

Modelado y simulación del proceso de fresado a alta velocidad en MATLAB-SIMULINK^(•)

R.M. del Toro-Matamoros*, R.E. Haber*, J. Pamies** y A. Bustillo***

Resumen

Los procesos de mecanizado constituyen uno de los procedimientos de transformación de los metales. Resulta importante en estos procesos el conocimiento de las fuerzas de corte. Este trabajo presenta la implementación, en MATLAB-SIMULINK, de un modelo mecanístico que relaciona las fuerzas y el par de corte en el fresado a alta velocidad (FAV) con la geometría generalizada de la herramienta y los parámetros de corte. Se muestran las ecuaciones de las fuerzas de corte en las cuales se basa el modelo, introduciéndose la cinemática de los ángulos de inmersión radial de inicio y fin de corte. El modelo se valida con datos experimentales, demostrando su eficacia. Este modelo puede utilizarse en sistemas de supervisión y control de FAV, para estimar las fuerzas y el par de corte y detectar la posible aparición de fallos como desgaste, roturas en la herramienta y la presencia de vibraciones.

Palabras clave

Fresado a alta velocidad. Modelado matemático. Esfuerzo de corte. Par de corte. Modelado en MATLAB.

Modelling and simulation of the high-speed milling process based on MATLAB-SIMULINK

Abstract

Machining processes constitute some of the most used procedures of metals processing. This paper shows the implementation, in MATLAB-SIMULINK, of a mechanistic model that relates the cutting forces and the torque in the high-speed milling (HSM) process to the generalized geometry of the tool and cutting parameters. The implemented model predicts the magnitudes of the cutting forces and the resulting torque. The main equations of the cutting process and the equations to calculate the radial chip thickness for 3 dimensional free-form machining are presented. In addition, it introduces the kinematics of the entry and exit radial immersion angles. This model is validated with data collected experimentally, demonstrating its effectiveness. Furthermore, the model can be used in systems of supervision and control of HSM using the predicted cutting forces and torque to determine the possible appearance of faults such as tool wear, tool breakage and the presence of vibration or chatter.

Keywords

High speed machining. Cutting force. Mathematical modeling. Cutting torque. MATLAB model.

1. INTRODUCCIÓN

En la última década, los procedimientos de transformación de los metales han continuado centrandose la atención de la comunidad científica internacional con numerosos trabajos dirigidos al desarrollo y perfeccionamiento de dichos métodos. Los procesos de conformado por eliminación o arranque de material o, como se denominan comúnmente, procesos de mecanizado incluyen algunos de los procesos productivos más intensamente utilizados. Por este motivo, algunas investigaciones apuntan hacia nuevos

métodos que permitan alcanzar alto rendimiento y eficiencia en estos procesos, ya sea mediante un diseño más eficiente de las herramientas de corte empleadas para reducir su desgaste^[1] o para obtener un mejor acabado superficial^[2].

De todas las variables involucradas en estos procesos, la fuerza de corte es una de las más significativas por la información relevante que aporta en su caracterización. Varios estudios realizados relacionan la fuerza de corte y por tanto los parámetros de corte, con el desgaste de herramienta^[3 y 4] y el acabado superficial^[5] en los procesos de mecanizado.

(•) Trabajo recibido el día 15 de Enero de 2007 y aceptado en su forma final el día 10 de Abril de 2007.

* Instituto de Automática Industrial (CSIC). Ctra. Campo Real, Km. 0.200, La Poveda. 28500 Arganda del Rey, Madrid. España. {rmario, rhaber}@jai.csic.es.

** Faculdade de Ciências de Tecnologia. Universidade Nova de Lisboa. 2829-516 Capatic. Portugal. jpt@fct.unl.pt.

*** Nicolás Correa S.A. Departamento de I+D. C/ Alcalde Martín Cobos s/n. 09007 Burgos, España. a.bustillo@correa.es.

Mención aparte merecen los sistemas de supervisión y control de los procesos de mecanizado, con un papel cada vez más relevante para alcanzar un cambio cualitativo en dichos procesos. Para ello, es necesario disponer de un método de cómputo eficiente para la predicción o estimación que, a partir de las condiciones de corte prefijadas por el tipo de material a mecanizar y la geometría de la herramienta empleada, sea capaz de predecir con cierto grado de precisión el posible comportamiento de las fuerzas y el par de corte. El comportamiento dinámico de dichas variables permitiría detectar posibles roturas en la herramienta de corte, estimar su desgaste, predecir la presencia de vibraciones y aportar información acerca del acabado superficial. Para ello, resulta clave la obtención de un modelo que permita la simulación del proceso y la predicción del comportamiento de estas variables.

Uno de los aspectos claves, al cual la comunidad científica continúa prestándole atención en la actualidad, es la obtención de modelos que permitan caracterizar los procesos industriales y, con ello, poder simular su comportamiento^[6-10].

El objetivo de este trabajo es presentar la formalización e implementación, en MATLAB-SIMULINK, de un modelo mecánico que relaciona las fuerzas y el par de corte con los parámetros de corte y de la geometría generalizada de la herramienta, en el conocido como proceso de fresado de alto rendimiento (FAV). La elaboración del modelo de las fuerzas de corte aquí presentado tiene sus orígenes en trabajos precedentes, donde se introducen modelos mecánicos y dinámicos que relacionan las fuerzas de corte con los parámetros de corte y la geometría de la herramienta.

El modelo que permite estimar las fuerzas de corte en el FAV ha sido implementado en lenguajes potentes de cálculo. En un trabajo precedente se describe el desarrollo del modelo en MATLAB considerando, solamente, los tipos de fresa cilíndricas y de punta esféricas^[3]; también, en otras plataformas de desarrollo como LABVIEW, pero solo para fresas de punta semiesférica^[11]. El proceso de corte ha sido simulado, para la fresa de punta semiesférica, en lenguajes de alto nivel como C++, interactuando con herramientas para el modelado en 3D^[12]. Además, el modelo para las fuerzas de corte en el mecanizado convencional se introdujo en trabajos previos, considerando la geometría generalizada de la herramienta^[13], para los tipos de fresas helicoidales más utilizadas en la industria. Asimismo, para la fresa de punta semiesférica se han desarrollado modelos, teniendo en cuenta para el cálculo del espesor de la viruta, la influencia de la dinámica del proceso de corte^[14] y considerando el movimiento de la herramienta en superficies 3D^[14 y 15].

El modelo aquí presentado cuya implementación se ha realizado en MATLAB-SIMULINK, a diferencia de trabajos previos, incorpora la posibilidad de predecir las fuerzas de corte para diferentes tipos de herramientas, caracterizadas solamente por parámetros de su geometría. Además, permite evaluar la influencia de la dinámica del proceso de corte en las fuerzas y el par desarrollado, producto de las vibraciones de la herramienta, y simular sus comportamientos considerando operaciones de mecanizado en superficies 3D. Por otra parte, el modelo tiene en cuenta, también, la cinemática de los ángulos de inmersión radial de inicio y fin de corte, para diferentes operaciones de fresado, lo cual influye, también, en el comportamiento de las fuerzas y el par de corte.

Este trabajo está organizado en cinco apartados. En la sección 1 se describe el modelo generalizado de la geometría de fresas helicoidales y se plantean las ecuaciones del cálculo del espesor radial de la viruta, teniendo en cuenta la presencia de ondulaciones producto de vibraciones y que el proceso de corte se realiza en los tres ejes cartesianos. La sección 2 trata el modelado mecánico de las fuerzas y el par de corte, planteando las ecuaciones generales con un enfoque vectorial-matricial, además se plantean aspectos relacionados con la variación durante el proceso de corte de los ángulos de inmersión radial de inicio y fin de corte. En la sección 3 se describe el modelo implementado en MATLAB-SIMULINK y, en la sección 4, se realiza su validación con datos obtenidos experimentalmente. Finalmente, se plantean las conclusiones, los trabajos futuros y las líneas de investigación abiertas.

2. GEOMETRÍA GENERALIZADA DE UNA FRESA

El modelo geométrico a lo largo del filo de corte helicoidal incluye el análisis cinemático y dinámico del proceso de corte. La predicción de las fuerzas de corte necesita de un sistema de coordenadas, el ángulo de la hélice y la distancia angular de un punto en el filo de corte^[3 y 13]. Este punto se encuentra a una profundidad axial de corte a_p en la dirección del eje Z , a una distancia radial $r(z)$ en el plano XY , con un ángulo de inmersión axial $\kappa(z)$ y un ángulo radial de retraso de $\psi(z)$ (Fig. 1).

El modelo matemático impuesto para el borde de corte considera que el filo se divide en pequeños incrementos donde los coeficientes de corte pueden variar para cada localización. Se considera como punto de referencia inicial al primer filo de corte de la herramienta ($j = 1$) y su ángulo de rotación, cuando $z = 0$, es ϕ . El ángulo de inmersión radial para el filo

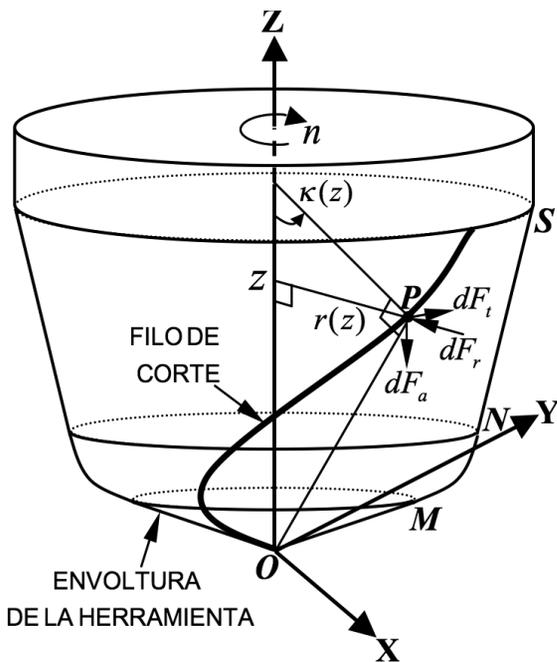


Figura 1. Modelo geométrico generalizado de una fresa.

Figure 1. Geometric model of the generalized end mill.

de corte, j , en cierta posición axial, z , queda expresado como:

$$\phi(z) = \phi + (j - 1)\phi_p - \psi(z) \quad (1)$$

El ángulo de retraso, $\psi(z)$, aparece debido al ángulo de la hélice, $i(z)$. En el modelo generalizado para la geometría de una fresa con dientes helicoidales, el diámetro de la herramienta puede ser diferente a lo largo de esta, dependiendo de la forma de la herramienta (cilíndrica plana, semiesférica, de bola, cónica, etc.).

Basándose en el modelo generalizado de la herramienta^[13], ésta se describe por siete parámetros: D , R , R_r , R_z , α , β , h , (Fig. 2). Una gran variedad de formas geométricas de herramientas pueden definirse a través de estos parámetros, de acuerdo con el trabajo anteriormente citado.

La geometría de la herramienta se divide en tres zonas, el cono OM , el arco MN y la de estrechamiento NS . El punto M es la intersección de la línea OM y el arco MN ; el punto N es la intersección del arco MN y la línea NS .

Las distancias radiales y axiales, desde los puntos M y N hasta el eje de la herramienta y el extremo de ésta, se definen a partir de las relaciones geométricas de los parámetros generales, tal y como se puede observar en la figura 2. Asumiendo que la hélice es

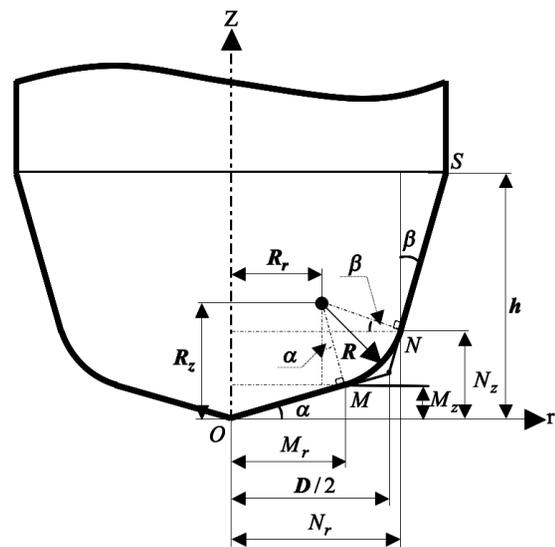


Figura 2. Geometría general de la herramienta.

Figure 2. Generalized tool geometry.

continua, es decir, las zonas son tangentes entre sí en su intersección, las distancias para cada punto quedan definidas de la siguiente forma:

$$M_r = R \sin \alpha + R_r, \quad M_z = M_r \tan \alpha \quad (2)$$

$$\begin{aligned} N_z &= R_z - R \sin \beta, \\ N_r &= R_r + R \cos \beta \end{aligned} \quad (3)$$

Las ecuaciones anteriores son válidas sólo en el caso de que $0 \leq \alpha < \pi/2$ y $\beta < \pi/2$ y su planteamiento es más sencillo de implementar que el introducido en la referencia^[13], evitando, además, una posible indefinición de M_r y N_z para el caso de que $R = 0$. Esta reformulación constituye una de las contribuciones de este trabajo.

La distancia radial, $r(z)$, el ángulo de inmersión axial, $\kappa(z)$, el ángulo radial de retraso, $\psi(z)$, el ángulo de hélice, $i(z)$ y la longitud infinitesimal, dS , del filo del punto de corte, P , se definen según la distancia axial, z , del punto para cada una de las zonas de la geometría de la herramienta^[13].

2.1. Espesor radial instantáneo de la viruta

El espesor radial de la viruta, $h_r(\phi_j, z)$, presenta componentes estáticas, $h_{r, st}(\phi_j, z)$, y dinámicas, $h_{r, dm}(\phi_j, z)$ ^[16]. Éste, varía dinámicamente debido a las vibraciones de la herramienta. Considerando que estas vibraciones

se producen en el plano XY, el espesor dinámico depende de la vibración del diente que está cortando actualmente y de la vibración del diente del periodo anterior, τ [s] [17]:

$$h_r(\phi_j, z) = h_{r_st}(\phi_j, z) + h_{r_din}(\phi_j, z) \quad (4)$$

$$h_{r_din}(\phi_j, z) = \Delta x(t) \sin \phi_j(t, z) - \Delta y(t) \cos \phi_j(t, z) \quad (5)$$

donde, $\Delta x(t)$ y $\Delta y(t)$ son las variaciones de la posición de la herramienta debido a las vibraciones y se definen como

$$\begin{aligned} \Delta x(t) &= x(t) - x(t - \tau) \\ \Delta y(t) &= y(t) - y(t - \tau), \quad t = \frac{60}{nN_f} \end{aligned} \quad (6)$$

Considerando que la operación de fresado se realiza en 3D (Fig. 3), el espesor radial estático de la viruta, $h_{r_st}(\phi_j, z)$ [14 y 15], se define, considerando la geometría general de la herramienta, como

$$h_{r_st}(\phi_j, z) = s_{ij} \frac{dr(z)}{dz} \sin \Phi + s_{ij} \phi_j(t, z) \cos \Phi \quad (7)$$

Donde, Φ , en este caso, mayor que 0, es el ángulo de la pendiente de la superficie a mecanizar.

Si la operación de fresado se estuviera realizando sólo en el plano XY, es decir, $\Phi = 0$, entonces, se tendría como ecuación para la determinación del espesor radial estático de la viruta, $h_{r_st}(\phi_j, z) = \sin \phi_j(t, z)$ [18 y 19].

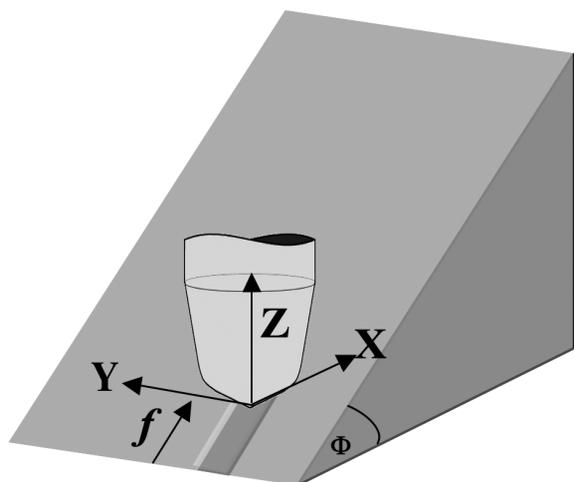


Figura 3. Operación de fresado en 3D con el ángulo de elevación de la superficie, Φ .

Figure 3. Three-dimensional milling operation with the surface slope angle, Φ .

3. MODELO MECÁNICO DE LAS FUERZAS Y EL PAR DE CORTE

Para determinar las fuerzas de corte implicadas en una operación de fresado [3, 13, 20 y 21] se determinan los diferenciales de fuerza en el sentido tangencial, (dF_t), radial (dF_r) y axial (dF_a), (Fig. 1) que actúan sobre un elemento infinitesimal del filo de corte de la herramienta (punto P) y, luego, éstas, son transformadas geoméricamente al sistema de coordenadas cartesianas, XYZ. Integrando los diferenciales de fuerzas en el nuevo sistema de coordenadas en todo el filo de corte y sumando las fuerzas en todos los dientes de la herramienta, la ecuación general para determinar las fuerzas totales $\mathbf{F}_{xyz}(\phi) = [F_x(\phi) F_y(\phi) F_z(\phi)]^T$ según el ángulo de giro, ϕ , se puede expresar en la forma matricial-vectorial como:

$$\mathbf{F}_{xyz}(\phi) = \sum_{j=1}^{N_f} \left\{ \int_{z_1}^{z_2} [\mathbf{A}(\phi_j, \kappa) \mathbf{K}_e \frac{dS}{dz} + \mathbf{A}(\phi_j, \kappa) \mathbf{K}_c h_r(\phi_j, z)] dz \right\} \quad (8)$$

donde, $h_r(\phi_j, z)$ es el espesor radial de la viruta, $\mathbf{K}_e = [K_{re} K_{te} K_{ae}]^T$ y $\mathbf{K}_c = [K_{rc} K_{tc} K_{ac}]^T$ son los coeficientes de corte, los cuales pueden determinarse, de forma experimental, para un tipo dado de herramienta y material y $\mathbf{A}(\phi_j, \kappa)$ es la matriz de transformación geométrica, la cual se define como

$$\mathbf{A}(\phi_j, \kappa) = \begin{bmatrix} -\sin \phi_j \sin \kappa & -\cos \phi_j & -\sin \phi_j \cos \kappa \\ -\cos \phi_j \sin \kappa & \sin \kappa & -\cos \phi_j \cos \kappa \\ -\cos \kappa & 0 & -\sin \kappa \end{bmatrix} \quad (9)$$

Debido a la intermitencia en el proceso de corte la ecuación (8), sólo es válida si se cumple que $\phi_{st} \leq \phi \leq \phi_{ex}$ es decir, que el labio de la herramienta se encuentra insertado dentro de la pieza; de otra forma, las tres fuerzas se consideran nulas para ese labio. ϕ_{st} y ϕ_{ex} son los ángulos de inmersión radial de entrada y salida, respectivamente, a la pieza. Más adelante se harán algunas observaciones acerca de estos ángulos.

En la ecuación (8), z_1 y z_2 son los límites de integración de la zona de contacto en cada momento del corte y pueden calcularse a partir del modelo geométrico generalizado de la fresa; dz es el diferencial de la profundidad de corte axial y el ángulo de rotación, ϕ , está definido por

$$\phi = \Omega \cdot t \quad (10)$$

donde, Ω es la velocidad del cabezal en rad / s.

Del vector de fuerzas $\mathbf{F}_{xyz}(\phi)$ se determina su valor resultante como

$$F_{total}(\phi) = \|\mathbf{F}_{xyz}(\phi)\| = \sqrt{F_x(\phi)^2 + F_y(\phi)^2 + F_z(\phi)^2} \quad (11)$$

A partir del diferencial de fuerza tangencial, se puede determinar el par de corte, quedando expresado de la siguiente forma:

$$T(\phi) = \sum_{j=1}^{N_f} T(\phi_j) = \sum_{j=1}^{N_f} \int_{z_i}^{z_j} r(z) dF_t(\phi_j, z) = \sum_{j=1}^{N_f} \int_{z_i}^{z_j} r(z) \left[K_{te} \frac{dS}{dz} + K_{tc} h_r(\phi_j, z) \right] dz \quad (12)$$

3.1. Cálculo de los ángulos de inmersión radial de inicio y fin de corte

Los ángulos de inmersión radial de inicio y fin de corte, ϕ_{st} y ϕ_{ex} , se determinan a partir de la profundidad radial de corte, a_e , y dependen de que el tipo de operación de fresado sea ranurado o contorneado. Tradicionalmente, estos ángulos son considerados constantes durante la operación de corte, si a_e no varía. Si se considera que la herramienta antes de co-

menzar a cortar no se ha insertado aún en la pieza, a medida que vaya avanzando y comience el corte, el valor de la profundidad radial de corte prefijada será alcanzado en un instante de tiempo determinado por la velocidad de avance, f , y el diámetro de la herramienta, D . Esto, hace que ϕ_{st} y ϕ_{ex} sean variables en el tiempo (Fig. 4).

Se considerará que, en la operación de fresado, la pieza de trabajo se mueve en dirección contraria a la herramienta y que, antes de iniciar el corte, la distancia entre el extremo de la herramienta y el borde de la pieza, a la profundidad radial de corte inicial, es nula (Fig. 4). Se determinarán las ecuaciones para los ángulos, ϕ_{st} y ϕ_{ex} , para las operaciones de ranurado, planeado y contorneado.

3.2. Operación de ranurado y planeado

Las ecuaciones resultantes para estas dos operaciones son la mismas: el ranurado es un caso especial de la operación de planeado, en la que la profundidad radial de corte predeterminada es el diámetro de la

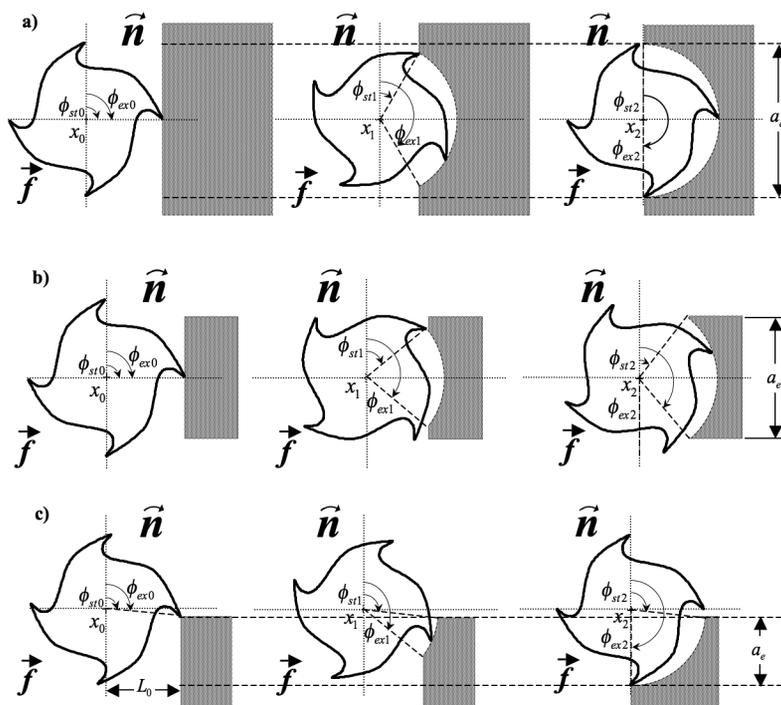


Figura 4. Ángulos de inmersión radial de inicio y fin de corte, ϕ_{st} y ϕ_{ex} , para diferentes posiciones de la herramienta respecto a la pieza, a) Operación de ranurado, $a_e = D$, b) Operación de planeado, $a_e < D$, c) Operación de contorneado.

Figure 4. The entry and exit radial immersion angles, ϕ_{st} and ϕ_{ex} , for different positions of the tool with respect to the piece, a) Slotting operation, $a_e = D$, b) Facing operation, $a_e < D$, c) Contouring operation.

herramienta, $a_e = D$, (Fig. 4 a)). En la operación de planeado sólo se considerará el caso de que no exista excentricidad entre la herramienta y la pieza cuando la profundidad radial de corte sea menor que el diámetro de la herramienta ($a_e < D$) (Fig. 4 b)).

El tiempo en que la herramienta alcanza la profundidad radial de corte prefijada se determina mediante la siguiente ecuación:

$$t_{\max} = \frac{60}{f} \frac{D - \sqrt{D^2 - a_e^2}}{2} \quad (13)$$

Habiendo determinado t_{\max} se pueden plantear las ecuaciones para el cálculo, en cada instante de tiempo, de los ángulos de inmersión radial de inicio y fin de corte:

$$\phi_{st}(t) = \begin{cases} \frac{\pi}{2} - \arccos\left(1 - \frac{2f}{60D} t\right), & t \leq t_{\max} \\ \arccos\left(\frac{a_e}{D}\right), & t > t_{\max} \end{cases} \quad (14)$$

$$\phi_{ex}(t) = \begin{cases} \frac{\pi}{2} + \arccos\left(1 - \frac{2f}{60D} t\right), & t \leq t_{\max} \\ \pi - \arccos\left(\frac{a_e}{D}\right), & t > t_{\max} \end{cases} \quad (15)$$

3.3. Operación de contorneado

Para esta operación se debe determinar, primeramente, la distancia inicial, L_0 , entre el centro de la herramienta y el borde de la pieza, en el momento justo, antes del comienzo de la inserción de la herramienta en la pieza (Fig. 4 c)):

$$L_0 = \sqrt{Da_e - a_e^2} \quad (16)$$

A partir de la distancia, L_0 , se puede determinar el tiempo, t_{\max} , en que la herramienta alcanza la profundidad radial de corte prefijada:

$$t_{\max} = \frac{60L_0}{f} \quad (17)$$

Conociendo L_0 y t_{\max} se pueden establecer las ecuaciones para el cálculo en cada instante de tiempo de los ángulos de inmersión radial de inicio y fin de corte:

$$\phi_{st}(t) = \pi - \arccos\left(1 - \frac{2a_e}{D}\right) \quad \text{ó} \quad \phi_{st}(t) = \pi - \arcsin\left(\frac{2L_0}{D}\right) \quad (18)$$

$$\phi_{ex}(t) = \begin{cases} \pi - \arcsin\left(\frac{2}{D}\left(L_0 - \frac{f}{60}t\right)\right) & t \leq t_{\max} \\ \pi, & t > t_{\max} \end{cases} \quad (19)$$

En este tipo de operación de corte, el ángulo de inicio de corte, ϕ_{st} , permanece constante durante toda la operación, siempre que la profundidad radial de corte prefijada, a_e , no varíe.

4. DESCRIPCIÓN DEL MODELO IMPLEMENTADO EN SIMULINK

A partir de los modelos matemáticos se implementaron los algoritmos en MATLAB-SIMULINK. MATLAB® es un lenguaje de alto rendimiento para la computación técnica. Integra el cómputo, la visualización y la programación en un ambiente fácil de uso donde los problemas y las soluciones se expresan en una notación matemática familiar. En el entorno se incluyen facilidades para el análisis numérico, cálculo matricial, procesamiento de señales, visualización gráfica y desarrollo de aplicaciones, incluyendo el diseño de interfaz gráfica de usuario. SIMULINK es un paquete de programa de MATLAB y se utiliza para modelar, simular y analizar sistemas dinámicos. También, tiene soporte para sistemas lineales y no lineales, ya sean discretos o continuos en el tiempo.

Las razones de su elección para la implementación del modelo anteriormente presentado radican en la sencillez de la programación, la posibilidad de realizar simulaciones y aplicaciones en tiempo real, la portabilidad de los programas desarrollados y la gran potencia de cálculo que posee este entorno. SIMULINK es, además, un entorno de desarrollo muy práctico en ingeniería, con una biblioteca de métodos numéricos y la posibilidad de variar un gran número de parámetros de una manera amigable y sencilla. De ahí, su amplia utilización para el modelado y optimización de problemas de nuestro entorno real.

El modelo implementado en SIMULINK permite de forma muy sencilla, a través de una interfaz de usuario, introducir los parámetros de la geometría de la herramienta y de corte (Figs. 5 y 6).

La figura 5 muestra el diagrama de bloques del modelo físico-matemático de las fuerzas y el par de corte implementado en SIMULINK. En él se puede observar, mediante gráficas, el comportamiento de

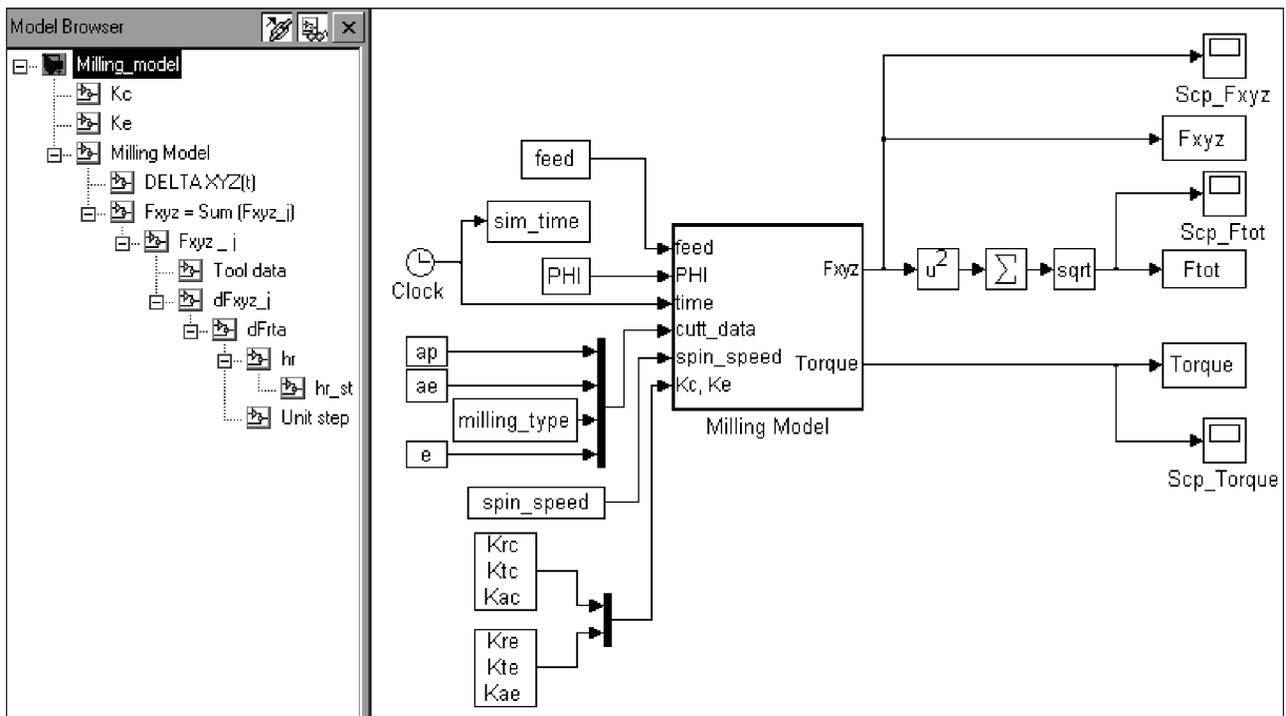


Figura 5. Diagrama de bloques del modelo matemático de las fuerzas y el par de corte en SIMULINK.

Figure 5. SIMULINK block diagram of the cutting forces and torque model.

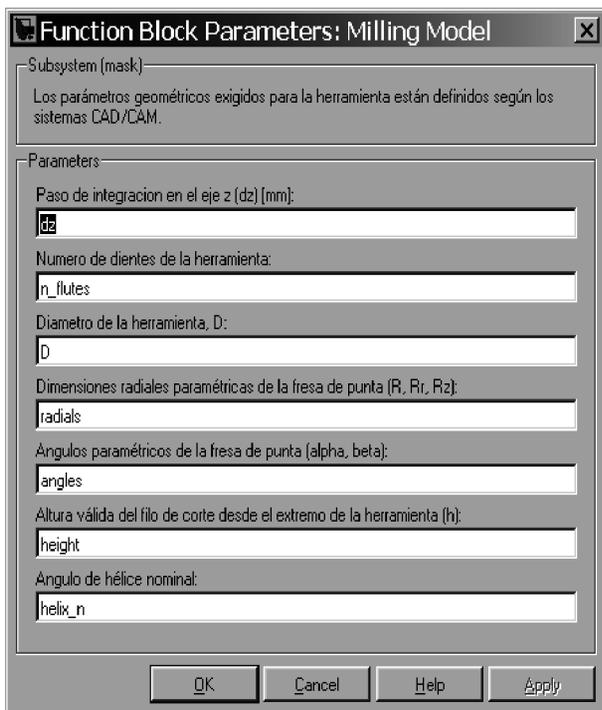


Figura 6. Interfaz de usuario del modelo en SIMULINK para la entrada de parámetros de la geometría de la herramienta.

Figure 6. SIMULINK user interface for setting the tool geometry parameters.

las fuerzas cartesianas y resultante y el par de corte. La ecuación (11), correspondiente a la fuerza resultante, $F_{total}(\phi)$, aparece implementada, explícitamente, en este diagrama. En la parte izquierda de la figura 5 se muestra el árbol de dependencias entre los diferentes diagramas o subsistemas que conforman el modelo (ver, también, Fig. 7). El diagrama de la figura 5 contiene, también, las entradas y salidas del modelo, las cuales se describen a continuación:

— Entradas

| | |
|--------------|---|
| feed | Avance de la máquina [mm/min] |
| PHI | Ángulo de elevación de la superficie que se va a mecanizar en cada instante de tiempo |
| time | Tiempo de la simulación |
| cutt_data | Datos de corte |
| ap | Profundidad axial de corte [mm]. |
| ae | Profundidad radial de corte [mm]. |
| milling_type | Especifica el tipo de operación de fresado, ya sea contorneado o planeado |
| e | Excentricidad entre la herramienta y la pieza [mm] |
| spin_speed | Velocidad del cabezal [rpm] |
| Kc, Ke | Vectores de las constantes de corte del material y la herramienta |

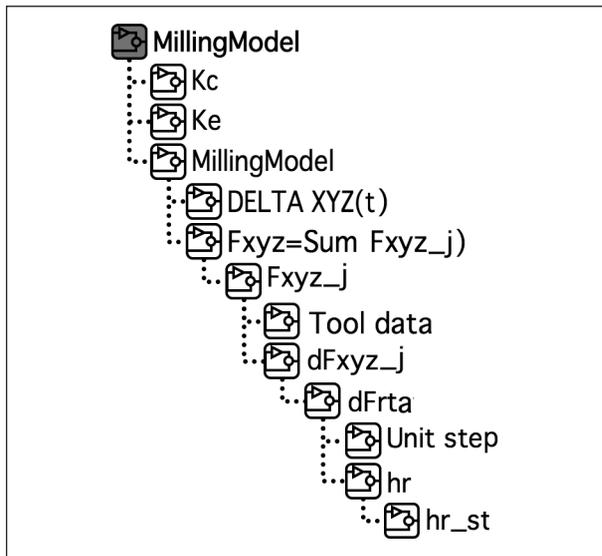


Figura 7. Arbol de dependencias entre los diagramas o subsistemas que conforman el modelo desarrollado.

Figure 7. Diagram of dependencies between the subsystems of the developed model.

— Salidas

| | |
|--------|--|
| Fxyz | Vector de fuerzas cartesianas. |
| Ftot | Fuerza resultante o norma del vector de fuerzas cartesianas [N]. |
| Torque | Par de corte resultante [Nm] |

En la interfaz de usuario utilizada para la entrada de los parámetros de la geometría de la herramienta (Fig. 6) es posible introducir parámetros tales como el paso de integración en el eje z (dz), el número de dientes de la herramienta, el diámetro de la herramienta, parámetros radiales de la herramienta (R , R_r , R_z), (Fig. 2), los ángulos de la geometría de la herramienta (α , β), la altura total del filo de corte (h) y el ángulo de hélice nominal. El modelo utiliza el método numérico de Euler para la integración de las fuerzas de corte a lo largo del filo de cada labio, a la profundidad axial que se está cortando, aunque SIMULINK deja abierta la posibilidad a utilizar otros métodos como Runge-Kutta de 4º orden.

La implementación del modelo se realizó con cierto nivel de encapsulamiento y de forma estructurada, garantizando que el desarrollo y el manejo de cada uno de los diagramas o subsistemas que lo componen fuesen lo menos complejo posible y, computacionalmente, más eficiente. En la figura 7 se muestran las relaciones o dependencias entre cada uno de los subsistemas del modelo tal y como fueron implementados en SIMULINK. A continuación se relacionan cada

uno de los subsistemas con una breve descripción de su funcionamiento:

MillingModel Constituye el diagrama principal del modelo. En él, se tiene acceso a la interfaz gráfica para introducir los parámetros de la geometría de la herramienta, los parámetros de corte y las constantes de corte; además, permite observar, mediante gráficas, las fuerzas y el par de corte. Contiene el subsistema nombrado Milling Model, donde está implementado todo el modelo del proceso de fresado.

Kc Se encuentra dentro del diagrama principal, es el que implementa la interfaz gráfica para introducir las constantes de corte, K_{tc} , K_{rc} , K_{ac} , y las almacena en variables del modelo.

Ke Este diagrama se encuentra dentro del diagrama principal, implementando la interfaz gráfica para introducir las constantes de corte, K_{tc} , K_{rc} , K_{ac} , almacenándolas en variables del modelo.

MillingModel En este subsistema se implementa el cálculo del avance por diente, s_{fj} . Además, se calcula el valor del ángulo de inmersión radial, ϕ_j , de cada diente, en dependencia del tiempo y del paso angular entre dientes ϕ_p . Igualmente se realiza el cálculo de los ángulos de inicio y fin de corte ϕ_{st} y ϕ_{ex} , a partir de los parámetros de corte y del tiempo actual, implementando las ecuaciones de la cinemática de estos ángulos introducida en la sección anterior; también, se determinan los límites de integración, z_1 y z_2 , a partir de la profundidad axial de corte, ap . Se realiza una llamada a los subsistemas Fxyz=Sum(Fxyz_j) y DELTA XYZ (t).

DELTA XYZ(t) Con este diagrama de bloques se determina la variación de la posición de la herramienta debido a las vibraciones (Ec. (6)).

Fxyz=Sum(Fxyz_j) Dentro de este diagrama de bloques se determina el valor del vector de fuerzas totales de cada eje

| | |
|-----------|--|
| | cartesiano, $\mathbf{F}_{xyz}(\phi)$ (Ec. (8)), a partir de las fuerzas por cada diente y el par de corte total $T(\phi)$ (Ec. (12)). Además, determina, a partir del paso de integración, dz , en el eje z y los límites de integración, z_1 y z_2 , el número total de incrementos en los que se divide el filo de la herramienta. |
| Fxyz_j | Este subsistema realiza la integración a lo largo del filo de la herramienta mediante el método numérico de integración Euler, determinando el vector de fuerzas y del par de corte por cada diente. |
| Tool data | La llamada a este diagrama de bloques se realiza dentro del subsistema Fxyz_j e implementa, a partir de los parámetros de la geometría de la herramienta y de la distancia axial, z , del punto P de corte, el cálculo de la distancia radial $r(z)$, su diferencial respecto al eje z , $dr(z)/dz$, el ángulo de inmersión axial, $\kappa(z)$, el ángulo radial de retraso $\psi(z)$ y la longitud infinitesimal, dS . |
| dFxyz_j | Este subsistema realiza la transformación geométrica de las fuerzas en el sentido tangencial, radial y axial al sistema de coordenadas XYZ . |
| dFrta | En este diagrama se calcula el vector de fuerzas en el sentido tangencial, radial y axial, a partir del espesor de viruta, los vectores de constante de corte K_c y K_e , el avance por diente s_n y la longitud infinitesimal del filo de la herramienta dS . En el cálculo se tiene en cuenta la intermitencia en el proceso de corte. |
| Unit step | Este subsistema determina la continuidad de las fuerzas de corte a partir del ángulo de giro ϕ_j de cada labio de la herramienta y los ángulos de inicio y fin de corte, ϕ_{st} y ϕ_{ex} . |
| hr | Diagrama de bloques que implementa el cálculo del espesor radial de la viruta, $h_r(\phi_j, z)$ (Ecs. 4 y 5). |
| hr_st | Este subsistema es el encargado de calcular la componente estática del espesor radial de la viruta, $h_{r_st}(\phi_j, z)$ (Ec. 7). |

En la figura 8 se muestran otros diagramas de bloques que conforman el modelo, mostrándose, también, a qué subsistema pertenece dentro del árbol de dependencia del modelo. En la figura 8 a) se muestra el diagrama de bloques correspondiente al cálculo de los diferenciales de fuerza en los ejes cartesianos, representados, en este caso, como $[dFx; dFy; dFz]$ y el diferencial de par de corte, $dTorque$. En el diagrama, las fuerzas se calculan a través de la matriz de transformación geométrica, representada como T_RTA_XYZ , aplicada al vector de diferenciales de fuerzas radiales, tangenciales y axiales, determinadas, en este caso, por el bloque de llamada de subsistema nombrado como $dFrta$. En la figura 8 b) aparece el diagrama correspondiente al cálculo del espesor radial estático de la viruta, denominado como hr_st (Ec. (7)), calculado a partir del avance por diente, Stj , el diferencial del radio de la herramienta respecto a la altura, dR/dz , el ángulo de elevación de la superficie a mecanizar, PHI , y el ángulo de inmersión radial correspondiente al diente j , phi_j .

El modelo permite, también, según los parámetros introducidos, observar a través de gráficas el comportamiento teórico de las fuerzas de corte, tanto resultante (Fig. 9) como en cada eje cartesiano y el par resultante.

5. VALIDACIÓN EXPERIMENTAL DEL MODELO DE FUERZAS DE CORTE

Con vistas a evaluar el comportamiento del modelo implementado se utilizaron datos experimentales obtenidos de pruebas realizadas en un centro de mecanizado de alta velocidad KONDIA HS1000, equipado con CNC abierto, Siemens 840D. La medición de la fuerza de corte se realizó utilizando una plataforma dinamométrica Kistler 9257, instalada en la bancada. Las características técnicas más importantes de esta plataforma dinamométrica son: un rango de medición $[-5, 5]$ kN en cada eje, frecuencia natural >4 kHz, linealidad $\leq 2\%$ a escala completa y una sensibilidad de $-7,5$ pC/N. Se utilizaron, además, 3 amplificadores de carga 5011, cada uno para medir los esfuerzos de corte F_x , F_y y F_z . La medición se realizó por medio de una tarjeta de adquisición de datos DAQ-BOARD-2005 a una frecuencia de muestreo de 40 kHz. Se utilizó como material de trabajo piezas de aluminio de una dureza Brinell de 65 HB5 para el primer experimento y de 145 HB5 para los tres restantes.

En el estudio realizado, en la simulación y en los ensayos reales, se consideraron las siguientes condiciones de corte para operaciones de fresado a alta velocidad:

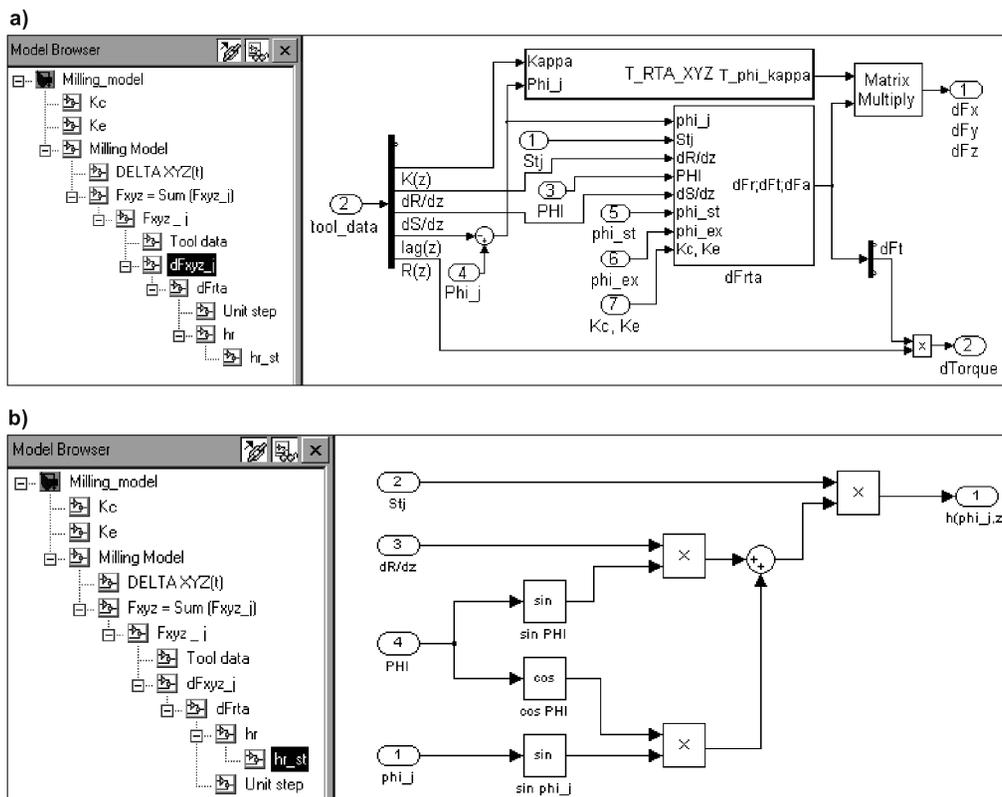


Figura 8. Otros diagramas de bloques que componen el modelo implementado en SIMULINK, a) diagrama que implementa el cálculo de los diferenciales de fuerzas cartesianas y el diferencial de par de corte, b) diagrama de bloques para el cálculo del espesor radial estático de la viruta.

Figure 8. Other blocks diagrams of the implemented SIMULINK model, a) block diagram that calculates the differentials forces and the differential cutting torque, b) block diagram that calculates the static radial chip thickness.



Figure 9. Gráfica de fuerza de corte resultante obtenida a través del modelo implementado en SIMULINK para unos parámetros de corte y de geometría de la herramienta dados.

Figure 9. The resultant cutting force obtained from the SIMULINK model for a certain cutting and tool geometry parameters.

- a) $V_c=500$ m/min, $n=9.947$ rpm, $f=2.586$ mm/min, $a_p=10$ mm, $a_e=5$ mm, $i_0=25^\circ$, $H=20,0$ mm, $D=16,0$ mm.
- b) $V_c=500$ m/min, $n=13.263$ rpm, $f=1.061$ mm/min, $a_p=10$ mm, $a_e=5$ mm, $i_0=25^\circ$, $H=16,0$ mm, $D=12,0$ mm.
- c) $V_c=500$ m/min, $n=9.947$ rpm, $f=2.586$ mm/min, $a_p=5$ mm, $a_e=5$ mm, $i_0=25^\circ$, $H=20,0$ mm, $D=16,0$ mm.
- d) $V_c=850$ m/min, $n=16.910$ rpm, $f=4.397$ mm/min, $a_p=10$ mm, $a_e=5$ mm, $i_0=25^\circ$, $H=20,0$ mm, $D=16,0$ mm.

Las constantes de corte utilizadas en la simulación y en la validación experimental se ajustaron experimentalmente para cada conjunto material-herramienta y según las condiciones de corte. Para cada caso, estas constantes tienen los siguientes valores:

- a) $K_{tc}=568,21$ N/mm², $K_{rc}=416,53$ N/mm², $K_{ac}=61,85$ N/mm², $K_{te}=11,26$ N/mm, $K_{re}=14,20$ N/mm, $K_{ae}=2,38$ N/mm.

- b) $K_{tc} = 496,81 \text{ N/mm}^2$, $K_{rc} = 364,19 \text{ N/mm}^2$, $K_{ac} = 54,08 \text{ N/mm}^2$, $K_{te} = 9,84 \text{ N/mm}$, $K_{re} = 12,41 \text{ N/mm}$, $K_{ae} = 2,08 \text{ N/mm}$.
- c) $K_{tc} = 593,16 \text{ N/mm}^2$, $K_{rc} = 434,81 \text{ N/mm}^2$, $K_{ac} = 64,57 \text{ N/mm}^2$, $K_{te} = 11,75 \text{ N/mm}$, $K_{re} = 14,82 \text{ N/mm}$, $K_{ae} = 2,48 \text{ N/mm}$.
- d) $K_{tc} = 707,33 \text{ N/mm}^2$, $K_{rc} = 518,51 \text{ N/mm}^2$, $K_{ac} = 77 \text{ N/mm}^2$, $K_{te} = 14,01 \text{ N/mm}$, $K_{re} = 17,67 \text{ N/mm}$, $K_{ae} = 2,96 \text{ N/mm}$.

Con el propósito de validar el modelo desarrollado, se seleccionaron dos fresas cilíndricas planas Sandvik R216.32-12025-AP16A H10F, para el segundo experimento (b) y R216.32-16025-AP20A H10F para los restantes (a, c, d). La primera es de 12 mm de diámetro y profundidad de corte máxima de 16 mm y la segunda herramienta tiene un diámetro de 16 mm y una profundidad de corte máxima de 20 mm. Según datos

del fabricante, ambas herramientas son para operaciones de ranurado, presentan función de taladrado, tienen dos dientes, un ángulo de hélice de 25° y están hechas de un metal duro sin recubrimiento, adecuadas para el fresado de aleaciones de aluminio con aristas de corte “agudizadas”. Las probetas se mecanizaron según un patrón en círculo.

En la figura 10 se muestra el comportamiento real (experimental) de la fuerza de corte resultante para cada uno de los cuatro casos analizados (línea continua). En línea discontinua aparece representada la respuesta del modelo (simulación) según las condiciones de corte de cada uno de los experimentos. Se aprecia, en todos los casos, que el comportamiento del esfuerzo de corte resultante estimado se acerca bastante al comportamiento de los valores experimentales.

Para evaluar el desempeño del modelo, se utilizaron varias cifras de mérito o índices de comportamiento en

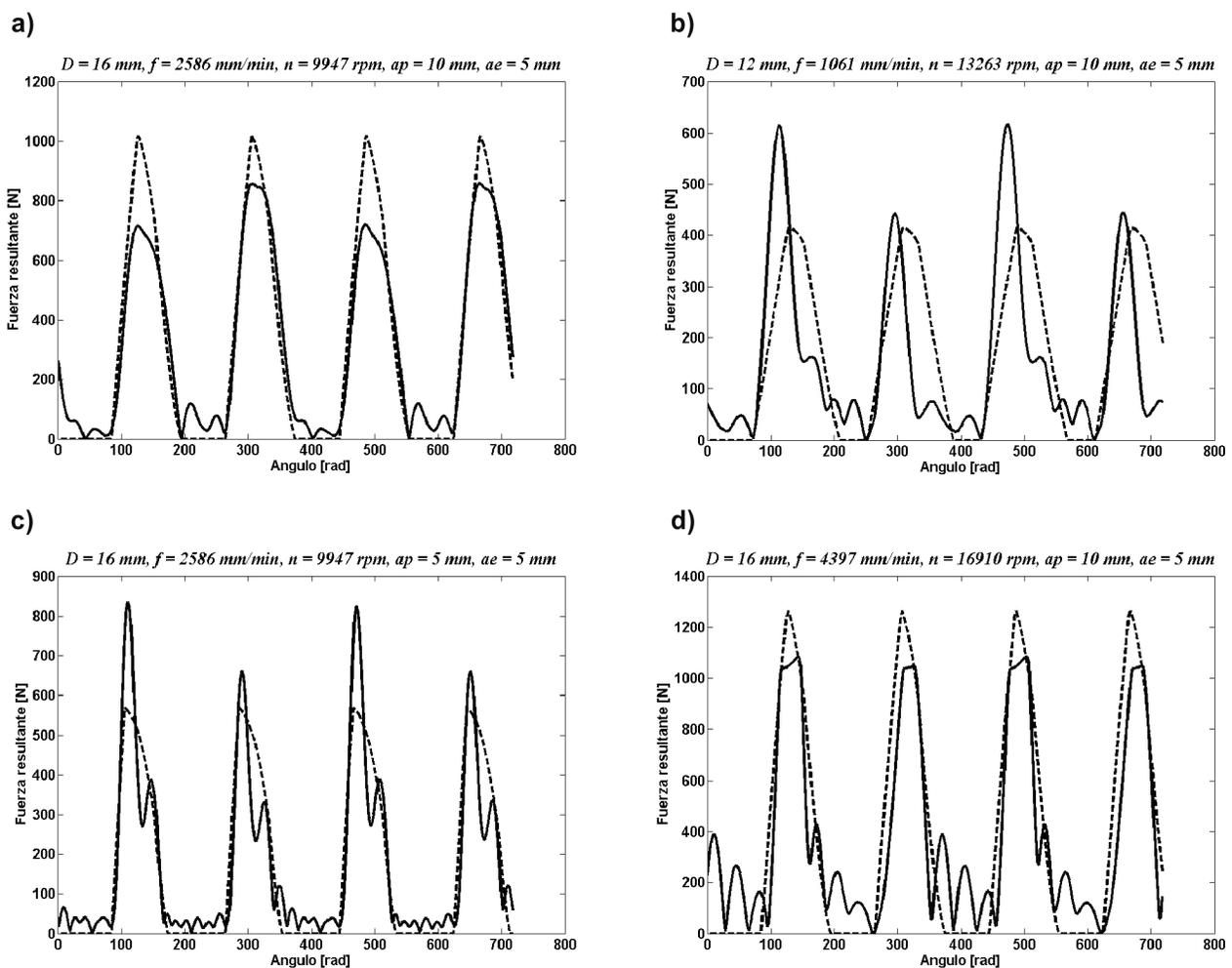


Figura 10. Fuerza de corte resultante experimental (línea continua) y obtenida por el modelo para diferentes condiciones de corte (línea discontinua).

Figure 10. Experimental resultant cutting force (solid line) and the predicted cutting force (dashed line) for different cutting conditions.

cada experimento. De esta manera, se pueden comparar las fuerzas de corte obtenidas a través del modelo y las experimentales. En la tabla I se muestra para cada experimento la fuerza resultante media obtenida experimentalmente, \bar{F}_e , y la estimada teóricamente por el modelo, \bar{F}_t ; para estos dos valores se determinó el error absoluto relativo (AE).

Los coeficientes o constantes de corte (K_{tc} , K_{rc} , K_{te} , K_{re} , K_{ac} , K_{ae}) utilizados en el modelado se obtuvieron mediante un procedimiento experimental para los valores de fuerza media. Ciertamente, estos coeficientes tienen un papel determinante en la precisión de la predicción del esfuerzo de corte. La capacidad de predicción de las fuerzas de corte del modelo presentado en este trabajo también dependen de coeficientes de corte obtenidos de forma experimental y, este, continúa siendo un punto neurálgico en los modelos matemáticos.

6. CONCLUSIONES

En este trabajo se ha presentado un modelo físico-matemático implementado en MATLAB-SIMULINK que relaciona las fuerzas y el par de corte en el proceso de fresado de alto rendimiento con los parámetros de corte y los parámetros de la geometría generalizada de la herramienta de corte. El modelo permite, mediante una interfaz gráfica de usuario sencilla, introducir los parámetros de la geometría de la herramienta y de corte, ofreciendo, además, la posibilidad de observar mediante gráficas el comportamiento de las fuerzas de corte y del par resultante.

Mediante el modelo desarrollado, es posible evaluar la influencia de la dinámica del proceso de cor-

te en las fuerzas y el par desarrollado, producto de las vibraciones de la herramienta, y predecir el comportamiento considerando operaciones de mecanizado en superficies 3D. Asimismo, a partir de la literatura a la que se ha tenido acceso, otras contribuciones de este trabajo son el planteamiento de las ecuaciones de la geometría generalizada de la herramienta, mejorando la eficacia computacional de los algoritmos implementados para determinar las variables que la caracterizan. El modelo considera, también, la cinemática de los ángulos de inmersión radial de inicio y fin de corte para diferentes operaciones de fresado, demostrándose, matemáticamente, en el trabajo el comportamiento temporal de estos ángulos durante la operación de corte.

Por otra parte, se ha mostrado la efectividad del modelo para la predicción de las fuerzas de corte en el fresado de alto rendimiento, a través de un estudio comparativo con datos obtenidos experimentalmente. El modelo computacionalmente eficiente puede utilizarse en sistemas de supervisión y control de procesos de fresado de alto rendimiento para estimar el comportamiento de las fuerzas y el par de corte facilitando, de este modo, el desarrollo de estrategias para detectar la aparición de fallos como el desgaste y la rotura en la herramienta, la presencia de vibraciones y estimar el acabado superficial de la operación realizada. En esa dirección apuntan los trabajos futuros.

Además, en estos trabajos futuros se prevé comprobar la utilización del modelo para predecir el comportamiento de las fuerzas de corte en diferentes tipos de materiales, por ejemplo, en aleaciones especiales de acero, muy útiles en la industria aeroespacial.

Agradecimientos

Este trabajo ha sido posible gracias al proyecto de investigación industrial CIT-020400-2005-6 CORE-FAV. Agradecemos la ayuda prestada por el MSc. Miguel de Jesús Ramírez (Instituto Tecnológico y de Estudios Superiores de Monterrey).

Nomenclatura

| | |
|------------------|--|
| D, R, R_r, R_z | Parámetros radiales de la herramienta [mm]. |
| α, β | Parámetros angulares de la herramienta [mm]. |
| h | Altura total del filo de corte de la herramienta [mm]. |
| i_0 | Ángulo nominal de la hélice [grados]. |
| N_f | Número de dientes. |

Tabla I. Comparación de las fuerzas de corte obtenidas mediante el modelo y experimentalmente

Table I. Comparison of the predicted and experimental cutting forces

| Experimento | \bar{F}_e [N] | \bar{F}_t [N] | $AE [\%] = \frac{(\bar{F}_e - \bar{F}_t)}{\bar{F}_e} 100$ |
|-------------|-----------------|-----------------|---|
| a | 319,38 | 324,63 | 1,64 |
| b | 158,84 | 173,13 | 8,99 |
| c | 175,15 | 171,08 | 2,32 |
| d | 386,02 | 403,81 | 4,61 |

| | |
|--------------------------|--|
| f | Avance de la máquina [mm/min]. |
| V_c | Velocidad de corte [m/min]. |
| a_p | Profundidad axial de corte [mm]. |
| a_e | Profundidad radial de corte [mm]. |
| K_{tc}, K_{re}, K_{ac} | Constantes de las fuerzas de corte en sentido tangencial, radial y axial referidas al material [N/mm ²]. |
| K_{te}, K_{re}, K_{ae} | Constantes en sentido tangencial, radial y axial de la herramienta [N/mm]. |
| F_x, F_y, F_z | Fuerzas a lo largo de los ejes X, Y, Z [N]. |
| F_{total} | Fuerza resultante de las fuerzas en los tres ejes [N] |
| \bar{F}_x, \bar{F}_t | Esfuerzo de corte medio experimental y estimado por el modelo. |
| $T(\phi)$ | Par resultante [Nm] |
| $r(z)$ | Coordenada radial de un punto del filo de corte. |
| P | Un punto en el filo de corte. |
| $\psi(z)$ | Ángulo radial de retraso. |
| $\kappa(z)$ | Ángulo de inmersión axial. |
| $\phi_j(z)$ | Ángulo de inmersión para el diente j a la profundidad de corte z . |
| ϕ | Ángulo de rotación del filo de la fresa. |
| ϕ_p | Paso angular entre dientes. |
| $h(\phi z)$ | Espesor de la viruta. |
| $h_r(\phi z)$ | Espesor radial de la viruta. |
| n | Velocidad del cabezal en [rpm] |
| | $n = \frac{V_c \cdot 1000}{D \cdot \pi}$ |
| s_{ij} | Avance por diente en mm/rev |
| | $s_{ij} = \frac{f}{n \cdot N_f}$ |
| ϕ_{st} | Ángulo de inmersión radial en el punto de inicio. |
| ϕ_{ex} | Ángulo de inmersión radial en el punto final. |
| $i(z)$ | Ángulo de la hélice en función de la altura. |
| dF_r, dF_t, dF_a | Diferencial de fuerzas en los sentidos radial, tangencial y axial. |
| dz | Altura diferencial de un segmento de viruta. |
| dS | Sección infinitesimal del filo de corte de la herramienta. |

REFERENCIAS

- [1] M. KUPCZYK Y W. MISIAK, *Rev. Metal. Madrid* Vol Extr. (2005) 483-487.
- [2] J.M. SANCHEZ-SOLA, M.A. SEBASTIAN, M.S. CARRILERO, J.M. GONZALEZ Y M. MARCOS, *Rev. Metal. Madrid* Vol Extr. (2005) 365-368.
- [3] R.E. HABER, J.E. JIMENEZ, A. JIMENEZ Y J. LOPEZ-CORONADO, *Rev. Metal. Madrid* 40 (2004) 247-258.
- [4] J.L. CANTERO, J.M. SANCHEZ-SOLA, M.M. TARDIO, M.A. SEBASTIAN, M.S. CARRILERO, M. MARCOS Y M.H. MIGUELEZ, *Rev. Metal. Madrid* Vol Extr. (2005) 355-360.
- [5] M. ALVAREZ, M.S. CARRILERO, J.E. ARES, J.M. GONZALEZ Y M. MARCOS, *Rev. Metal. Madrid* Vol Extr. (2005) 361-364.
- [6] A. ISTURIZ, M.D. RIERA Y J.M. PRADO, *Rev. Metal. Madrid* Vol Extr. (2005) 181-186.
- [7] A. RAMIREZ, R. MORALES, A.J. MORALES, A. RAMOS Y G. SOLORIO, *Rev. Metal. Madrid* 42 (2006) 216-221.
- [8] A. RAMIREZ, R. MORALES, A. RAMOS Y G. SOLORIO, *Rev. Metal. Madrid* 42 (2006) 203-208.
- [9] A. RAMIREZ, A. MOSQUEDA, V. SAUCE, R. MORALES, A. RAMOS Y G. SOLORIO, *Rev. Metal. Madrid* 42 (2006) 209-215.
- [10] M.A. RAMIREZ-ARGAEZ, J. TAPIA, J. ESPINOZA Y E. ALCANTAR, *Rev. Metal. Madrid* 42 (2006) 56-75.
- [11] F. CUS, M. MILFELNER Y J. BALIC, *J. Mater. Process. Technol.* 175 (2006) 90-97.
- [12] B.M. IMANI, M.H. SADEGHI A Y M.A. ELBESTAWI, *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 38 (1998) 1.089-1.107.
- [13] S. ENGIN E Y. ALTINTAS, *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 41 (2001) 2.195-2.212.
- [14] M.H. SADEGHI, H. HAGHIGHAT Y M.A. ELBESTAWI, *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* 22 (2003)775-785.
- [15] E.E.M. LIM, H.Y. FENG, C.H. MENQ Y Z.H. LIN, *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 35 (1995)1.149-1.169.
- [16] J. TLUSTY Y F. ISMAIL, *J. Vib. Acoust.-Trans. ASME* 105 (1983) 24-32.
- [17] Y. ALTINTAS, *Manufacturing Automation.* Cambridge University Press, 2000, pp. 104-116.
- [18] M.E. MARTELLOTTI, *Trans. ASME* 63 (1941) 677-700.
- [19] M.E. MARTELLOTTI, *Trans. ASME* 67 (1945) 233-251.
- [20] F. ABRARI, M.A. ELBESTAWI Y A.D. SPENCE, *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 38 (1998)215-237.
- [21] X.W. LIU, K. CHENG, A.P. LONGSTAFF, M.H. WIDIYARTO Y D. FORD, *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* 26 (5) (2005) 457-465.