

# Modelo de Deflexión de Herramienta en el Microfresado

**P. Rodríguez Mateos, J. Labarga Ordóñez**

*Dpto. de Ingenierías Mecánica, Informática y Aeroespacial. Universidad de León*  
pablo.rodriguez@unileon.es

---

*El microfresado es una operación muy adecuada para obtener piezas a pequeñas escalas, con una alta versatilidad. Para modelar correctamente las fuerzas de corte en esta operación se deberán considerar los factores más relevantes que influyen en el proceso como la deflexión de la herramienta. Este factor ya se ha estudiado en el fresado convencional, pero su no inclusión hasta el momento en el microfresado limita la validez de los modelos mecanísticos de fuerzas. Se propone un modelo para la consideración de la deflexión de herramienta de una manera sencilla y computacionalmente asequible, ya que se obtiene un sistema de ecuaciones lineal para la obtención de las fuerzas de corte. En el modelo se tiene en cuenta la diferente deformación de la herramienta según la altura considerada. Los parámetros de la deflexión de herramienta se obtienen mediante un estudio analítico de la geometría de la fresa. Se ha aplicado a dos tipos de fresado frontal: en contraposición y en concordancia. Los resultados experimentales muestran un buen ajuste con la predicción de fuerzas. El modelo propuesto en este trabajo es de aplicación a la monitorización del proceso, así como a su control adaptativo.*

---

## 1. INTRODUCCIÓN

La microfabricación ha sido ampliamente utilizada para la obtención de dispositivos neurovasculares, micro-engranajes y micromoldes, entre otras aplicaciones [1,2]. Muchas de estas piezas son metálicas, por lo que el microfresado es uno de los métodos más adecuados para obtenerlas [3].

Dado que las fuerzas del proceso son comparativamente mayores en microfresado que en fresado convencional [4], un modelo de fuerzas puede ser aplicado a la monitorización del proceso mediante control adaptativo en tiempo real para evitar la rotura de la herramienta. Es también de aplicación a la estimación del desgaste de herramienta, ya que de este valor dependen en gran medida las fuerzas de mecanizado. Debido, además, a que las fuerzas crecen bruscamente cuando el desgaste llega a un determinado valor [5] se puede prevenir la rotura brusca de la herramienta. Un modelo de fuerzas puede ayudar a diseñar el proceso determinando los parámetros que minimizan el error dimensional en las piezas mecanizadas [6].

Los estudios realizados sobre el análisis de las fuerzas en el proceso del fresado parten de un cálculo del espesor de viruta en cada punto del filo y suman posteriormente las fuerzas en cada punto [7]. Otros autores han considerado la influencia de la deflexión de herramienta [8,9] y algunos el efecto combinado de la deflexión y la desviación excéntrica [10].

En el estudio del microfresado se han tenido en cuenta las aportaciones de la investigación en fresado convencional, además de factores nuevos propios del microfresado. Sin embargo, los resultados experimentales no siempre se ajustan adecuadamente a las predicciones. Por otro lado, no se ha considerado hasta ahora el factor de la deflexión de herramienta en un estudio específico de microfresado, pese a que se ha determinado que la tensión deflectora en este proceso es significativa [11]. Por ello, se hace necesario proponer un nuevo modelo que considere en su conjunto los factores más significativos del proceso del microfresado.

Así, en el presente artículo se desarrolla un modelo de precisión para fresado para herramientas de dos dientes, ya que es el caso más habitual en microfresado, y fácilmente puede ser generalizado para un número mayor de filos. En el presente modelo se

considerarán los factores de la desviación excéntrica de herramienta y su deflexión, correctamente caracterizada mediante ensayos específicos. Las ecuaciones resultantes se resuelven directamente, ya que responden a un sistema de comportamiento lineal y no es necesario, por tanto, un procedimiento iterativo. Se incluye, asimismo, el efecto tamaño, que provocará que haya zonas en las que sólo corta uno de los filos, ejerciendo fuerzas que se determinan mediante expresiones diferentes de las que se usan para el corte convencional. El modelo incluye, por tanto, un algoritmo para el cálculo de los ángulos de entrada y salida de los distintos filos de la herramienta.

Los parámetros para el modelo se han obtenido mediante medición directa. Estos parámetros proporcionan unas predicciones de las fuerzas que se han contrastado con los resultados experimentales obtenidos mediante medición. Se puede observar un alto grado de ajuste entre las predicciones y las medidas de las fuerzas del proceso, llevado a cabo sobre acero y aluminio.

## 2. DESARROLLO DEL MODELO DE DEFLEXIÓN

### 2.1. Características geométricas

Este modelo analítico considera la herramienta dividida en discos de altura infinitesimal, en cada uno de los cuales existirá una fuerza debida al corte del elemento de filo correspondiente, según se indica en la figura 1.

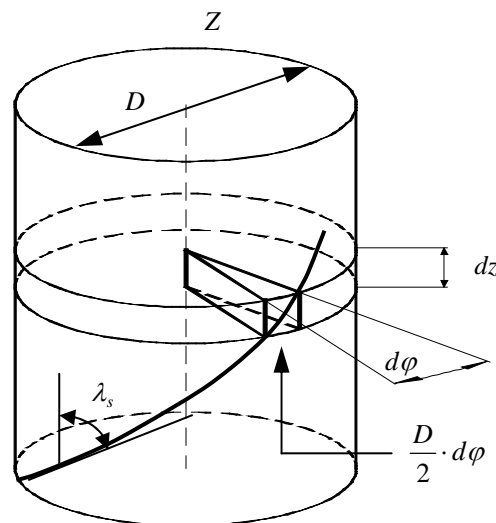


Figura 1. División del filo en elementos diferenciales

Las fuerzas en un punto genérico definido por su ángulo de posición  $\varphi$  tendrán una componente tangencial y otra radial, según se indica en la Figura 2. La posición del extremo superior del filo se sitúa en el ángulo  $\alpha$ .

Las fuerzas tendrán una componente debida al corte y otra debida al recalado del material originada por el radio de redondeo del filo [12] y se pueden expresar de la manera conocida:

$$dF_t = (K_{te} + K_{tc} \cdot t_c) \cdot dz \quad (1)$$

$$dF_r = (K_{re} + K_{rc} \cdot t_c) \cdot dz \quad (2)$$

Donde  $K_{te}$  y  $K_{re}$  son los coeficientes de fuerza debidos al redondeo del filo y  $K_{tc}$  y  $K_{rc}$  son los coeficientes de fuerza debidos al corte.  $t_c$  es el espesor de viruta. Proyectando estas fuerzas sobre las direcciones cartesianas se obtienen de manera inmediata los diferenciales de fuerza en las direcciones  $x$  e  $y$ , que serán utilizadas para el desarrollo del modelo.

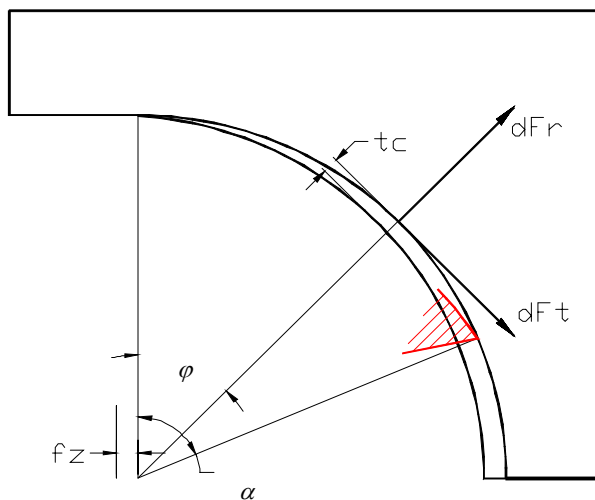


Figura 2. Geometría del fresado en contraposición

De la figura 2 se deduce que en condiciones ideales, es decir, sin desviación excéntrica ni deflexión de herramienta, el espesor de viruta se puede aproximar [13] por la siguiente expresión:

$$t_c = f_z \cdot \sin \phi \tag{3}$$

Donde  $f_z$  es el avance por diente de la operación y  $\phi$  es el ángulo de posición del punto considerado.

**2.2. Influencia de la deflexión de herramienta**

Las herramientas usadas en microfresado tienen un pequeño diámetro de mango que provoca una escasa resistencia a la flexión, por lo que se deforman fácilmente por la acción de las fuerzas del proceso. Esto hace que exista una cierta desviación de la herramienta respecto a su posición teórica. De este fenómeno se seguirán dos efectos principales: la falta de precisión en la pieza mecanizada y la distorsión de las fuerzas de corte.

Para el cálculo de la deflexión de herramienta se considerará que es un elemento elástico sujeto mediante un empotramiento en su parte superior y sometido a una fuerza uniformemente distribuida a lo largo del tramo final, correspondiente a la profundidad axial de corte  $a_p$ , según el esquema que se indica en la figura 3.

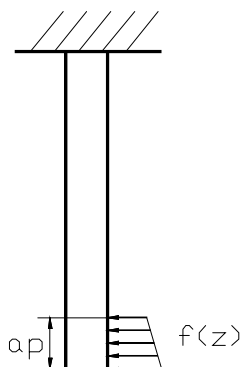


Figura 3. Fuerza de corte distribuida sobre la herramienta

Esta fuerza distribuida puede concentrarse en una fuerza puntual cuya magnitud sea la suma total de las fuerzas en cada punto y cuya posición sea tal que provoque el mismo momento flector que la fuerza distribuida.

La fuerza situada en esa posición provocará un perfil de deformación lineal en la herramienta [14], del que el valor máximo corresponderá al extremo inferior. La siguiente expresión, tomada del análisis elástico de una viga en las condiciones indicadas, proporciona la desviación máxima que tiene lugar en ella bajo la acción de una fuerza  $F_T$ :

$$d_{\max} = \frac{(L-a)^2 \cdot (2L+a)}{6 \cdot E \cdot I} \cdot F_T \quad (4)$$

Donde  $L$  es la longitud de la viga,  $E$  su módulo de elasticidad,  $I$  su momento de inercia y  $a$  la distancia del extremo de la viga al punto de aplicación de la fuerza.

Con base en esta deformación de la herramienta se ha establecido un nuevo modelado de la deflexión. En primer lugar, se engloban en un solo parámetro todas las constantes que acompañan a la fuerza en la expresión (11):

$$d_{\max} = \frac{F_T}{M} \quad (5)$$

El valor de  $M$  representa la rigidez de la herramienta y se puede obtener fácilmente calculando la constante de proporcionalidad entre el desplazamiento y la fuerza, según se explica en la sección siguiente. La deformación existente en el punto superior de la zona de corte se puede expresar como el valor máximo multiplicado por un parámetro  $C < 1$ :

$$d_{a_p} = C \cdot \frac{F_T}{M} \quad (6)$$

Partiendo de estos dos valores se puede establecer la función que define la deformación de la herramienta para una altura genérica respecto al límite inferior:

$$d(z) = \left( 1 - \frac{1-C}{a_p} \cdot z \right) \cdot \frac{F_T}{M} \quad (7)$$

Combinando las expresiones (6) y (7) se obtiene:

$$d(\alpha, \varphi) = \left[ 1 - \frac{1-C}{\delta} \cdot (\alpha - \varphi) \right] \cdot \frac{F_T}{M} \quad (8)$$

Donde  $\delta$  es la distancia angular del filo implicada en el corte.

La distorsión de las fuerzas de corte puede ser estudiada determinando el cambio que provoca la deflexión en el espesor de la viruta. El espesor de viruta depende de la posición de la herramienta en dos cortes consecutivos.

Si existe desviación excéntrica en la herramienta, los dientes sufren un desplazamiento respecto a su posición teórica, uno hacia delante y otro hacia atrás. Esto hace que el espesor de viruta sea mayor en uno de los dientes que en otro. Por tanto, las fuerzas serán superiores en el diente que más material corta. Sin embargo, la deflexión provoca un desplazamiento hacia atrás superior en este diente que en el otro influenciando el espesor de viruta a su vez. De esta manera, la deflexión constituye un amortiguamiento del efecto de la desviación excéntrica en las fuerzas [15].

Para obtener los valores de las fuerzas se deberá deducir el espesor de viruta en cada posición de la herramienta. Para ello, deberán tenerse en cuenta las fuerzas que actúan en un diente y en el anterior, dado que éstas determinarán la posición de los dos filos

consecutivos, que a su vez fijará el valor del espesor de viruta. En las siguientes secciones se analizará este fenómeno en varias operaciones de fresado obteniéndose una predicción completa de las fuerzas del proceso.

El nuevo espesor de viruta puede ser obtenido siguiendo el esquema de la figura 4:

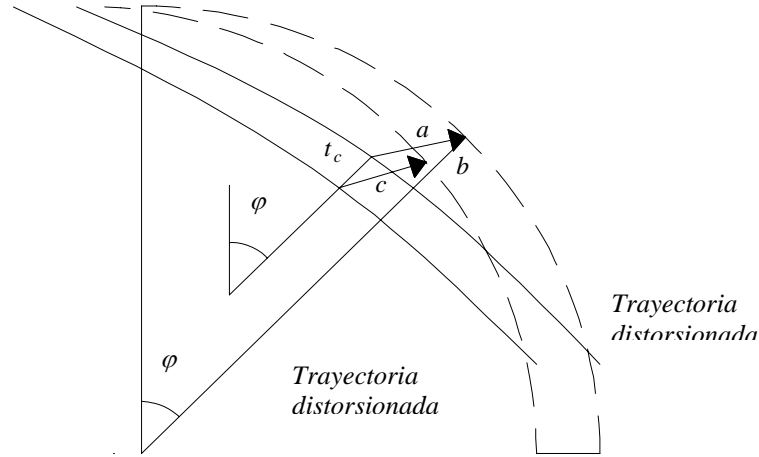


Figura 4. Trayectorias de la herramienta distorsionadas por la deflexión

Las distancias entre las trayectorias ideales y las reales se pueden expresar de la siguiente manera:

$$a = \left[ 1 - \frac{1-C}{\delta} \cdot (\alpha - \phi) \right] \cdot \frac{F_T(1)}{M} \quad (9)$$

$$c = \left[ 1 - \frac{1-C}{\delta} \cdot (\alpha - \phi) \right] \cdot \frac{F_T(2)}{M} \quad (10)$$

En la figura 5 se muestra un esquema más detallado del espesor de viruta en condiciones de deflexión de herramienta.

Relacionando el espesor de viruta con los parámetros  $a$ , y  $c$  se obtiene el espesor de viruta para el diente 1:

$$t_c(1) = f_z \cdot \sin \phi + 2\rho \cos(\alpha - \phi - \lambda) + \frac{1}{M} \cdot \left[ 1 - \frac{1-C}{\delta} \cdot (\alpha - \phi) \right] \cdot \left[ (-F_x(1) + F_x(2)) \cdot \sin \phi + (-F_y(1) + F_y(2)) \cdot \cos \phi \right] \quad (11)$$

Para el diente 2 podría hacerse el mismo razonamiento, obteniéndose la siguiente expresión:

$$t_c(2) = f_z \cdot \sin \phi - 2\rho \cos(\alpha - \phi - \lambda) + \frac{1}{M} \cdot \left[ 1 - \frac{1-C}{\delta} \cdot (\alpha - \phi) \right] \cdot \left[ (F_x(1) - F_x(2)) \cdot \sin \phi + (F_y(1) - F_y(2)) \cdot \cos \phi \right] \quad (12)$$

En estas expresiones el segundo término corresponde a la distorsión que introduce la deflexión de herramienta. En el caso más habitual del fresado convencional, este término es despreciable frente al primero debido a lo elevado del parámetro  $M$ . Sin embargo, en el microfresado, debido a que la rigidez de la herramienta es mucho menor, el parámetro  $M$  es muy reducido y por tanto el segundo término es comparable al primero y no se puede ignorar.

### 3. DETERMINACIÓN DE LOS PARÁMETROS DEL MODELO

Los parámetros geométricos del modelo, tales como el diámetro de la herramienta, el avance por diente, el radio del filo, el ángulo de hélice y las profundidades radial y axial de corte son conocidos. El valor del parámetro  $\lambda_c$  se tomará de estudios experimentales realizados sobre el efecto tamaño [16].

En cuanto a los parámetros de la deflexión de herramienta, es necesario determinar las constantes  $M$  y  $C$ , según se indicó en la sección anterior. La primera se puede obtener midiendo la fuerza que ejerce la herramienta sobre la pieza cuando está en contacto con su borde, al tiempo que se registra el desplazamiento que tiene lugar en la pieza respecto a la posición inicial de reposo. Dividiendo ambas cantidades se obtiene experimentalmente el valor de la rigidez.

La constante  $C$  se determinó analíticamente, mediante el cálculo de la ecuación de la inclinación de la sometida al momento flector que provoca la fuerza del proceso:

$$y'(x) = \int_0^x -\frac{M_f}{E \cdot I} \cdot dx \quad (13)$$

Donde  $x$  es la distancia entre la sujeción de la herramienta y el punto considerado y  $M_f$  es el momento flector que soporta la herramienta en cada punto. Partiendo de la geometría de la herramienta proporcionada por el fabricante se puede evaluar la inclinación de herramienta en el punto de aplicación de la fuerza.

En cuanto a los coeficientes de fuerza, se siguió el procedimiento explicado en [17]. Se realizaron mediciones de las fuerzas promedio en ensayos del proceso para diferentes valores del avance por diente y con ellas se obtuvieron los coeficientes de las fuerzas.

### 4. ENSAYOS EXPERIMENTALES

Los ensayos de mecanizado se realizaron en una máquina KERN de Microfresado y Microtaladrado, con velocidad de giro hasta de 160.000 r.p.m. y un CNC de 0.1  $\mu\text{m}$  de resolución de posicionamiento. La máquina de Microfresado se muestra en la figura 5. Se realizaron operaciones de fresado en contraposición y en concordancia en piezas de Aluminio 7075 y Acero AISI 1015. Las herramientas usadas para los ensayos fueron fresas de Carburo sin recubrimiento de 2 dientes y 0.6 mm de diámetro.

Las fuerzas de corte se midieron mediante un dinamómetro Kistler 9256C2 instalado en la mesa de la máquina, al cual estaba sujeta la pieza de trabajo. Este dispositivo mide fuerzas en los 3 ejes con una frecuencia de muestreo de hasta 100 kHz.

En las figuras 6 y 7 se presentan los resultados de la predicción de fuerzas mediante el modelo en los ejes  $x$  e  $y$  en contraste con las fuerzas experimentales medidas en el proceso.



Figura 5. Máquina de Microfresado utilizada

A pesar de las vibraciones que tienen lugar en el proceso, se puede observar que hay un buen ajuste entre los valores experimentales y las predicciones. Las vibraciones se evitaron en cierta medida mediante la aplicación de un filtro paso bajo a las medidas de las fuerzas. No obstante, debido a que la frecuencia de corte del filtro debe estar por encima de la frecuencia de paso de los dientes para no distorsionar la señal del proceso, algunas vibraciones no se pueden eliminar, ya que aparecen a frecuencias inferiores.

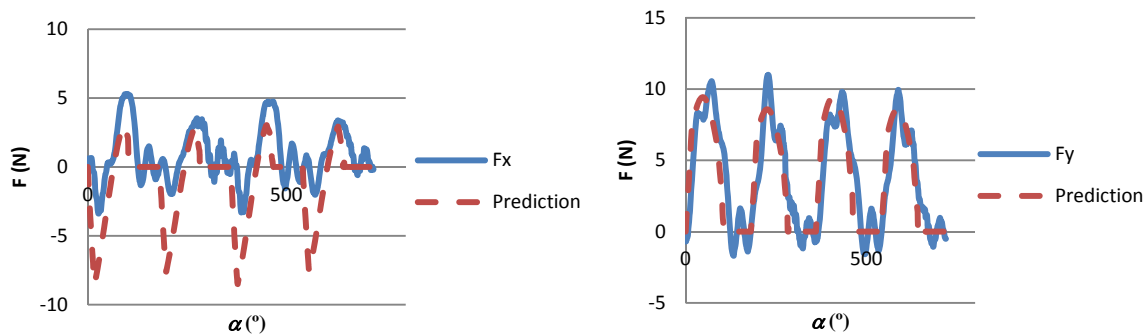


Figura 6. Resultados de la predicción de fuerzas y mediciones experimentales con los siguientes parámetros:  $D = 0.6 \text{ mm}$ ,  $f_z = 0.004 \text{ mm}$ ,  $n = 21221 \text{ r.p.m.}$  Material Acero AISI 1015. Fresado en concordancia

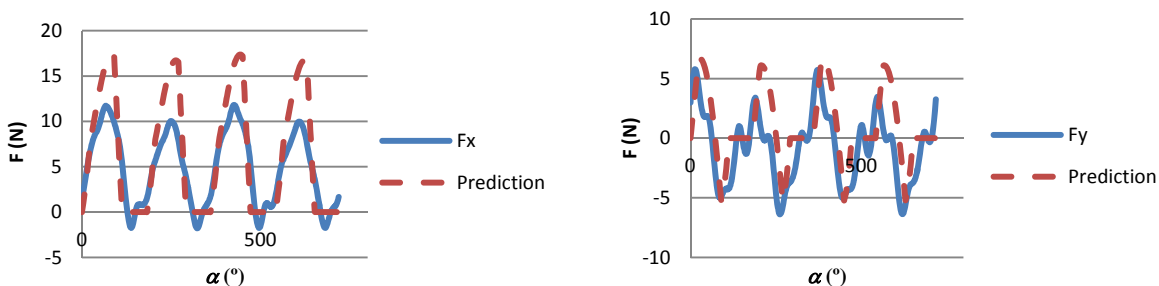


Figura 7. Resultados de la predicción de fuerzas y mediciones experimentales con los siguientes parámetros:  $D = 0.6 \text{ mm}$ ,  $f_z = 0.004 \text{ mm}$ ,  $n = 26526 \text{ r.p.m.}$  Material Aluminio 7075. Fresado en contraposición

En ambos casos la comparación cualitativa es satisfactoria, ya que la forma de las gráficas es reproducida fielmente por las predicciones, reflejándose en ellas el desequilibrio debido a la desviación excéntrica de la herramienta. En el caso del fresado en acero, el modelo predice los valores de las fuerzas con alto grado de precisión. Las predicciones de la fuerza en  $y$  muestran un ajuste con alto grado de exactitud, mientras que las de la fuerza en  $x$  están sobredimensionados en comparación con las medidas. Esto es debido a la distinta sensibilidad a las vibraciones que la pieza presenta en las direcciones  $x$  e  $y$ .

## 5. CONCLUSIONES

Se ha desarrollado un modelo analítico de fuerzas para operaciones de microfresado, basado en la geometría del proceso y considerando los factores principales de influencia: la desviación excéntrica de herramienta y la deflexión de herramienta. Estos factores se han tenido en cuenta para el cálculo del espesor de viruta, que ha dado lugar a un sistema de ecuaciones lineales que se puede resolver de manera directa para cada ángulo de posición de la herramienta. Los parámetros del modelo han sido medidos para obtener las predicciones de las fuerzas. El contraste de las predicciones con los resultados experimentales muestra un alto grado de similitud cualitativa y en algunos casos cuantitativa. Estos resultados son muy prometedores de cara a la aplicación del modelo en

sistemas de monitorización y control adaptativo del proceso. sensibilidad a las vibraciones que la pieza presenta en las direcciones  $x$  e  $y$ .

## 6. REFERENCIAS

- [1] H. Pérez, A. Vizán, J.C. Hernandez, M. Guzmán, Estimation of cutting forces in micromilling through the determination of specific cutting pressures, *J. Mater. Process. Technol.* 190 (2007) 18-22.
- [2] K. Nakamoto, T. Ishida, N. Kitamura, Y. Takeuchi, Fabrication of microinducer by 5-axis control ultraprecision micromilling, *CIRP Ann. Manuf. Technol.* In Press, Corrected Proof (2011) 407-410.
- [3] E. Brousseau, S. Dimov, D. Pham, Some recent advances in multi-material micro-and nano-manufacturing, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology.* 47 (2010) 161-180.
- [4] G. Newby, S. Venkatachalam, S.Y. Liang, Empirical analysis of cutting force constants in micro-end-milling operations, *J. Mater. Process. Technol.* 192-193 (2007) 41-47.
- [5] X. Liu, R.E. DeVor, S.G. Kapoor, K.F. Ehmann, The mechanics of machining at the microscale: assessment of the current state of the science, *Journal of manufacturing science and engineering.* 126 (2004) 666-678.
- [6] Y. Altintas, A. Spence, J. Tlustý, End milling force algorithms for CAD systems, *CIRP Annals-Manufacturing Technology.* 40 (1991) 31-34.
- [7] P. Tlustý J and MacNeil, Dynamics of cutting forces in end milling, *CIRP Ann.* 24 (1975) 21-25.
- [8] R.E. DeVor, W. Kline, W.J. Zdeblick, A mechanistic model for the force system in end milling with application to machining airframe structures, 8th North American Manufacturing Research Conference. 8 (1980) 297-303.
- [9] J.W. Sutherland, R.E. DeVor, Improved Method for Cutting Force and Surface Error Prediction in Flexible End Milling Systems, *Journal of engineering for industry.* 108 (1986) 269-279.
- [10] E.J.A. Armarego, N.P. Deshpande, Computerized End-Milling Force Predictions with Cutting Models Allowing for Eccentricity and Cutter Deflections, *CIRP Ann. Manuf. Technol.* 40 (1991) 25-29.
- [11] J.P. Pathak, Design, Assembly, and Testing of an Ultra-high-speed Micro-milling Spindle (PhD), (2003).
- [12] Y. Altintas, Manufacturing Automation: Metal Cutting Mechanics, Machine Tool Vibrations, and CNC Design, Cambridge University Press, 2000.
- [13] G. Boothroyd, W. Knight, Fundamental of Machining and Machine Tools Marcel Dekker, 2nd ed., , 1989.
- [14] W.A. Nash, Schaum's Outline of Theory and Problems of Strength of Materials, Schaum's Outline Series, 1998.
- [15] G. Bissacco, H.N. Hansen, J. Slunsky, Modelling the cutting edge radius size effect for force prediction in micro milling, *CIRP Ann. Manuf. Technol.* 57 (2008) 113-116.
- [16] T. Özel , X. Liu, A. Dhanorker, Modelling and Simulation of Micro-Milling Process, 4th International Conference and Exhibition on Design and Production of Machines and Dies/Molds. (2007).
- [17] E. Budak, Y. Altintas, E.J.A. Armarego, Prediction of milling force coefficients from orthogonal cutting data, *J. Manuf. Sci. Eng. Trans. ASME.* 118 (1996) 216-224.