

Análisis del comportamiento de los robots articulados de seis grados de libertad en operaciones de mecanizado

**Eugenio Ferreras-Higuero¹, Mónica Villaverde-San José², José Ríos-Chueco³, Erardo Leal-Muñoz⁴,
Antonio Vizán-Idoipe⁵**

¹Departamento de Ingeniería Mecánica, Universidad Politécnica de Madrid, España. Email: eugenio.ferreras@pmrobots.com

²Departamento de Ingeniería Mecánica, Universidad Politécnica de Madrid, España. Email: monica.villaverde@upm.es

³Departamento de Ingeniería Mecánica, Universidad Politécnica de Madrid, España. Email: jose.rios@upm.es

⁴Departamento de Ingeniería Mecánica, Universidad de La Frontera, Chile. Email: erardo.leal@ufroterra.cl

⁵Departamento de Ingeniería Mecánica, Universidad Politécnica de Madrid, España. Email: antonio.vizan@upm.es

Resumen

Se pretende mejorar la productividad de las células de mecanizado mediante una redistribución de tareas entre centros de mecanizado y robot. Se establece la capacidad real de trabajo del robot considerando las fuerzas del proceso y la precisión del producto a fabricar mediante el modelado de su comportamiento.

La reasignación se realiza determinando el comportamiento del robot en el área de trabajo y dónde se producen los mejores resultados en la dirección de mecanizado. Se obtiene la posible reasignación de operaciones, el punto de posicionamiento y la orientación de la pieza. Es necesario disponer de un modelo de estimación de las solicitudes del robot, siendo, esta información de entrada modificada, a partir de la realimentación del robot.

Los resultados del modelado del proceso completo y de los ensayos realizados muestran que las características del proceso y el punto del área de trabajo están influenciados significativamente por las fuerzas de corte.

Palabras clave: robot, mecanizado, precisión, sistemas multicuerpo

Abstract

The aim is to improve the productivity of the machining cells through a redistribution of tasks between machining centers and robot. The real working capacity of the robot is established considering the forces of the process and the precision of the product to be manufactured by modeling its behavior.

The reallocation is performed by determining the behavior of the robot in the work area and where the best results are produced in the machining direction. The possible reallocation of operations, the positioning point and the orientation of the part are obtained. It is necessary to have an estimation model of the robot requests, being, this input information modified, from the robot feedback.

The results of the modeling of the complete process and the tests performed show that the process characteristics and the point of the work area are significantly influenced by the cutting forces.

Keywords: robot, machining, precision, multibody systems.

1. Introducción

El abanico de posibilidades y expectativas de las aplicaciones robóticas en tareas de mecanizado y pre-mecanizado se refleja en la gran colección de

revisiones y artículos de la literatura especializada [1], [2], [3], [4], [5].

Los principales retos a los que se enfrenta el mecanizado con robots frente al mecanizado con

máquinas herramienta siguen siendo, a día de hoy [6], la caracterización de la rigidez [7], [8] y la configuración del robot [9], [10], la planificación y la dinámica de la trayectoria, la vibración durante el mecanizado [11], [12] y la deformación y compensación del robot [13].

En robots colaborativos para tareas de alta precisión de ensamblaje, la mejora de la repetibilidad con la configuración, el nivel de pares exteriores y la influencia térmica es estudiado [14].

La calibración de los robots para poder identificar y compensar errores en los parámetros de los robots es usada para obtener métodos lo más eficientes y precisos posibles [15]. El efecto de la velocidad en deformaciones cuasiestáticas en varios robots es estudiado por su influencia en la calibración [16].

La rigidez de los eslabones, en comparación con la de los accionamientos, suele despreciarse, por norma general, en los modelos [17]. Sin embargo, hay trabajos que la consideran y se centran en su determinación, estableciendo métodos de medición directos durante el proceso de mecanizado [18].

Con respecto a la variación de los parámetros reales de mecanizado durante el movimiento del robot, la mejora en su estabilidad es realizada aprovechando la redundancia de los robots [17], [18].

En operaciones de fresado con robots, los trabajos se centran en la estimación de fuerzas a partir de la medición de la corriente de los accionamientos [21], desviaciones en trayectoria y rugosidad. Con respecto al modelado del proceso de mecanizado, se usa con el fin de compensar desviaciones [22].

Se suelen utilizar modelos basados en sistemas multicuerpo (MBS) con formulación Denavit-Hanterberg [23], mucho menos eficiente por su elevado número de ecuaciones y sin sentido físico inmediato de sus resultados. Un trabajo basado en esa formulación [24] obtiene resultados satisfactorios al aplicar una fuerza constante, aunque sin considerar interacciones con el proceso ni modificación de las desviaciones del robot cuando las fuerzas del proceso se ven afectadas por la propia desviación del robot.

Una forma de analizar la adecuación de si un robot es capaz de realizar una operación de mecanizado, minimizando el uso de costosas pruebas, es mediante un modelo eficaz que simule, fuera de línea, su comportamiento dinámico.

Por este motivo, se ha desarrollado un modelo completo de un robot de seis grados de libertad utilizando el método multicuerpo con coordenadas

naturales mixtas (MBSmc). Como resultado de esta aplicación se puede simular el comportamiento del robot a lo largo de una trayectoria y las desviaciones que se producen como consecuencia de la respuesta estática y dinámica del robot a las fuerzas del proceso.

2. Metodología

Dentro de las operaciones de mecanizado que se realizan habitualmente en las piezas de fundición inyectada de aluminio para aplicaciones del sector de automoción, el fresado tiene un papel destacado.

Se estima que el fresado puede ser el 32 % de las operaciones de mecanizado en células flexibles en el sector de automoción (en el conjunto de las operaciones con arranque de viruta), tal y como se recoge en la Figura 1. Por ello, aquellas acciones destinadas a su optimización tendrán una influencia significativa en la productividad de las células de fabricación.

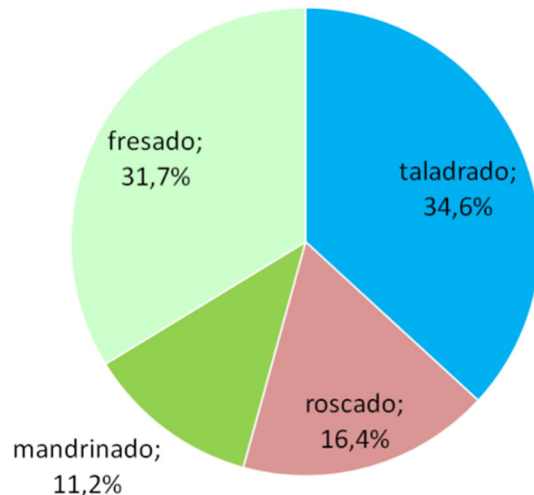


Figura 1. Distribución de operaciones de mecanizado en células flexibles en el sector de automoción (sólo operaciones con arranque de viruta). Fuente: elaboración propia.

Para el modelado del robot, se ha empleado el método MBSmc [25]. De manera particular, la formulación MBSmc permite aplicar fuerzas y pares motrices y evaluar los errores de posicionamiento en cada uno de sus accionamientos. Con respecto a los métodos multicuerpo que emplean otro tipo de formulación, el número de ecuaciones se minimiza, los errores derivados del cálculo se reducen y los valores obtenidos tienen significado físico.

El esquema del modelo del sistema propuesto está representado en Figura 2.

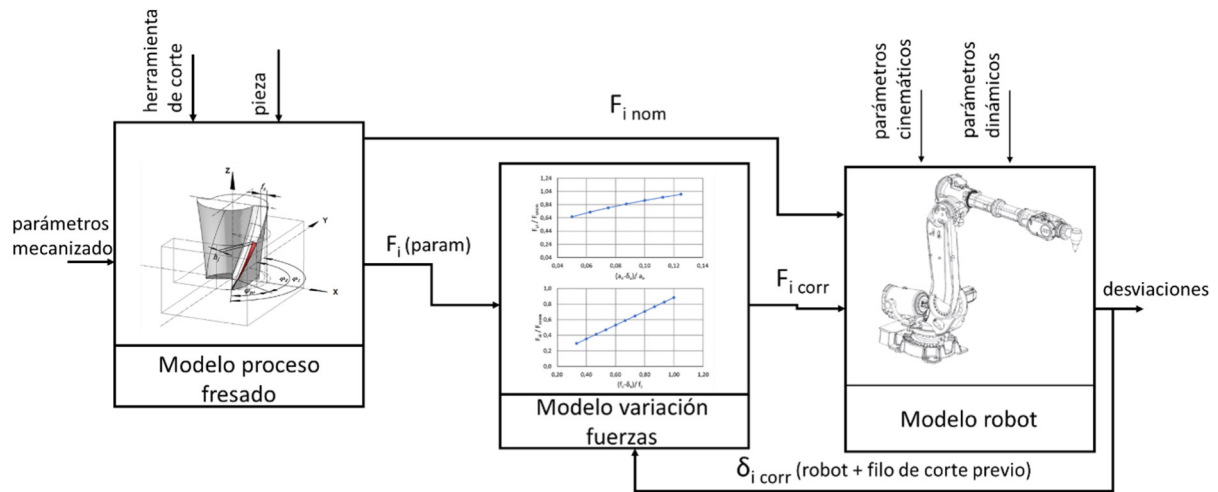


Figura 2. Modelo para sistema de fresado con robot. Fuente: elaboración propia.

3. Modelo del robot

La desviación de posición del robot sin el efecto del proceso δ_{robot} se define como la diferencia entre el movimiento nominal del TCP q^{TCP} y su posición real q^{TCP}_{real} (ecuación (1)).

$$\delta_{robot} = q^{TCP} - q^{TCP}_{real} \quad (1)$$

Esta variación es provocada por las desviaciones en el posicionamiento del robot y por las desviaciones provocadas por deformaciones del robot como consecuencia de las fuerzas y pares generados durante el proceso que se esté realizando.

El cálculo de la estimación de esta desviación puede hacerse a través de la simulación del comportamiento del robot, determinando la desviación como diferencia entre el movimiento nominal y su correspondiente simulado (ecuación (2)).

$$\delta_{robot} = q^{TCP} - q^{TCP}_{sim} \quad (2)$$

El robot elegido a modelar es un robot industrial KUKA de 6-GDL y considera que el TCP coincide con el centro de la brida.

En anteriores desarrollos [26], el modelado del robot de 6-GDL para trabajos de fresado se había simplificado en 3-GDL. En este trabajo, el modelo que se propone es con los 6-GDL y su representación es la que se puede apreciar según Figura 3.

El vector posición nominal con las coordenadas nominales naturales mixtas para una configuración del

robot q es modelado mediante el método MBSmc. La formulación con MBSmc (combinación de coordenadas naturales puras y relativas) permite aplicar fuerzas motrices, momentos y evaluar errores de posicionamiento en cada uno de los eslabones. Con ello, es posible relacionar directamente la respuesta angular del movimiento del eslabón con su correspondiente accionamiento.

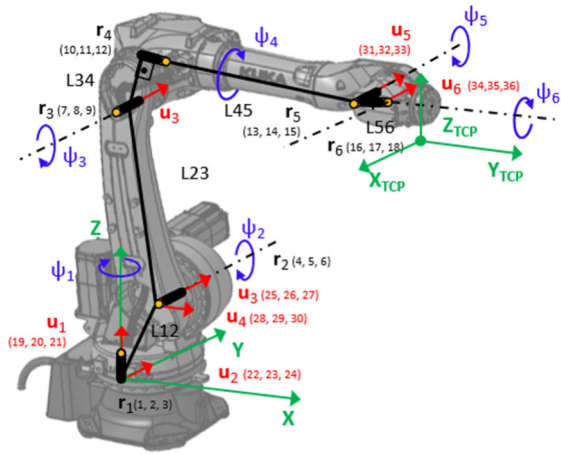


Figura 3. Modelo multicuerpo de 6-GDL del robot con coordenadas naturales mixtas (MBSmc). Fuente: elaboración propia.

El movimiento del robot se obtiene con una trayectoria $q(t)$ generada por un conjunto de puntos discretos para cada posición programada del robot a través de posiciones maestras. Las coordenadas independientes que definen cada posición del robot son sus ángulos (coordenadas relativas).

La función de ecuaciones de restricción Φ ha de cumplirse para cualquier configuración del robot q_{sim} en cada instante t :

$$\Phi(q_{sim}, t) = 0 \quad (3)$$

La función recoge, en forma de productos vectoriales y escalares, toda la información necesaria para cumplir las condiciones geométricas del robot y las interacciones entre sus diferentes elementos, garantizando el movimiento como sólido rígido de cada cuerpo que conforma el robot en cualquier instante de tiempo.

Los eslabones del robot se definen con las coordenadas naturales (coordenadas cartesianas) de, al menos, dos puntos r_i, r_j del robot. Las restricciones utilizadas para definir las coordenadas naturales son: la longitud L_{ij} de cada eslabón definido como una constante geométrica (ecuación (4)), el módulo constante de los vectores unitarios no fijos (ecuación (5)), el ángulo θ constante entre vectores unitarios y eslabones (ecuación (6)), y entre vectores unitarios (ecuación (7)).

$$(r_i - r_j)^T \cdot (r_i - r_j) - L_{ij}^2 = 0 \quad (4)$$

$$u_i^T \cdot u_i - 1 = 0 \quad (5)$$

$$u_k^T \cdot (r_j - r_i) - L_{ij} \cdot \cos(\psi_i) = 0 \quad (6)$$

$$u_i^T \cdot u_j - \cos(\psi_i) = 0 \quad (7)$$

Las coordenadas relativas se emplean para establecer la posición relativa entre eslabones. Las restricciones se definen como productos vectoriales o escalares.

Haciendo cumplir la función Φ de ecuación (3) en la dinámica inversa (ecuación (13)), con los resultados de ésta, se calculan las coordenadas del desplazamiento del TCP del robot q^{TCP}_{sim} para cada configuración q de la trayectoria en la dinámica directa (ecuación (14)).

El vector completo de las coordenadas simuladas del robot es:

$$q_{sim} = \begin{Bmatrix} q_{sim}^{d-TCP} \\ q_{sim}^{TCP} \\ q_{sim}^i \end{Bmatrix} \quad (8)$$

Los ángulos de los accionamientos ψ_{sim} (coordenadas relativas) se calculan resolviendo el problema dinámico directo (ecuación (14)). Los mecanismos de las articulaciones del robot experimentan

deformaciones angulares, por este motivo, se consideran flexibles.

En la formulación de los ángulos de giro simulados ψ_{sim} (ecuación (9)), se propone la dependencia de los ángulos de giro nominales ψ y el término φ [25]. Este término recoge el comportamiento de la rigidez angular de cada una de las articulaciones, caracterizada por el parámetro k y propiciada por la transmisión de la articulación, y relaciona los pares τ que cada accionamiento produce en su articulación con la rigidez angular k (ecuación (10)). El signo negativo explica la dirección de los pares de mecanizado, contrarios a los pares motores.

$$\psi_{sim} = \psi + \varphi \quad (9)$$

$$\varphi = -\frac{\tau}{k} \quad (10)$$

Para poder introducir la ecuación (9) en ecuación (8), es necesario conocer, en cada configuración, los ángulos nominales ψ de cada articulación. Para ello, se resuelve el problema cinemático haciendo cumplir la función Φ con las ecuaciones de restricción no lineales (ecuación (11)) para las coordenadas nominales mixtas q ,

$$\Phi(q, t) = 0 \quad (11)$$

De esta manera, se obtiene la posición nominal de todos los elementos q , incluyendo las coordenadas nominales independientes ψ :

$$q = \begin{Bmatrix} q^{(fixed)} \\ q^{d-TCP} \\ q^{TCP} \\ \psi \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} q^{(fixed)} \\ q^{d-TCP} \\ q^{work} \\ \psi \end{Bmatrix} \quad (12)$$

Con respecto a la determinación de la rigidez, algunos autores la obtienen experimentalmente mediante análisis modal [27] y otros aplicando cargas [28]. En desarrollos previos [25], [26], la rigidez para cada accionamiento se había obtenido experimentalmente al aplicar distintas cargas, en diferentes direcciones en el TCP, para excitar el par deseado.

En esta ocasión, la rigidez para cada eje se obtiene, experimentalmente, a partir de la función de transferencia del accionamiento de cada eje. Para su determinación, se ha empleado como valor de consigna el desplazamiento del TCP al mover cada eje del robot de manera aislada. Con respecto al valor de salida, se ha empleado el valor del desplazamiento medido por un medidor láser de alta precisión.

A diferencia de otros autores [29], en este trabajo no se tiene en cuenta el amortiguamiento en los

accionamientos, ya que la influencia de las velocidades es considerada como no relevante por las condiciones de funcionamiento.

Para conocer cuáles son los pares τ que los accionamientos producen en cada articulación como consecuencia de las fuerzas de proceso que estén actuando, se necesita resolver el problema dinámico inverso, empleándose para ello el método de potencias virtuales (ecuación (13)).

$$\tau = R^T \text{In} R \ddot{\psi} + R^T \text{In} S c - R^T Q - \tau_{mach} \quad (13)$$

Operando con el modelo de la dinámica directa, se obtienen las aceleraciones angulares corregidas de las articulaciones (ecuación (14)).

$$\ddot{\psi} + \Delta \ddot{\psi}_{Kpos} = (R^T \text{In} R)^{-1} (\tau + R^T Q - R^T \text{In} S c - K_{pos} (\Delta \psi_{Kpos})) \quad (14)$$

Aplicando métodos de integración tipo ODE, se pueden calcular los ángulos y sus correcciones debidos a la ganancia en cada posición de la trayectoria (ecuación (15)).

$$\begin{aligned} & \{\ddot{\psi}^T + \Delta \ddot{\psi}_{Kpos}^T, \dot{\psi}^T + \Delta \dot{\psi}_{Kpos}^T\}_t \xrightarrow{ode113} \\ & \xrightarrow{ode113} \{\dot{\psi}^T + \Delta \dot{\psi}_{Kpos}^T, \psi^T + \Delta \psi_{Kpos}^T\}_{t+\Delta t} \end{aligned} \quad (15)$$

Los ángulos con correcciones obtenidos dan lugar a:

$$\psi_{sim} = \psi + \Delta \psi_{Kpos} + \varphi \quad (16)$$

Con los ángulos simulados ψ_{sim} , se generan las coordenadas naturales para todos los puntos del robot en cada instante t utilizando el método de splines cúbicos.

4. Interacciones entre el robot y el proceso

Una vez modelado el robot, se introducen las fuerzas del proceso. De este modo, el proceso se modela teniendo en cuenta la influencia de las fuerzas del proceso y la influencia de las deformaciones del robot sobre éstas (ecuación (17)).

$$\delta_{work} = \delta_{robot} + \delta_{mec} \quad (17)$$

En la Figura 4 se representa la influencia de las desviaciones del robot en el comportamiento de la operación de mecanizado planificada.

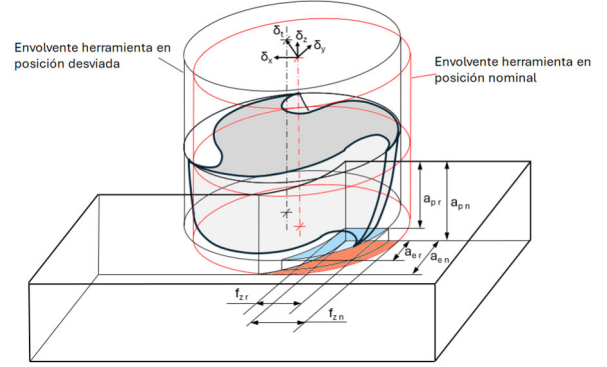


Figura 4. Influencia de las desviaciones del robot en el mecanizado. Fuente: elaboración propia.

La desviación del robot en la dirección del movimiento afecta al avance instantáneo del filo de corte y, por tanto, al espesor medio de la viruta.

Las desviaciones del robot en la dirección transversal afectan a la anchura de corte, al ángulo de ataque y al espesor de viruta.

La desviación del robot en la dirección perpendicular a la base del robot modifica la profundidad axial de corte.

El hecho de que las fuerzas de corte se modifiquen significa que la reacción del robot será diferente. Por lo tanto, se debe conocer en qué medida se modificarán los valores de las fuerzas de mecanizado, para lo cual se ha optado por un modelo completo del proceso, tal y como se describe en [30], para operaciones de fresado tangencial.

Así, la fuerza de corte en las direcciones transversal, de avance y axial se expresa según la ecuación (18):

$$F(\varphi_j) = k_0 \cdot a_p \cdot \left[\frac{1}{\varphi_j - (\varphi_j - \varphi_{pr})} f_z (\cos(\varphi_j - \varphi_{pr}) - \cos \varphi_j) \right]^{1-m} \quad (18)$$

Las correcciones aplicadas a cada componente de la fuerza son función de la posición.

El cálculo del avance por filo f_{zi} en cada punto de la trayectoria tiene en cuenta el avance por filo nominal f_z , la deformación del robot en la dirección del avance en esa posición y lo que el filo anterior no cortó en ese punto (ecuación (19)).

$$f_{zi} = f_z + \delta_{robot\ i} + \delta_{filo\ prev\ i} \quad (19)$$

Con respecto al ancho de corte para cada posición de la trayectoria a_{ei} , se emplea una expresión análoga (ecuación (20)). El ancho de corte nominal a_e está influenciado por el efecto de la deformación transversal del robot en ese punto:

$$a_{ei} = a_e + \delta_{robot\ i} \quad (20)$$

En ambos casos, el cálculo de la deformación del robot en cada posición tiene en consideración la rigidez de las articulaciones y es simulada por medio de la dinámica directa a lo largo de toda la trayectoria con los pares obtenidos de la dinámica inversa cuando las fuerzas de proceso se introducen.

Una vez que las correcciones han sido realizadas y se han obtenido f_{zi} y a_{ei} , las fuerzas corregidas para cada posición se calculan (ecuación (21)).

$$Q_{fuerzas\ sim} = Q_{fuerzas\ nom} \cdot \frac{f_{zi}}{f_z} \cdot \frac{a_{ei}}{a_e} \quad (21)$$

El algoritmo diseñado calcula, individualmente para cada posición, la dinámica inversa y directa con las fuerzas corregidas. Este proceso se repite iterativamente para cada posición de la trayectoria hasta que el resultado converge y la desviación del robot puede ser obtenida (ecuación (2)).

5. Resultados

Las fuerzas de fresado en el TCP modeladas (Figura 5) según ecuación (18) y medidas (Figura 6) se muestran,

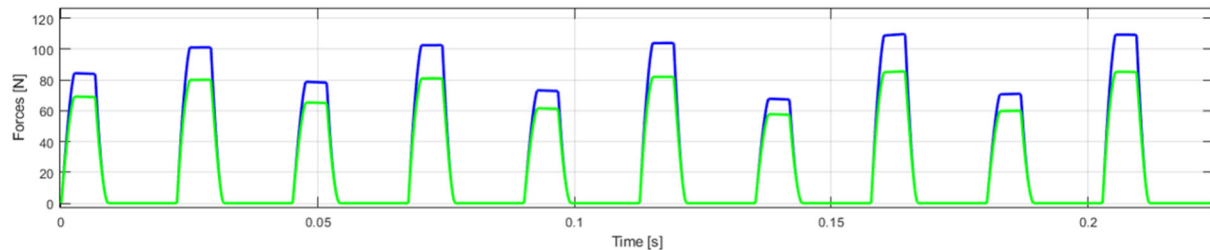


Figura 5. Fuerzas transversales modeladas en el TCP; sin corrección, en azul; con corrección, en verde. Fuente: elaboración propia.

junto con sus correspondientes correcciones por el modelo de seis grados de libertad, para el sistema de fresado del robot propuesto. Estas fuerzas se corresponden a la dirección transversal al avance.

Para la dirección de avance del robot, las fuerzas modeladas y medidas, junto con sus correspondientes correcciones, se muestran en Figura 7 y Figura 8 respectivamente. El comportamiento es semejante al de las transversales.

Las fuerzas transversales son de mayor magnitud que las de avance. El comportamiento es similar para ambas. Las fuerzas medidas se han realizado con una herramienta con 2 filos, de 8 mm de diámetro, a 2.600 rpm.

Tanto para las fuerzas transversales como para las de fuerzas en la dirección de avance del robot se puede apreciar que, como consecuencia de las deformaciones del robot y lo que el filo anterior no ha cortado, las fuerzas de proceso decrecen. Además, esa desviación no es igual para todo el corte, sino que varía a medida que el filo gira.

De manera análoga, se aprecia un comportamiento similar para las fuerzas simuladas.

El efecto de las fuerzas simuladas y medidas en el movimiento transversal se muestran respectivamente en Figura 9 y en Figura 10. Como consecuencia de las deformaciones del robot y de lo que el filo anterior no ha cortado previamente, las fuerzas de proceso disminuyen. Esta desviación varía conforme el filo de corte gira.

Con respecto al efecto de las fuerzas simuladas y medidas en el movimiento según el sentido de avance del robot, Figura 11 y Figura 12 respectivamente, la diferencia no es significativa en ninguno de los dos casos entre los desplazamientos sin corrección y con corrección.

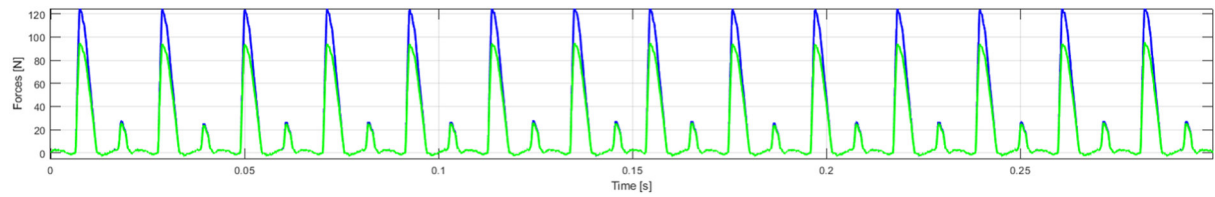


Figura 6. Fuerzas transversales medidas en el TCP; sin corrección, en azul; con corrección, en verde. Fuente: elaboración propia.

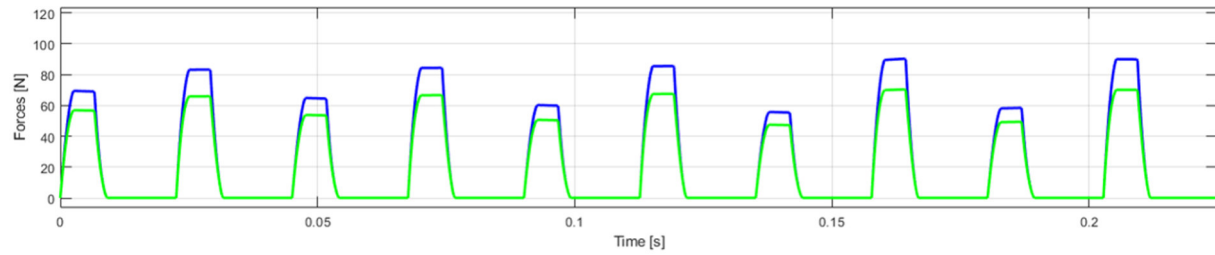


Figura 7. Fuerzas en la dirección de avance modeladas en el TCP; sin corrección, en azul; con corrección, en verde. Fuente: elaboración propia.

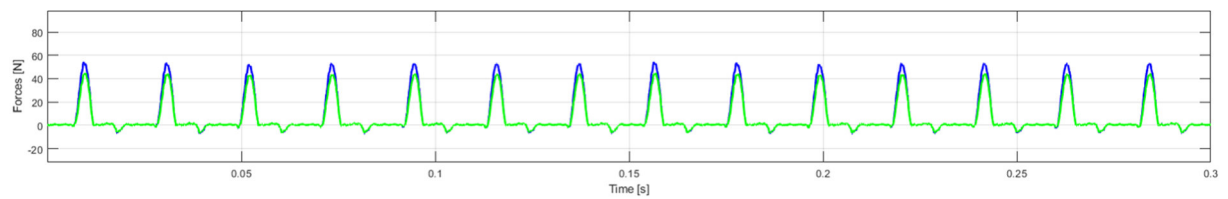


Figura 8. Fuerzas en la dirección de avance medidas en el TCP; sin corrección, en azul; con corrección, en verde. Fuente: elaboración propia.

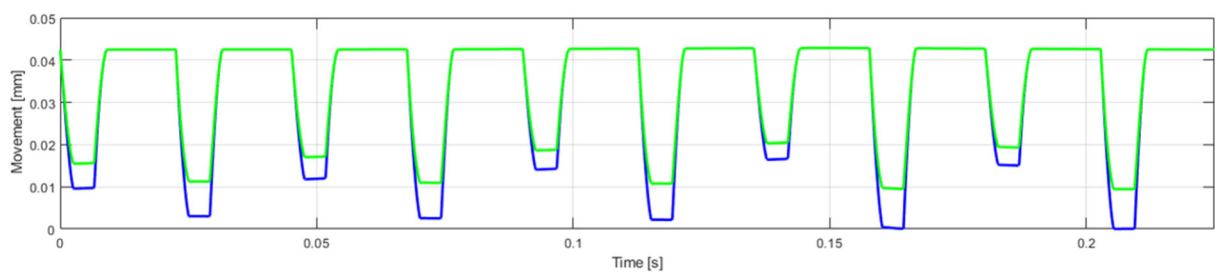


Figura 9. Desplazamiento transversal en el TCP, debido a fuerzas modeladas; sin corrección, en verde; con corrección, en azul. Fuente: elaboración propia.

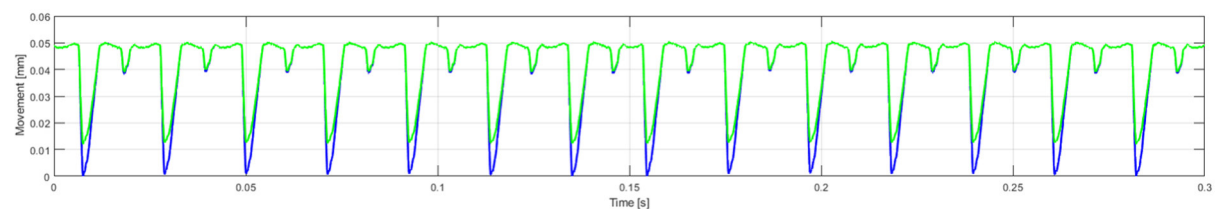


Figura 10. Desplazamiento transversal en el TCP, debido a fuerzas medidas; sin corrección, en verde; con corrección, en azul. Fuente: elaboración propia.

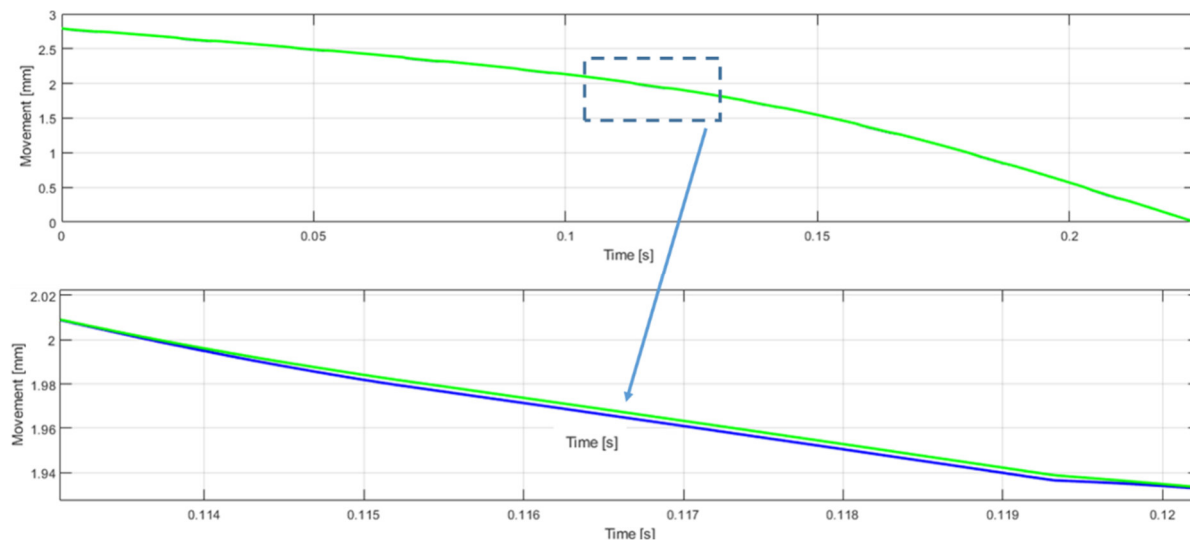


Figura 11. Desplazamiento para la dirección de avance en el TCP, debido a fuerzas modeladas; sin corrección, en verde; con corrección, en azul. Fuente: elaboración propia.

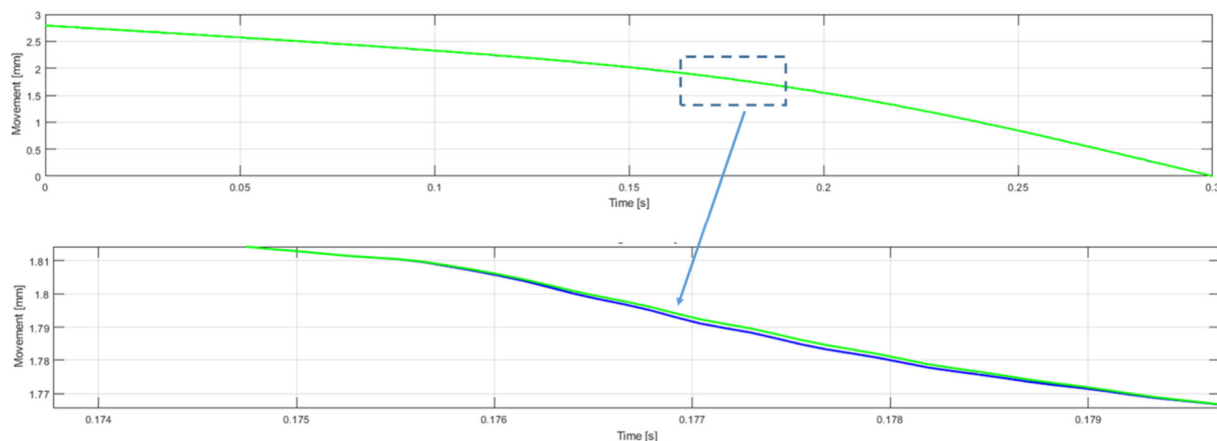


Figura 12. Desplazamiento para la dirección de avance en el TCP, debido a fuerzas medidas; sin corrección, en verde; con corrección, en azul. Fuente: elaboración propia.

6. Conclusiones

De los resultados obtenidos se concluye que:

- El modelo permite conocer con precisión las desviaciones del TCP en cualquier posición al interactuar, gracias a sus 6-GDL, con cualquier configuración de las fuerzas de mecanizado.
- Se ha creado un método que acopla dos modelos, uno del robot y otro del proceso, ya que interactúan entre ellos.
- El comportamiento del robot refleja la evolución de las fuerzas variables en las operaciones de fresado.
- Las correcciones se calculan a partir de la configuración del robot y del mecanizado en cada posición del filo de corte, teniendo en

cuenta la situación del anterior filo de corte en la misma posición.

- El procedimiento establecido permite predecir las desviaciones del robot, en función de sus características dinámicas.

7. Referencias

- [1] Y. Chen y F. Dong, «Robot machining: recent development and future research issues», *Int J Adv Manuf Technol*, vol. 66, n.º 9, pp. 1489-1497, jun. 2013, doi: 10.1007/s00170-012-4433-4.
- [2] W. Ji y L. Wang, «Industrial robotic machining: a review», *Int J Adv Manuf Technol*, vol. 103, n.º 1-4, pp. 1239-1255, jul. 2019, doi: 10.1007/s00170-019-03403-z.
- [3] A. Verl, A. Valente, S. Melkote, C. Brecher, E. Ozturk, y L. T. Tunc, «Robots in machining»,

- CIRP Annals*, vol. 68, n.º 2, pp. 799-822, ene. 2019, doi: 10.1016/j.cirp.2019.05.009.
- [4] B. Tao, X. Zhao, y H. Ding, «Mobile-robotic machining for large complex components: A review study», *Sci. China Technol. Sci.*, vol. 62, n.º 8, pp. 1388-1400, ago. 2019, doi: 10.1007/s11431-019-9510-1.
- [5] M. Makulavičius, S. Petkevičius, J. Rožėnė, A. Dziedzickis, y V. Bučinskas, «Industrial Robots in Mechanical Machining: Perspectives and Limitations», *Robotics*, vol. 12, n.º 6, Art. n.º 6, dic. 2023, doi: 10.3390/robotics12060160.
- [6] Z. Zhu *et al.*, «High precision and efficiency robotic milling of complex parts: Challenges, approaches and trends», *Chinese Journal of Aeronautics*, vol. 35, n.º 2, pp. 22-46, feb. 2022, doi: 10.1016/j.cja.2020.12.030.
- [7] A. Cammarata, I. Calì, D. D'Urso, A. Greco, M. Lacagnina, y G. Fichera, «Dynamic stiffness model of spherical parallel robots», *Journal of Sound and Vibration*, vol. 384, pp. 312-324, dic. 2016, doi: 10.1016/j.jsv.2016.08.014.
- [8] Y. Bu, W. Liao, W. Tian, J. Zhang, y L. Zhang, «Stiffness analysis and optimization in robotic drilling application», *Precision Engineering*, vol. 49, pp. 388-400, jul. 2017, doi: 10.1016/j.precisioneng.2017.04.001.
- [9] Z.-Y. Liao, J.-R. Li, H.-L. Xie, Q.-H. Wang, y X.-F. Zhou, «Region-based toolpath generation for robotic milling of freeform surfaces with stiffness optimization», *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, vol. 64, p. 101953, ago. 2020, doi: 10.1016/j.rcim.2020.101953.
- [10] T. Cvitanic, V. Nguyen, y S. N. Melkote, «Pose optimization in robotic machining using static and dynamic stiffness models», *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, vol. 66, p. 101992, dic. 2020, doi: 10.1016/j.rcim.2020.101992.
- [11] C. Chen, F. Peng, R. Yan, X. Tang, Y. Li, y Z. Fan, «Rapid prediction of posture-dependent FRF of the tool tip in robotic milling», *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, vol. 64, p. 101906, ago. 2020, doi: 10.1016/j.rcim.2019.101906.
- [12] G. Cui, B. Li, W. Tian, W. Liao, y W. Zhao, «Dynamic modeling and vibration prediction of an industrial robot in manufacturing», *Applied Mathematical Modelling*, vol. 105, pp. 114-136, may 2022, doi: 10.1016/j.apm.2021.12.031.
- [13] V. L. Nguyen, C.-H. Kuo, y P. T. Lin, «Compliance error compensation of a robot end-effector with joint stiffness uncertainties for milling: An analytical model», *Mechanism and Machine Theory*, vol. 170, p. 104717, abr. 2022, doi: 10.1016/j.mechmachtheory.2021.104717.
- [14] P. Gümbel y K. Dröder, «Systematic Investigation of Influences on the Repeatability of Vertically Articulated Robot Arms», en *Production at the Leading Edge of Technology*, T. Bauernhansl, A. Verl, M. Liewald, y H.-C. Möhring, Eds., en *Lecture Notes in Production Engineering*, Cham: Springer Nature Switzerland, 2024, pp. 205-217, doi: 10.1007/978-3-031-47394-4_21.
- [15] S. Yu, J. Nan, y Y. Sun, «A novel method to enhance the accuracy of parameter identification in elasto-geometrical calibration for industrial robots», *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, vol. 90, p. 102809, dic. 2024, doi: 10.1016/j.rcim.2024.102809.
- [16] M. K. Gonzalez, N. Theissen, N. Agirre, J. Larrañaga, P. Hacala, y A. Archenti, «Influence of the velocity on quasi-static deflections of industrial articulated robots», *Int J Adv Manuf Technol*, vol. 125, n.º 3, pp. 1429-1438, mar. 2023, doi: 10.1007/s00170-022-10661-x.
- [17] C. Dumas, S. Caro, S. Garnier, y B. Furet, «Joint stiffness identification of six-revolute industrial serial robots», *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, vol. 27, n.º 4, pp. 881-888, ago. 2011, doi: 10.1016/j.rcim.2011.02.003.
- [18] L. Gründel, J. Schäfer, S. Storms, y C. Brecher, «Measurement Setup and Modeling Approach for the Deformation of Robot Bodies During Machining», en *Production at the Leading Edge of Technology*, A. Verl, M. Liewald, T. Bauernhansl, y H.-C. Möhring, Eds., en *Lecture Notes in Production Engineering*, Cham: Springer International Publishing, 2023, pp. 324-334, doi: 10.1007/978-3-031-18318-8_34.
- [19] S. Mousavi, V. Gagnol, B. C. Bouzgarrou, y P. Ray, «Control of a Multi Degrees Functional Redundancies Robotic Cell for Optimization of the Machining Stability», *Procedia CIRP*, vol. 58, pp. 269-274, ene. 2017, doi: 10.1016/j.procir.2017.04.004.
- [20] B. Gonul, O. F. Sapmaz, y L. T. Tunc, «Improved stable conditions in robotic milling by kinematic redundancy», *Procedia CIRP*, vol. 82, pp. 485-490, ene. 2019, doi: 10.1016/j.procir.2019.04.334.
- [21] P. Stavropoulos, H. Bikas, T. Souflas, y M. Ghassempouri, «A method for cutting force estimation through joint current signals in robotic machining», *Procedia Manufacturing*, vol. 55, pp. 124-131, ene. 2021, doi: 10.1016/j.promfg.2021.10.018.
- [22] F. Schnoes y M. F. Zaeh, «Model-based Planning of Machining Operations for Industrial Robots», *Procedia CIRP*, vol. 82, pp. 497-502, ene. 2019, doi: 10.1016/j.procir.2019.04.331.
- [23] M. Cordes y W. Hintze, «Offline simulation of path deviation due to joint compliance and hysteresis for robot machining», *Int J Adv Manuf Technol*, vol. 90, n.º 1, pp. 1075-1083, abr. 2017, doi: 10.1007/s00170-016-9461-z.
- [24] E. Abele *et al.*, «Comparison and validation of implementations of a flexible joint multibody dynamics system model for an industrial robot»,

- CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, vol. 4, n.º 1, pp. 38-43, ene. 2011, doi: 10.1016/j.cirpj.2011.01.006.
- [25] E. Ferreras-Higuero, E. Leal-Muñoz, J. García De Jalón, E. Chacón, y A. Vizán, «Robot-process precision modelling for the improvement of productivity in flexible manufacturing cells», *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, vol. 65, p. 101966, oct. 2020, doi: 10.1016/j.rcim.2020.101966.
- [26] E. Ferreras-Higuero, E. Díez-Cifuentes, E. Leal-Muñoz, M. Clavijo-Jiménez, y A. Vizán-Idoipe, «Analysis of the Behaviour of Vertical Articulated Robots in Machining Operations», en *Proceedings of the XV Ibero-American Congress of Mechanical Engineering*, A. Vizán Idoipe y J. C. García Prada, Eds., Cham: Springer International Publishing, 2023, pp. 399-404. doi: 10.1007/978-3-031-38563-6_58.
- [27] H. N. Huynh, H. Assadi, E. Rivière-Lorphèvre, O. Verlinden, y K. Ahmadi, «Modelling the dynamics of industrial robots for milling operations», *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, vol. 61, p. 101852, feb. 2020, doi: 10.1016/j.rcim.2019.101852.
- [28] C. Dumas, S. Caro, C. Mehdi, S. Garnier, y B. Furet, «Joint Stiffness Identification of Industrial Serial Robots», *Robotica*, pp. 1-20, ago. 2011, doi: 10.1017/S0263574711000932.
- [29] S. Mousavi, V. Gagnol, B. C. Bouzgarrou, y P. Ray, «Stability optimization in robotic milling through the control of functional redundancies», *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, vol. 50, pp. 181-192, abr. 2018, doi: 10.1016/j.rcim.2017.09.004.
- [30] E. Díez, H. Pérez, M. Guzmán, y A. Vizán, «An improved methodology for the experimental evaluation of tool runout in peripheral milling», *Int J Adv Manuf Technol*, vol. 65, n.º 1, pp. 283-293, mar. 2013, doi: 10.1007/s00170-012-4168-2.