $L2$ (distancia inicial del cable).

La transformación completa de la base al extremo final es (T_{B6}), siendo la posición en función de las variables articulares y la orientación en ángulos de Euler RPY, la siguiente:

$$x = \cos(q_1)(L1A + q_2) + (L2 + q_5)(\sin(q_1)\sin(q_4) + \cos(q_1)\cos(q_4)\sin(q_3)) \quad (1)$$

$$y = \sin(q_1)(L1A + q_2) - (L2 + q_5)(\cos(q_1)\sin(q_4) - \cos(q_4)\sin(q_1)\sin(q_3)) \quad (2)$$

$$z = L0 - \cos(q_3)\cos(q_4)(L2 + q_5) \quad (3)$$

$$\phi = \arctan(r_{21}, r_{11}) \quad (4)$$

¹Los ejes Y siguen la regla de la mano derecha. Los orígenes de 3, 4 y 5 son coincidentes

$$\theta = \arctan(-r_{31}, \sqrt{r_{11}^2 + r_{21}^2}) \quad (5)$$

$$\psi = \arctan(r_{32}, r_{33}) \quad (6)$$

Donde:

- $r_{11} = T_{B6}(1, 1) = \cos(q_4) \sin(q_1) - \cos(q_1) \sin(q_3) \sin(q_4)$
- $r_{21} = T_{B6}(2, 1) = -\cos(q_1) \cos(q_4) - \sin(q_1) \sin(q_3) \sin(q_4)$
- $r_{31} = T_{B6}(3, 1) = \cos(q_3) \sin(q_4)$
- $r_{32} = T_{B6}(3, 2) = -\sin(q_3)$
- $r_{33} = T_{B6}(3, 3) = -\cos(q_3) \cos(q_4)$

2.1.2. Cinemática inversa

Las componentes conocidas son x, y, z, θ, ψ y ϕ . Se muestra la resolución de las variables q_3, q_4 y q_1 definiendo las componentes de la matriz M_{RPY} (matriz de rotación en función de los ángulos de Euler RPY) como variables, al igual que se hizo con T_{B6} anteriormente. Con estas variables, si se observa (3), se puede obtener la variable q_5 directamente. Finalmente, la variable q_2 se definirá en base a (1) y (2).

$$q_1 = \arctan(-r_{22}, -r_{12}) \quad (7)$$

$$q_2 = \sin(q_1) (y - r_{23} (L_2 + q_5)) - L1A + \cos(q_1) (x - r_{13} (L_2 + q_5)) \quad (8)$$

$$q_3 = \arctan(-r_{32}, \pm \sqrt{r_{31}^2 + r_{33}^2}) \quad (9)$$

$$q_4 = \arctan(r_{31}, -r_{33}) \quad (10)$$

$$q_5 = \frac{L0 - z}{\cos(q_3) \cos(q_4)} - L2 \quad (11)$$

Donde:

- $r_{12} = M_{RPY}(1, 2) = \cos(\phi) \sin(\psi) \sin(\theta) - \cos(\psi) \sin(\phi)$
- $r_{13} = M_{RPY}(1, 3) = \sin(\phi) \sin(\psi) + \cos(\phi) \cos(\psi) \sin(\theta)$
- $r_{22} = M_{RPY}(2, 2) = \cos(\phi) \cos(\psi) + \sin(\phi) \sin(\psi) \sin(\theta)$
- $r_{23} = M_{RPY}(2, 3) = \cos(\psi) \sin(\phi) \sin(\theta) - \cos(\phi) \sin(\psi)$
- $r_{31} = M_{RPY}(3, 1) = -\sin(\theta)$
- $r_{32} = M_{RPY}(3, 2) = \cos(\theta) \sin(\psi)$
- $r_{33} = M_{RPY}(3, 3) = \cos(\psi) \cos(\theta)$

2.1.3. Comprobación del modelo cinemático

Para validar las cinemáticas directa e inversa, se asignaron valores numéricos a las dimensiones de la grúa, obtenidos de un proyecto de diseño de una grúa torre (Ramírez (2011)). L0 es igual a 45 m, L1A a 17.5 m y L2 mide 15 m.

Se ha desarrollado un programa capaz de generar trayectorias rectas y circulares a altura variable. La orientación deseada se definió manteniendo constantes los ángulos de *roll* y *pitch*, mientras que la guiñada depende de la orientación de la pluma:

$$\phi_{des} = \text{atan2}(y, x) - \frac{\pi}{2}, \quad \theta_{des} = 0, \quad \psi_{des} = -\pi$$

Se representa el resultado de una trayectoria recta deseada y se muestra junto a la real:

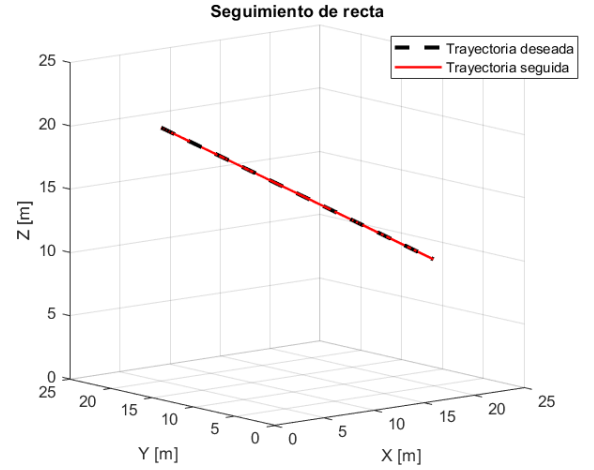


Figura 2: Trayectoria recta y seguimiento

2.2. Modelo Dinámico

Para obtener el modelo dinámico, se hará uso de la formulación de Newton-Euler. Es un método vectorial recursivo que analiza el equilibrio de fuerzas y momentos en cada eslabón individualmente. Aplica la Segunda Ley de Newton para la traslación y la Ecuación de Euler para la rotación.

$$\sum F = \frac{d}{dt} (m \cdot v) \quad (12)$$

$$\sum T = \frac{d}{dt} (I \cdot \omega) = I \cdot \dot{\omega} + \omega \times (I \cdot \omega) \quad (13)$$

$$\underbrace{(M(q) + R^2 \cdot J_m)}_{M_a(q)} \ddot{q} + \underbrace{(C(q, \dot{q}) + R^2 \cdot B_m)}_{V_a(q, \dot{q})} \dot{q} + G(q) = \tau \quad (14)$$

Para la construcción del modelo dinámico, se asume carga nula, peso del carro despreciable y, basado en (Ramírez (2011)), se tiene; un radio de sección equivalente de $R = 1,2$ m y el contrapeso simplificado como masa puntual a una distancia de la torre $L_{cp} = 10$ m. Las masas son: torre (M_0) 7991,3 kg, pluma (M_1) 1236 kg, contrapeso (M_{cp}) 7400 kg y cable (M_5) 40 kg. Los parámetros de los motores se extrajeron de fichas técnicas y los coeficientes de fricción (B_m) se estimaron mediante ensayos en vacío (Kim et al. (2014)), evaluando las pérdidas mecánicas (P_{ml}):

- **Relaciones de reducción:** $R_1 = 94,21$; $R_2 = 91,53$; $R_5 = 177$.
- **Momentos de inercia** ($J_m \cdot 10^{-4} \text{ kg} \cdot \text{m}^2$): $J_{m1} = 360$; $J_{m2} = 34$; $J_{m5} = 270$.
- **Fricción viscosa** ($B_m \text{ N} \cdot \text{m}/(\text{rad}/\text{s})$): $B_{m1} = 0,191$; $B_{m2} = 0,042$; $B_{m5} = 0,130$.

3. Control dinámico

A lo largo de este apartado, se explicarán las trayectorias generadas, se evaluará el desempeño del control LQR y MPC frente a tres escenarios principales: el seguimiento de trayectorias, el rechazo de perturbaciones externas y, por último, un análisis de robustez.

3.1. Generación de trayectorias

Se ha optado por un enfoque que permite el uso de trayectorias punto a punto coordinadas (isócronas). A partir de la cinemática inversa y la validación de los puntos inicial y final, el sistema permite generar puntos intermedios mediante tres modalidades principales; una interpolación lineal articular, la posibilidad de una línea recta cartesiana y de una parábola cartesiana.

Debido a las restricciones mecánicas y a la necesidad de evitar movimientos bruscos, se ha seleccionado un interpolador cúbico (spline de tercer orden). Este permite imponer condiciones de contorno en posición y velocidad en cada tramo. La formulación empleada para cada intervalo $[t^i, t^{i+1}]$ es:

$$q(t) = a + b(t - t^i) + c(t - t^i)^2 + d(t - t^i)^3 \quad (15)$$

Para garantizar la suavidad del movimiento y proteger los actuadores, se ha implementado un método de cálculo de velocidades de paso que asegura la continuidad de la aceleración. Este proceso requiere resolver un sistema de ecuaciones matriciales para las velocidades intermedias ($\dot{q}^i$). Para que el sistema sea compatible y determinado, se definen las velocidades en los extremos del movimiento ($\dot{q}^1$ y $\dot{q}^k$), habitualmente con valor cero.

3.2. Desarrollo de técnicas de control

Las técnicas de control empleadas en este trabajo se centran en el control óptimo de sistemas lineales; se ha linealizado mediante jacobianos para extraer el espacio de estados correspondiente. El punto de operación considerado es:

$$\begin{aligned} q_1 &= \frac{\pi}{5} \text{ rad}; & q_2 &= 14 \text{ m}; & q_3 &= \frac{\pi}{18} \text{ rad}; \\ q_4 &= \frac{\pi}{18} \text{ rad}; & q_5 &= 24 \text{ m}. \end{aligned}$$

3.2.1. LQR: Regulador Cuadrático Lineal

En el desarrollo del LQR es necesario definir las matrices Q (coste de los estados) y R (coste de las señales de control) para la función de coste. Para equilibrar la importancia de los estados y las señales de control, se aplica la Regla de Bryson (Nocoñ et al. (2022)). Esta permite establecer valores iniciales para las diagonales de las matrices siguiendo la relación:

$$Q_{ii} = \frac{1}{x_{\max ii}^2}, \quad R_{ii} = \frac{1}{u_{\max ii}^2}$$

En este modelo, la regla se aplica específicamente a la matriz R para compensar las grandes diferencias entre las señales de control (τ_1, τ_2, τ_5). Por otro lado, la matriz Q se ha ajustado de forma empírica:

Caso A: (Calculado a partir de los valores máximos $u_{\max} = [5 \cdot 10^6 \text{ N} \cdot \text{m}, 50 \text{ N}, 500 \text{ N}]$):

$$\text{diag}(R) = [4,0 \times 10^{-14} \quad 0,0004 \quad 4,0 \times 10^{-6}]$$

$$\text{diag}(Q) = \begin{bmatrix} 700 & 700 & 50 & 50 & 700 \dots \\ 1000 & 1000 & 1000 & 1000 & 1000 \end{bmatrix}$$

En caso de que este controlador sea muy agresivo, se propone otro en el que se utilizará la matriz R para reducir las señales

de control. Se multiplicará por cien y, además, se reducirá la señal máxima de q_1 :

Caso B:

$$\text{diag}(R) = [4,0 \times 10^{-10} \quad 0,04 \quad 4,0 \times 10^{-4}]$$

Cuando se han definido las matrices, se resuelve la ecuación correspondiente al LQR (Álvarez (1994)), y se extrae una ganancia K que se implementa como : $u = -K \cdot x$.

3.2.2. MPC: Control Predictivo basado en Modelo

A la hora de usar el MPC es necesario utilizar más parámetros, entre ellos un escalado interno. También se hace uso de Q y R ; sin embargo, las diferencias con el LQR radican en que R queda inutilizado debido al escalado con Bryson; mientras que con el MPC, al dar valores a R empeora el error de los estados. Se aumentan los valores de Q correspondientes a los cinco primeros estados para ser más restrictivos. La primera configuración a usar será:

- Horizonte de predicción: 100 pasos (3 segundos).
- Horizonte de control: 4 pasos (0,12 segundos).
- Tiempo de discretización: 0,03 segundos.
- Restricciones sobre las variables manipuladas:
 - Motor de giro: $[-5 \times 10^6, 5 \times 10^6] \text{ Nm}$.
 - Motor del carro: $[-500, 500] \text{ N}$.
 - Motor de elevación: $[-1000, 1000] \text{ N}$.
- Valores de escalado de las variables manipuladas:
 - Motor de giro: 5×10^6
 - Motor del carro: 500
 - Motor de elevación: 1000
- Restricciones sobre las salidas:
 - Posición del carrito: $[-12, 14]$.
 - Longitud del cable: $[-14, 24]$.
 - Ángulos del péndulo: $[-\frac{\pi}{3}, \frac{\pi}{3}]$.

- Matriz de pesos de las salidas (Q):

$$Q = \text{diag}(3000 \quad 3000 \quad 500 \quad 500 \quad 3000 \dots \\ 1000 \quad 1000 \quad 2000 \quad 2000 \quad 1000)$$

- Matriz de pesos de las variables manipuladas (R):

$$R = \text{diag}(0, 1, 0, 1, 0, 1)$$

- Matriz de pesos sobre la variación de la señal de control (Δu):

$$R_{\Delta} = \text{diag}(150, 150, 150)$$

Se observa que se añade la matriz R_{Δ} para limitar la agresividad del control, ya que actúa sobre la derivada de la acción de control. Esto hará que se noten movimientos más suaves que en el LQR.

Si se quiere suavizar la acción de control; se cambia el tiempo de discretización a 0,5 segundos, el horizonte de predicción a 10 pasos (5 segundos), el de control a 3 pasos (1,5 segundos) y las matrices relativas a la señal de control:

$$R = \text{diag}(100, 100, 100) \quad R_{\Delta} = \text{diag}(1, 1, 1)$$

4. Resultados

En este apartado se mostrarán los resultados para cada uno de los casos comentados previamente.

4.1. Seguimiento de trayectorias

El LQR Caso A muestra elevadas oscilaciones en errores y señales de control (particularmente en q_1). En cambio, el LQR suavizado (Caso B, Fig. 3) estabiliza notablemente las variables y el control a costa de un ligero incremento del error.

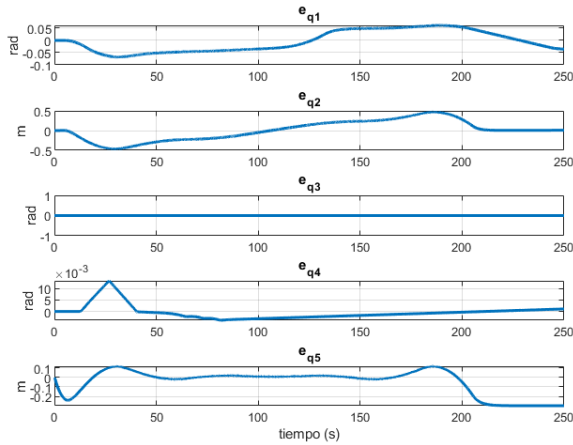


Figura 3: Errores en las articulaciones. LQR suavizado

El MPC también muestra oscilaciones en la acción de control que se eliminan por completo al aplicar la configuración suavizada (Fig. 4). Además, el MPC suavizado también estabiliza los estados en comparación al original. En general, los errores con respecto al LQR aumentan mínimamente.

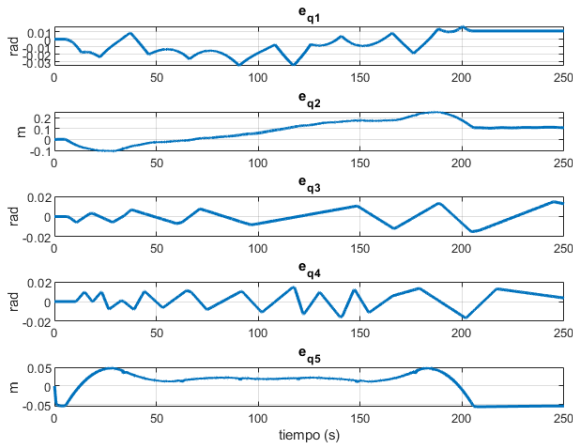


Figura 4: Errores en las articulaciones. MPC suavizado

4.2. Rechazo de perturbaciones

Se modela la acción del viento según la norma UNE 58113:1985 Martínez Ribes (2016), que, según los datos de la grúa y teniendo en cuenta que se considera una celosía, genera una perturbación en q_1 de 312,375 kNm. Para el gancho ($m = 2,5$ kg), la perturbación más crítica que genera sobre el péndulo es de 28,7 Nm. Las perturbaciones del péndulo se implementan como ráfagas trapezoidales, 10 s de subida, se mantienen 10 s y desaparecen hasta que se repita el ciclo a los

170 s. La de q_1 es igual, pero a destiempo para ver la acción sobre cada una por separado.

El control LQR corrige perfectamente la perturbación del giro de la grúa, pero no es capaz de amortiguar las oscilaciones. El péndulo oscila bastante en ambos casos y no se amortigua en ningún momento.

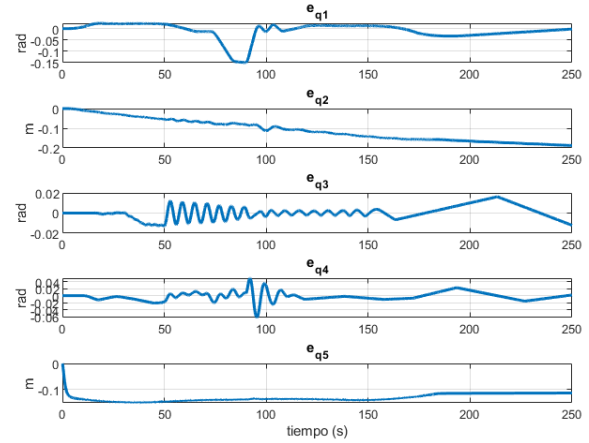


Figura 5: Errores en las articulaciones. MPC con perturbaciones

En el caso A del MPC (Figura 5), no corrige la perturbación de q_1 hasta que desaparece. En cambio, se observa perfectamente como se atenúa la oscilación del péndulo, ya que es capaz de ver su evolución gracias a la predicción con modelo.

Con el caso B del MPC suavizado, ocurre prácticamente lo mismo que con el anterior, simplemente se tarda más en rechazar la oscilación debido a que el control en sí es más lento.

4.3. Análisis de robustez

Únicamente se asigna una masa de 2 toneladas al extremo del modelo dinámico simbólico y se aplican los mismos controladores.

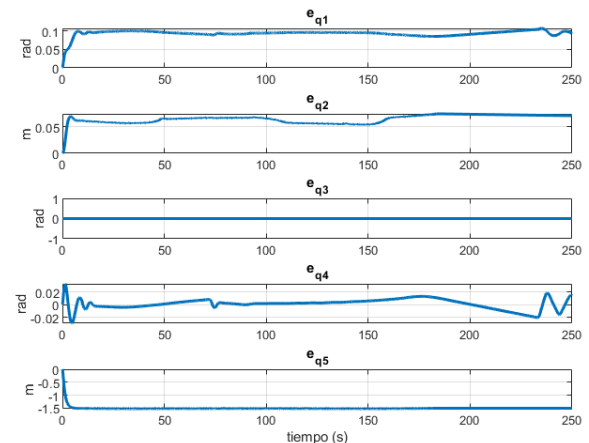


Figura 6: Errores en las articulaciones. LQR robusto

El caso A del LQR (Figura 6), se adapta perfectamente al aumento de masa y, por tanto, de fuerza en la articulación 5. Únicamente sufre una desviación mayor al inicio de la simulación.

En el caso B (LQR suavizado), ocurre igual que con el anterior LQR, pero al ser más lento, tarda más en recuperarse del desvío inicial que produce un error en el eje Z de 15 metros. Esto es inadmisiblemente.

El MPC, con la configuración que tiene, no es robusto. Se debe principalmente al límite y el escalado de la variable q_5 , que se aumenta a 50 kN. Hay que tener en cuenta que esa masa genera una fuerza hacia abajo de alrededor de 20 kN. Una vez se aplica este cambio, no debería afectar a las pruebas anteriores. Ambas sintonizaciones, tanto la suave como la rápida, tienen un comportamiento muy parecido, a diferencia del LQR.

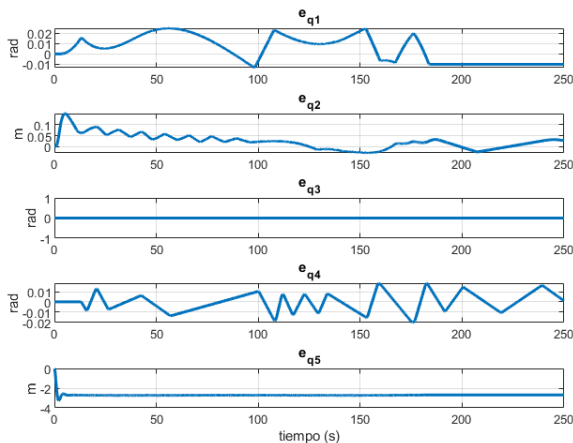


Figura 7: Errores en las articulaciones. MPC suavizado robusto

4.4. Cambio de trayectoria

Todas las pruebas previas se realizaron con la misma trayectoria; sin embargo, al cambiarla por otra distinta, los controladores actúan de forma muy parecida. La trayectoria utilizada realizaba un movimiento interpolado en variables articulares, ascendente y en sentido antihorario, mientras que la prueba al cambio de trayectoria se realizó con una línea recta en coordenadas cartesianas, descendente y en sentido horario.

Conclusiones

Este trabajo hace un estudio inicial de los controladores LQR y MPC sobre un sistema subactuado, demostrando que el control LQR ofrece una mayor robustez y un mejor seguimiento frente a cambios de masa gracias a la regla de Bryson y a los límites de fuerza impuestos, superando la falta de robustez inicial del MPC. Sin embargo, el LQR es incapaz de mitigar las oscilaciones del péndulo ante ráfagas de viento, mientras que el MPC corrige eficazmente estas perturbaciones gracias a su horizonte de predicción, aunque muestra debilidad ante imprevistos en las variables actuadas.

Como líneas de trabajo futuro para aproximar el sistema al comportamiento real, se plantea aplicar mecanismos de estimación de estados (observadores), añadir control adaptativo, estudiar de nuevas técnicas de linealización o implemen-

tar el control predictivo no lineal basado en modelo (NMPC). Además permiten solventar la falta del robustez del MPC ante cambios de masa. El hecho que el control se base en el modelo es idóneo para este sistema, gracias a que es capaz de rechazar las oscilaciones del cable, el punto más crítico de una grúa.

El control LQR puede pasar a un segundo plano; en cambio, si se quisiera mejorar, sería necesario implementar observadores de las perturbaciones del viento en el cable o aplicar estrategias no lineales de control.

Agradecimientos

Debo agradecer su apoyo, ayuda y confianza en la persona que ha dirigido este trabajo, Francisco Rodríguez Rubio. Gracias a él y sus ánimos, he podido ser parte de esta gran experiencia de presentar un artículo en las Jornadas de Automática.

Referencias

- Álvarez, F. G., 1994. Contribuciones al problema del control óptimo. Ph.D. thesis, Universidad de Sevilla.
- Barrientos, A., 2012. Fundamentos de robótica, 2nd Edition. McGraw-Hill España, Madrid, [En Línea].
URL: <https://elibro.net/es/ereader/bibliotecaus/50193?page=164>
- Cortés, J. C., marzo 2008. La representación de Denavit-Hartenberg. Material docente, Universidad de Sevilla.
URL: <https://personal.us.es/jcortes/Material/Material.htm>
- Kim, D.-J., Choi, J.-H., Chun, Y.-D., Koo, D.-H., Han, P.-W., 2014. The study of the stray load loss and mechanical loss of three phase induction motor considering experimental results. Journal of Electrical Engineering and Technology 9 (1), 121–126.
URL: <https://www.koreascience.kr/article/JAK0201401671902952.page>
DOI: 10.5207/JIEIE.2014.28.1.069
- Lassébie, J., Quintini, G., 2022. What skills and abilities can automation technologies replicate and what does it mean for workers?: New evidence. OECD Social, Employment and Migration Working Papers 282, OECD Publishing, Paris.
URL: <https://doi.org/10.1787/646aad77-en>
DOI: 10.1787/646aad77-en
- Martínez Ribes, D., julio 2016. Diseño y cálculo de la estructura de una grúa pórtico de 50 t de capacidad y 50 m de luz. Trabajo de fin de grado, Universitat Jaume I, Castellón de la Plana.
- McKinsey Global Institute, enero 2017. Un futuro que funciona: Automatización, empleo y productividad. Resumen ejecutivo, McKinsey & Company.
URL: <https://www.mckinsey.com/featured-insights/digital-disruption/harnessing-automation-for-a-future-that-works>
- Nocoñ, , Grzyb, M., Szmidt, P., Koruba, Z., Nowakowski, , 2022. Control analysis with modified LQR method of anti-tank missile with vectorization of the rocket engine thrust. Energies 15 (1), 356.
URL: <https://www.mdpi.com/1996-1073/15/1/356>
DOI: 10.3390/en15010356
- Parascho, S., 2023. Construction robotics: From automation to collaboration. Annual Review of Control, Robotics, and Autonomous Systems 6 (1), 183–204.
URL: <https://doi.org/10.1146/annurev-control-080122-090049>
DOI: 10.1146/annurev-control-080122-090049
- Ramírez, A. M., 2011. Diseño y cálculo de una grúa torre. Acceso abierto.
URL: <https://upcommons.upc.edu/entities/publication/094cab97-9299-4d1d-9628-bf159621843a>