



## COMPARACIÓN DE LA MODELACIÓN MECANICISTA Y NUMÉRICA EN EL CORTE ORTOGONAL

Ramón Quiza, Marcelino Rivas, Omar López

Grupo de Investigación en Fabricación Avanzada y Sostenible, Universidad de Matanzas  
Autopista a Varadero km 3½ Matanzas 44740, Cuba  
Teléf.: +(53)45261432, Web: <http://gifas.umcc.cu>, E-mail: [ramon.quiza@umcc.cu](mailto:ramon.quiza@umcc.cu)

### 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 que se pueden lograr con el mismo. Este trabajo presenta una comparación entre los resultados simulados de dos modelos de corte ortogonal, uno de ellos utilizando un enfoque mecanicista y el otro, un enfoque numérico. En el primer caso, se empleó la teoría predictiva de Oxley, con las correcciones introducidas por Lalwani para el uso del modelo de Johnson-Cook, en la descripción del comportamiento termoviscoplastico del material. En el segundo caso, se utilizó el método de elementos finitos, según un enfoque lagrangiano-euleriano arbitrario. Los resultados obtenidos por ambas simulaciones fueron comparados entre sí y con valores 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, modelación, modelos analíticos, elementos finitos.

## COMPARING MECHANISTIC AND NUMERIC MODELING IN ORTHOGONAL CUTTING

### 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 that can be obtained. This work presents a comparison between the simulated outcomes from two cutting models, one of them using a mechanistic approach and the other one, using a numeric approach. In the first case, the Oxley's predictive theory was using Lalwani's modifications for considering the Johnson-Cook model for describing the thermoviscoplastic behavior of the material were also introduced. In the second case, the simulation was based on the finite element method through an arbitrary Lagrangian-Eulerian approach. The obtained results were compared to each other and with experimental values coming 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.

**KEY WORDS:** Orthogonal cutting, modeling, analytical models, finite elements.

### 1. INTRODUCCIÓN

El corte ortogonal (ver Fig. 1) es aquel donde la dirección de corte es perpendicular al filo de la herramienta, de forma tal que todo el proceso puede considerarse como bidimensional. [1]. De una forma bastante realista, este enfoque se puede utilizar para modelar el torneado cuando el ángulo posición principal es de 90°.

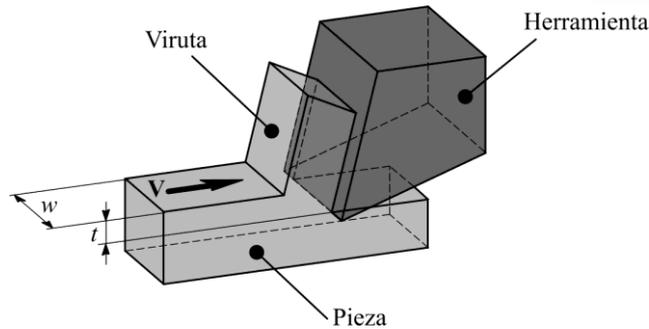


Figura 1: Esquema general del corte ortogonal.

En la práctica, se utilizan dos enfoques fundamentales para modelar el corte ortogonal: mecanicista y numérico. El primero, se basa en la teoría predictiva de Oxley [2] y sus desarrollos posteriores [3]. Su fundamento consiste en la consideración de la formación de la viruta como consecuencia de la deformación del material en la llamada zona principal de cizallamiento. En este modelo, la determinación de los parámetros físicos del proceso se basa 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 [4].

El enfoque numérico, por su parte, se dirige a la solución aproximada de las ecuaciones diferenciales en derivadas parciales que describen el comportamiento plástico y térmico del proceso de corte. El método más utilizado para esto es el de los elementos finitos [5]. Dentro del mismo, cobra especial importancia la consideración de fenómenos tales como la termoviscoplasticidad [6], la fractura [7-8] y la fricción [9-10].

El presente trabajo se propone realizar una comparación de las predicciones de modelos basados en los enfoques mecanicista y numérico, en la simulación de un proceso de corte ortogonal de metales.

## 2. MODELO BASADO EN EL ENFOQUE MECANICISTA

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 zona secundaria de corte 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), la condición de mínimo:

$$\frac{\partial F_c}{\partial \delta} = 0; \quad (1)$$

es resuelta numéricamente, mediante el método de Newton-Raphson [11, 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.

El ciclo finaliza cuando el valor de la función es menor que cierto valor prefijado,  $\Delta$ , y, entonces, se calcula el valor de  $C_0$  con la  $\delta$  determinada. Si se alcanza un número preestablecido de iteraciones sin convergencia,  $N_{\max}$ , 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 interpolación de tres puntos de Lagrange (Green y Perry 2008, p. 3-44), según la ecuación:

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

para calcular la derivada.

```

algoritmo CorteOrtogonal
  calcular  $\delta$ :  $\min(F'_C)$ 
  calcular  $C_0$ :  $\sigma_n = \sigma'_n$ 
  calcular  $\phi_n$ :  $\tau_{\text{int}} = k_{\text{chip}}$ 
   $\varepsilon_{AB} = \cos \alpha_n / [2\sqrt{3} \sin \phi_n \cos(\phi_n - \alpha_n)]$ 
   $\dot{\varepsilon}_{AB} = C_0 V \cos \kappa \sin \phi_n \cos \alpha_n / [\sqrt{3} t \sin \phi \cos(\phi_n - \alpha_n)]$ 
  calcular  $T_{AB}$ :  $T_{AB} = T_{AB}^{\text{new}}$ 
   $k_{AB} = \frac{1}{\sqrt{3}} \left( A + B \varepsilon_{AB}^n \right) \left[ 1 + \nu \ln \left( \frac{\dot{\varepsilon}_{AB}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] \left[ 1 - \left( \frac{T_{AB} - T_0}{T_M - T_0} \right)^m \right]$ 
   $R_T = \rho(T_{AB}) S(T_{AB}) V t \cos \kappa \sin \phi / K(T_{AB})$ 
   $\beta = \begin{cases} 0.5 - 0.35 \log(R_T \tan \phi_n) & : 0.04 \leq R_T \tan \phi_n \leq 10 \\ 0.3 - 0.15 \log(R_T \tan \phi_n) & : R_T \tan \phi_n > 10 \end{cases}$ 
   $\Delta T_{SZ} = (1 - \beta) k_{AB} \cos \alpha_n / [\rho(T_{AB}) S(T_{AB}) \cos(\phi_n - \alpha_n) \sin \phi_n]$ 
   $T_{AB}^{\text{new}} = T_w + \eta T_{SZ}$ , ( $\eta = 0.9$ )
  fin calcular
   $n_{\text{eq}} = n B \varepsilon_{AB}^n / (A + B \varepsilon_{AB}^n)$ 
   $\theta_n = \tan^{-1}(1 + \pi/2 - 2\phi_n - C_0 n_{\text{eq}})$ ;  $\lambda_n = \theta_n + \alpha_n - \phi_n$ 
   $\tau_{\text{int}} = 3k_{AB} \sin(2\lambda_n) / [3 \sin(2\theta_n) + 2C_0 n_{\text{eq}} \cos^2 \theta_n]$ ;
   $\varepsilon_{\text{int}} = 2\varepsilon_{AB} + (\sin \theta_n + \frac{1}{3} C_0 n_{\text{eq}} \cos \theta_n) / [2\sqrt{3} \delta \cos \lambda_n \cos(\phi_n - \alpha_n)]$ 
   $\dot{\varepsilon}_{\text{int}} = V \sin^2 \phi_n \cos \kappa / [\sqrt{3} \delta t \cos^2(\phi_n - \alpha_n) \sin \phi]$ 
  calcular  $T_c$ :  $T_c = T_c^{\text{new}}$ 
   $\Delta T_c = k_{AB} \sin \lambda_n / [\rho(T_c) S(T_c) \cos(\phi_n - \alpha_n) \cos \theta_n]$ 
   $T_c^{\text{new}} = T_w + T_{SZ} + \Delta T_c$ 
  fin calcular
   $R_T = \rho(T_c) S(T_c) V t \cos \kappa \sin \phi / K(T_c)$ 
   $\Delta T_M = \Delta T_c 10^{0.06 - 0.195 \delta \sqrt{\frac{R_T \cos(\alpha_n - \phi_n) \cos \lambda_n}{\sin \theta_n + C_0 n_{\text{eq}} \cos^2 \theta_n / 3}} + 0.5 \log \left( \frac{R_T \cos(\alpha_n - \phi_n) \cos \lambda_n}{\sin \theta_n + C_0 n_{\text{eq}} \cos^2 \theta_n / 3} \right)}$ 
   $T_{\text{int}} = T_w + T_{SZ} + \psi \Delta T_M$ , ( $\psi = 0.9$ )
   $k_{\text{chip}} = \frac{1}{\sqrt{3}} \left( A + B \varepsilon_{\text{int}}^n \right) \left[ 1 + \nu \ln \left( \frac{\dot{\varepsilon}_{\text{int}}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] \left[ 1 - \left( \frac{T_{\text{int}} - T_0}{T_M - T_0} \right)^m \right]$ 
  fin calcular
   $\sigma_N = k_{AB} (1 + \pi/2 - 2\alpha_n - 2C_0 n_{\text{eq}})$ 
   $\sigma'_N = 6k_{AB} \cos^2 \lambda_n / [3 \sin(2\theta_n) + 2C_0 n_{\text{eq}} \cos^2 \theta_n]$ 
  fin calcular
   $R' = k_{AB} w t / (\cos \theta_n \cos \kappa \sin \phi)$ 
   $\eta_c = \tan^{-1}[\tan \kappa \cos \alpha_n / \tan(\phi_n + \lambda_n) + \sin \alpha_n \tan \kappa]$ 
   $F'_C = R' \cos(\theta_n - \phi_n)$ ;  $F'_I = R' \sin(\theta_n - \phi_n)$ ;  $P_f = R' \sin \lambda_n \tan \eta_c$ 
  fin calcular
   $t_c = t \cos(\phi_n - \alpha_n) \sin \phi / \sin \phi_n$ 
   $V_c = V \sin \phi_n / \cos(\phi_n - \alpha_n)$ 
fin algoritmo

```

Figura 2: Algoritmo principal de cálculo

Toda la simulación fue llevada a cabo utilizando el software Technobits Orthcut (ver Fig. 3).

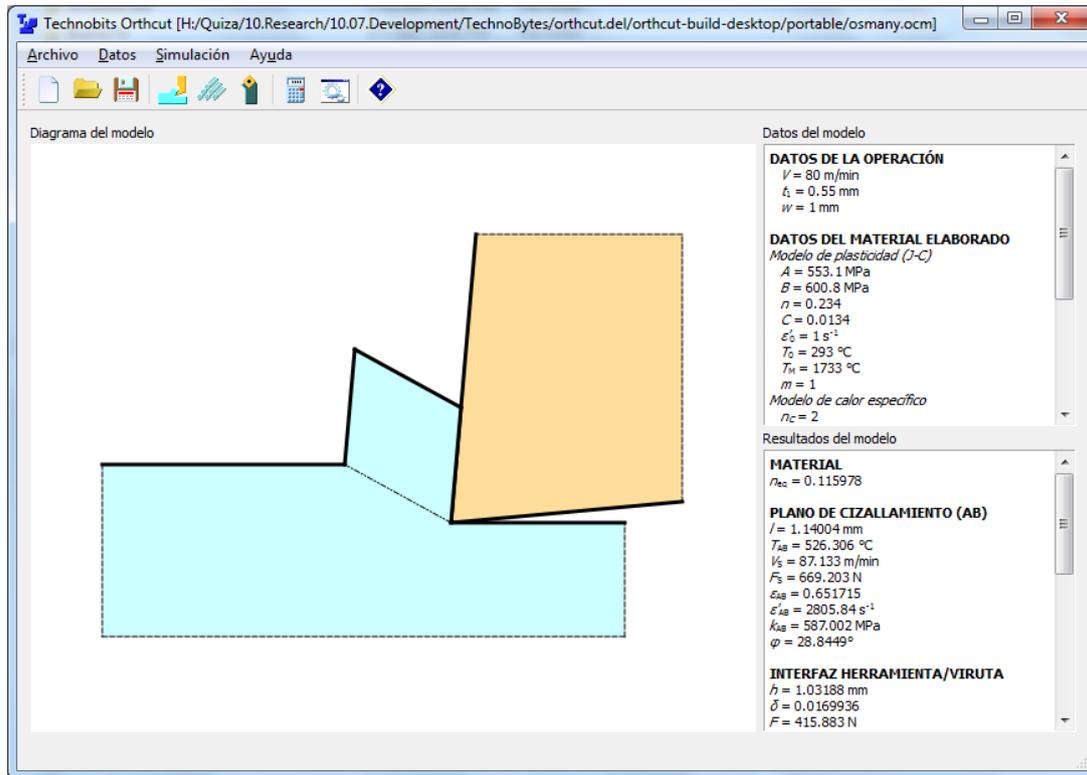


Figura 3: Interfaz del programa Technobits Orthcut

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:

$$\sigma(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T) = (553,1 + 600,8\varepsilon^{0,234})(1 + \ln \dot{\varepsilon}) \left( 1 - \frac{T - 293}{1733 - 293} \right); \text{ [MPa]} \quad (3)$$

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

$$c(T) = 420 + 0,504T \text{ [J/(kg}\cdot\text{K)}]; \quad (4)$$

$$\kappa(T) = 52,61 - 0,0281T \text{ [W/(m}\cdot\text{K)}]; \quad (5)$$

$$\rho(T) = 8000 \text{ [kg/m}^3\text{]}. \quad (6)$$

Tabla 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

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.

Se consideró una profundidad de corte,  $w = 1$  mm, para todos los casos. En la Tabla 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 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

### 3. MODELACIÓN UTILIZANDO ELEMENTOS FINITOS

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. 4. La emisividad fue considerada como 0.06.

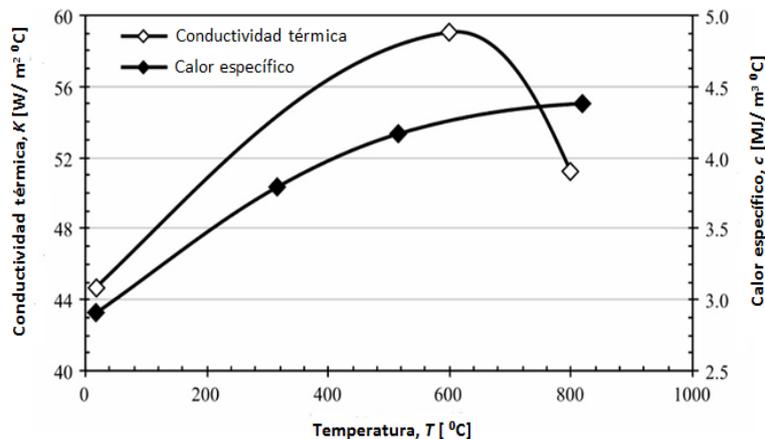


Figura 4: Propiedades térmicas del material de la herramienta

En la Fig. 5 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.

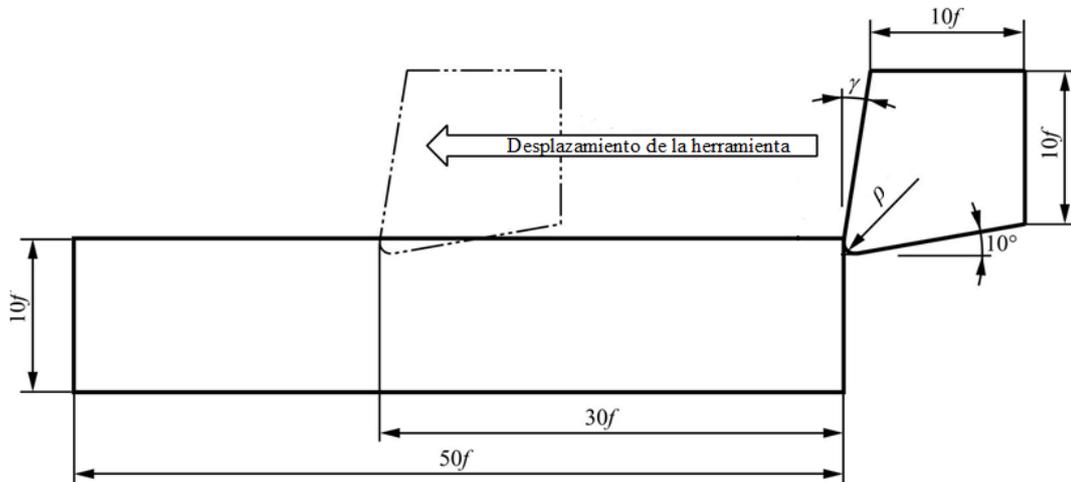


Figura 5: Dimensiones geométricas del modelo

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  $50 \text{ kW}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ . Para las superficies libres (en la pieza y la herramienta) fue seleccionado un coeficiente de transferencia de calor con el ambiente de  $20 \text{ kW}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ .

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. 6 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 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.

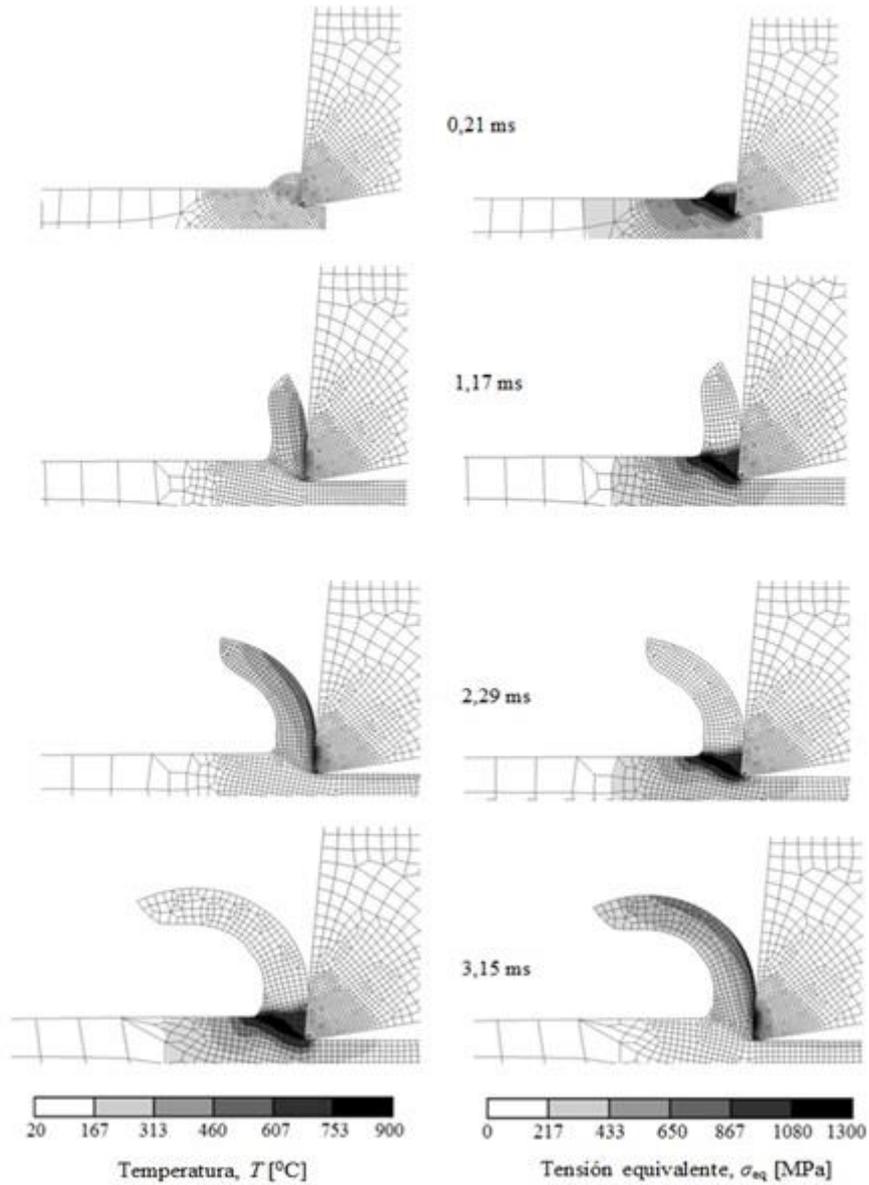


Figura 6: Representación gráfica de la simulación por FEM

En la Tabla 3 se muestran los resultados de la simulación por el método de elementos finitos.

Tabla 3: 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

#### 4. COMPARACIÓN ENTRE LOS MODELOS

Con el objetivo de comparar y analizar los resultados de las simulaciones, se graficaron los resultados de las variables principales obtenidas tanto por la teoría de Oxley como por el método de elementos finitos. En la Fig. 7 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.

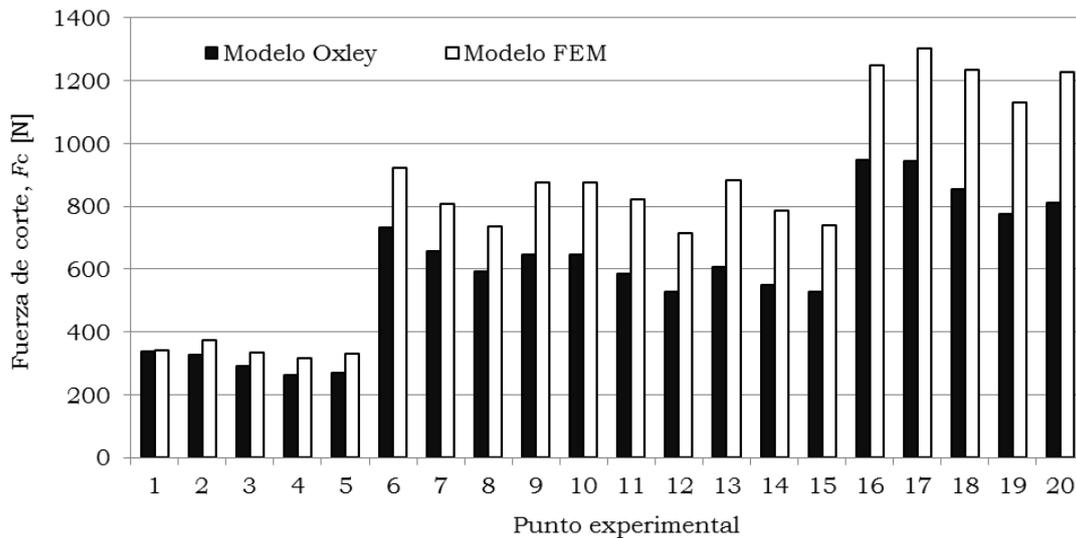


Figura 7 Comparación de la fuerza de corte

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. 8. 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.

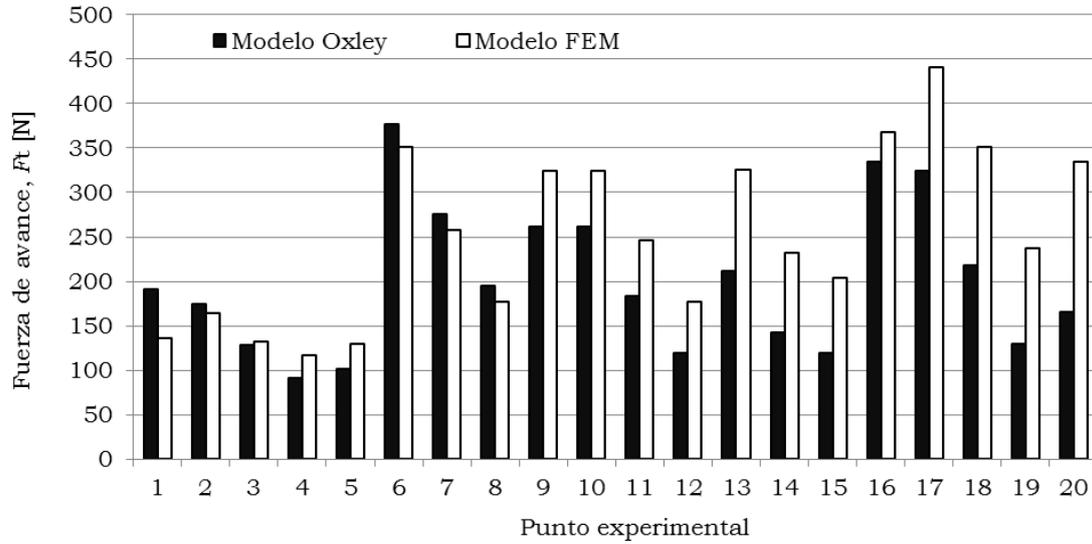


Figura 8: Comparación de la fuerza de avance

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.

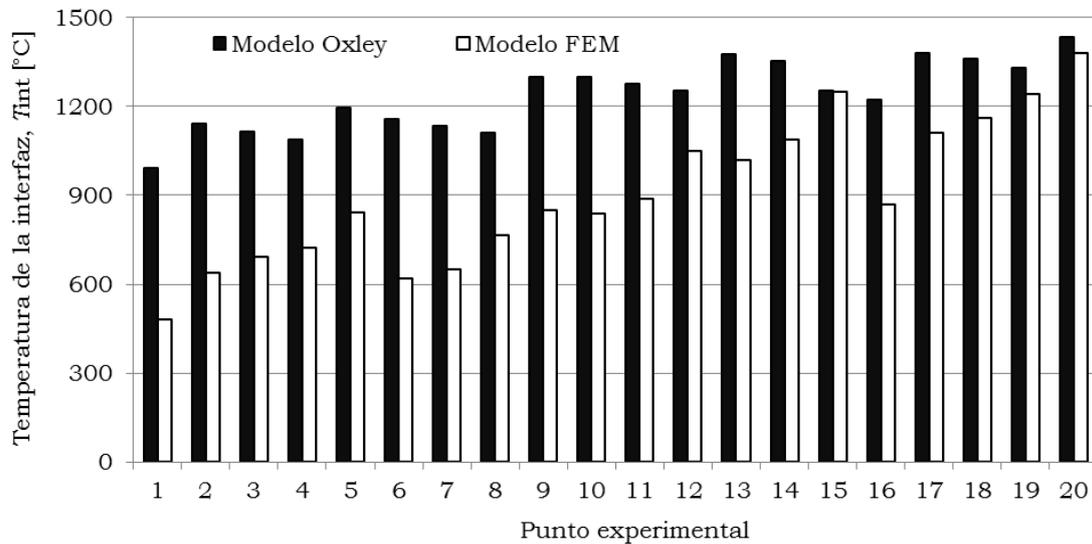


Figura 9: Comparación de la temperatura de la interfaz herramienta-viruta

En la Fig. 10 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.

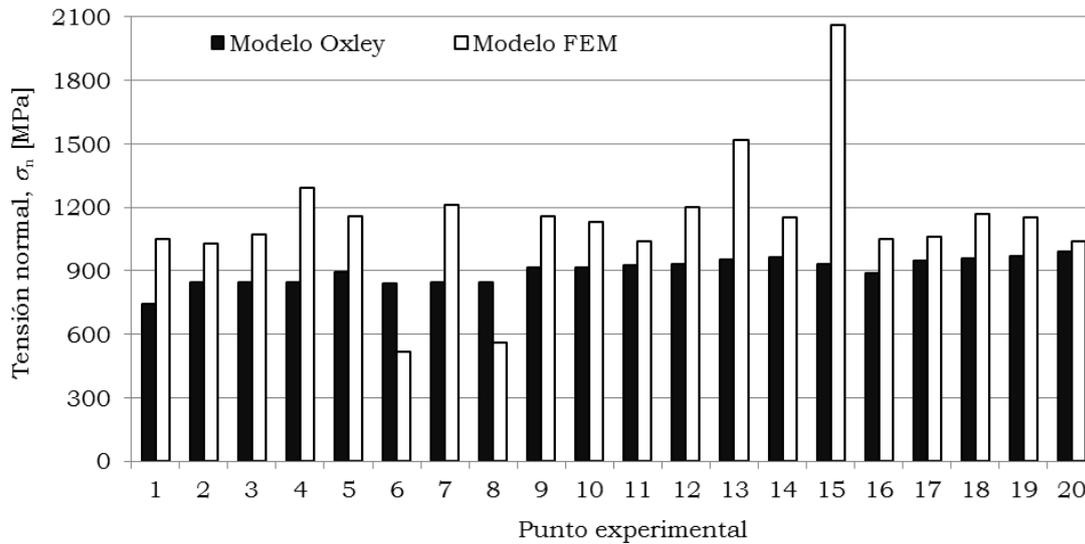


Figura 10: Comparación entre las tensiones normales en la interfaz herramienta-viruta

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 ( $f = 0,35 \text{ mm/rev}$ ,  $v = 240 \text{ m/min}$ ,  $\alpha = 10^\circ$ ).

Finalmente, los valores predichos de velocidades de la viruta, se representan en la Fig. 11. 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 ( $f = 0,35 \text{ mm/rev}$ ,  $v = 80 \text{ m/min}$ ,  $\alpha = 0^\circ$ ).

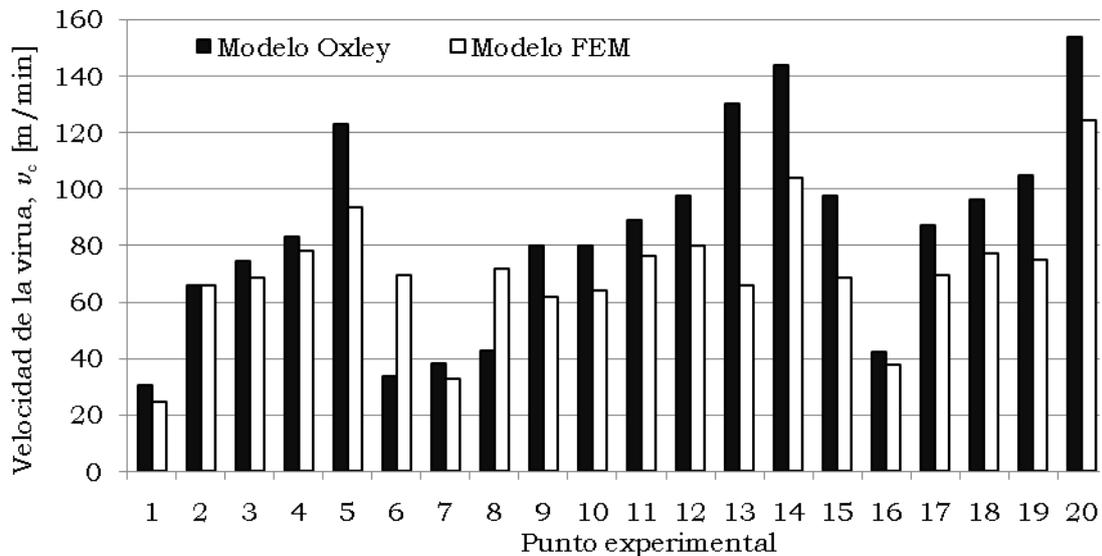


Figura 11: Comparación entre las velocidades de la viruta

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 malla, 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.

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 [12]:

$$F_c^{\text{exp}} = 2243 \frac{f^{0.75} (1.1 - 0.1\alpha)}{v^{0.15}} ; \quad (7)$$

con la cual se obtuvieron los resultados mostrados en la Fig. 12.

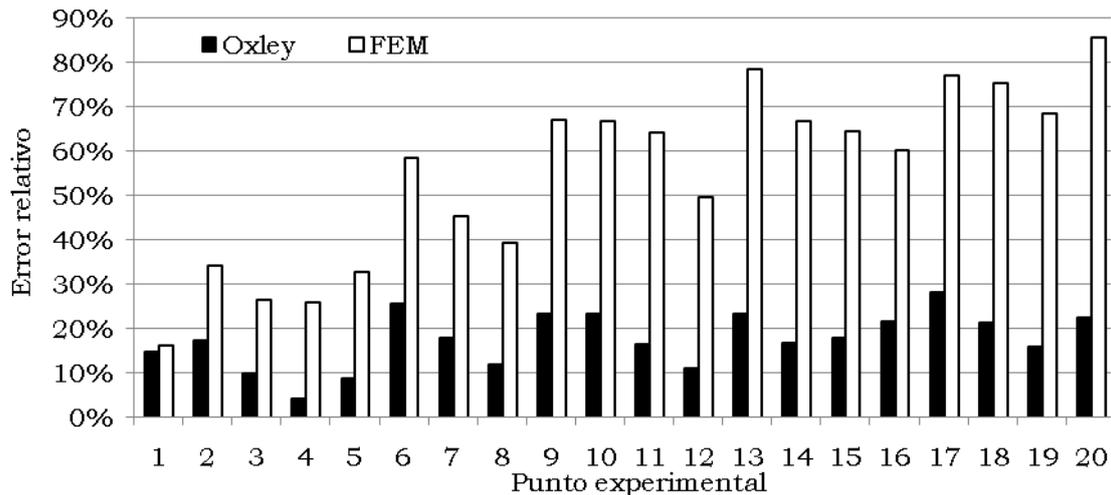


Figura 12: Errores relativos entre los valores de fuerzas de corte predichas por los modelos de Oxley y de elementos finitos.

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%.

## 5. CONCLUSIONES

A través del trabajo se puede concluir que 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.

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.

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.

## REFERENCIAS

- XU, D., FENG, D., LI, W., MA, Y., LIU, B. "Research on chip formation parameters of aluminum alloy 6061-T6 based on high-speed orthogonal cutting model". International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2014, vol. 72, núm. 5-8, pp. 955-962.
- OXLEY, P.L.B. Mechanics of machining, an analytical approach to assessing machinability. West Sussex (UK): Ellis Horwood Ltd., 1989.
- LALWANI, D.I., MEHTA, N.K., JAIN, P.K. "Extension of Oxley's predictive machining theory for Johnson and Cook flow stress model". Journal of Material Processing Technology, 2009, vol. 209, núm. 12-13, pp. 5305-5312.
- OLIVEIRA, G.C., FERNANDES, A.P. GUIMARAES, G. "Thermal behavior analysis of coated cutting tool using analytical solutions". Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering, 2017, vol. 39, núm. 8, pp. 3249-3255.



5. SHETTY, N., SHAHABAZ, S.M., SHARMA, S.S., SHETTY, S.D. "A review on finite element method for machining of composite materials". *Composite Structures*, 2017, vol. 176, pp. 790-802.
6. NIESLONY, P., GRZESIK, W., LASKOWSKI, P., HABRAT, W. "FEM-based modelling of the influence of thermophysical properties of work and cutting tool materials on the process performance". *Procedia CIRP*, 2013, vol. 8, pp. 3- 8.
7. WANG, H., CHANG, L., YE, L., WILLIAMS, J.G. "On the toughness measurement for ductile polymers by orthogonal cutting". *Engineering Fracture Mechanics*, 2015, vol. 149, pp. 276-286.
8. GAVALDA DIAZ, O., AXINTE, D.A. "Towards understanding the cutting and fracture mechanism in ceramic matrix composites". *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2017, vol. 118-119, pp. 12-25.
9. DENGUIR, L.A., OUTEIRO, J.C., RECH, J., FROMENTIN, G., VIGNAL, V., BESNARD, R. "Friction model for tool/work material contact applied to surface integrity prediction in orthogonal cutting simulation". *Procedia CIRP*, 2017, vol. 58, pp. 578-583.
10. SMOLENICKI, D., BOOS, J., KUSTER, F., ROELOFS, H., WYEN, C.F. "In-process measurement of friction coefficient in orthogonal cutting". *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 2014, vol. 63, núm. 1, pp. 97-100.
11. SCHÄFER, M. *Computational engineering: Introduction to numerical methods*. Heidelberg (Germany), 2006.
12. TSCHÄTSCH, H. *Applied machining technology*, 8th ed. Heidelberg (Germany): Springer, 2008.

## **SOBRE LOS AUTORES**

**Ramón Quiza** es Ingeniero Mecánico (Universidad de Matanzas, 1999) y Doctor en Ciencias Técnicas (Universidad de Matanzas, 2005). Es profesor titular de la Universidad de Matanzas, donde lidera el Grupo de Investigación en Fabricación Avanzada y Sostenible (GIFAS). Trabaja en temas de investigación relacionados con los procesos de fabricación y con la inteligencia artificial aplicada. Es autor de un libro y más de quince contribuciones a libros y artículos científicos en las temáticas citadas.

**Marcelino Rivas** es Ingeniero Mecánico (Universidad de Matanzas, 1983) y Doctor en Ciencias Técnicas (CUJAE, 1990). Es profesor titular de la Universidad de Matanzas y miembro del Grupo de Investigación en Fabricación Avanzada y Sostenible (GIFAS). Trabaja en temas de investigación relacionados con la modelación y optimización de procesos de fabricación, donde ha publicado varios artículos científicos.

**Omar López** es Licenciado en Educación (Instituto Superior Pedagógico «Juan Marinello», 2003) y Máster en Ingeniería Asistida por Computadora (Universidad de Matanzas, 2009). Es profesor asistente del Departamento de Ingeniería Mecánica, en la Universidad de Matanzas y colaborador del Grupo de Investigación en Fabricación Avanzada y Sostenible (GIFAS). Trabaja en temas de investigación relacionados con la modelación y optimización de procesos de fabricación, donde ha publicado varios artículos científicos.