



Universidad de Matanzas «Camilo Cienfuegos»  
Facultad de Ingenierías

# **MODELACIÓN DEL CORTE ORTOGONAL UTILIZANDO LA TEORÍA PREDICTIVA DE OXLEY Y EL MÉTODO DE ELEMENTOS FINITOS**

*Tesis en Opción al Título de  
Máster en Ingeniería Asistida por Computadora*

**Autor: Ing. Osmany Medina Borges**

**Tutor: Dr.C. Ramón Quiza Sardiñas**

Matanzas, 2013

## **NOTA DE ACEPTACIÓN**

---

---

---

---

---

---

---

---

---

---

## **RESUMEN**

El corte ortogonal es uno de los enfoques más utilizados en el estudio de corte de metales, debido a la combinación de simplicidad y amplio rango de predicciones. Este trabajo presenta una comparación entre los resultados simulados de dos modelos de corte, uno de ellos basado en la teoría predictiva de Oxley y el otro que utiliza el método de elementos finitos. Estos resultados se compararon también con resultados experimentales obtenidos de la literatura. Ambos modelos mostraron una buena coincidencia con respecto a las componentes de la fuerza de corte y la velocidad de la viruta. No obstante, las predicciones de fuerza de corte del modelo de Oxley fueron más precisas que las obtenidas del modelo de elementos finitos.

**Palabras claves:** Corte ortogonal; Teoría predictiva de Oxley; Elementos finitos.

## **ABSTRACT**

Orthogonal cutting is one of the most used approaches in metal cutting studies, due to the combination of simplicity and wide range of predictions. This work presents a comparison between the simulated outcomes from two cutting models, one of them based on the Oxley's predictive theory and the other one using finite element method. These results were also compared with experimental results taken from the literature. Both models showed good agreement with respect to the components of the cutting forces and the chip velocity. However, the cutting force predictions of the Oxley's model were more accurate than those obtained from finite element method.

**Keywords:** Orthogonal cutting; Oxley's predictive theory; Finite elements method.

## TABLA DE CONTENIDO

<b>Introducción .....</b>	<b>1</b>
<b>Capítulo 1 Revisión Crítica de la Literatura.....</b>	<b>4</b>
1.1 Importancia de la modelación del corte de metales.....	4
1.2 Fundamentos de la teoría predictiva de Oxley .....	6
1.2.1 Principios y geometría del corte ortogonal .....	6
1.2.2 Física del corte ortogonal.....	10
1.3 Modelación del corte de metales usando elementos finitos.....	15
1.3.1 Bases del método de elementos finitos.....	15
1.3.2 Modelación de la plasticidad.....	19
1.3.3 Modelación de la fractura.....	20
1.3.4 Modelación de la fricción .....	21
1.4 Conclusiones parciales del capítulo .....	21
<b>Capítulo 2 Modelación y Simulación del Corte Ortogonal.....</b>	<b>23</b>
2.1 Modelación por la teoría predictiva de Oxley.....	23
2.1.1 Definición de los algoritmos.....	23
2.1.2 Implementación del programa .....	31
2.1.3 Ejecución de las simulaciones .....	40
2.2 Modelación por el método de elementos finitos.....	42

---

2.2.1 Formalización del modelo .....	42
2.2.2 Ejecución de las simulaciones .....	44
2.3 Conclusiones parciales del capítulo .....	46
<b>Capítulo 3 Análisis de los Resultados .....</b>	<b>48</b>
3.1 Comparación entre las simulaciones .....	48
3.2 Comparación con resultados empíricos .....	52
3.3 Conclusiones parciales del capítulo .....	54
<b>Conclusiones.....</b>	<b>55</b>
<b>Recomendaciones .....</b>	<b>56</b>
<b>Referencias .....</b>	<b>57</b>

## INTRODUCCIÓN

La utilización racional de los recursos es una condición indispensable de cualquier proceso productivo que pretenda insertarse, con un mínimo de competitividad, en la economía contemporánea. En este sentido, los procesos de corte de metales, no son la excepción, sino la regla, dentro de la manufactura moderna.

Prácticamente desde sus orígenes, el estudio científico del maquinado se ha centrado en lograr procesos de arranque de virutas cada vez más eficientes, que requieran menores tiempos de elaboración y cuyos costos sean tan bajos como se pueda. Para ello es importante contar con modelos que describan el proceso de corte con suficiente precisión.

Dentro del proceso de corte, el llamado corte ortogonal es una idealización que, manteniendo la esencia del proceso, simplifica considerablemente el análisis, al considerar que sólo dos dimensiones intervienen en el proceso.

A pesar de lo anterior, al analizar la literatura especializada, se evidencia la existencia de la siguiente **situación problemática**: los modelos fenomenológicos actuales del corte ortogonal, no son suficientes para simular con precisión los parámetros del proceso.

Dentro de estos modelos, se destaca la teoría predictiva de Oxley (Issa et al. 2012) la cual se basa en las asunciones del plano de cizallamiento y del principio de mínima energía. Esta teoría ha logrado éxitos significativos en las predicciones de fuerzas y temperaturas para diversos materiales y condiciones de corte (Zou et al. 2009).

Por otro lado, el método de elementos finitos (*finiteelementsmethod*, FEM) es una herramienta versátil y poderosa pudiendo resolver problemas complejos en campos de la ingeniería bastante diferentes como por

ejemplo la dinámica de los fluidos, la transferencia de calor y la deformación plástica de sólidos. Su habilidad para aproximar las soluciones de ecuaciones diferenciales parciales definidas encima del espacio complejo y dominios de tiempo, reemplazando estas por sistemas de ecuaciones algebraicas lineales, es la base del poder real del FEM. Este método puede usarse con éxito para obtener las soluciones numéricas de los modelos de fenomenología compleja (Ye et al. 2012).

Teniendo en cuenta lo anterior, para dar solución al problema enunciado, se plantea la siguiente **hipótesis**: El uso de la teoría predictiva del maquinado de Oxley y del método de elementos finitos, permiten llevar a cabo la modelación fenomenológica del proceso de corte ortogonal.

Para validar la hipótesis anterior, como **objetivo general** del presente trabajo se propone: comparar los resultados ofrecidos por modelos del proceso de corte ortogonal de acero AISI 1045 utilizando la teoría predictiva de Oxley y el método de elementos finitos, para diferentes valores de las variables del proceso (velocidad corte,  $v$ ; avance,  $f$ ; y ángulo de ataque,  $\alpha$ ).

En vista a cumplimentar el objetivo anterior, se han trazado las siguientes **tareas**:

- Definir e implementar el modelo de corte ortogonal utilizando la teoría predictiva de Oxley.
- Definir e implementar el modelo de corte ortogonal utilizando el método de elementos finitos.
- Simular el proceso de corte ortogonal para los diferentes puntos experimentales utilizando ambos modelos.



- Comparar los resultados obtenidos por ambos modelos, entre sí.
- Comparar los resultados obtenidos por ambos modelos con los correspondientes resultados experimentales.

## **CAPÍTULO 1 REVISIÓN CRÍTICA DE LA LITERATURA**

En este capítulo se presenta una revisión crítica de la literatura sobre modelación de los procesos de corte de metales, haciendo énfasis en el uso del método de elementos finitos y en la teoría predictiva de Oxley.

### **1.1 Importancia de la modelación del corte de metales**

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.

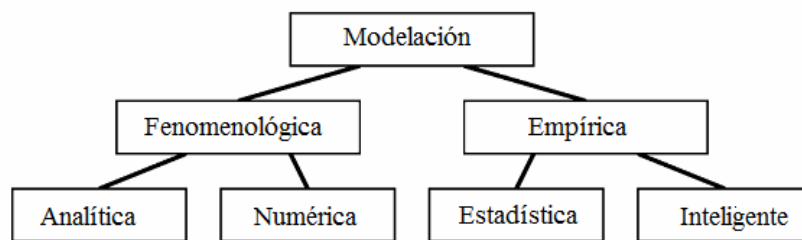
Además, el uso de procesos de fabricación optimizados está ampliamente aceptado como una condición necesaria para conseguir la eficacia, la eficiencia y la competitividad económica en talleres de fabricación.

Desafortunadamente, la naturaleza física de los fenómenos que subyacen en los procesos de manufactura no es fácil de comprender, ya que involucran 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, ha 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 materiales de alta dureza, ha hecho inútil de ley del Taylor, o, al menos, ha limitado sumamente su validez (Dolinšek et al. 2001).

Dos enfoques principales pueden ser usados en el modelado de los procesos de manufactura(ver Fig. 1.1). 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 1.1 Clasificación de las técnicas de modelación*

Una forma de superar esta dificultad es presentar modelos simplificados del proceso de corte de metales. El más aceptado, en la actualidad, es la teoría predictiva de Oxley (Molinari et al. 2011) que se basa en el principio de la mínima energía consumida durante el proceso.

Otro enfoque, muy en boga en la actualidad, es la aplicación de métodos numéricos para resolver ecuaciones diferenciales parciales. Dentro de ellos, se destaca el método de elementos finitos (*finiteelementsmethod*, FEM) que ha alcanzado los niveles de aplicación más altos, debido a su habilidad para ser aplicado a problemas definidos sobre dominios espaciales complejos y la relativa sencillez de su implementación (Dixit y Dixit 2008). El FEM ha sido aplicado con éxito a una gran variedad de procesos de manufactura, como el torneado (Arrazola y Özel. 2010, Mamaliset al.2008), la conformación (Gudur y Dixit 2008, Shahani et al. 2009), la soldadura (Anca et al. 2011) y la fundición (Lewis et al. 2005).

La modelación empírica, por su parte, aunque tiene una gran importancia práctica en el diseño de procesos de manufactura, aporta poco o nada al conocimiento fenomenológico del proceso.

## **1.2 Fundamentos de la teoría predictiva de Oxley**

### **1.2.1 Principios y geometría del corte ortogonal**

La modelación del corte ortogonal, parte de las condiciones de corte (velocidad de corte,  $v$ ; ancho de la viruta sin deformar,  $t$ ; y espesor de la viruta,  $w$ ), de las propiedades del material elaborado y de la geometría de la herramienta.

El corte ortogonal (ver Fig. 1.2) es aquel donde se supone que la dirección de corte es perpendicular al filo de la herramienta, de forma tal que todo el proceso puede considerarse como bidimensional. Convencionalmente se considera que la herramienta permanece fija mientras que se mueve la pieza, lo que correspondería a un proceso de torneado, pero ya que el movimiento es relativo, también puede aplicarse a un proceso de acepillado, donde la pieza permanece fija y la herramienta es la que se mueve (Mohammadpour et al. 2010).

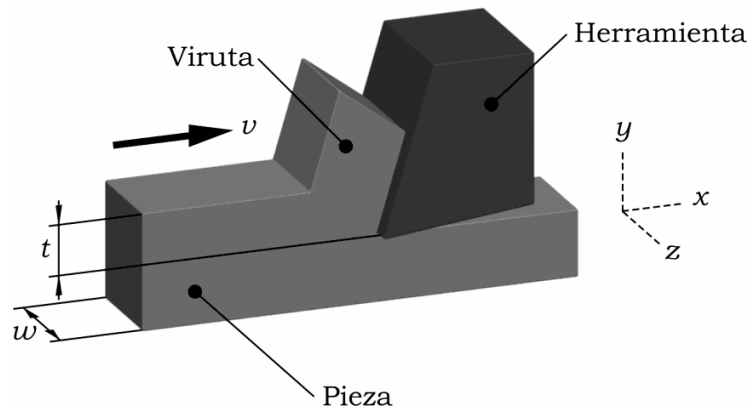


Figura 1.2 Esquema general del corte ortogonal.

Según la teoría de Oxley, la formación de la viruta se produce como consecuencia de la deformación del material en la llamada zona principal de cizallamiento (ZPC) (ver Fig. 1.3), alrededor del plano de cizallamiento (AB). La longitud de dicho plano de cizallamiento,  $l$ , se calcula por:

$$l = \frac{t}{\sin \phi}; \quad (1.1)$$

donde  $\phi$  es el ángulo de cizallamiento. Se considera que la ZPC tiene un ancho,  $\Delta S_I$ , con lo cual se define la constante de velocidad de deformación:

$$C_0 = \frac{l}{\Delta S_I}. \quad (1.2)$$

También tiene lugar deformación plástica en la zona secundaria de cizallamiento (ZSC), localizada en la interfaz herramienta-pieza, la cual tiene un ancho,  $\Delta S_{II}$ , y una longitud,  $h$ . Se puede definir, entonces, la razón,  $\delta$ , entre el ancho de dicha zona y el ancho de la viruta deformada,  $t_c$ :

$$\delta = \frac{\Delta S_{II}}{t_c}. \quad (1.3)$$

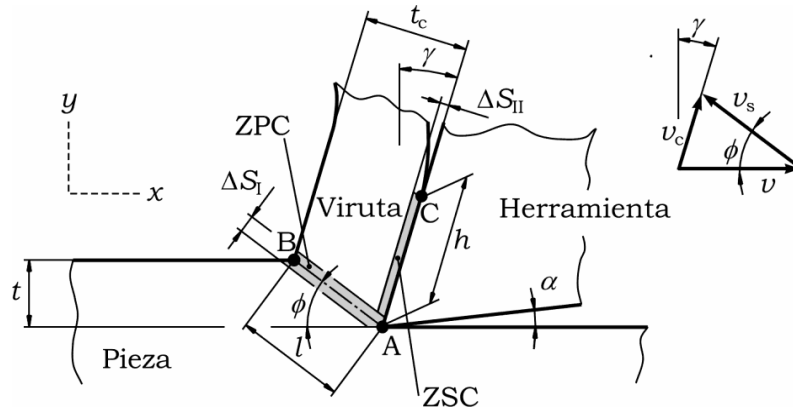


Figura 1.3 Geometría de la viruta en el corte ortogonal

Por su parte, el ancho de la viruta deformada,  $t_c$ , se puede calcular mediante la expresión:

$$t_c = \frac{\cos(\phi - \gamma)}{\sin \phi} t; \tag{1.4}$$

donde  $\gamma$  es el ángulo de ataque de la herramienta.

Las velocidades de la viruta,  $v_c$ , y de cizallamiento,  $v_s$ , a su vez, se relacionan con la velocidad de corte mediante las expresiones:

$$v_c = \frac{v \cos \gamma}{\cos(\phi - \gamma)}; \tag{1.5}$$

$$v_s = \frac{v \sin \gamma}{\cos(\phi - \gamma)}. \tag{1.6}$$

Otro aspecto importante a considerar son las fuerzas que actúan en el sistema. La fuerza de corte resultante,  $R$  (ver Fig. 1.4), puede descomponerse de varias formas. En primer lugar, puede descomponerse en una fuerza de corte principal,  $F_c$ , en la dirección del corte, y una fuerza en la dirección perpendicular ésta,  $F_t$ :

$$F_c = R \cos(\lambda - \gamma); \tag{1.7}$$

$$F_t = R \sin(\lambda - \gamma) \tag{1.8}$$

donde  $\lambda$  es el ángulo de fricción, el cual se forma entre la componente normal de la fuerza sobre la superficie de ataque,  $N$ , y la resultante. La relación entre esta fuerza normal y la fuerza de fricción,  $F$ , perpendicular a ella, con la fuerza de corte resultante, está dada por:

$$N = R \cos \lambda; \quad (1.9)$$

$$F = R \sin \lambda. \quad (1.10)$$

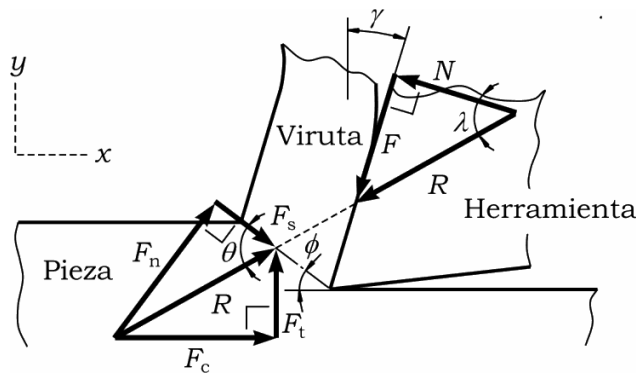


Figura 1.4 Sistemas de fuerzas en el corte ortogonal

La tangente del ángulo de fricción se conoce como coeficiente de fricción medio de la interfaz herramienta-viruta,  $\mu$ :

$$\mu = \tan \lambda = \frac{F}{N}. \quad (1.11)$$

Finalmente, la fuerza de corte resultante pueden considerarse como formada por una componente que actúa sobre el plano de cizallamiento,  $F_s$ , y otra que actúa perpendicularmente a éste,  $F_n$ :

$$F_s = R \cos \theta; \quad (1.12)$$

$$F_n = R \sin \theta; \quad (1.13)$$

siendo  $\theta$  el ángulo entre la fuerza de corte resultante y el plano de cizallamiento. Este ángulo se relaciona con los ángulos de cizallamiento,  $\phi$ , de fricción,  $\lambda$ , y de ataque,  $\gamma$ , mediante la expresión:

$$\theta = \phi + \lambda - \gamma. \quad (1.14)$$

### 1.2.2 Física del corte ortogonal

La teoría predictiva de Oxley explica las relaciones entre los diferentes parámetros que tienen lugar en el corte ortogonal. Aunque parte de condiciones idealizadas, sus predicciones concuerdan aceptablemente con los datos experimentales (Lalwani et al. 2009). La teoría de Oxley se basa por un lado, en el análisis de la deformación plástica que tiene lugar en las zonas de cizallamiento primaria y secundaria y, por el otro, en el equilibrio térmico del sistema (Brocail et al. 2010).

La deformación plástica que tiene lugar en la ZPC, se puede reflejar a través de la ecuación:

$$F_s = k_{AB}lw; \quad (1.15)$$

donde  $k_{AB}$  es la tensión de flujo plástico sobre el plano de cizallamiento. Debido al comportamiento termo-viscoplástico del material, esta tensión depende de la deformación,  $\epsilon_{AB}$ , la velocidad de deformación,  $\dot{\epsilon}_{AB}$ , y la temperatura del material,  $T_{AB}$ , en dicho plano.

Originalmente (Childs et al. 2000) esta relación tenía forma exponencial:

$$k_{AB} = \frac{\sigma_{AB}}{\sqrt{3}} = \frac{1}{\sqrt{3}} \sigma_1 \epsilon_{AB}^n; \quad (1.16)$$

donde los coeficientes  $\sigma_1$  y  $n$ , dependen del material y son funciones de la llamada temperatura modificada por la velocidad de deformación,  $T_{mod}$ , que se calcula por la expresión:

$$T_{mod} = \left( 1 - \nu \ln \frac{\dot{\epsilon}_{AB}}{\dot{\epsilon}_0} \right) T_{AB}; \quad (1.17)$$



siendon  $y \dot{\epsilon}_0$  constantes que también dependen del material.

Posteriormente, se han propuesto otros modelos más precisos y homogéneos para describir la termo-viscoplasticidad (Chaboche 2008). Dentro de ellos, se destaca el de Johnson-Cook (Özel y Zeren 2004), dado por la ecuación:

$$k_{AB} = \frac{\sigma_{AB}}{\sqrt{3}} = \frac{1}{\sqrt{3}} \left( A + B \epsilon_{AB}^n \right) \left( 1 + C \ln \frac{\dot{\epsilon}_{AB}}{\dot{\epsilon}_0} \right) \left[ 1 - \left( \frac{T_{AB} - T_0}{T_M - T_0} \right)^m \right]; \quad (1.18)$$

en la cual  $A$  es la tensión de fluencia del material a temperatura ambiente,  $T_0$ ;  $B$ , el coeficiente de endurecimiento por deformación;  $n$ , el exponente de endurecimiento por deformación;  $C$ , es el factor de velocidad de deformación;  $\dot{\epsilon}_0$ , la velocidad de deformación de referencia;  $T_M$ , la temperatura de fusión del material; y  $m$ , el exponente de ablandamiento térmico.

Durante la deformación plástica en la ZCP, la deformación infinitesimal en el plano de cizallamiento,  $\epsilon_{AB}$ , está dada por:

$$\epsilon_{AB} = \frac{\gamma_{AB}}{\sqrt{3}} = \frac{1}{2\sqrt{3}} \frac{\cos \gamma}{\sin \phi \cos(\phi - \gamma)}; \quad (1.19)$$

mientras que la velocidad de deformación,  $\dot{\epsilon}_{AB}$ , se obtiene mediante la expresión:

$$\dot{\epsilon}_{AB} = \frac{\dot{\gamma}_{AB}}{\sqrt{3}} = \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{C_0 v_s}{l}. \quad (1.20)$$

Asumiendo que la distribución de tensiones normales a lo largo del plano AB es lineal, y aplicando el principio de mínima energía, se obtiene la relación:

$$\tan \theta = 1 + 2 \left( \frac{\pi}{4} - \phi \right) - C_0 n_{\text{eq}}; \quad (1.21)$$

donde  $n_{\text{eq}}$  es el exponente equivalente de endurecimiento por deformación que, para la ecuación de Johnson-Cook, toma la forma:

$$n_{\text{eq}} \approx \frac{nB\varepsilon_{\text{AB}}^n}{(A + B\varepsilon_{\text{AB}}^n)}. \quad (1.22)$$

Desde el punto de vista térmico, la temperatura media en el plano AB,  $T_{\text{AB}}$ , está dada por la expresión:

$$T_{\text{AB}} = T_0 + \eta \Delta T_1; \quad (1.23)$$

donde  $\eta$  es la fracción de la energía total de deformación que aparece como calor sensible, mientras que  $(1 - \eta)$  es almacenada en la viruta como calor latente (usualmente, se considera que  $\eta = 0.9$ ); y  $T_1$  es el incremento de temperatura en la ZPC. Este incremento, a su vez, puede calcularse considerando el trabajo de deformación plástica en dicha zona:

$$\Delta T_1 = \frac{(1 - \beta) F_s v_s}{m_c c_p}; \quad (1.24)$$

donde  $m_c$  es la masa de la viruta;  $c_p$ , la capacidad calorífica del material maquinado; y  $\beta$ , la fracción de calor conducido a la pieza desde la ZPC.

La masa de la viruta, a su vez, se determina como:

$$m_c = \rho v t w; \quad (1.25)$$

donde  $\rho$  es la densidad;  $v$ , la velocidad de corte;  $t$ , el ancho de la viruta sin deformar; y  $w$ , el espesor de corte. La fracción de calor conducido a la pieza, por su parte, está dado por la ecuación empírica:

$$\beta = \begin{cases} 0.5 - 0.35 \log_{10}(R_T \tan \phi) & : 0.04 < R_T \tan \phi \leq 10 \\ 0.3 - 0.15 \log_{10}(R_T \tan \phi) & : R_T \tan \phi > 10 \end{cases}; \quad (1.26)$$

donde el número térmico adimensional:

$$R_T = \frac{\rho c_p v t}{\kappa}; \quad (1.27)$$

depende de la capacidad calorífica,  $c_p$ ; de la velocidad de corte,  $v$ ; del ancho de corte,  $t$ ; y de la conductividad térmica del material,  $\kappa$ .

Otro aspecto importante, es la tensión normal en el punto B,  $\sigma'_N$ , que se calcula considerando las condiciones de frontera de la tensión y que, para el flujo plástico dado por el modelo de Johnson-Cook, toma la forma:

$$\sigma'_N = k_{AB} \left( 1 + \frac{\pi}{2} - 2\alpha - 2C_0 n_{eq} \right). \quad (1.28)$$

Por otro lado, esta misma tensión normal,  $\sigma_N$ , pero considerada en la ZSC, sobre la interfaz herramienta-viruta, está dada por la expresión:

$$\sigma_N = \frac{N}{hw}; \quad (1.29)$$

donde  $h$  es la longitud de la interfaz, la cual se puede calcular considerando el equilibrio de momento, sobre el punto B, de las tensiones normales sobre el plano de cizallamiento, lo cual conduce a la expresión:

$$h = \frac{t \sin \theta}{\cos \lambda \sin \phi} \left\{ 1 + \frac{C_0 n_{eq}}{3 \left[ 1 + 2(\pi/4 - \phi) - C_0 n_{eq} \right]} \right\}. \quad (1.30)$$

En la ZSC, correspondiente a la interfaz herramienta-viruta, la deformación infinitesimal equivalente,  $\varepsilon_{int}$ , se determina como:

$$\varepsilon_{\text{int}} = \frac{1}{\sqrt{3}} \left( \frac{2C_0 v_s}{l} + \frac{h}{2\delta t_c} \right); \quad (1.31)$$

mientras que la velocidad de deformación,  $\dot{\varepsilon}_{\text{int}}$ , está dada por:

$$\dot{\varepsilon}_{\text{int}} = \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{v_c}{\delta t_c}. \quad (1.32)$$

Finalmente, la temperatura media de la interfaz herramienta-viruta,  $T_{\text{int}}$ , se obtiene mediante:

$$T_{\text{int}} = T_0 + \Delta T_I + \psi \Delta T_{\text{max}}; \quad (1.33)$$

siendo  $\Delta T_{\text{max}}$  el incremento máximo de la temperatura de la viruta, que tiene lugar en la interfaz; y  $\psi$  es un factor que refleja el hecho de que  $T_{\text{int}}$  es un valor medio (usualmente  $\psi = 0.9$ ).

Asumiendo una fuente de calor rectangular en la interfaz, el incremento máximo de la temperatura se puede calcular como:

$$\log_{10} \left( \frac{\Delta T_{\text{max}}}{\Delta T_c} \right) = 0.06 - 0.195 \delta \sqrt{\frac{R_T t_c}{t}} + 0.5 \log_{10} \left( \frac{R_T t_c}{h} \right); \quad (1.34)$$

donde  $\Delta T_c$  es el incremento medio de la temperatura en la viruta:

$$\Delta T_c = \frac{F v_c}{m_c c_p}. \quad (1.35)$$

Con la deformación infinitesimal, la velocidad de deformación y la temperatura, en la interfaz herramienta-viruta, se puede calcular la tensión de flujo plástico, a través del modelo de Jonhson-Cook:

$$k_{\text{int}} = \frac{1}{\sqrt{3}} \left( A + B \varepsilon_{\text{int}}^n \right) \left( 1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}_{\text{int}}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \left[ 1 - \left( \frac{T_{\text{int}} - T_0}{T_M - T_0} \right)^m \right]. \quad (1.36)$$

A su vez, la tensión tangencial en esta ZSC, viene dada por la ecuación:

$$\tau_{\text{int}} = \frac{F}{hw}. \quad (1.37)$$

La simulación del proceso de corte, basada en las expresiones anteriores, se lleva a cabo buscando los valores del ángulo de cizallamiento,  $\phi$ ; de la constante de velocidad de deformación,  $C_0$ ; y de la razón entre el ancho de la ZSC y de la viruta deformada,  $\delta$ , que hacen que las ecuaciones del modelo se satisfagan simultáneamente.

### 1.3 Modelación del corte de metales usando elementos finitos

#### 1.3.1 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:

$$\mathbf{A}(\mathbf{u}) = [A_1(\mathbf{u}), A_2(\mathbf{u}), \dots, A_p(\mathbf{u})]^T = \mathbf{0}; \quad (1.38a)$$

en un dominio  $\Omega$  (vea Fig. 1.5), siendo  $\mathbf{u} = [u_1, u_2, \dots, u_n]^T$  la variable de estado desconocida; junto con las condiciones de frontera:

$$\mathbf{B}(\mathbf{u}) = [B_1(\mathbf{u}), B_2(\mathbf{u}), \dots, B_q(\mathbf{u})]^T = \mathbf{0}; \quad (1.38b)$$

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

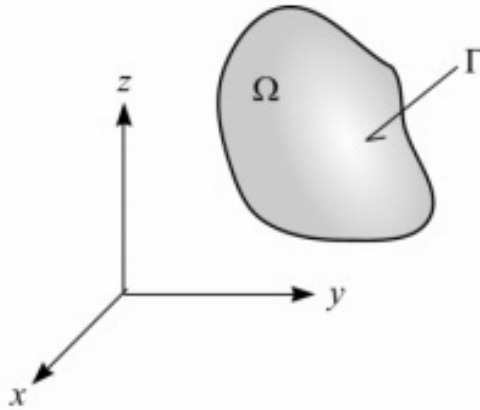


Figura 1.5 Dominio y frontera de un problema

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

$$\mathbf{u} \approx \mathbf{u}^* = \sum_{i=1}^n N_i a_i = \mathbf{N} \mathbf{a}; \quad (1.39)$$

donde  $N_i$  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  $a_i$  son los parámetros, inicialmente desconocidos que deben ser determinados como resultado de la aplicación de este método.

Para obtener estas soluciones, las ecuaciones (1.1a) y (1.1b) deben combinarse en la llamada formulación débil:

$$\int_{\Omega} G_j(\mathbf{u}^*) d\Omega + \int_{\Gamma} g_j(\mathbf{u}) d\Gamma = 0, \quad j = 1, \dots, n; \quad (1.40)$$

que permite obtener la aproximación para cada porción del dominio y su ensamble, que no es más que la integración numérica de estas aproximaciones sobre el propio dominio (Fig. 1.5):

$$\sum_{e=1}^N \int_{\Omega^{(e)}} G_j(\mathbf{u}^*) d\Omega^{(e)} + \int_{\Gamma^{(e)}} g_j(\mathbf{u}) d\Gamma^{(e)} = 0, \quad j = 1, \dots, n \quad (1.41)$$

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

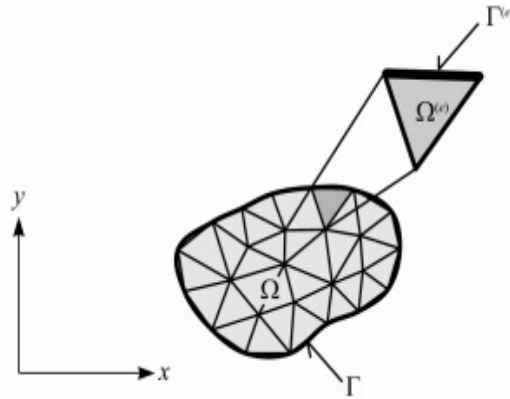


Figura 1.6 Dominio y frontera de elemento

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. 1.7a) es el típico elemento de una dimensión; los triángulos (Fig. 1.7b) y los cuadriláteros (Fig. 1.7c) son los elementos más comunes de dos dimensiones; y, finalmente, los tetraedros (Fig. 1.7d), los hexaedros (Fig. 1.7e) y las cuñas (Fig. 1.7f) son usados ampliamente para el mallado de los dominios tridimensionales.

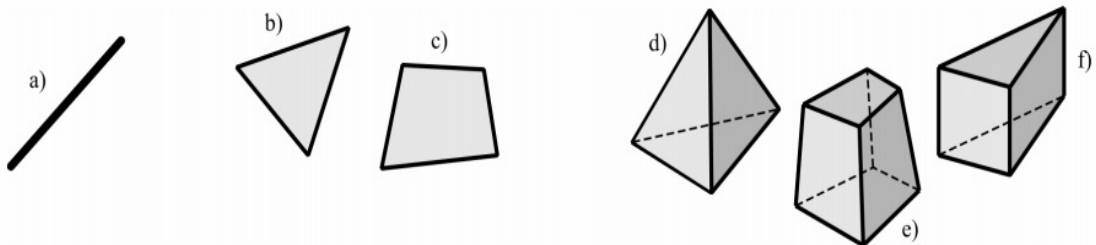


Figura 1.7 Tipos de elementos

Si las ecuaciones diferenciales son lineales, esto es, si las ecuaciones (1.1a-b) pudieran ser escritas en la forma:

$$\mathbf{A}(\mathbf{u}) = \mathbf{L}\mathbf{u} + \mathbf{p} = \mathbf{0} \text{ en } \Omega, \quad (1.42a)$$

$$\mathbf{B}(\mathbf{u}) = \mathbf{M}\mathbf{u} + \mathbf{q} = \mathbf{0} \text{ sobre } \Gamma; \quad (1.42b)$$

Entonces, el sistema de ecuaciones aproximando (1.42) da un juego de ecuaciones algebraicas lineales de la forma:

$$\mathbf{K}\mathbf{a} + \mathbf{f} = \mathbf{0} \quad (1.43)$$

con:

$$K_{ij} = \sum_{e=1}^m K_{ij}^{(e)} \text{ y } f_i = \sum_{e=1}^m f_i^{(e)}; \quad (1.44)$$

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:

$$\delta\Pi = 0; \quad (1.45)$$

como una condición de equilibrio (Bathe 1996).

Por otro lado, el método de los residuales ponderados se basa en tener en cuenta que de las ecuaciones (1.42a-b) se deduce que:

$$\int_{\Omega} \mathbf{v}^T \mathbf{A}(\mathbf{N}\mathbf{a}) d\Omega + \int_{\Omega} \mathbf{w}^T \mathbf{B}(\mathbf{N}\mathbf{a}) d\Gamma = 0; \quad j = 1, \dots, n \quad (1.46)$$



donde  $\mathbf{A}(\mathbf{N}_a)$  y  $\mathbf{B}(\mathbf{N}_a)$  representan los errores residuales que remplazan la soluciones aproximadas en la ecuación diferencial y en las condiciones de frontera, respectivamente, y  $v_j$  y  $w_j$  son funciones ponderadas. En el método de Galerkin,  $v_j = w_j = N_j$ , o sea que las funciones de forma son usadas como ponderadas (Zienkiewicz y Taylor 2000).

### 1.3.2 Modelación de la plasticidad

Dada la existencia de fenómenos plásticos en los principales procesos de manufactura, la modelación de la plasticidad y su solución 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 (por ejemplo, en los procesos de conformación); en el caso contrario, cuando las velocidades de deformación son altas (como en el maquinado), la viscoplasticidad brinda los mejores resultados (Meyers y Chawla 2009).

La determinación de los modelos viscoplásticos y termo-viscoplásticos requieren métodos complejos como el modelo de Johnson-Cook, también conocido como ley J-C, dado por la expresión:

$$\sigma = \left[ A + B(\epsilon^P)^n \right] \left[ 1 + C \ln \left( \frac{\dot{\epsilon}^P}{\dot{\epsilon}_0} \right) \right] \left[ 1 - \left( \frac{T - T_0}{T_M - T_0} \right)^m \right] \quad (1.47)$$

donde  $\epsilon$  es la deformación plástica,  $\dot{\epsilon}^P$ , es la velocidad de deformación plástica;  $\dot{\epsilon}_0$  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 de deformación-endurecimiento y  $m$  el exponente de ablandamiento térmico).

### **1.3.3 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 Freundenthal, que considera que esa fractura tiene lugar cuando el trabajo plástico por unidad de volumen llega cerca del valor crítico (Gouveia et al. 2000). Algunos de los criterios más utilizados son el criterio normalizado de Cockcroft-Latham que usa la relación entre la mayor tensión principal y la tensión equivalente (Umbrello. 2008; Akbar et al. 2012), 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 (Neugebauer et al. 2011; Zhang et al. 2011; Bartarya y Choudhury 2011).

### **1.3.4 Modelación de la fricción**

La fricción es un factor muy importante en la mayor parte de los procesos de maquinado. En procesos de corte la fricción entre la herramienta y la viruta, 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 de obtener modelos de fricción fiables, actualizados y flexibles.

## **1.4 Conclusiones parciales del capítulo**

Como resultado de la revisión bibliográfica expuesta anteriormente, se ha podido arribar a las siguientes conclusiones parciales:

1. La modelación fenomenológica del corte de metales juega un papel importante no sólo dentro de la comprensión de los procesos de maquinado sino también para su aplicación práctica.

2. La teoría predictiva del maquinado de Oxley, permite, a través de simplificaciones del proceso, simular el comportamiento de las principales variables involucradas en los fenómenos de corte.
3. El método de elementos finitos permite modelar, con precisión razonable, el proceso de corte ortogonal, determinando las distribuciones de tensiones, deformaciones y temperaturas en la pieza, la viruta y la herramienta.

## CAPÍTULO 2 MODELACIÓN Y SIMULACIÓN DEL CORTE ORTOGONAL

### 2.1 Modelación por la teoría predictiva de Oxley

#### 2.1.1 Definición de los algoritmos

Para calcular las variables que intervienen en el proceso de corte ortogonal, se requiere como datos los parámetros de régimen de corte (velocidad,  $v$ ; ancho de la viruta sin deformar,  $t$ ; y espesor de corte,  $w$ ). También es necesario conocer las propiedades físicas del material (densidad de masa,  $\rho$ ; capacidad calorífica,  $c_p$ ; y conductividad térmica,  $\kappa$ ), las cuales, generalmente, son funciones de la temperatura; así como los parámetros de la ecuación de Johnson-Cook ( $A$ ,  $B$ ,  $n$ ,  $C$ ,  $\dot{\epsilon}_0$ ,  $T_0$ ,  $T_M$  y  $m$ ). Adicionalmente, es preciso saber el ángulo de ataque de la herramienta,  $\gamma$ .

Con estos valores, hay que determinar los valores del ángulo de cizallamiento,  $\phi$ ; de la constante de velocidad de deformación,  $C_0$ ; y de la razón entre el ancho de la ZSC y de la viruta deformada,  $\delta$ , que hacen que las ecuaciones del modelo se satisfagan simultáneamente.

El algoritmo principal consiste en determinar el valor de  $\delta$  que minimiza la fuerza de corte,  $F_c$ . Para ello (ver Fig. 2.1), la condición de mínimo:

$$\frac{\partial F_c}{\partial \delta} = 0; \quad (2.1)$$

es resuelta numéricamente, mediante el método de Newton-Raphson (Green y Perry 2008, p. 3-44), el cual parte de un punto inicial (semilla) y calcula iterativamente los nuevos valores de la función a partir del punto anterior y de su derivada, la cual, también, es evaluada numéricamente.

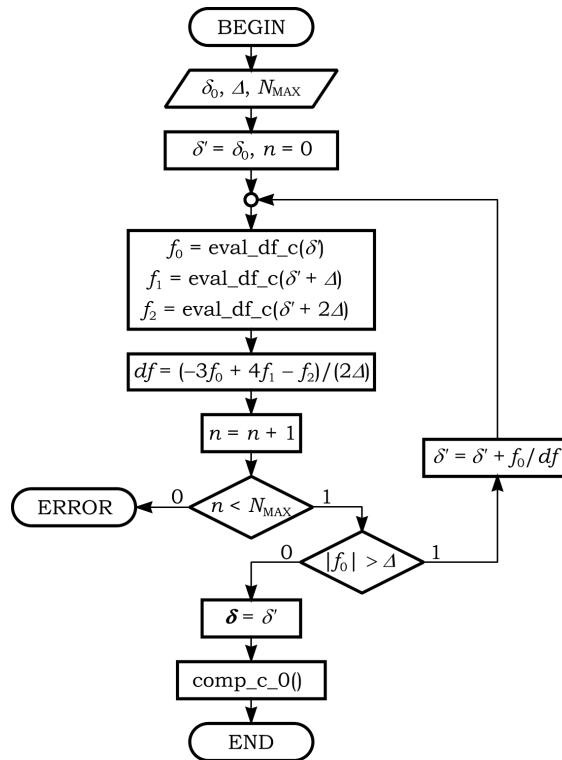


Figura 2.1 Algoritmo principal de cálculo.

El ciclo finaliza cuando el valor de la función es menor que cierto valor prefijado,  $\Delta$ , y, entonces, de calcula el valor de  $C_0$  con la  $\delta$  determinada, a través de la función *eval\_c\_0*. Si se alcanza un número preestablecido,  $N_{\max}$ , de iteraciones sin convergencia, el algoritmo se detiene dando el correspondiente error.

Los valores de la derivada de la fuerza de corte,  $\partial F_c / \partial \delta$ , son evaluados a través de la función *eval\_df\_c*, cuyo algoritmo se muestra en laFig. 2.2. Como se puede ver, esta función utiliza la interpolación de tres puntos de Lagrange(Green y Perry 2008, p. 3-44):

$$\left. \frac{df}{dx} \right|_{x=x_0} = \frac{-3f(x_0) + 4f(x_0 + \Delta) - f(x_0 + 2\Delta)}{2\Delta}; \quad (2.2)$$

para calcular la derivada.

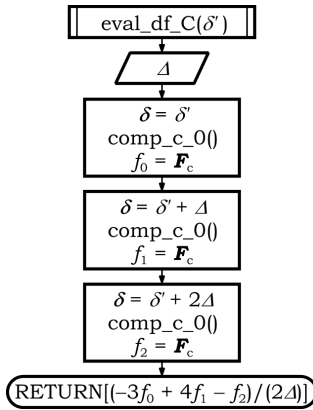


Figura 2.2 Algoritmo de evaluación de  $\partial F_c / \partial \delta$

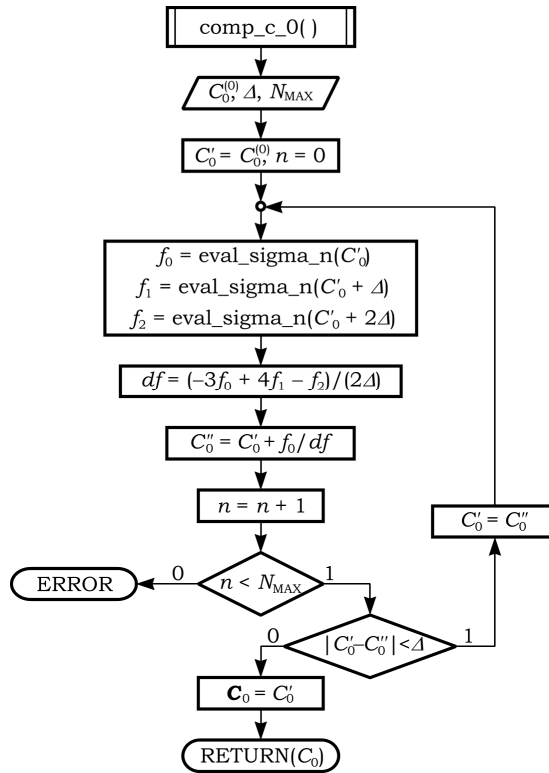


Figura 2.3 Algoritmo de cálculo de  $C_0$

Tanto el algoritmo de cálculo principal como la función *eval\_df\_c*, hacen referencia a la función *comp\_c\_0*, la cual calcula el valor de la constante de velocidad de deformación,  $C_0$ . Dicha función (ver Fig. 2.3), también aplica el método de Newton-Raphson para calcular el cero de la función:

$$\sigma_N(C_0) - \sigma'_N(C_0) = 0; \quad (2.3)$$

donde  $\sigma_N$  y  $\sigma'_N$  son calculadas por la ecuaciones (1.29) y (1.28), respectivamente. A su vez, *comp\_c\_0* utiliza la función *eval\_sigma\_n*, la cual (ver Fig. 2.4), llama a la función *comp\_phi* y, luego, calcula los valores de  $\sigma'_N$  y  $\sigma_N$  para, finalmente, devolver el valor de su diferencia.

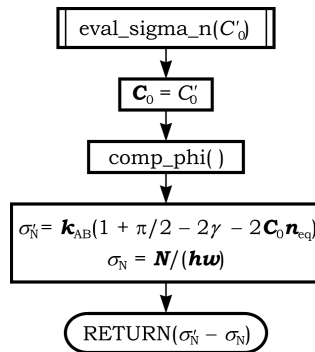


Figura 2.4 Algoritmo de evaluación de  $\sigma'_N - \sigma_N$

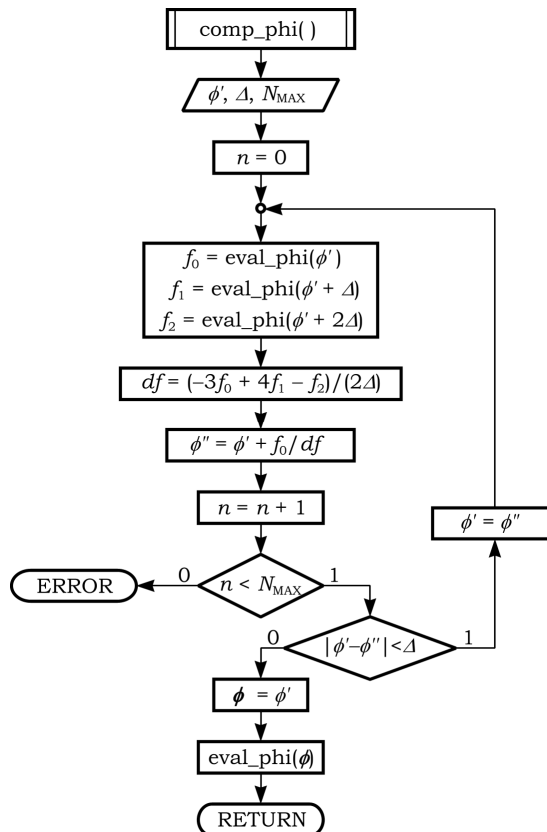


Figura 2.5 Algoritmo de cálculo de  $\phi$



La función *comp\_phi* (ver Fig. 2.5), por su parte, calcula el valor del ángulo de cizallamiento,  $\phi$ , que hace cero la diferencia entre las tensiones  $\tau_{int}$  y  $k_{int}$ , calculadas, respectivamente, por las ecuaciones (1.37) y (1.36). Para ello, utiliza también el algoritmo de Newton-Raphson. La función *eval\_phi* (ver Fig 2.6), llamada desde *comp\_phi*, calcula la diferencia entre  $\tau_{int}$  y  $k_{int}$ ; para ello, hace llamados a las funciones *comp\_geo*, *comp\_t\_ab*, *comp\_tau\_int*, *comp\_t\_c* y *comp\_k\_int* para, finalmente, devolver la diferencia entre las citadas tensiones.

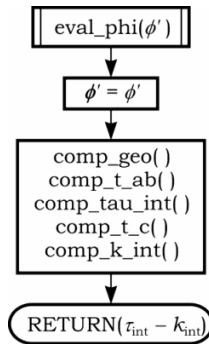


Figura 2.6 Algoritmo de evaluación de  $\tau_{int} - k_{int}$

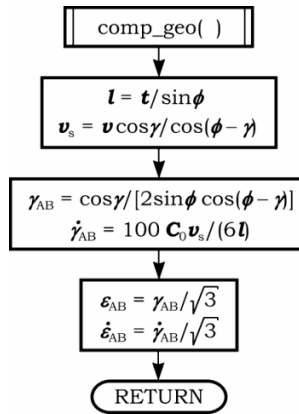


Figure 2.7 Algoritmo de cálculo de la geometría

La función *comp\_geo*(ver Fig. 2.7) calcula los parámetros geométricos del corte: la longitud del plano de cizallamiento,  $l$ ; la velocidad de cizallamiento,  $v_s$ ; la deformación infinitesimal,  $\epsilon_{AB}$ ; y la velocidad de deformación en la ZPC,  $\dot{\epsilon}_{AB}$ ; utilizando, respectivamente, las ecuaciones (1.1), (1.6), (1.19) y (1.20).

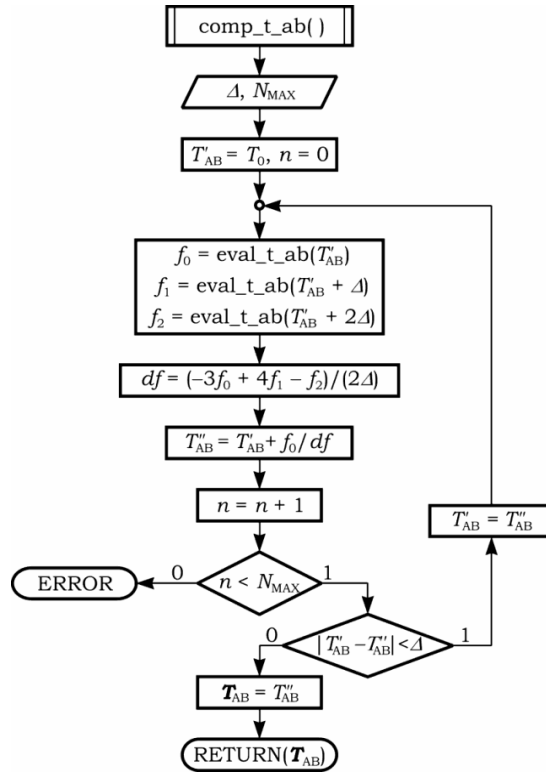


Figura 2.8 Algoritmo de cálculo de  $T_{AB}$

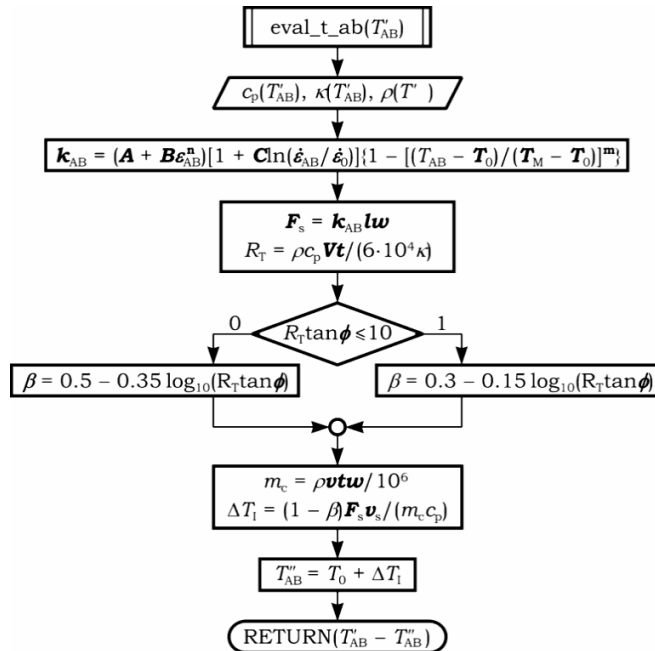


Figure 2.9 Algoritmo de evaluación de  $T_{AB}$

La función *comp\_t\_ab* (ver Fig. 2.8) utiliza el algoritmo de Newton-Raphson para calcular iterativamente el valor de la temperatura en la

ZPC,  $T_{AB}$ , tal que la diferencia entre el valor supuesto de ésta (inicialmente la temperatura ambiente,  $T_0$ ) y el calculado por la expresión (1.23), sea mínima.

La expresión (1.23), junto con los términos necesarios para evaluarla: la fuerza de cizallamiento,  $F_s$  (1.15); el número adimensional  $R_T$  (1.27); la fracción de calor conducido a la pieza,  $\beta$  (1.26); la masa de la viruta,  $m_c$  (1.25) y el incremento de la temperatura en la ZPC,  $\Delta T_I$  (1.24), se implementan en la función *eval\_t\_ab*. (ver Fig. 2.9).

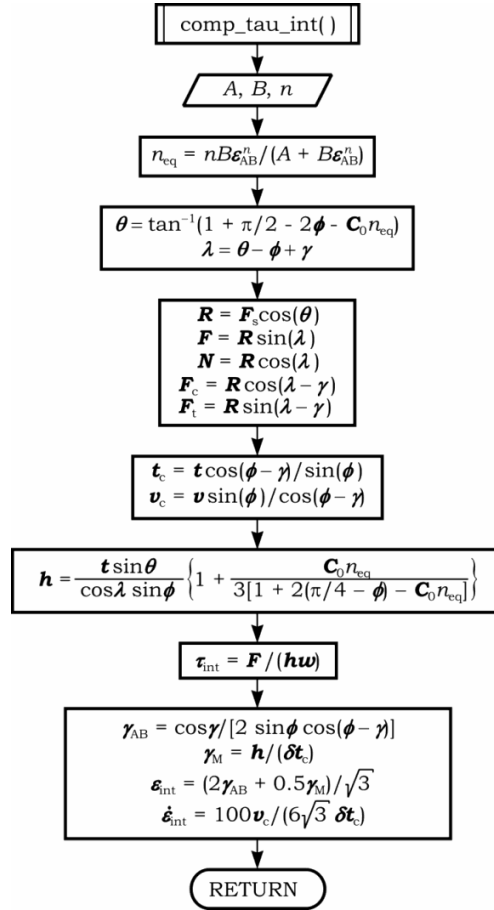


Figura 2.10 Algoritmo de cálculo de  $\tau_{int}$

En la función *comp\_tau\_int* (ver Fig. 2.10), se calculan el exponente equivalente de endurecimiento por deformación,  $n_{eq}$  (1.22); el ángulo de la fuerza resultante sobre el plano de cizallamiento,  $\theta$  (1.21); el ángulo de

fricción,  $\lambda$  (1.14); la fuerza resultante,  $R$  (1.12); la fuerza de fricción,  $F$  (1.10); la fuerza normal,  $N$  (1.9); la fuerza de corte principal,  $F_c$  (1.7); la fuerza de avance,  $F_t$  (1.8); el ancho de la viruta,  $t_c$  (1.4); la velocidad de la viruta,  $v_c$  (1.5); la longitud de la interfaz viruta-herramienta,  $h$  (1.30); la tensión tangencial en la ZSC,  $\tau_{int}$  (1.37); la deformación infinitesimal,  $\epsilon_{int}$  (1.31) y la velocidad de deformación en la ZSC,  $\dot{\epsilon}_{int}$  (1.32).

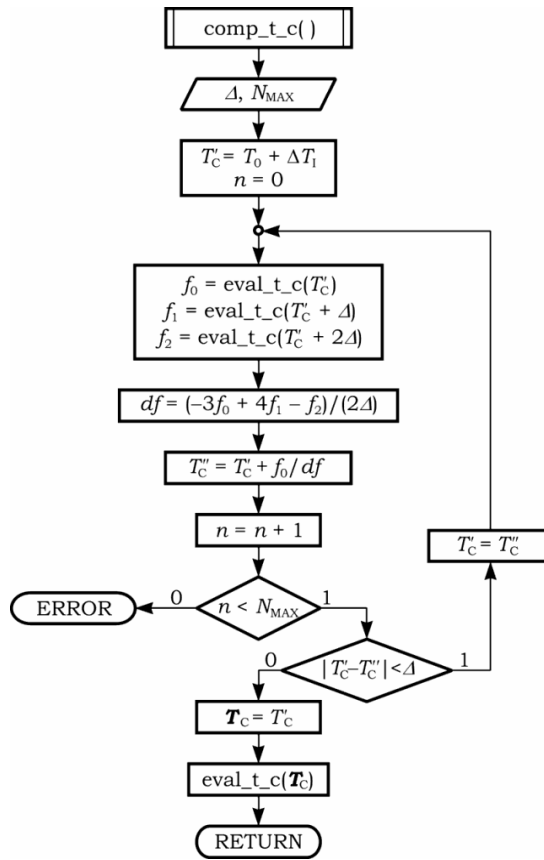


Figura 2.11 Algoritmo de cálculo de  $T_c$

La función  $comp\_t\_c$ , (ver Fig. 2.11) a través del método de Newton-Raphson, calcula el valor de la temperatura de la viruta,  $T_c$ , mediante iteraciones sucesivas, evaluando los valores de esta variable mediante la función  $eval\_t\_c$  (ver Fig. 2.12). La misma, utiliza la expresión:

$$T_c = T_0 + \Delta T_I + \Delta T_c; \quad (2.4)$$

donde  $\Delta T_c$  es el incremento de la temperatura en la viruta, que se calcula por la ecuación (1.35).

Finalmente, la función *comp\_k\_int* (ver Fig. 2.13) determina la tensión de cizallamiento de flujo plástico en la interfaz viruta-herramienta,  $k_{int}$ , mediante el modelo de Johnson-Cook, evaluado a la temperatura de la interfaz,  $T_{int}$ , la cual se calcula por la expresión (1.33), y utilizando la deformación infinitesimal y la velocidad de deformación,  $\epsilon_{int}$  y  $\dot{\epsilon}_{int}$ , previamente determinadas.

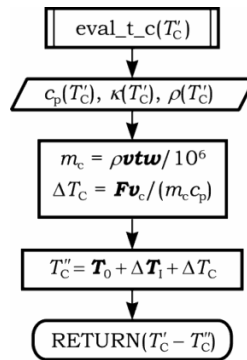


Figura 2.12 Algoritmo de evaluación de  $T_c$

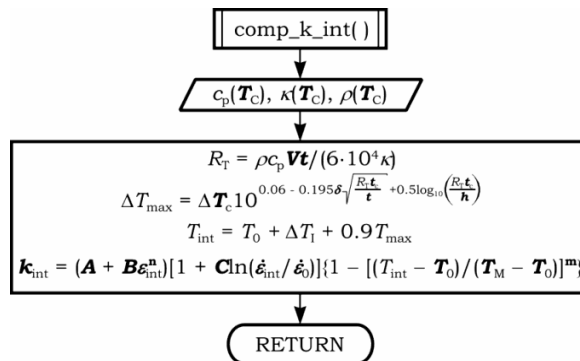


Figura 2.13 Algoritmo de cálculo de  $k_{int}$

### 2.1.2 Implementación del programa

Para implementar el código, se utilizó el lenguaje C++, con las librerías y el IDE de Qt 4.7. 2.1 Ventana principal de la aplicación

El programa desarrollado (denominado como Technobits Orthcut) cuenta con una interfaz gráfica basada en el empleo de ventanas, las cuales permiten al usuario interactuar con el programa, entrando los datos necesarios y obteniendo los resultados correspondientes.

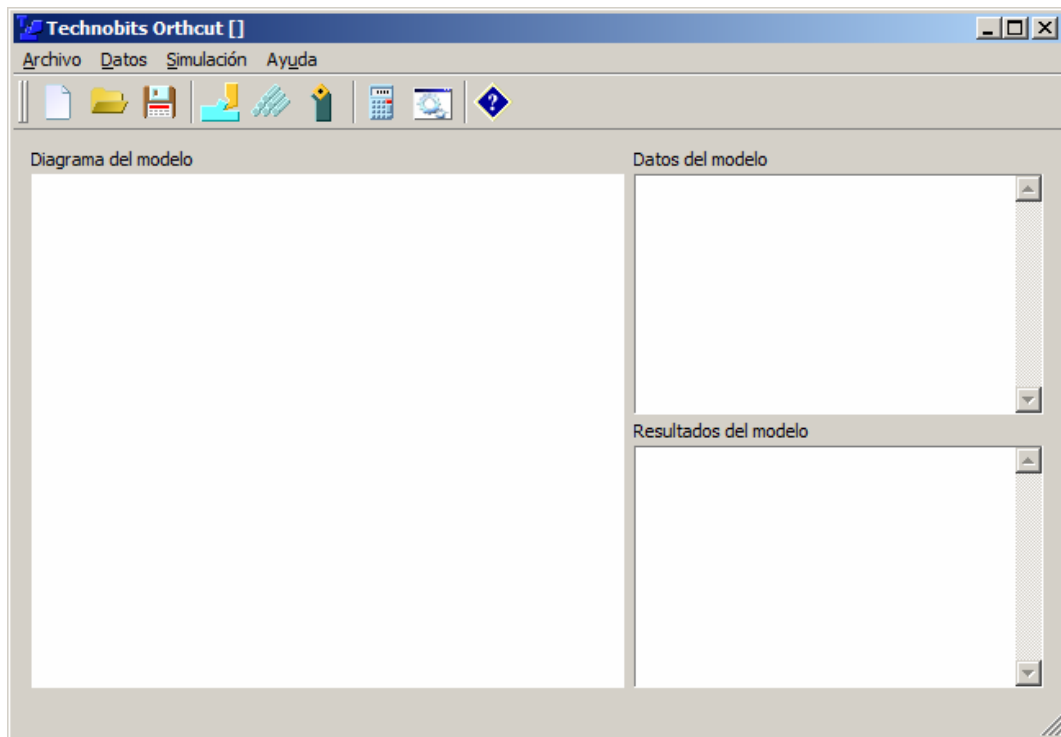


Figura 2.14 Ventana principal del programa

La ventana principal de la aplicación (ver Fig. 2.14) cuenta con un menú donde aparecen las operaciones a realizar con el programa. Las opciones más empleadas tienen combinaciones de teclas calientes para facilitar su ejecución. Está organizado en cuatro submenús:










- Archivo: Cuenta con las opciones de manipulación del archivo de trabajo:
  - *Nuevo* (Ctrl+N): Permite crear un archivo nuevo de trabajo. De existir cambios en el archivo de trabajo actual, pregunta si debe guardarlos previamente.

- *Abrir...* (Ctrl+A): Permite, a través del correspondiente cuadro de diálogo, abrir un archivo de trabajo previamente guardado.
- *Guardar* (Ctrl+G): Permite guardar los cambios realizados en el archivo de trabajo actual. Si el archivo no ha sido guardado aún, accede directamente a la opción *Guardar como...*
- *Guardar como...* (Ctrl+Shift+G): Guarda el archivo de trabajo actual con el nombre establecido a través del cuadro de diálogo correspondiente. Los archivos de trabajo de Technobits Orthcut tiene la extensión «.ocm».
- *Salir*: Termina la sesión de trabajo con el programa, preguntando, si es necesario, si se desea guardar los cambios realizados.
- *Datos*: Ofrece las opciones para introducir o modificar los datos del modelo de corte ortogonal, necesarios para llevar a cabo la simulación. Cada una de ellas muestra el correspondiente cuadro de diálogo donde se introducen los datos.
  - *Operación...* (Ctrl+O).
  - *Material de la pieza...* (Ctrl+M).
  - *Herramienta...* (Ctrl+H).
- *Simulación*: Contiene las opciones para la ejecución y configuración del proceso de simulación de corte ortogonal.
  - *Iniciar* (F5): Da inicio a la ejecución de la simulación, realizando los cálculos correspondientes.
  - *Parámetros de la iteración...* (Ctrl+Shift+P): Muestra el cuadro de diálogo donde se establece los parámetros necesarios para la ejecución de los ciclos iterativos que forman parte del algoritmo de cálculo
- *Ayuda*: Proporciona las opciones de ayuda del programa.

- *Contenido...* (F1): Muestra el contenido de la ayuda del programa.
- *Acerca de...*: Muestra el cuadro de diálogo de créditos del programa, donde se pueden ver la versión y un resumen de la licencia, entre otra información.

Adicionalmente, el programa dispone de una barra de herramientas donde, a través de botones, se puede acceder a las opciones principales del menú (ver Tabla 2.1).

*Tabla 2.1 Botones de la barra de herramientas*

 Nuevo	 Material de la pieza...
 Abrir...	 Herramienta...
 Guardar	 Iniciar (simulación)
 Operación...	 Parámetros de la simulación...
 Contenido de la ayuda...	

Cuenta, además, la ventana principal, con tres áreas donde se muestran (no son editables directamente) el diagrama del modelo (a la izquierda de la ventana), los datos del mismo (a la derecha, arriba) y los resultados de la simulación (a la derecha, debajo).

El cuadro de diálogo «Datos de la operación» (Fig. 2.15) permite la entrada de los datos generales del proceso de corte ortogonal, a través de tres cuadros de texto:

- espesor de la viruta (profundidad de corte),  $w$  [mm];
- ancho de la viruta sin deformar (avance),  $t$  [mm]; y



- velocidad de corte,  $v$  [mm].

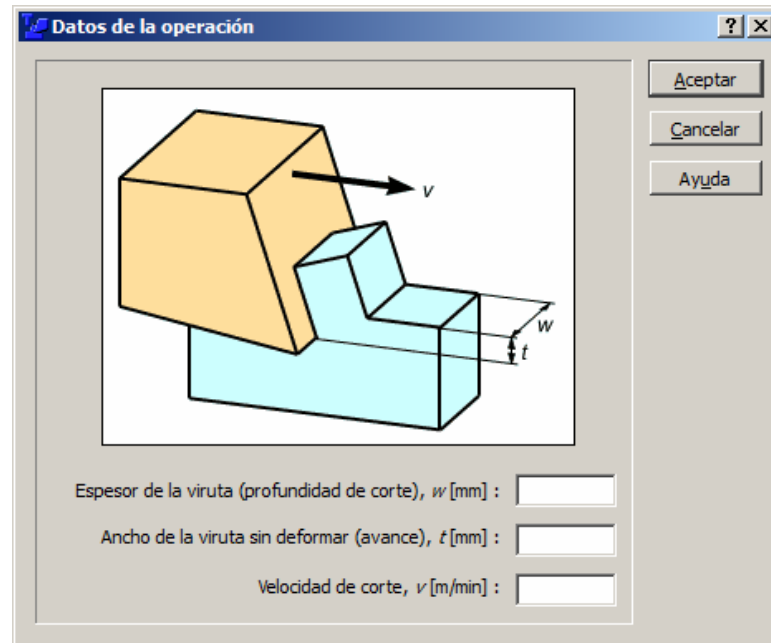


Figura 2.15 Cuadro de diálogo «Datos de la operación»

Estos cuadros de diálogo, como es natural, sólo admiten valores numéricos. Nótese que en todos los casos se indica (entre corchetes) la unidad en que se deben entrar los datos.

El cuadro de diálogo también cuenta con tres botones de comando:

- *Aceptar*: Cierra el cuadro de diálogo tomando considerando los datos que han sido introducidos en las cajas de texto. Previamente se verifica que estos datos cumplan con los requisitos lógicos y, en caso contrario, se interrumpe el proceso con el mensaje de error correspondiente.
- *Cancelar*: Cierra el cuadro de diálogo ignorando los datos que eventualmente hayan sido introducidos.
- *Ayuda*: Muestra la ayuda establecida para el cuadro de diálogo.

El cuadro de diálogo «Material de la pieza» permite introducir los datos correspondientes a las propiedades físicas del material a maquinar (ver Fig. 2.16). Estos datos se agrupan en cuatro hojas a las cuales se puede acceder por las correspondientes pestañas. En las mismas, se introducen los datos de los modelos de plasticidad, calor específico, conductividad térmica y densidad de masa.

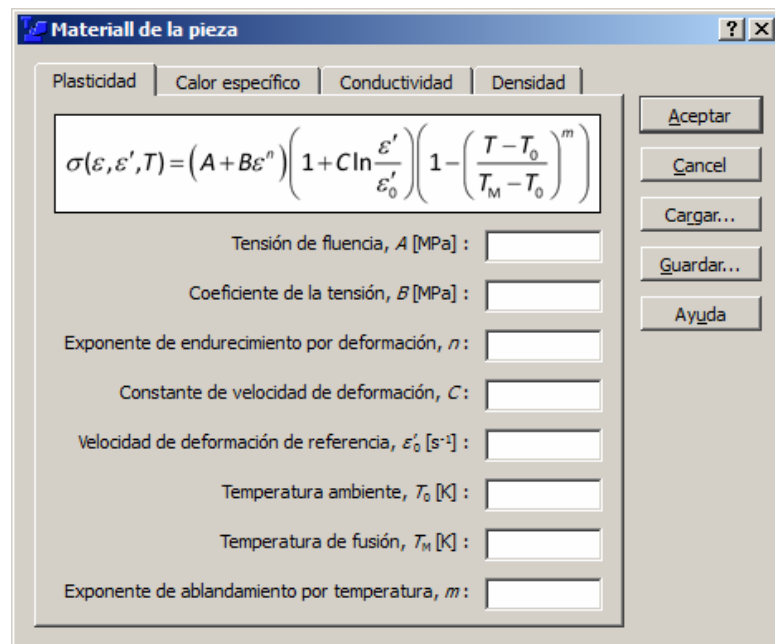


Figura 2.16 Cuadro de diálogo «Material de la pieza» (hoja de coeficientes del modelo de plasticidad)

Para la plasticidad, se utiliza el modelo de Johnson-Cook:

$$\sigma(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T) = \left( A + B\varepsilon^n \right) \left( 1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \left[ 1 - \left( \frac{T - T_0}{T_M - T_0} \right)^m \right]; \quad (2.5)$$

al cual hay que introducirle los siguientes coeficientes:

- tensión de fluencia,  $A$  [MPa];
- coeficiente del endurecimiento por deformación,  $B$  [MPa];
- exponente del endurecimiento por deformación,  $n$ ;

- constante de la velocidad de deformación,  $C$ ;
- velocidad de deformación de referencia,  $\dot{\epsilon}_0$  [ $s^{-1}$ ];
- temperatura ambiente,  $T_0$  [K];
- temperatura de fusión,  $T_M$  [K];
- exponente de ablandamiento por temperatura,  $m$ .

Por el contrario, para los modelos de calor específico, conductividad térmica y la densidad de masa se emplea el modelo polinomial:

$$x(T) = \sum_{i=0}^N c_i T^i ; \quad (2.6)$$

donde  $x(T)$  es la variable que depende de la temperatura,  $N$  es el orden del modelo y  $c_i$  es el  $i$ -ésimo coeficiente.

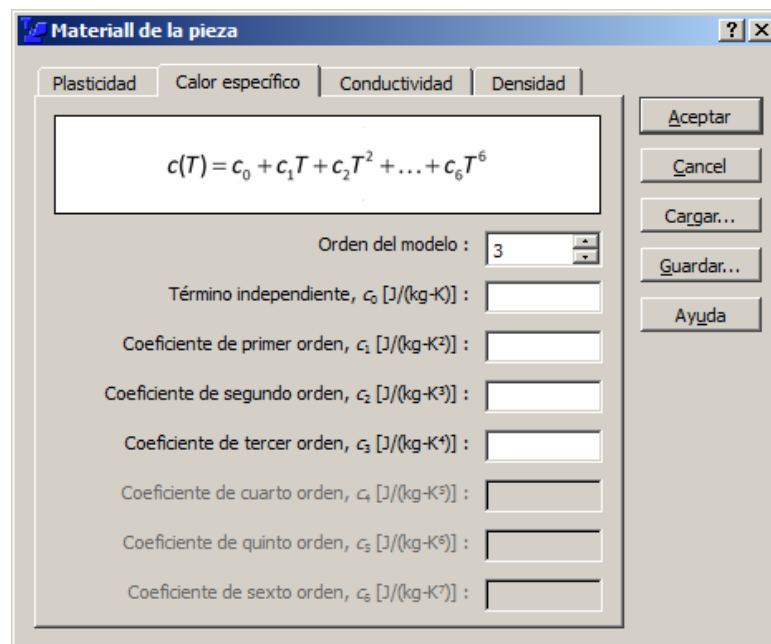


Figura 2.17 Cuadro de diálogo «Material de la pieza» (hoja de coeficientes del modelo de calor específico)

Se puede, a través de la caja numérica correspondiente, establecer el orden del modelo, que puede ir desde un modelo de orden cero

(constante) hasta un modelo de sexto orden. Al cambiar el orden del modelo, se habilitarían o deshabilitarían los cuadros de texto de los coeficientes correspondientes.

Este cuadro de diálogo, además de los botones de comando *Aceptar*, *Cancelar* y *Ayuda*, cuya función es idéntica a la descrita para el cuadro de diálogo «Datos de la operación», cuenta con los botones:

- *Cargar...:* Carga, a través del cuadro de diálogo que aparece (Fig. 2.17), un modelo de material desde la base de datos existente. Una vez hecho esto, los campos del cuadro de diálogo «Material de la pieza» se llenarán con los valores correspondientes.

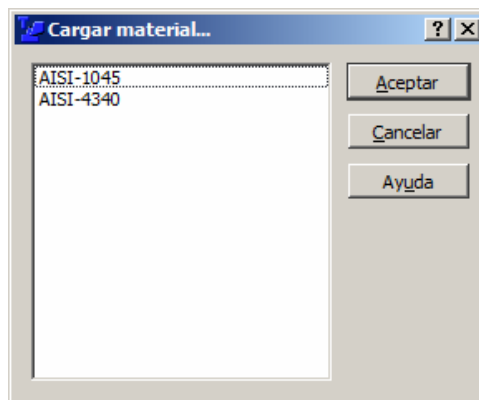


Figura 2.18 Cuadro de diálogo «Cargar material...»

- *Guardar...:* Guarda, en la base de datos, las propiedades del material entradas en los cuadros de texto. Para hacerlo, el programa solicita (Fig. 2.18) que se le introduzca un nombre que identifique al material.

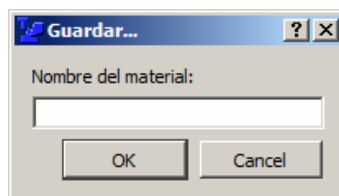


Figura 2.19 Cuadro de diálogo de nombre del material

En el cuadro de diálogo «Herramienta» (Fig. 2.19) se introduce el ángulo de ataque de la cuchilla,  $\alpha$ , para la cual se cuenta con la caja de texto correspondiente.

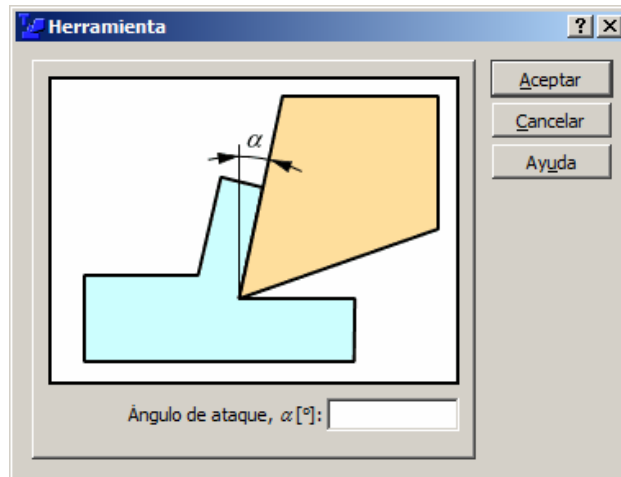


Figura 2.20 Cuadro de diálogo «Herramienta»

Además, el cuadro de diálogo proporciona los botones de comando *Aceptar*, *Cancelar* y *Ayuda*, cuya función es idéntica a la descrita para el cuadro de diálogo «Datos de la operación».

En el cuadro de diálogo «Parámetros de las iteraciones», se establecen los parámetros de los ciclos de iteración, establecidos en los algoritmos del programa, para el cálculo de:

- razón entre el ancho de la zona secundaria de cizallamiento (ZSC) y el ancho de la viruta deformada,  $\delta$ ;
- constante de velocidad de deformación,  $C_0$ ;
- ángulo de cizallamiento,  $\phi$ ;
- temperatura media del plano de cizallamiento,  $T_{AB}$ ;
- temperatura media de la viruta,  $T_c$ .

Para los tres primeros ciclos es necesario establecer:

- valor inicial (también llamado semilla) del cual parte el proceso iterativo;
- paso de la iteración,  $\Delta$ ;
- número máximo de iteraciones que, una vez alcanzado, hace que se detenga el ciclo dando un error de «no convergencia».

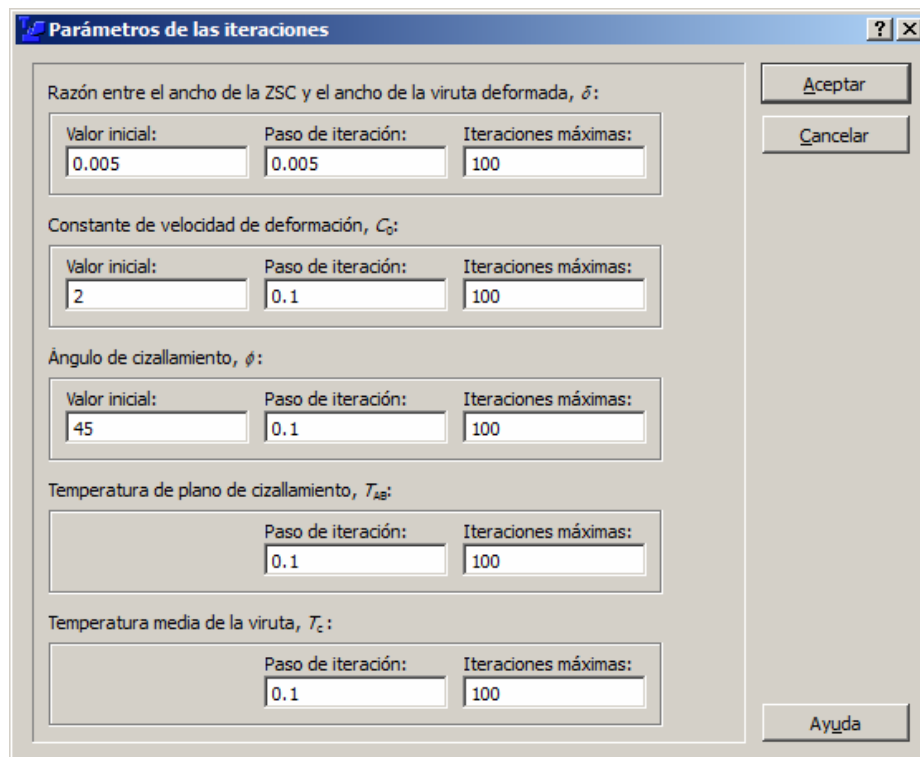


Figura 2.21 Cuadro de diálogo «Parámetros de las iteraciones»

Para los ciclos de las temperaturas medias del plano de cizallamiento y de la viruta, no es necesario introducir el valor inicial ya que éste se determina a partir de la temperatura ambiente.

### 2.1.3 Ejecución de las simulaciones

Para la ejecución de las simulaciones, se consideró el proceso de corte ortogonal de un acero AISI 1045, cuyo comportamiento termoviscoplastico está dado por el modelo de Johnson-Cook:

$$\sigma(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T) = (553,1 + 600,8\varepsilon^{0,234})(1 + \ln \dot{\varepsilon}) \left(1 - \frac{T - 293}{1733 - 293}\right); \text{ [MPa]} \quad (2.7)$$

mientras que el calor específico,  $c(T)$ , la conductividad térmica,  $\kappa(T)$  y la densidad de masa,  $\rho(T)$ , están dadas por las expresiones:

$$c(T) = 420 + 0,504T \text{ [J/(kg}\cdot\text{K)}]; \quad (2.8)$$

$$\kappa(T) = 52,61 - 0,0281T \text{ [W/(m}\cdot\text{K)}]; \quad (2.9)$$

$$\rho(T) = 8000 \text{ [kg/m}^3\text{]}. \quad (2.10)$$

Nótese que el calor específico y la conductividad son linealmente dependientes de la temperatura (modelos de primer orden), mientras que la densidad de masa se considera constante (modelo de orden cero).

Los parámetros de la operación (velocidad de corte y avance) y el ángulo de ataque de la herramienta, se tomaron los correspondientes a un diseño factorial de Box-Behnken, donde los respectivos niveles para los tres factores se ofrecen en la Tabla 2.2.

*Tabla 2.2 Diseño experimental para los parámetros de corte*

<i>Factores experimentales</i>	<i>Niveles</i>		
	<i>Bajo</i>	<i>Medio</i>	<i>Alto</i>
Velocidad de corte, $v$ [m/min]	80	160	240
Avance, $f$ [mm/rev]	0,15	0,35	0,55
Ángulo de ataque, $\alpha$ [°]	0	5	10

Se consideró una profundidad de corte,  $w = 1$  mm, para todos los casos. En la Tabla 2.3 se muestran las fuerzas de corte,  $F_c$ , y de avance,  $F_t$ , la temperatura de la interfaz herramienta-viruta,  $T_{int}$ , la tensión normal,  $\sigma_n$ , y la velocidad de la viruta,  $v_c$ , calculada mediante la simulación para cada uno de los puntos experimentales.

Tabla 2.3 Resultados de la simulación por la teoría de Oxley

No	Factores experimentales			Resultados de la simulación				
	$f$ [mm/rev]	$v$ [m/min]	$\alpha$ [°]	$F_c$ [N]	$F_t$ [N]	$T_{int}$ [°C]	$\sigma_n$ [MPa]	$v_c$ [m/min]
1	0.15	80	5	338	192	993	742	30.7
2	0.15	160	0	326	174	1143	844	65.8
3	0.15	160	5	292	128	1114	844	74.7
4	0.15	160	10	263	91	1089	845	83.3
5	0.15	240	5	271	101	1195	896	123.1
6	0.35	80	0	732	377	1156	843	33.9
7	0.35	80	5	656	276	1136	844	38.3
8	0.35	80	10	592	195	1111	846	42.7
9	0.35	160	0	647	262	1298	917	80.1
10	0.35	160	0	647	262	1298	917	80.1
11	0.35	160	5	584	183	1276	924	89.1
12	0.35	160	10	530	119	1254	933	97.7
13	0.35	240	0	609	211	1375	953	130.2
14	0.35	240	5	550	142	1355	964	143.8
15	0.35	240	10	529	119	1255	934	97.8
16	0.55	80	5	948	335	1223	887	42.2
17	0.55	160	0	944	325	1379	946	87.2
18	0.55	160	5	854	218	1360	957	96.3
19	0.55	160	10	776	130	1332	970	105.0
20	0.55	240	5	811	166	1434	989	153.9

## 2.2 Modelación por el método de elementos finitos

### 2.2.1 Formalización del modelo

Para la modelación utilizando elementos finitos, se consideró una herramienta de aleación dura ISO P20, tomándose como un material perfectamente rígido. La dependencia de sus propiedades térmicas y la



temperatura es representada en la Fig. 2.22. La emisividad fue considerada como 0.06.

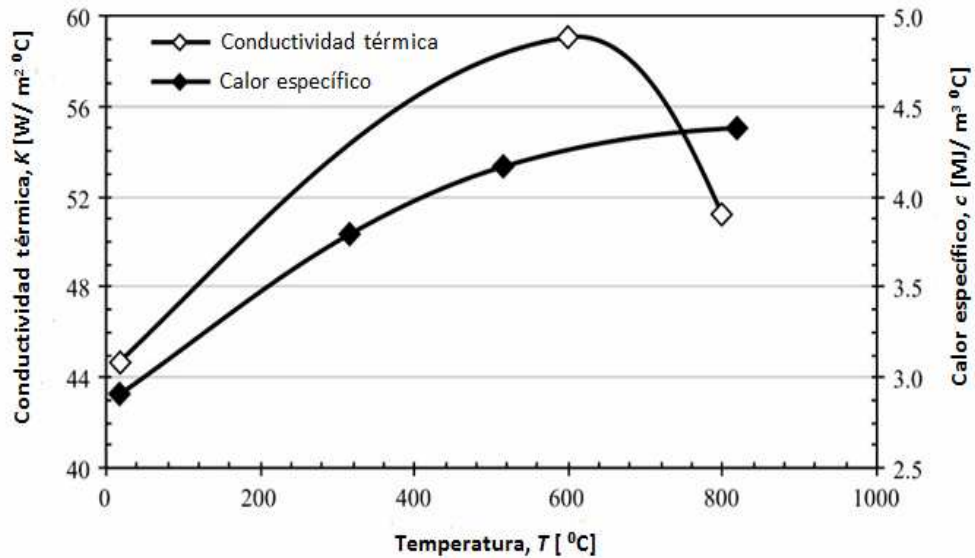


Figura 2.22 Propiedades térmicas del material de la herramienta

En la Fig. 2.23 se muestran las principales dimensiones geométricas consideradas en el modelo. La sección transversal de la herramienta se consideró diez veces más grande que el avance,  $f$ , en cada punto experimental.

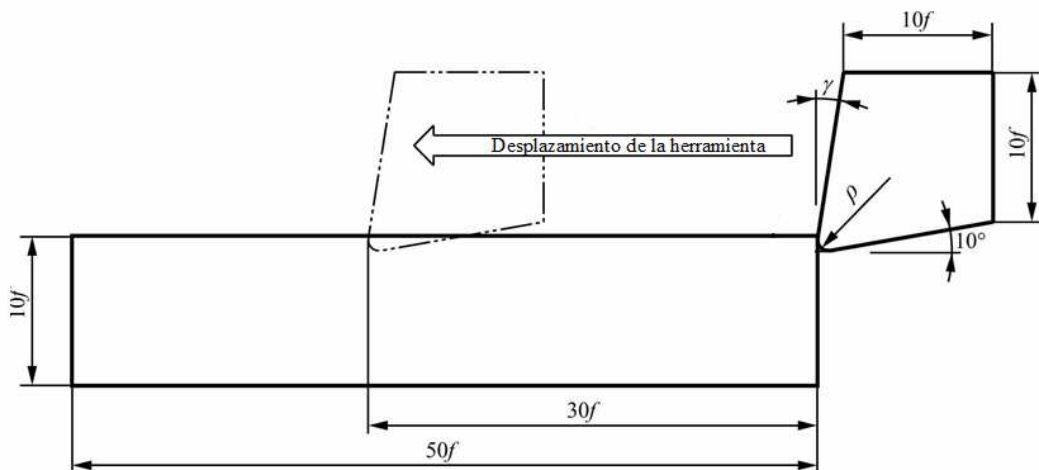


Figura 2.23 Dimensiones geométricas del modelo

El ángulo de incidencia se tomó de  $10^\circ$  y el radio del filo como 0,06 mm, mientras que el ángulo de ataque,  $\alpha$ , siendo un factor experimental, cambia para cada caso. La altura de la pieza y la longitud se tomaron 10 y 50 veces más grandes que el avance. Esto garantiza que los límites del modelo estarán 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.

En la interfaz herramienta-viruta se consideraron un factor de fricción de 0.6 y un coeficiente de transferencia de calor de  $50 \text{ kW}/(\text{m}^2\text{C})$ . Para las superficies libres (en la pieza y la herramienta) fue seleccionado un coeficiente de transferencia de calor con el ambiente de  $20 \text{ kW}/(\text{m}^2\text{C})$ .

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.

### **2.2.2 Ejecución de las simulaciones**

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. 2.24 se muestra este proceso para los valores del nivel medio de los factores experimentales ( $v = 160 \text{ m}/\text{min}$ ,  $f = 0.35 \text{ mm}/\text{rev}$ ,  $\alpha = 5^\circ$ ).

Para estos mismos valores de los factores experimentales, fueron obtenidas (Fig. 2.5) las componentes (tangencial y axial) de la fuerza de corte. Además, se obtuvieron de la simulación las temperaturas máximas en la viruta y en la herramienta.

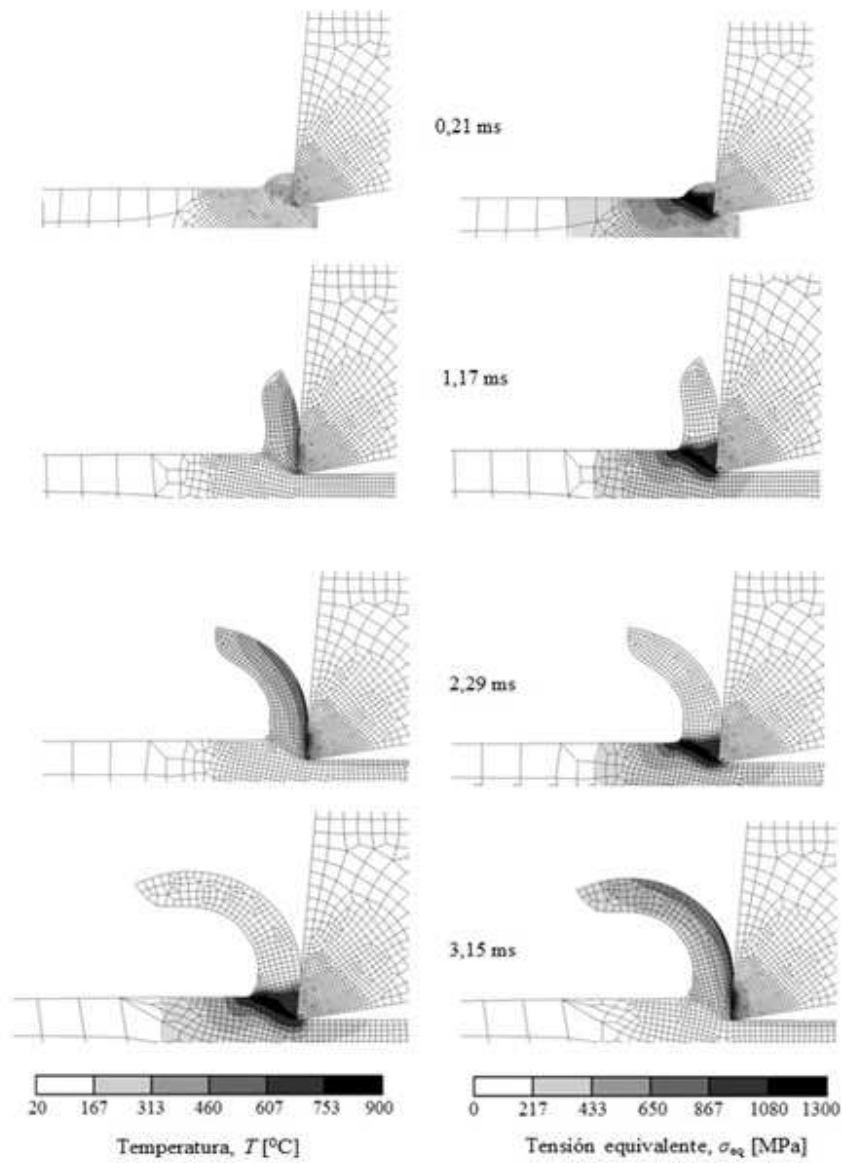


Figura 2.24 Representación gráfica de la simulación por FEM

En la Tabla 2.4 se muestran los resultados de la simulación por el método de elementos finitos.

Tabla 2.4 Resultados de la simulación por FEM

No	Factores experimentales			Resultados de la simulación				
	$f$ [mm/rev]	$v$ [m/min]	$\alpha$ [°]	$F_c$ [N]	$F_t$ [N]	$T_{int}$ [°C]	$\sigma_n$ [MPa]	$v_c$ [m/min]
1	0.15	80	5	342	136	482	1050	24.8
2	0.15	160	0	373	165	640	1030	66.0
3	0.15	160	5	336	133	694	1070	68.4
4	0.15	160	10	318	117	725	1290	78.0
5	0.15	240	5	332	130	842	1160	93.6
6	0.35	80	0	923	352	620	519	69.6
7	0.35	80	5	807	257	651	1210	32.9
8	0.35	80	10	738	177	766	559	72.0
9	0.35	160	0	876	325	850	1160	61.8
10	0.35	160	0	875	324	838	1130	64.2
11	0.35	160	5	822	247	888	1040	76.2
12	0.35	160	10	714	177	1050	1200	79.8
13	0.35	240	0	882	326	1020	1520	66.0
14	0.35	240	5	786	233	1090	1150	103.8
15	0.35	240	10	738	204	1250	2060	68.4
16	0.55	80	5	1249	368	868	1050	37.8
17	0.55	160	0	1303	441	1110	1060	69.6
18	0.55	160	5	1233	351	1160	1170	77.4
19	0.55	160	10	1129	237	1240	1150	75.0
20	0.55	240	5	1227	335	1380	1040	124.2

### 2.3 Conclusiones parciales del capítulo

Como resultado de las simulaciones del proceso de corte, se pudo llegar a las siguientes conclusiones parciales:

1. Se definieron e implementaron los algoritmos para la simulación del proceso de corte ortogonal mediante la teoría predictiva de Oxley.
2. Se ejecutaron las simulaciones del proceso de corte ortogonal mediante la teoría predictiva de Oxley, calculando las principales variables del proceso.
3. Se definió el modelo de corte ortogonal utilizando el método de elementos finitos.
4. Se ejecutaron las simulaciones del proceso de corte ortogonal mediante el método de elementos finitos, calculando las principales variables del proceso.

## CAPÍTULO 3 ANÁLISIS DE LOS RESULTADOS

En este capítulo se realiza en análisis de los resultados de las simulaciones, comparándolos entre sí y con resultados empíricos tomados de la literatura especializada.

### 3.1 Comparación entre las simulaciones

Con el objetivo de comparar y analizar los resultados de las simulaciones, se graficaron los resultados de cada una de las variables obtenidas tanto por la teoría de Oxley como por el método de elementos finitos.

En la Fig. 3.1 se muestran los valores de las fuerzas de corte. Como se puede observar, hay una buena coincidencia en la tendencia general de los resultados obtenidos por ambos métodos.

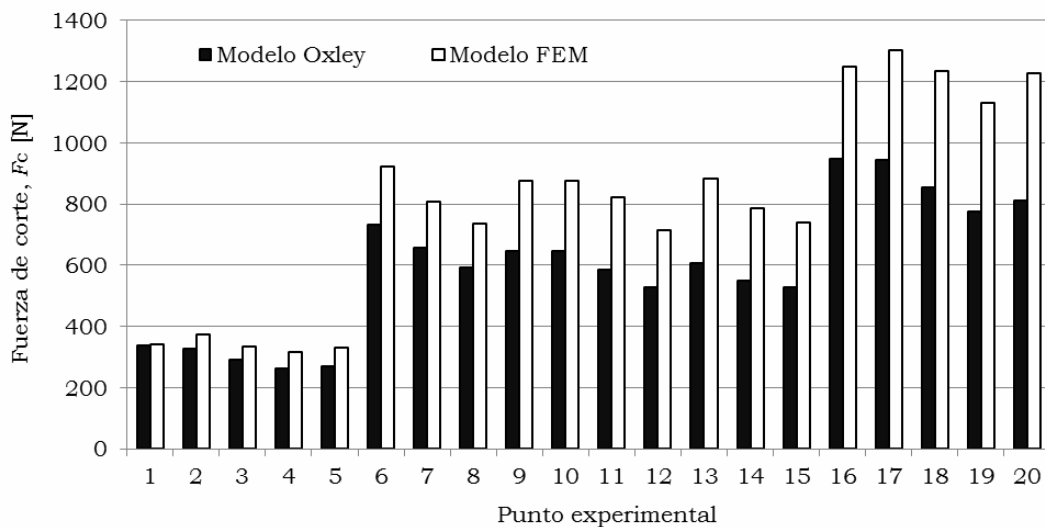


Figura 3.1 Comparación de la fuerza de corte

El error entre ambas predicciones tuvo un valor medio de 23,3% y un máximo de 34,0%, obtenido para el punto experimental No. 20 ( $f = 0,55$  mm/rev,  $v = 240$  m/min,  $\alpha = 5^\circ$ ). Nótese que en todos los casos

los valores obtenidos por el FEM son mayores que los obtenidos por la teoría predictiva.

El comportamiento de la fuerza de avance se muestra gráficamente en la Fig. 3.2. Como se puede observar hay una marcada coincidencia entre los resultados de la teoría predictiva y del FEM, para valores de avance de 0,15 mm/rev, siendo menos coincidente los resultados para avances mayores. En general, el error medio para esta variable fue de 24,3%, con un valor máximo 50,5% también para el punto No. 20.

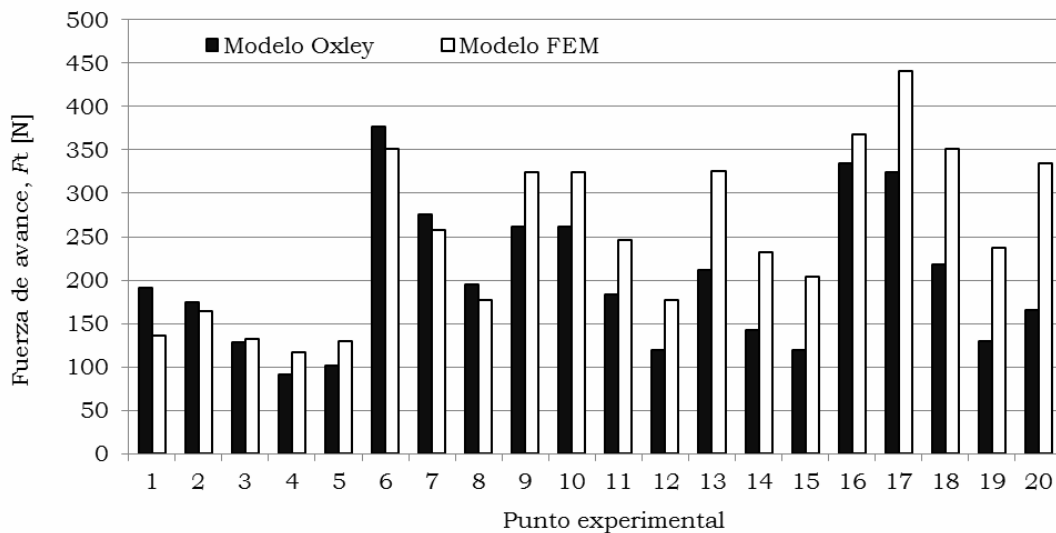


Figura 3.2 Comparación de la fuerza de avance

Otro parámetro importante es la temperatura en la interfaz herramienta-viruta, la cual se representa en la Fig. 3.3. En la misma, se puede ver que la coincidencia entre los resultados de ambos modelos es bastante baja, presentando un error promedio de 27,6% y un error máximo del 51,5% que corresponde al punto 1 ( $f = 0,05$  mm/rev,  $v = 80$  m/min,  $\alpha = 5^\circ$ ). Debe notarse que, para todos los puntos, los valores predichos por el modelo de elementos finitos son menores que los predichos por la teoría de Oxley.

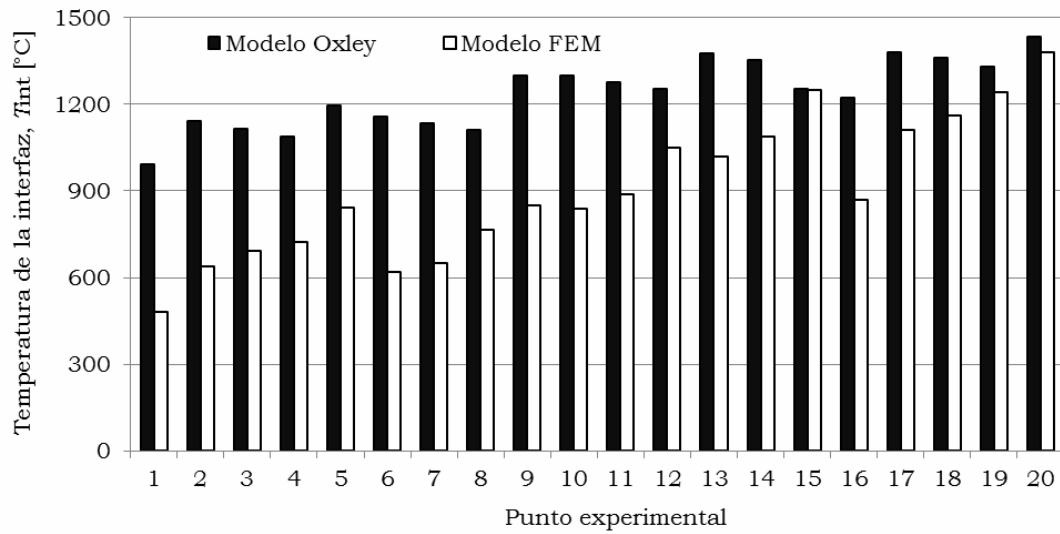


Figura 3.3 Comparación de la temperatura de la interfaz herramienta-viruta

En la Fig. 3.4 se representan las tensiones normales en la interfaz herramienta-viruta. Se evidencia que los valores ofrecidos por la teoría predictiva tienen una variabilidad mucho menos que los del método de elementos finitos. Esto puede deberse, entre otras causas, a que el valor ofrecido por la teoría predictiva es un valor medio, mientras que el FEM ofrece el valor máximo sobre dicha interfaz.

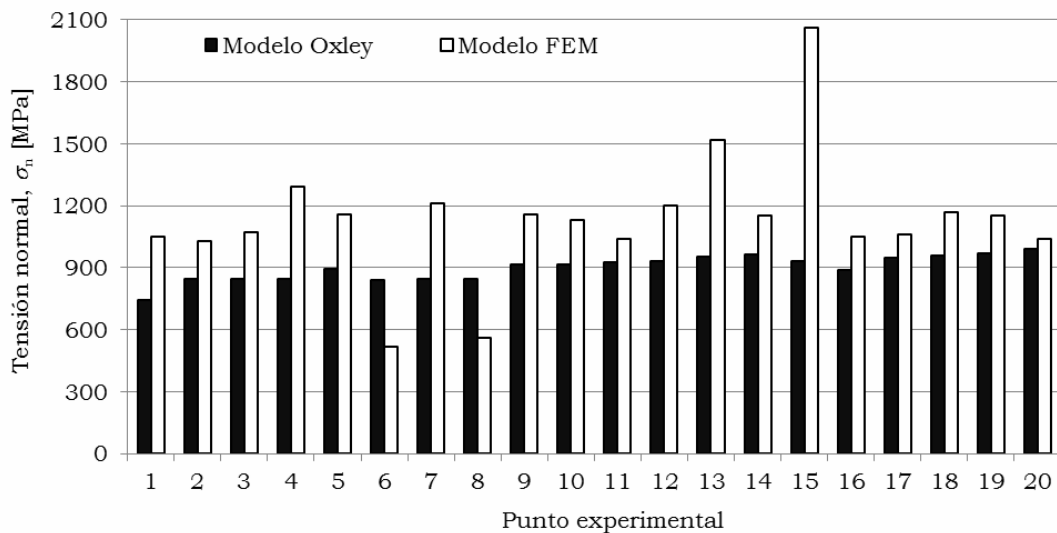


Figura 3.4 Comparación entre las tensiones normales en la interfaz herramienta-viruta



El error medio para las predicciones de tensión normal es de 23,7% mientras que el máximo es de 54,7%, teniendo lugar para el punto experimental No. 15 ( $f = 0,35$  mm/rev,  $v = 240$  m/min,  $\alpha = 10^\circ$ ).

Finalmente, los valores predichos de velocidades de la viruta, se representan en la Fig. 3.5. En este gráfico se puede observar que la tendencia es similar, aunque los errores alcanzan un promedio del 22,3% y un máximo de 22,3%, para el punto No. 6 ( $f = 0,35$  mm/rev,  $v = 80$  m/min,  $\alpha = 0^\circ$ ).

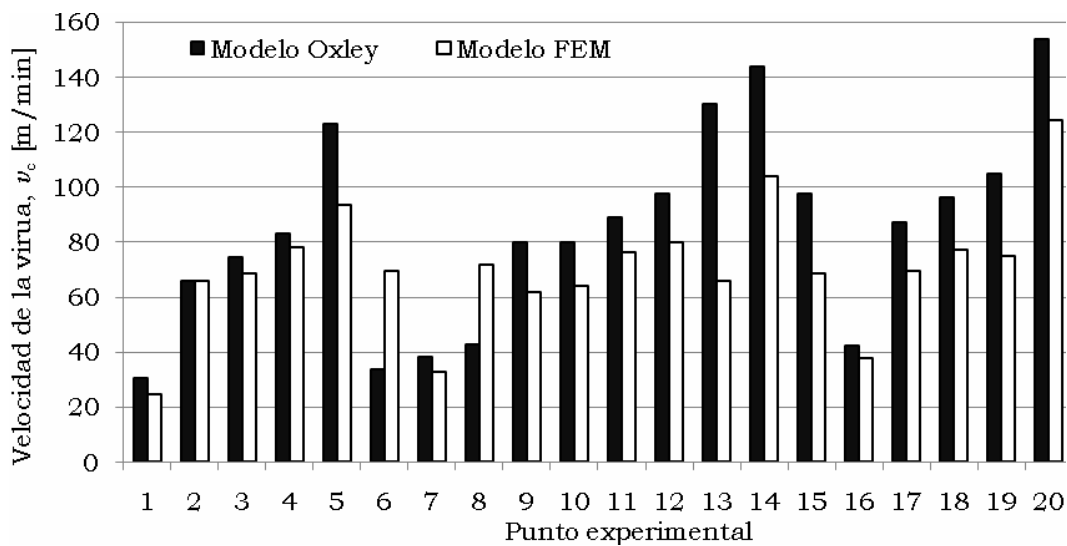


Figura 3.5 Comparación entre las velocidades de la viruta

Las notables diferencias encontradas entre las simulaciones por ambos métodos se deben a varias causas. En primer lugar, la teoría predictiva de Oxley tiene como limitaciones que considera que existe un único plano de cizallamiento, donde no ocurren ni deformación ni deslizamiento. Esto hace imposible, desde el punto de vista de la mecánica del continuo la condición de continuidad.

Por su parte, en el método de elementos finitos, la exactitud de los resultados están fuertemente condicionados por la calidad del mayado, lo cual, a su vez, está limitado por la capacidad de cálculo disponible.

También, la exactitud de los modelos de fractura y fricción disponibles son limitantes serias en la exactitud de los resultados.

### 3.2 Comparación con resultados empíricos

Para valorar la precisión de los modelos, con respecto a resultados empíricos, se consideró la fuerza de corte, al ser un parámetro representativo del proceso de corte y muy bien estudiado desde el punto de vista experimental.

Para la comparación se utilizó la expresión empírica (Tschätsch 2009):

$$F_c^{\text{exp}} = 2243 \frac{f^{0.75}(1.1 - 0.1\alpha)}{v^{0.15}}; \quad (3.1)$$

con la cual se obtuvieron los resultados mostrados en la Tabla 3.1. En la Fig. 3.6 se puede observar una representación gráfica de los errores para ambos modelos.

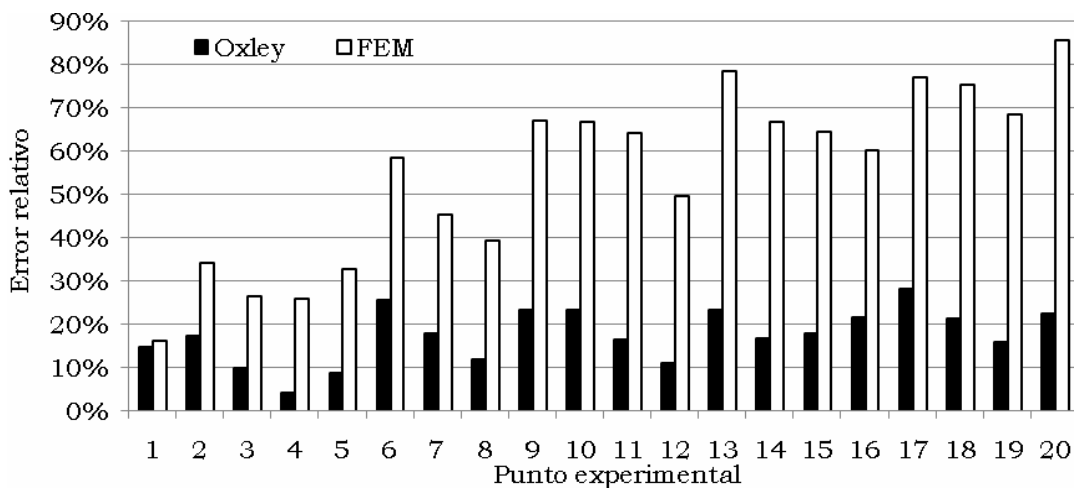


Figura 3.6 Errores relativos entre los valores de fuerzas de corte predichas por los modelos de Oxley y de elementos finitos.

Tabla 3.1 Errores de las predicciones del modelo con respecto a los resultados empíricos

No.	Factores experimentales			Fuerza de corte, $F_c$		
	$f$ [mm/rev]	$v$ [m/min]	$\alpha$ [°]	FEM	Oxley	Empírico
1	0.15	80	5	342	338	294
2	0.15	160	0	373	326	278
3	0.15	160	5	336	292	265
4	0.15	160	10	318	263	253
5	0.15	240	5	332	271	250
6	0.35	80	0	923	732	582
7	0.35	80	5	807	656	555
8	0.35	80	10	738	592	529
9	0.35	160	0	876	647	524
10	0.35	160	0	875	647	524
11	0.35	160	5	822	584	501
12	0.35	160	10	714	530	477
13	0.35	240	0	882	609	494
14	0.35	240	5	786	550	471
15	0.35	240	10	738	529	449
16	0.55	80	5	1249	948	780
17	0.55	160	0	1303	944	736
18	0.55	160	5	1233	854	703
19	0.55	160	10	1129	776	669
20	0.55	240	5	1227	811	661

Como se puede apreciar, los resultados ofrecidos por la teoría predictiva de Oxley están por debajo del 30%, mientras que, los ofrecidos por el método de elementos finitos, llegan a superar, puntualmente, el 80%.

### **3.3 Conclusiones parciales del capítulo**

Como resultado del análisis comparativo entre los resultados de ambos modelos, se pudo llegar a las siguientes conclusiones:

1. Los resultados de ambos modelos presentan una notable coincidencia cualitativa en sus predicciones de las componentes de la fuerza de corte y de la velocidad de la viruta. Por el contrario, las predicciones de temperatura y tensión en la interfaz herramienta-viruta, no son coincidentes.
2. Los valores de fuerza de corte, ofrecidos por la teoría predictiva de Oxley son más cercanos a los empíricos que los ofrecidos por el método de elementos finitos.
3. A pesar de la coincidencia lograda en algunos parámetros y con los resultados experimentales, aún es necesario refinar ambos modelos con vistas a obtener predicciones lo suficientemente precisas como para ser utilizadas en las aplicaciones prácticas.

## **CONCLUSIONES**

Como resultado del presente trabajo, se arriba a las siguientes conclusiones:

1. Se implementaron modelos de corte ortogonal del acero AISI 1045, utilizando la teoría predictiva de Oxley y el método de elementos finitos. En ambos casos se ejecutaron las simulaciones correspondientes.
2. Los resultados de ambos modelos presentan una notable coincidencia cualitativa en sus predicciones de las componentes de la fuerza de corte y de la velocidad de la viruta. Los valores de fuerza de corte, ofrecidos por la teoría predictiva de Oxley son más cercanos a los empíricos que los ofrecidos por el método de elementos finitos.
3. A pesar de la coincidencia de ambos modelos entre sí y con los valores experimentales, aún es necesario refinar ambos métodos con vistas a obtener predicciones lo suficientemente precisas como para ser utilizadas en las aplicaciones prácticas.

## **RECOMENDACIONES**

A partir de las conclusiones anteriormente enumeradas, y con el objetivo de profundizar y continuar la presente investigación, se realizan las siguientes recomendaciones:

1. Perfeccionar la teoría predictiva de Oxley analizando la validez de los postulados en que se basa, especialmente el de la existencia de cizallamiento puro en un único plano.
2. Desarrollar modelos del corte ortogonal basados en elementos finitos con mallas más finas y con modelos de fricción y fractura más ajustados a la realidad.
3. Comparar los resultados obtenidos a partir de simulaciones con datos empíricos más amplios.

## REFERENCIAS

- Akbar, F.; Mativenga, P.T.; Sheikh, M.A., 2012. "An experimental and coupled thermo-mechanical finite element study of heat partition effects in machining". *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 46 (5-8), pp.491-507, DOI: 10.1007/s00170-009-2117-5.
- Anca, A.; Cardona, A.;Risso, J.;Fachinotti, V.D., 2011, "Finite element modeling of welding processes". *Applied Mathematical Modeling* 35, pp. 688-707, DOI:10.1016/j.apm.2010.07.026
- Arrazola, P.J.; Özel, T., 2010."Investigations on the effects of friction modeling in finite element simulation of machining".*International Journal of MechanicalSciences*, 52 (1), pp.31-42, DOI: 10.1016/j.ijmecsci.2009.10.001.
- Bartarya, G.; Choudhury, S.K., 2011."State of the art in hard turning".*International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 53 (1), pp.1-14, DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2011.08.019.
- Brocail, J.; Watremez, M.; Dubar, L., 2010."Identification of a friction model for modelling of orthogonal cutting".*International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 50 (9), pp.807-814, DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2010.05.003.
- Bathe, K.-J. , 1996. *Finite element procedures*. Upper Saddle River, NJ (USA): Prentice Hall, ISBN: 0-13-301458-4.
- Chaboche, J.L., 2008. "A review of some plasticity and viscoplasticity constitutive theories".*International Journal of Plasticity*, 24 (10), pp.1642-1693, DOI: 10.1016/j.ijplas.2008.03.009.

- Childs, T.; Mekawa, K.; Obiwaka, T.; Yamano, Y., 2000. *Metal Machining: Theory and Applications*. New York (USA): John Wiley & Sons, ISBN: 0470392452.
- Dixit, P.M.; Dixit, U.S., 2008. *Modeling of metal forming and machining processes by finite element and soft computing methods*. London (UK): Springer-Verlag, ISBN: 978184800188.
- Dolinšek, S.; Šuštaršič, B.; Kopac, J., 2001. "Wear mechanisms of cutting tools in high-speed cutting processes". *Wear*, 250 (1-12), pp.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), pp.709-714, DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2006.05.007.
- 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, DOI: 10.1016/S0924-0136(99)00449-5.
- Green, D.W.; Perry, R.H. (eds.), 2008. *Perry's Chemical Engineering Handbook*. New York (USA): McGraw-Hill, ISBN: 0071593136.
- 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), pp.43-52, DOI: 10.1016/j.engappai.2006.10.001.
- Issa, M.; Labergère, C.; Saanouni, K.; Rassinoux, A. 2012. "Numerical prediction of thermomechanical field localization in orthogonal cutting", *Journal of Manufacturing Science and Technology* 5 pp. 175-195, DOI: 10.1016/j.cirpj.2012.07.003



- Lalwani, D.I.; Mehta, N.K.; Jain, P.K., 2009. "Extension of Oxley's predictive machining theory for Johnson and Cook flow stress model". *Journal of Materials Processing Technology*, 209 (12-13), pp.5305-5312, DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2009.03.020.
- Lewis, R.W.; Nithiarasu, P.; Seetharamu, K.N., 2004. *Fundamentals of the finite element method for heat and fluid flow*. Chichester (UK): John Wiley and Sons, ISBN: 0-470-84788-3.
- Mamalis, A.; Kundraák, 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), pp.441-446, DOI: 10.1007/s00170-007-1114-9.
- Meyers, A.; Chawla, K.K., 2009. *Mechanical behavior of materials*. Cambridge (UK): Cambridge University Press, ISBN: 978-0-521-86675-0.
- Molinari, A.; Cheriguene, R.; Miguelez, H., 2011. "Numerical and analytical modeling of orthogonal cutting: The link between local variables and global contact characteristics". *International Journal of Mechanical Sciences* 53, pp. 183-206, DOI: 10.1016/j.ijmecsci.2010.12.007.
- Mohammadpour, M.; Razfar, M.R.; JaliliSaffar, R., 2010. "Numerical investigating the effect of machining parameters on residual stresses in orthogonal cutting". *Simulation Modelling Practice and Theory* 18 pp. 378-389, DOI: 10.1016/j.simpat.2009.12.004
- Neugebauer, R.; Bouzakis, K.-D. ; Denkena, B.; Klocke, F.; Sterzing, A.; Tekkaya, A.E.; Wertheim, R., 2011. "Velocity effects in metal forming and machining processes". *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 60 (2), pp.627-650.

- 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), pp.1019-1025, DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2004.04.162.
- Pramanik, A.; Zhang, L.C.; Arsecularatne, J.A., 2007. "An FEM investigation into the behavior of metal matrix composites: Tool-particle interaction during orthogonal cutting". *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 47 (10), pp.1497-1506, DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2006.12.004.
- Rosa, P.A.R.; Martins, P.A.F.; Atkins, A.G., 2007."Revisiting the fundamentals of metal cutting by means of finite elements and ductile fracture mechanics".*International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 47 (3-4), pp.607-617, DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2006.05.003.
- Shahani, A.R.; AminiFasakhodi, M.R., 2009."Finite element analysis of dynamic crack propagation using remeshing technique".*Materials and Design*, 30 (4), pp.1032-1041, DOI: 10.1016/j.matdes.2008.06.049.
- Tschätsch, H., 2009. *Applied machining technology*. Berlin: Springer. ISBN 978-3-642-01006-4.
- Vaziri, M.R.; Salimi, M.; Mashayekhi, M., 2011."Evaluation of chip formation simulation models for material separation in the presence of damage models". *SimulationModellingPractice and Theory*, 19 (2), pp.718-733, DOI: 10.1016/j.simpat.2010.09.006.
- Ye, G.G.; Xue, S.F.; Ma, W.; Jiang, M.Q.; Ling, Z.; Tong, X.H.; Dai, L.H., 2012. "Cutting AISI 1045 steel at very high speeds". *International*

*Journal of Machine Tools and Manufacture* 56 pp. 1-9,  
DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2011.12.009.

Zhang, Y.C.; Mabrouki, T.; Nelias, D.; Gong, Y.D., 2011. "Chip formation in orthogonal cutting considering interface limiting shear stress and damage evolution based on fracture energy approach". *FiniteElements in Analysis and Design*, 47 (7), pp.850- 863.

Zienkiewicz, O.C.; Taylor, R.L., 2000.*The finite element method: The basis*. 5th. Ed.. Oxford (UK): Butteeworth-Heinemann, ISBN: 0-7506-5049-4

Zou, G.P.; Yellowley, I.; Seethaler, R.J., 2009. "A new approach to the modeling of oblique cutting processes", *International Journal of Machine Tools y Manufacture* 49 pp. 701-707, DOI: 10.1016/j.ijmachtools.20 09.03.0 06