

# MODELACIÓN DE LOS PROCESOS DE CORTE ORTOGONAL UTILIZANDO ELEMENTOS FINITOS

Ing. Osmany Medina Borges<sup>1</sup>, Ing. Carlos E. Alonso Machado<sup>2</sup>, M.Sc. Omar López Armas<sup>3</sup>, Dr. C. Ramón Quiza Sardiñas<sup>3</sup>, Dr.C. Marcelino Rivas Santana<sup>3</sup>

1. *Cubataxi. UEB Turismo. Calle 17 Isla del Sur, Varadero, Matanzas, Cuba. CP 42200.*

2. *Transcupet Matanzas, Calle Luis Cuní #14 playa Matanzas.*

3. *Departamento de Ingeniería Mecánica, Universidad de Matanzas "Camilo Cienfuegos", Autopista a Varadero km 3½, Matanzas, Cuba. CP 44740.*

## Resumen.

El trabajo presenta las características principales del método de elementos finitos y su aplicación en la modelación de los procesos de corte. Se explican algunos de los fenómenos que dan complejidad a la aplicación del método, tales como la visco-plasticidad, la fricción y la fractura. Se ejemplificó el uso del método mediante la simulación de un proceso de corte ortogonal de acero AISI 1045 como material de la pieza y como material de la herramienta un carburo ISO P20 sin revestimiento. Fueron simulados los valores de fuerza, temperatura, presión de contacto y velocidad de deslizamiento. La velocidad de desgaste fue calculada en la interface herramienta/viruta, a partir de la temperatura, la velocidad de deslizamiento la presión de contacto, por el modelo de Usui. Se realizó la validación de los resultados a partir de valores empíricos.

**Palabras claves:** *Corte ortogonal; Elementos finitos; Visco-plasticidad; Fricción; Fractura.*

---

## 1. Introducción.

El modelado de los fenómenos físicos involucrados en los procesos de manufactura (maquinado, conformación, fundición, etc.) ha sido reconocido como una de las tareas más importantes en la investigación de estos procesos. Los modelos matemáticos exactos y objetivos no sólo permiten comprender cómo tienen lugar estos fenómenos sino también facilitan el desarrollo de nuevos procesos de manufactura.

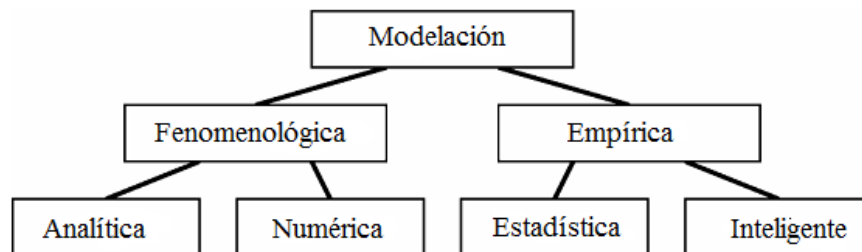
Conocimientos sobre las relaciones cuantitativas entre los parámetros diferentes involucrados en los procesos de manufactura también permiten la implementación de efectivos sistemas de monitoreo y control, que son indispensables en la altamente automatizada industria moderna.

Además, el uso de procesos de fabricación optimizados está ampliamente aceptado como una condición necesaria para conseguir la eficacia, la eficiencia y la competitividad económica en talleres de fabricación.

Desafortunadamente, la naturaleza física de los fenómenos que subyacen los procesos de manufactura no es fácil comprender, involucrando complejas relaciones no lineales que no están totalmente explicadas hasta la fecha. Esta situación empeora con el uso de materiales modernos para piezas y herramientas. Por ejemplo, por años, la vida útil de las herramientas de acero de corte rápido, trabajando a velocidades relativamente bajas, a sido descrita por la ley del Taylor (Childs et al. 2000) con un nivel de error aceptable.

Sin embargo, la introducción de herramientas de carburo con revestimiento múltiple y de PCBN, para velocidades de corte altas y condiciones difíciles, ha hecho inútil de ley del Taylor, en los menos, sumamente limitada (Dolinšek et al. 2001).

Dos enfoques principales pueden ser usados en el modelado de los procesos de manufactura (ver Fig. 1). Por un lado, la modelación fenomenológica está basada en la identificación y la descripción matemática de los fenómenos físicos. Tiene la ventaja de ser más objetiva y exacta. También ayuda a comprender los mecanismos de estos fenómenos. Esta descripción matemática está dada en forma de expresiones, generalmente ecuaciones diferenciales que pueden ser solucionadas analíticamente solamente para un grupo limitado de problemas simples. Para la mayoría de los problemas reales, estas ecuaciones (especialmente ecuaciones diferenciales parciales) no tienen soluciones analíticas y en su lugar deben obtenerse soluciones numéricas aproximadas.



### *Figura 1 Clasificación de las técnicas de modelación*

Entre los métodos numéricos usados para resolver ecuaciones diferenciales parciales, FEM ha alcanzado los niveles de aplicación más altos, debido a su habilidad para ser aplicado a problemas definidos sobre dominios espaciales complejos y la respectiva sencillez de su implementación (Dixit y Dixit 2008). FEM ha sido aplicado con éxito a una gran variedad de procesos de manufactura, como el torneado (Arrazola y Özel 2010, Mamalis et al. 2008), conformado (Gudur y Dixit 2008, Shahani et al. 2009), soldadura (Anca et al. 2011) y fundición (Lewis et al. 2005).

## **2. Modelación del maquinado mediante FEM.**

Dentro de los modelos analíticos, se encuentran aquellos cuyo planteamiento se resuelve numéricamente, destacándose los que emplean el FEM. Como ya se expresó, dicho método se ha convertido, en los últimos tiempos en una popular herramienta para las más diversas ramas del análisis mecánico. Su principal ventaja es su bajo costo, si se compara con el resto de las técnicas que dependen de datos experimentales (Mackerle, 2003).

Entre los estudios que abarcan todo el proceso de torneado se encuentran el de Lin y Yarnig (1997) que utiliza la teoría de elementos finitos para grandes deformaciones y la formulación Lagrangiana actualizada, para desarrollar un modelo analítico elasto-plástico, tridimensional, que examina el corte de metal en la punta de la cuchilla.

Ceretti y colaboradores (2000) han modelado la fuerza de corte en el proceso de torneado, ortogonal y tridimensional, comparando sus resultados con datos experimentales. El-Gallab y Sklad (2000) presentan un modelo robusto tridimensional de análisis por elementos finitos de a herramienta de corte, el cual es aplicado al maquinado de material compuesto de matriz metálica y partículas Al/SiC.

El modelo incluye el desgaste de cráter, la picadura y la astilladura del filo. Los valores de temperatura, tensiones y desgaste predichos por el modelo, coinciden con los resultados experimentales.

Para evaluar la maquinabilidad de la superaleación de base níquel Inconel 718, con herramientas de carburos metálicos con y sin revestimiento, MacGinley y Monaghan (2001) emplean un análisis por elementos finitos. El desgaste y la distribución de tensiones obtenidas como resultados del modelo concuerdan favorablemente con los datos experimentales.

Shatla y coautores (2001) proponen un modelo basado en análisis por elementos finitos para predecir variables del proceso en el corte de metales. El modelo emplea los datos del flujo de desplazamiento determinado por los autores en un trabajo anterior. La mayoría de los resultados predichos están en razonable concordancia con los datos experimentales.

La aplicación de algunos programas específicos, diseñados especialmente para FEA en el maquinado, ha permitido lograr resultados bastante satisfactorios. Una simulación llevada a cabo con el paquete AdvantEdge, de Third Wave Systems (Marusich et al. 2001), ha

modelado la fuerza de corte con un error máximo de 10%, en el torneado de acero AISI 4130.

Un interesante trabajo desarrollado por Yen y colaboradores (2004) no sólo muestra resultados aceptables por su similitud con los datos experimentales, sino también propone modificaciones a los programas comerciales de FEA para maquinado, con el objetivo de mejorar su eficacia en la predicción del desgaste.

También la influencia de los cortes previos sobre la formación de la viruta y las tensiones residuales superficiales ha sido estudiada (Kalhori 2001), aunque los resultados de la modelación aún tienen ciertas inexactitudes.

Ren y colaboradores (2004) emplean el método de elementos finitos para modelar la temperatura en la zona de corte, en el torneado de aceros con alto contenido de cromo, endurecidos, con herramientas de PCBN.

Recientemente, Bil y coautores (2004) han comparado los resultados de tres modelos diferentes basados en FEA, con datos experimentales. A pesar de lograr éxitos en la predicción de determinadas variables en específico, ninguno de los tres modelos mostró ser capaz de predecir correctamente todos los parámetros implicados en el proceso. Según criterio de los propios autores del trabajo, esto puede deberse a una pobre modelación de la separación en la formación de la viruta.

Aunque los modelos basados en FEA, aún tienen limitaciones en cuanto a la exactitud de sus predicciones, éste es un buen enfoque para el estudio de los procesos de corte. La principal dificultad, de su aplicación a los métodos de optimización es la lentitud de procesamiento de este modelo, provocada por la necesidad de resolver grandes sistemas de matrices.

### 3. Bases del Método de Elementos Finitos.

El método de elementos finitos (MEF) ha ganado popularidad en los últimos años como un método numérico poderoso para encontrar buenas soluciones aproximadas para los sistemas de ecuaciones diferenciales parciales. Este método es especialmente conveniente cuando el problema se define en dominios espaciales geoméricamente complejos. Por esta razón, el (MEF) se aplica con éxito para resolver un gran número de problemas de ingeniería en diferentes campos, como la mecánica de materiales (elásticos y no-elásticos), dinámica de los fluidos, transferencia de calor y electromagnetismo.

El FEM se dirige a resolver un juego de ecuaciones de diferenciales:

$$\mathbf{A}(\mathbf{u}) = [\mathbf{A}_1(\mathbf{u}), \mathbf{A}_1(\mathbf{u})..]^T = \mathbf{0}; \quad (1a)$$

en un dominio  $\Omega$  (vea Fig. 1.1), siendo  $\mathbf{u}$  la variable de estado desconocida; junto con las condiciones de frontera:

$$\mathbf{B}(\mathbf{u}) = [\mathbf{B}_1(\mathbf{u}), \mathbf{B}_1(\mathbf{u}) \dots]^T = \mathbf{0}; \quad (1b)$$

en la frontera,  $\Gamma$ , del dominio. En estas ecuaciones,  $A_i(\bullet)$  y  $B_i(\bullet)$  son operadores diferenciales.

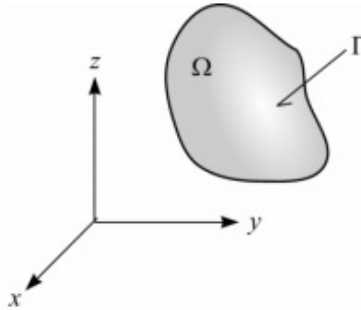


Figura 2 Dominio y frontera de un problema

La idea central del (MEF) es reemplazar la solución exacta,  $\mathbf{u}$ , por una aproximación  $\mathbf{u}^*$ , de la forma:

$$\mathbf{u} \approx \mathbf{u}^* = \sum_{i=1}^n \mathbf{N}_i \mathbf{a}_i = \mathbf{N} \mathbf{a}; \quad (2)$$

donde  $\mathbf{N}_i$  son las funciones de forma, predefinidas en términos de las variables independientes por lo que se refiere a las variables independientes (normalmente, las coordenadas,  $\mathbf{x}$ ) y  $\mathbf{a}_i$  son los parámetros, inicialmente desconocidos que deben ser determinados como resultado de la aplicación de este método.

Para obtener estas soluciones, las ecuaciones (1a) y (1b) deben combinarse en la llamada formulación débil:

$$\int_{\Omega} \mathbf{G}_j(\mathbf{u}^*) d\Omega + \int_{\Gamma} \mathbf{g}_j(\mathbf{u}^*) d\Gamma = \mathbf{0}, \quad j = 1, \dots, n; \quad (3)$$

que permite obtener la aproximación para cada porción del dominio y su ensamble, que no es más que propio dominio (Fig. 3):

$$\sum_{e=1}^m \left[ \int_{\Omega^{(e)}} \mathbf{G}_j(\mathbf{u}^*) d\Omega + \int_{\Gamma^{(e)}} \mathbf{g}_j(\mathbf{u}^*) d\Gamma \right] = \mathbf{0}, \quad j = 1, \dots, n; \quad (4)$$

donde  $\Omega^{(e)}$  es el dominio de la ( $e$ ) porción y  $\Gamma^{(e)}$  es la frontera (Zienkiewicz y Taylor 2000).

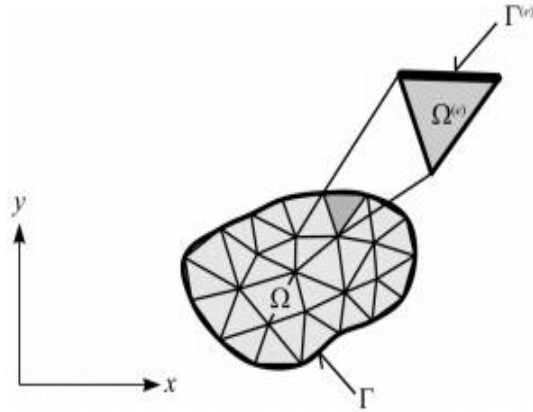


Figure 3 Dominio y frontera del elemento

Estas porciones son conocidas como elementos y normalmente tienen una forma geométrica simple. Dependiendo del dominio hay elementos de diferentes dimensiones. Por ejemplo una barra (Fig. 4a) es el típico elemento de una dimensión; los triángulos (Fig. 4b) y los cuadriláteros (Fig. 4c) son los elementos más comunes de dos dimensiones; y, finalmente, los tetraedros (Fig. 4d), los hexaedros (Fig. 4e) y las cuñas (Fig. 4f) son usados ampliamente para el mallado de los dominios tridimensionales.

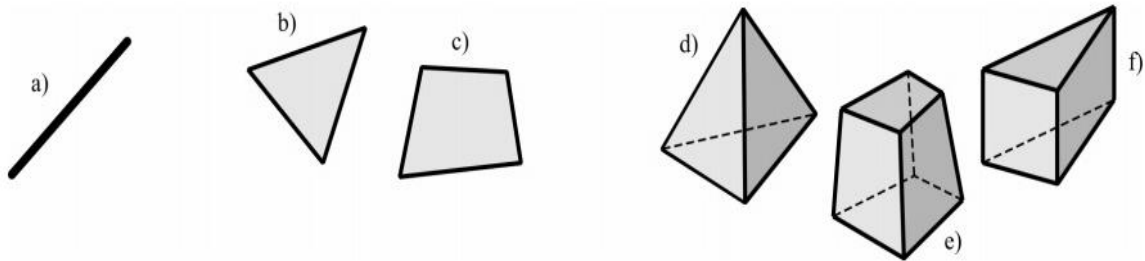


Figura 4 Tipos de elementos

Si las ecuaciones diferenciales son lineales, esto es, si las ecuaciones (1a-b) pudieran ser escritas en la forma:

$$\mathbf{A}(\mathbf{u}) = \mathbf{L}\mathbf{u} + \mathbf{p} = \mathbf{0}, \quad \text{en } \Omega; \quad (5a)$$

$$\mathbf{B}(\mathbf{u}) = \mathbf{M}\mathbf{u} + \mathbf{q} = \mathbf{0}, \quad \text{sobre } \Gamma; \quad (5b)$$

entonces, el sistema de ecuaciones aproximado (4) da un juego de ecuaciones algebraicas lineales de la forma:

$$\mathbf{K}\mathbf{a} + \mathbf{f} = \mathbf{0}; \quad (6)$$

con

$$\mathbf{K}_{ij} = \sum_{e=1}^m \mathbf{K}_{ij}^{(e)} \quad \text{y} \quad \mathbf{f}_i = \sum_{e=1}^m \mathbf{f}_i^{(e)} ; \quad (7a-b)$$

que puede ser solucionado numéricamente.

Hay dos enfoques principales para obtener la formulación débil en el FEM; ellos son el método variacional y el método de residuales ponderados.

La esencia del método variacional, es calcular el potencial total,  $\Pi$ , también conocido como el funcional del sistema y, entonces, considerar como estacionario este potencial total:

$$\delta \Pi = 0 ; \quad (8)$$

como una condición de equilibrio (Bathe, 1996).

Por otro lado, el método residual ponderado se basa en tener en cuenta que de las ecuaciones (1a-b) se pueden escribir en la forma integral:

$$\int_{\Omega} \mathbf{v}_j^T \mathbf{A}(\mathbf{N}_j \mathbf{a}) d\Omega + \int_{\Gamma} \mathbf{w}_j^T \mathbf{B}(\mathbf{N}_j \mathbf{a}) d\Gamma = \mathbf{0}, \quad j = 1, \dots, n ; \quad (9)$$

donde  $\mathbf{A}(\mathbf{N}_j \mathbf{a})$  y  $\mathbf{B}(\mathbf{N}_j \mathbf{a})$  representan los errores residuales que remplazan la soluciones aproximadas en la ecuación diferencial y en las condiciones de frontera respectivamente;  $\mathbf{N}_j$  son las llamadas funciones de forma; y  $\mathbf{v}_j$  y  $\mathbf{w}_j$  son funciones de ponderación. En el método de Galerkin,  $\mathbf{v}_j = \mathbf{w}_j = \mathbf{N}_j$ , es decir las funciones de forma son usadas como funciones de ponderación (Zienkiewicz y Taylor 2000).

#### 4 Modelación de la plasticidad.

Como el más importante proceso de manufactura, ya sea trabajando con máquinas o de otras formas, involucra deformaciones plásticas, hacer modelos de la plasticidad y solucionarlos usando métodos numéricos tiene un papel clave en la simulación de estos procesos. La plasticidad puede ser generalmente clasificada en dos tipos: la plasticidad independiente de la velocidad, donde la velocidad de deformación no tiene ninguna influencia en la relación deformación-tensión, y viscoplasticidad, donde la velocidad de deformación tiene una influencia significativa. El primero es una buena aproximación cuando tienen lugar velocidades bajas en el proceso de deformación; en el caso contrario, cuando las velocidades de deformación son altas, la viscoplasticidad brinda los mejores resultados.

La determinación de los modelos viscoplásticos y termo-viscoplásticos requieren métodos complejos como el modelo de Johnson-Cook', también conocido como ley J-C, que es frecuentemente usado para la modelar el comportamiento termo-viscoplástico de los materiales. La expresión que describe esta ley es (Özel and Zeren 2004):

$$\sigma = \left[ A + B(\varepsilon^P)^n \right] \left[ 1 + C \ln \left( \frac{\dot{\varepsilon}^P}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] \left[ 1 - \left( \frac{T - T_0}{T_M - T_0} \right)^m \right] \quad (10)$$

donde  $\varepsilon$  es la deformación plástica,  $\dot{\varepsilon}^P$  es la velocidad de deformación plástica;  $\dot{\varepsilon}_0$  es la velocidad de deformación de referencia,  $T$  es la temperatura absoluta del material,  $T_M$  es la temperatura de fusión,  $T_0$  es la temperatura de referencia y  $A$ ,  $B$ ,  $C$ ,  $n$  y  $m$  son constantes del material ( $A$  es la tensión de fluencia en  $T_0$ ,  $B$  es el módulo de endurecimiento,  $C$  es la sensibilidad de la velocidad de deformación,  $n$  es el exponente deformación-endurecimiento y  $m$  el exponente de ablandamiento térmico).

## 5 Modelación de la fractura.

En las formulaciones Lagrangiana y lagrangiano-euleriana arbitraria (*arbitrary Lagrangian-Eulerian formulation*, ALE) es necesario usar algún criterio de fractura que permita evaluar los daños de los elementos, la separación de la viruta en los procesos de corte y la ruptura de la pieza en formación.

Casi todos los criterios de fractura basados en la relación tensión-deformación partieron del criterio del Freudenthal, que considera que esa fractura tiene lugar cuando el trabajo plástico por unidad de volumen llega cerca del valor crítico,  $C_1$  (Gouveia et al. 2000). Algunos de los criterios más utilizados son el criterio normalizado de Cockcroft-Latham usa la relación entre la mayor tensión principal y la tensión equivalente (Umbrello. 2008), el de Brozzo que combina los efectos de la tensión principal y la tensión hidrostática (Gouveia et al. 2000) y el enfoque de Rosa y otros (2007).

La eficacia de todos estos modelos varía notablemente bajo condiciones diferentes y dependen de las constantes empíricas cuya determinación experimental impone serias restricciones a su uso. Sin embargo estos enfoques han sido aplicados con éxito en el campo de la modelación de los procesos de manufactura basada en el FEM.

## 6 Modelación de la fricción.

La fricción es el factor muy importante en la mayor parte de los procesos de maquinado La fricción entre la herramienta y la viruta, en procesos de corte, tiene una fuerte influencia sobre la fuerza y la temperatura y, por consiguiente, sobre la economía de operación. En los procesos de conformado, la fricción también tiene un papel crucial.

Algunos de los principales criterios para la modelación de la fricción son: la llamada ley de Coulomb que considera un factor de corrección constante, relacionando la tensión tangencial y la tensión normal que actúa en la superficie (Pramanik et al. 2007), una modificación de la ley de Coulomb propuesta por Zorev (Vaziri et al. 2011) que considera dos diferentes regiones desde el punto de vista del rozamiento, el modelo de Usui y Shirakashi (Filice et al. 2007) que relaciona la tensión tangencial con la tensión normal y la tensión de flujo tangencial, otro interesante enfoque es el del modelo que constituye una



idealización de la influencia de la deformación elastoplástica de las asperezas en la superficie del metal a escala microscópica.

A pesar del éxito de estos modelos en algunos casos, es requerida más investigación experimental y teórica en este campo, en aras obtener modelos de fricción fiables, actualizados y flexibles.

## 7 Ejemplo de aplicación.

Para ejemplificar el uso del método de elementos finitos, se simuló un proceso de corte ortogonal de acero AISI 1045. Los parámetros del régimen de corte utilizado fueron: profundidad de corte,  $a_p = 1$  mm; avance,  $f = 0,35$  mm/rev; y velocidad de corte,  $v = 160$  m/min.

El comportamiento del material fue considerado como rígido-termo-viscoplástico, y fue descrito por el modelo de Johnson-Cook (Jaspe y Dautzenberg, 2002):

$$\sigma_{eq} = \left[ 553,1 + 600,1 \cdot (\varepsilon_{eq}^p)^{0,234} \right] \left[ 1 + 0,0134 \cdot \ln \left( \frac{\dot{\varepsilon}_{eq}^p}{10^{-3}} \right) \right] \left[ 1 - \left( \frac{T - 293}{1440} \right) \right] \quad (11)$$

Donde  $\sigma_{ep}$  es la tensión equivalente de Von Misses;  $\varepsilon_{eq}^p$ , la deformación plástica equivalente;  $\dot{\varepsilon}_{eq}^p$ , es la velocidad de deformación plástica equivalente,  $T$ , es la temperatura absoluta.

Los valores de conductividad térmica,  $K$  y capacidad calorífica,  $c$  son mostrados en la Fig. 5 (Iqbal y otros, 2007). La emisividad del material de la pieza fue tomada como 0,75.

La herramienta es de aleación dura ISO P20. Se consideró este material como perfectamente rígido y la dependencia de sus propiedades térmicas y la temperatura es representada en la Fig. 6. La emisividad de la herramienta fue considerada como 0.06.

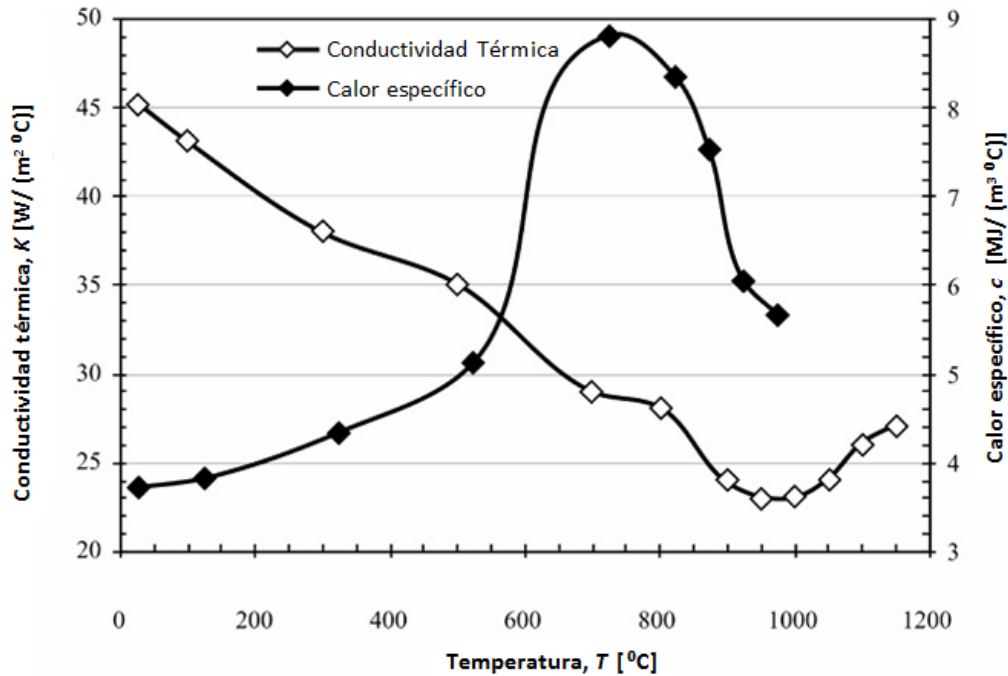


Figura 5 Propiedades térmicas del material de la pieza

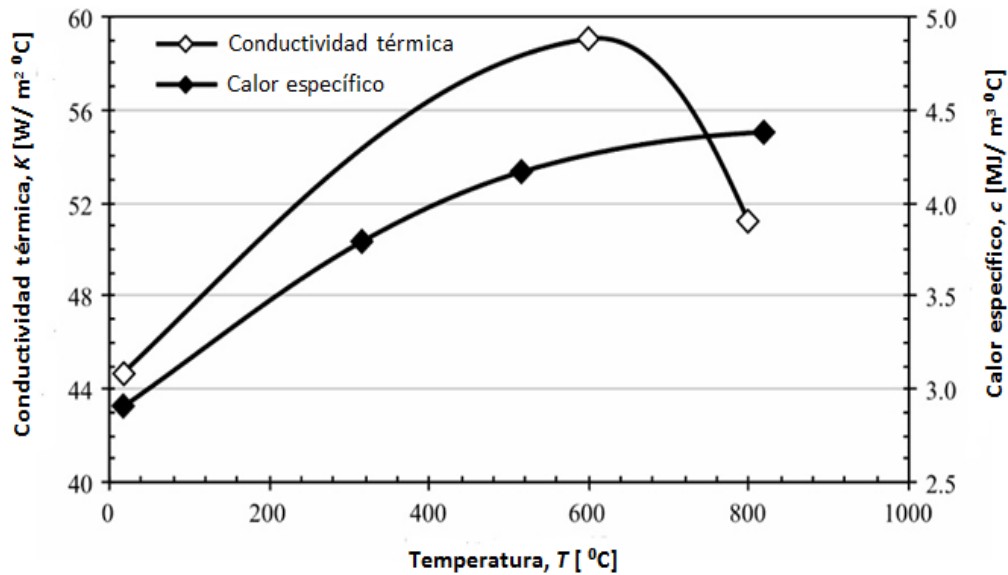
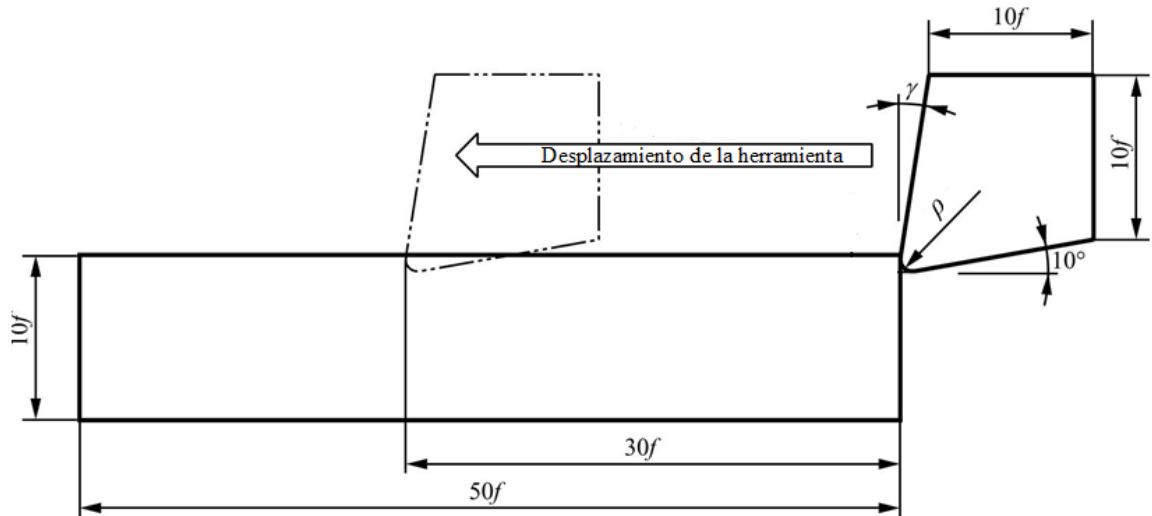


Figura 6 Propiedades térmicas del material de la herramienta

En la Fig. 7 se muestran las principales dimensiones geométricas consideradas en el modelo. El ángulo de ataque se tomó como  $\gamma = 5^\circ$  y el de incidencia como  $\alpha = 10^\circ$ ; mientras que el radio de filo se estableció en un valor  $\rho = 0,06$  mm. La sección transversal de la herramienta se consideró diez veces más grande que el avance,  $f$ , en cada punto experimental.

La altura de la pieza y la longitud se tomaron 10 y 50 veces más grandes que el avance. Esto garantizaría que los límites del modelo estarían lo suficientemente lejos del área de corte. El proceso de corte fue analizado durante el tiempo correspondiente al desplazamiento de la herramienta a lo largo del 60% (30 veces el avance) de la longitud de la pieza.



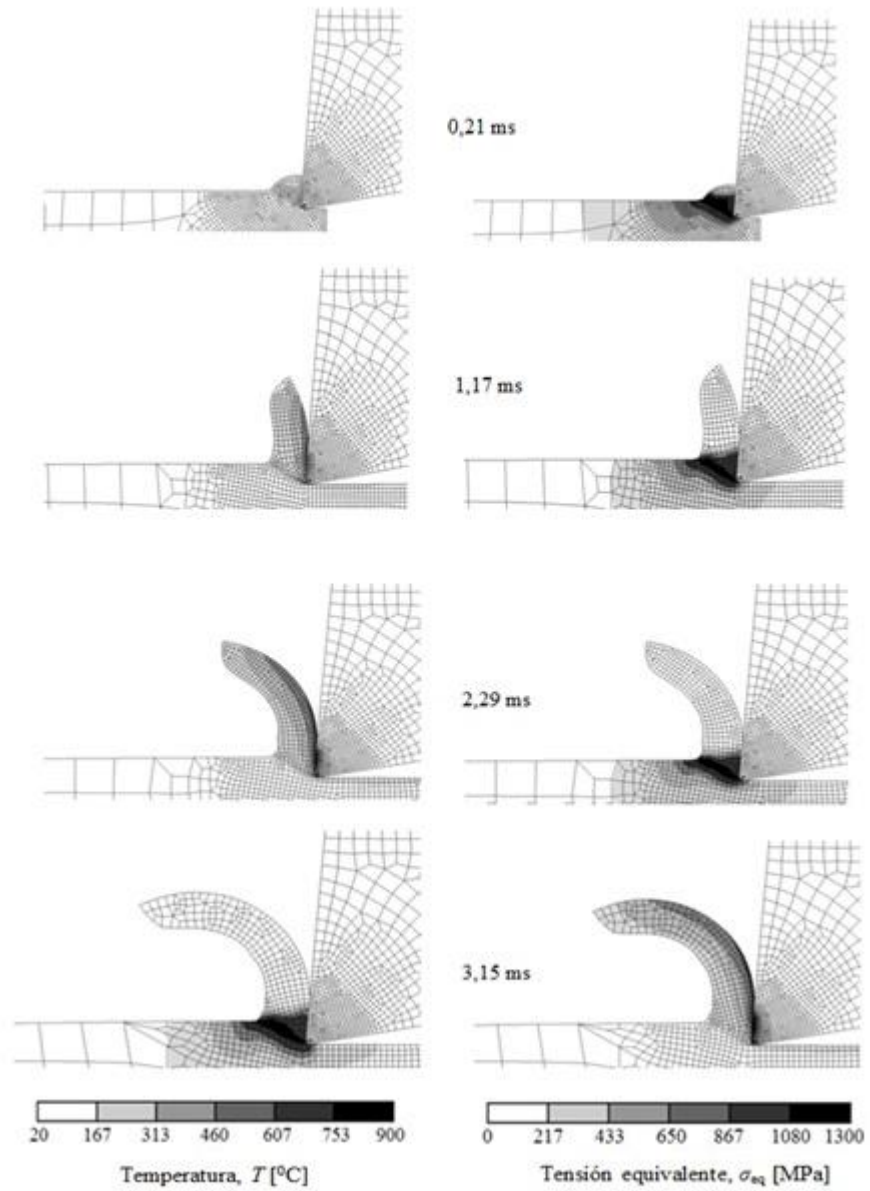
*Figura 7 Dimensiones geométricas del modelo*

En la interfaz herramienta-viruta se consideraron un factor de fricción de 0,6 y un coeficiente de transferencia de calor de  $50 \text{ kW}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C})$ . Para las superficies libres (en la pieza y la herramienta) fue seleccionado un coeficiente de transferencia de calor con el ambiente de  $20 \text{ kW}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C})$ .

El mallado fue seleccionado de acuerdo con el avance y con las posibilidades de cómputo poseídas, teniendo aproximadamente 700 elementos el mallado en la herramienta y 1500 en la pieza.

El proceso de simulación fue implementado a través de una ALE, este enfoque permitió la obtención del proceso de formación de la viruta. En Fig. 8 se muestra una representación gráfica de este proceso.

A través del proceso de simulación, fueron obtenidas (Fig. 9) las componentes (tangencial y axial) de la fuerza de corte. Además, se obtuvieron las temperaturas máximas en la viruta y en la herramienta (Fig. 10).



*Figura 9 Simulación del proceso de formación de la viruta*

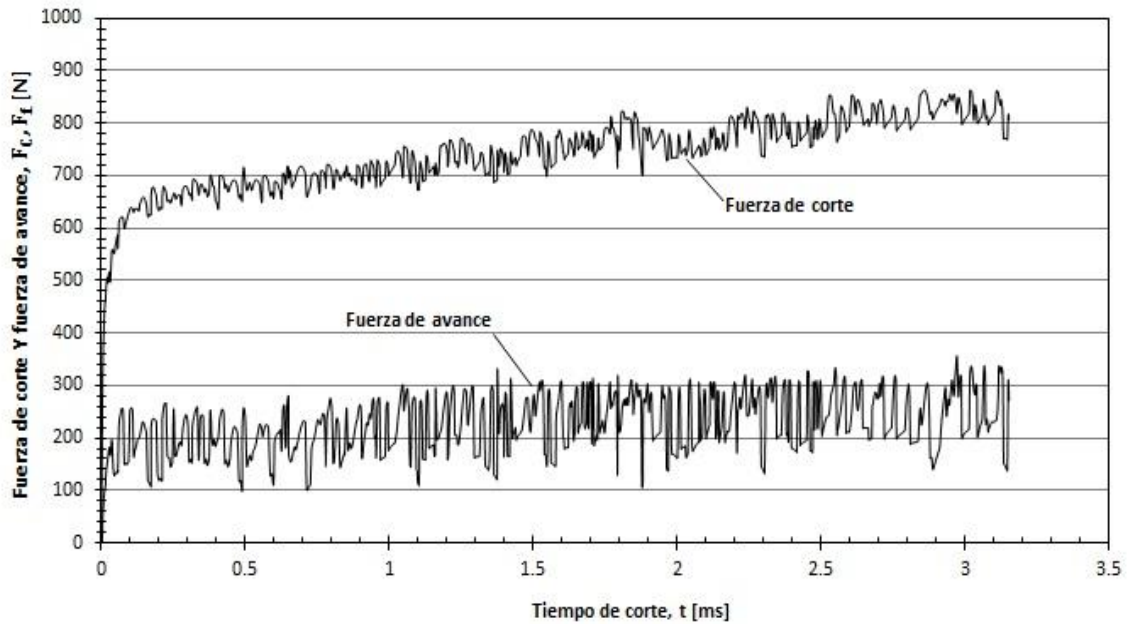


Figura 9 Fuerzas simuladas para los valores del nivel medio de los factores experimentales

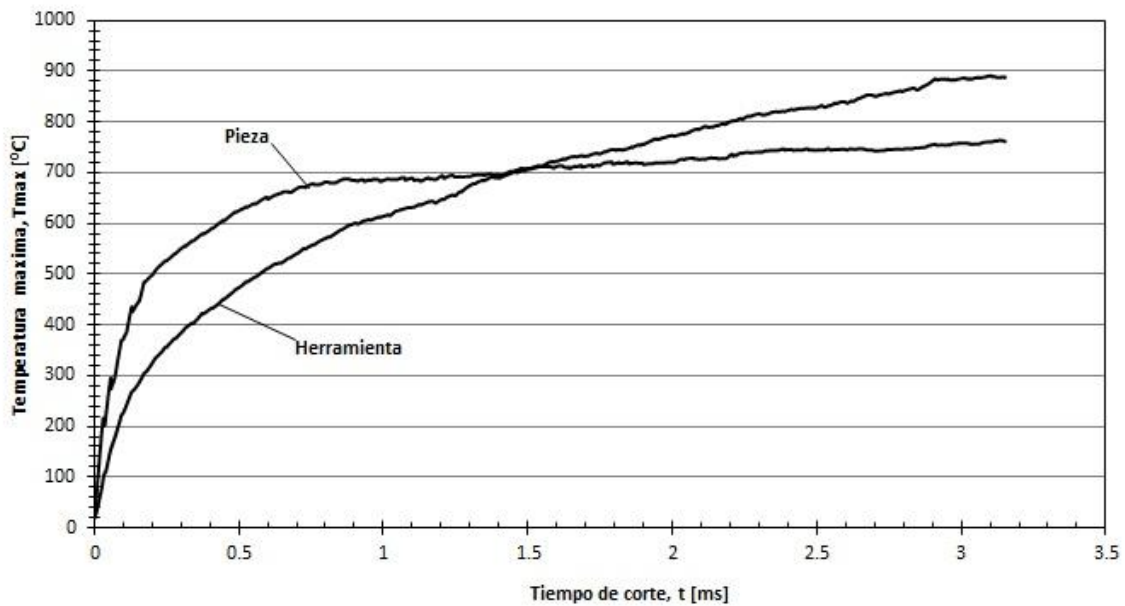


Figura 10 Temperaturas simuladas para los valores del nivel medio de los factores experimentales

Para estimar la vida de la herramienta, la velocidad de desgaste en la superficie de contacto es calculada con valores de presión normal, velocidad de deslizamiento y temperatura, que son evaluados para diferentes puntos en la interface viruta-herramienta. Se usó la expresión de Usui (Yen y otros, 2004):

$$\frac{d\omega}{dt} = \dot{\omega} = Ap_n v_s \exp\left(-\frac{B}{T}\right); \quad (10)$$

donde, para aceros al carbono y la utilización de herramientas de carburo:

$$\left. \begin{aligned} A &= 7,80 \cdot 10^{-9} \text{ m}^2/\text{MN}; B = 5,302 \cdot 10^3 \text{ K}; \text{ si } T < 1150 \text{ K} \\ A &= 1,198 \cdot 10^{-2} \text{ m}^2/\text{MN}; B = 2,195 \cdot 10^4 \text{ K}; \text{ si } T \geq 1150 \text{ K} \end{aligned} \right\}; \quad (11)$$

Los correspondientes resultados para los valores del nivel medio de los factores experimentales son mostrados en Fig. 11.

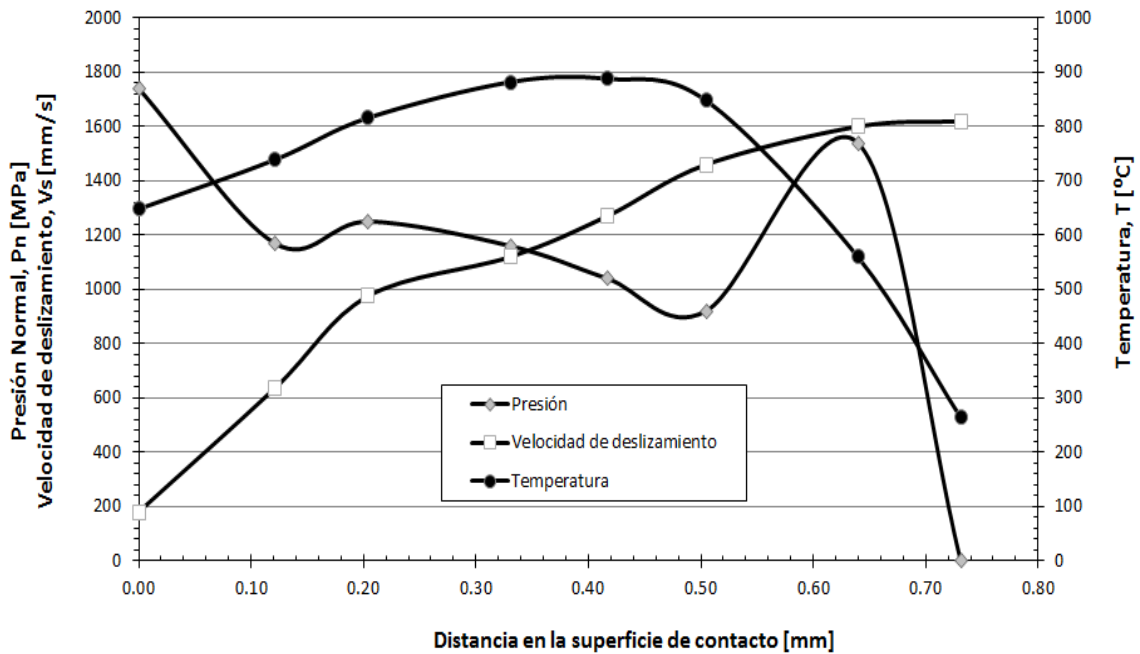


Figura 11 Parámetros de la superficie de contacto para los valores del nivel medio de los factores experimentales

La velocidad de desgaste es evaluada para cada punto, lo que permite construir el gráfico de la velocidad de desgaste en la superficie de contacto (Fig. 2.8).

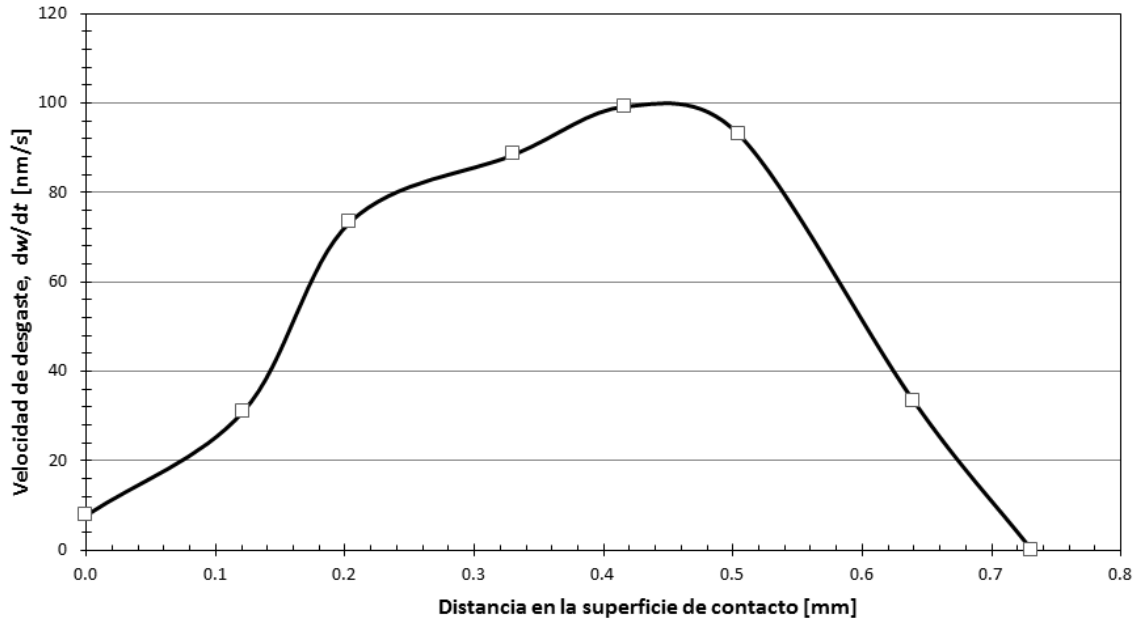


Figura 12 Velocidad de desgaste en la superficie de contacto para los valores del nivel medio de los factores experimentales

Como puede verse, la máxima velocidad de desgaste es 99,22 nm/s localizada a 0,42 mm del inicio de la superficie de contacto.

Este proceso fue aplicado a cada punto en el diseño experimental, obteniendo los valores correspondientes de las componentes de la fuerza de corte, la temperatura, la presión normal y la velocidad de deslizamiento en la superficie de contacto. Con los últimos tres parámetros, se calcula la velocidad de desgaste. Los valores obtenidos se muestran en la Tabla 1.

Tabla 1 Resultados de la simulación del proceso de corte

No	$v$ [m/min]	$f$ [mm/rev]	$\gamma$ [°]	$\rho$ [mm]	$F_c$ [N]	$F_f$ [N]	$T$ [°C]	$p_n$ [MPa]	$v_s$ [mm/s]	$\dot{w}$ [nm/s]
29	160	0,35	5	0,02	774,73	196,84	957	1420	1140	3,50E-04

Para validar la simulación realizada, se emplearon los datos disponibles en la literatura. Como parámetro de validación, se utilizó la componente tangencial de la fuerza de corte, porque es una de las variables más estudiada en el proceso de corte.

Para la validación, la fuerza de corte,  $F_C$ , se calculó por la ecuación (Child et al. 2000):

$$F_C = K \cdot f \cdot a_p; \quad (12)$$

donde  $f$  es el avance (mm/rev),  $a_p$  la profundidad de corte [mm] y  $K$  es el coeficiente específico de la fuerza de corte, que para el acero AISI 1045 tiene un valor de 2 200 N/mm<sup>2</sup>.

Para las condiciones simuladas, se obtiene un valor de fuerza de corte tangencial de 770 N, lo cual tiene sólo una diferencia de 9,7% con el valor simulado. Este parámetro es aceptable, aunque susceptible de mejora.

## **7 Conclusiones.**

El método de elementos finitos es una herramienta válida para modelar los procesos de corte de metales. Hay que destacar, no obstante, que la presencia de fenómenos complejos como la viscoplasticidad, la fricción y la fractura hacen que la aplicación práctica de este método sea sencilla.

El ejemplo desarrollado demuestra que es posible obtener resultados cualitativamente correctos de los principales parámetros involucrados en el proceso, aunque se evidencia que se necesita mejorar las técnicas utilizadas con el objetivo de mejorar la precisión numérica de los resultados y garantizar su uso en el diseño de procesos de manufactura en condiciones industriales.



## Bibliografía.

- Anca, A.; Cardona, A.; Risso, J.; Fachinotti, V.D., 2011. Finite element modeling of welding processes. *Applied Mathematical Modelling*, 35 (2), p. 688-707.
- Arrazola, P.J.; Özel, T., 2010. Investigations on the effects of friction modeling in finite element simulation of machining. *International Journal of Mechanical Sciences*, 52 (1), p.31-42.
- Bil, H.H.; Kiliç, N.E. y Tekkaya, A.E., 2004, A comparison of orthogonal cutting data from experiments with three different finite element models, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 44 (9), p. 933 - 944.
- Ceretti, E.; Lazzaroni, C.; Menegardo, L. y Altan, T., 2000, "Turning simulations using a three-dimensional FEM code", *Journal of Material Processing Technology*, 98 (1), p. 99 - 103.
- Childs, T.; Mekawa, K.; Obiwaka, T.; Yamano, Y.; 2000. *Metal machining theory and applications*. John Wiley & Sons, New York (USA).
- Dixit, P.M.; Dixit, U.S., 2008. *Modeling of metal forming and machining processes by finite element and soft computing methods*. Springer-Verlag, London (UK).
- Dolinšek, S.; Šuštaršič, B.; Kopac, J., 2001. Wear mechanisms of cutting tools in high-speed cutting processes. *Wear*, 250 (1-12), p. 349-356.
- Filice, L.; Micari, F.; Rizzuti, S.; Umbrello, D., 2007. A critical analysis on the friction modelling in orthogonal machining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 47 (3-4), p. 709-714.
- Gallab, M.; Sklad, M., 2000, Machining of Al/SiC particulate metal matrix composites part III: comprehensive tool wear models, *Journal of Materials Processing Technology* 101 (1-3), p. 10-20.
- Gouveia, B.P.P.A.; Rodrigues, J.M.C.; Martins, P.A.F., 2000. Ductile fracture in metalworking: experimental and theoretical research. *Journal of Materials Processing Technology*, 101 (1-3), pp.52-63.
- Gudur, P.P.; Dixit, U.S., 2008. A neural network-assisted finite element analysis of cold flat rolling. *Engineering Applications of Artificial Intelligence*, 21 (1), p. 43-52.
- Lewis, R.W.; Usmani, A.S.; Cross, J.T., 2005. Efficient mould filling simulation in castings by an explicit finite element method. *International Journal for Numerical Methods in Fluids*, 20 (6), p. 493-506.
- Kalhari, V., 2001. *Modeling and simulation of mechanical cutting*. Doctoral Thesis. Lulea (Sweden): Lulea University of Technology.

- Monaghan, J.; MacGinley, T., 1999. Modelling the orthogonal machining process using coated carbide cutting tools. *Computational Materials Science*, 16 (1-4), p. 275-284.
- Mackerle, J., 2003. Finite element analysis and simulation of machining: an addendum. A bibliography. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 43 (1), p. 103-114.
- Mamalis, A.; Kundrák, J.; Markopoulos, A.; Manolakos, D., 2008. On the finite element modelling of high speed hard turning. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 38 (5-6), p. 441-446.
- Marusich, T.D.; Thiele, J.D.; Brand, C.J., 2001. *Simulation and analysis of chip breakage in turning processes*. [online], consultado: 11/nov/2003, Third Wave Systems Technical Papers, Minneapolis, MN (USA), disponible en: <http://www.thirdwavesys.com/chipbreaking.pdf>.
- Özel, T.; Zeren, E., 2004. Determination of work material flow stress and friction for FEA of machining using orthogonal cutting tests. *Journal of Materials Processing Technology*, 153-154 (0), p.1019-1025. Pramanik et al. 2007
- Ren, X.J.; Yang, Q.X.; James, R.D.; Wang, L., 2004. Cutting temperatures in hard turning chromium hardfacings with PCBN tooling. *Journal of Materials Processing Technology*, 147 (1), p.38-44.
- Rosa, P.A.R.; Kolednik, O.; Martins, P.A.F.; Atkins, A.G., 2007. The transient beginning to machining and the transition to steady-state cutting. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 47 (12-13), p. 1904-1915.
- Shahani, A.R.; Setayeshi, S.; Nodamaie, S.A.; Asadi, M.A.; Rezaie, S., 2009. Prediction of influence parameters on the hot rolling process using finite element method and neural network. *Journal of Materials Processing Technology*, 209 (4), p.1920-1935.
- Shatla, M.; Kerk, C.; Altan, T., 2001. Process modeling in machining. Part I: determination of flow stress data. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 41 (10), p. 1511-1534.
- Umbrello, D., 2008. Finite element simulation of conventional and high speed machining of Ti6Al4V alloy. *Journal of Materials Processing Technology*, 196 (1-3), p. 79-87.
- Vaziri, M.R.; Salimi, M.; Mashayekhi, M., 2011. Evaluation of chip formation simulation models for material separation in the presence of damage models. *Simulation Modelling Practice and Theory*, 19 (2), p. 718-733.
- Yen, Y.-C. ; Söhner, J.; Lilly, B.; Altan, T., 2004. Estimation of tool wear in orthogonal cutting using the finite element analysis. *Journal of Materials Processing Technology*, 146 (1), p. 82-91.

Zienkiewicz, O.C.; Taylor, R.L., 2000. *The finite element method: The basis*. 5th. Ed.,  
Butteeworth-Heinemann, Oxford (UK).