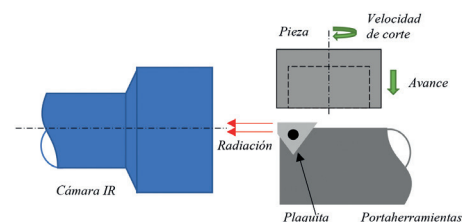


Modelización por elementos finitos del torneado de aceros en estado templado



Finite element modelling of the turning of quenched steels



Leire Gainza¹, Pedro Arrazola¹, Mikel Saez de Buruaga¹, Daniel Soler¹, Gorka Ortiz de Zarate¹, Patxi Aristimuño¹, Oihan Aizpuru² y Roberto Mielgo³

¹ Mondragon Unibertsitatea. Dpto. Mecanizado de Alto Rendimiento. Loramendi kalea, 4 - 20500 Mondragon, Guipuzkoa (España).

² ZUBIOLA S.Coop. Polígono Basterretxe, 44 - 20720 Azkoitia, Guipuzkoa (España).

³ SHUTON S.A. Polígono Industrial Goiaín. calle Subinoa, 5 - 01170 Legutio, Álava (España).

DOI: <http://dx.doi.org/10.6036/8846> | Recibido: 15/05/2018 • Inicio Evaluación: 18/05/2018 • Aceptado: 05/12/2018

ABSTRACT

- The aim of the present paper is to study the capability of modelling by the Finite Element Method (FEM) when modelling behaviour of hard turning of 42CrMoS4 tempered steel, 60 HRC hardness, when machining with a PCBN tool. An analytical and experimental study has been carried out to analyse the effect of cutting parameters on variables such as cutting and feed force, temperature on the cutting zone, contact length and chip morphology. Initially, a flow stress model has been developed by carrying out dynamic and static compression tests at a high temperatures, obtaining the flow stress parameters to be implemented on the FEM model. Then, a 2D orthogonal cutting FEM model has been developed in the commercial software DEFORM. Finally, a series of experimental tests were devoted to the validation of the accurateness of the FEM model. In summary, the tendencies of the predictive model and experiments match in forces and temperatures. Major differences were found for contact length and chip thickness.
- **Key Words:** Hard turning, FEM, flow stress model, orthogonal test, machining, 42CrMoS4, PCBN.

RESUMEN

El objetivo del presente trabajo es analizar la viabilidad de la modelización mediante el Método de Elementos Finitos (FEM) para representar el comportamiento del torneado en duro del acero templado 42CrMoS4, dureza 60 HRC, mediante herramientas de PCBN. Se ha llevado a cabo un estudio analítico y experimental para analizar el efecto de los parámetros de corte en variables como la fuerza de corte y avance, la temperatura en la zona de corte, la longitud de contacto y la morfología de la viruta. En primer lugar, se ha caracterizado el comportamiento a fluencia del material mediante ensayos de compresión estáticos y dinámicos a alta temperatura, obteniendo los parámetros del modelo de fluencia a emplear en FEM. En segundo lugar, se ha implementado un modelo FEM de corte ortogonal en 2D empleando el software comercial DEFORM. Finalmente, se han realizado ensayos experimentales de corte ortogonal con objetivo de validar el modelo. En general, los resultados muestran que las predicciones FEM obtienen la misma tendencia que los valores experimentales en las fuerzas y temperaturas. Las mayores diferencias se encontraron en las longitudes de contacto y espesores de viruta.

Palabras clave: Torneado en duro, FEM, modelo de fluencia, corte ortogonal, mecanizado, 42CrMoS4, PCBN.

1. INTRODUCCIÓN

El torneado en duro es un tema de interés para las industrias de fabricación e investigación científica. Los aceros templados son ampliamente utilizados tanto en la industria automovilística, como de engranajes, cojinetes, herramientas y matrices. Tradicionalmente los aceros endurecidos han sido mecanizados mediante el proceso de rectificado. Sin embargo, las operaciones de rectificado son lentas y únicamente se pueden emplear para formas geométricas determinadas. Por lo tanto, el torneado en duro es un desarrollo tecnológico que ofrece muchos beneficios potenciales en comparación con el rectificado, que sigue siendo el proceso de acabado estándar para superficies de acero endurecidos [1]. Algunos factores decisivos que conducen a que este proceso esté en auge son la flexibilidad y capacidad de fabricar geometrías complejas, la disminución del coste y del tiempo de producción, la mejorada integridad superficial y la reducción o eliminación de medios de refrigeración nocivos para el medio ambiente [2]. Sin embargo, la principal desventaja del torneado consiste en el acabado irregular en forma de espiral que deja en la pieza, siendo en ocasiones necesaria otra operación para corregirlo [3,4].

En el acabado del torneado en duro, la alta dureza de la pieza, además de las fuerzas y temperaturas en la zona de contacto entre la pieza de trabajo y la herramienta implican que la herramienta ha de ser tanto rígida como resistente al desgaste. Usualmente, tales condiciones conllevan un desgaste de las superficies y, como resultado, la precisión dimensional y geométrica o incluso las características del material se ven alteradas. Sin embargo, el nitruro de boro cúbico policristalino (PCBN) ha demostrado ser un material de herramienta viable para producir piezas de acero templado precisas en comparación con carburos y cerámicas recubiertas, y por ello se emplea ampliamente en el torneado en duro [5].

Con el fin de mejorar la comprensión fundamental del torneado en duro y la optimización del proceso se emplea el Método de Elementos Finitos (FEM). De esta forma, es posible predecir el proceso de arranque de viruta, en concreto las fuerzas de corte y avance, la temperatura en la zona de corte, la morfología de la viruta y la longitud de contacto.

Existen diversas técnicas de formulación FEM, entre las que se encuentra la formulación euleriana empleada por un gran número de investigadores [6]. En estos modelos el mallado es espacialmente fijo, a través del cual fluye el material. Generalmente se utiliza para estudiar el proceso de corte en estado estacionario y sin necesidad de emplear criterios de separación de viruta. El mayor beneficio de usar la formulación euleriana es que requiere

menos elementos para representar la viruta y la pieza de trabajo, reduciendo así el tiempo de cálculo. En la formulación lagrangiana la deformación del material está unida a la deformación del mallado, lo cual permite la implementación de un criterio de separación o de remallado para modelizar la formación de viruta. En la formulación Arbitraria Euleriana Lagrangiana (ALE) [7], en cambio, el material y la malla se mueven de manera independiente, manteniendo condiciones de contorno lagrangianas, lo cual combina las ventajas de los modelos lagrangianos y eulerianos. Al separar los movimientos del mallado y del material, se consigue disminuir las distorsiones del mallado, evitando utilizar un criterio de eliminación de elementos o un algoritmo de remallado.

En este artículo se ha llevado a cabo la modelización del proceso de formación de viruta con el programa comercial DEFORM 2D, el cual se basa en una formulación lagrangiana combinada con remallado automático para posibilitar la separación de material, de cara a analizar el torneado en duro con el acero templado 42CrMoS4 de 60 HRC utilizando herramientas de corte de PCBN. El objetivo de este estudio es investigar la influencia de los parámetros de corte en los fenómenos que acompañan al proceso de torneado en duro; fuerzas de corte y avance, temperatura en la zona de corte, longitud de contacto y espesores de viruta, comparándolos con los ensayos experimentales.

2. MODELIZACIÓN FEM

2.1. PARÁMETROS DE ENTRADA

Con el fin de modelizar el proceso de corte con la mayor fiabilidad posible, es necesaria la identificación de parámetros de entrada lo más precisa posible, por ejemplo, del modelo de fluencia, la ley de daño del material y la ley de fricción.

2.1.1. Ley de Fluencia

En las simulaciones se ha empleado el acero 42CrMoS4 templado, 60 HRC, cuya ley de fluencia se ha obtenido mediante en-

sayos de compresión dinámicos y cuasi-estáticos a diversas temperaturas. Teniendo en cuenta las similitudes del acero estudiado con el 40Cr templado, se ha empleado la ley de fluencia presentada por Wang et al. [8] para el desarrollo de un nuevo modelo constitutivo de material.

La ley de fluencia (1) define el comportamiento plástico de un material y se compone de un término de endurecimiento por deformación, de ablandamiento térmico y de endurecimiento por velocidad de deformación.

$$\sigma = \sigma_\epsilon(\epsilon) \cdot \sigma_{\dot{\epsilon}}(\dot{\epsilon}) \cdot \sigma_T(T) \quad (1)$$

Dicho comportamiento se suele representar mediante el modelo de plasticidad de Johnson-Cook (JC) mostrado en la Ecuación (2).

$$\sigma = (A + B\epsilon^n) \left(1 + C \ln \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0}\right) \left(1 - \left(\frac{T - T_r}{T_m - T_r}\right)^m\right) \quad (2)$$

donde, es la tensión equivalente, la deformación plástica equivalente, n el índice de endurecimiento por deformación, la velocidad o ratio de deformación plástica equivalente, la velocidad de deformación plástica inicial o de referencia, la temperatura de fusión del material, la temperatura ambiente y m la sensibilidad de la velocidad de deformación, siendo A , B y C constantes del material.

Por un lado, el endurecimiento por deformación del acero ha sido reajustado a partir de los ensayos de compresión a temperatura ambiente y velocidad de deformación cuasi-estática, 20°C y 0,01 s⁻¹ respectivamente. Se observa un endurecimiento muy superior al del 40Cr (Figura 1.a). El endurecimiento por velocidad de deformación, en cambio, se ha calculado a partir del coeficiente de endurecimiento por deformación del 40Cr (Tabla 1).

Por otro lado, analizando el ablandamiento térmico del material, en los ensayos experimentales se observó la disminución de la tensión al incrementar la temperatura a distintas velocidades de

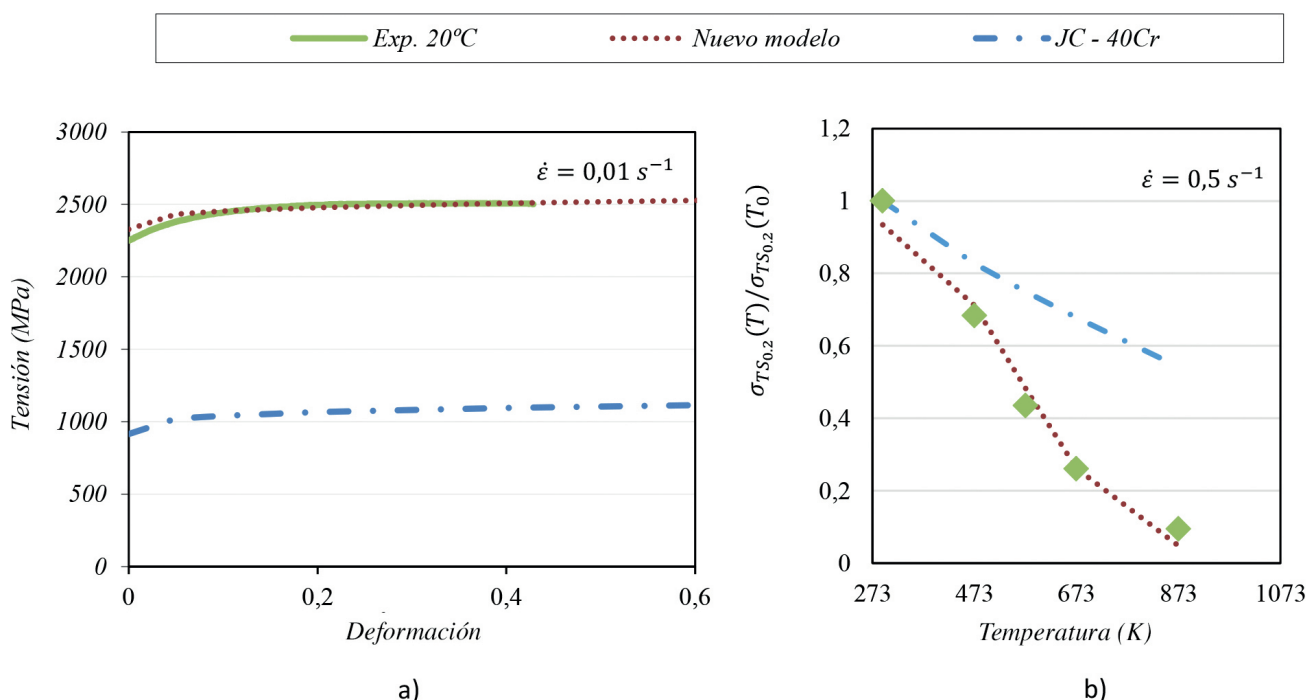


Fig. 1. a) Curva tensión-deformación de ensayos experimentales y predicciones del modelo 40Cr y del propuesto. b) Ablandamiento térmico de ensayos experimentales y predicciones del modelo 40Cr y del modelo propuesto

deformación, siendo la caída de la tensión más notoria a temperaturas más elevadas. La ecuación de JC, en cambio, no refleja dicho comportamiento y considera el ablandamiento térmico como una función lineal. Por ello, se han ajustado los resultados experimentales al término exponencial de la Ecuación (3) propuesto por Iturbe et. al [9], considerando así el fenómeno del ablandamiento térmico como una función no lineal.

$$\sigma_T(T) = \frac{1}{1 + e^{m(T-B^*)}} \quad (3)$$

Para llevar a cabo el ajuste de los parámetros m y B se ha partido de los ensayos a velocidad de deformación de $0,5 \text{ s}^{-1}$ a las temperaturas 20, 200, 300, 400 y 600°C . Tomando como referencia la tensión de fluencia a temperatura ambiente cuando la deformación es de 0,2, se ha calculado el ablandamiento térmico empleando los datos de tensión a esa misma deformación a temperaturas más elevadas. De esta forma, en la Figura 1.b se muestra el cálculo del ablandamiento a partir de los datos experimentales (Exp. 20°C), el ajuste definido en el presente modelo presentado por Iturbe et. al (Nuevo modelo) y el ablandamiento térmico propuesto por JC (JC-40Cr). Se observa que el término de ablandamiento térmico empleado en el modelo (Nuevo modelo) mejora considerablemente las estimaciones del modelo JC (JC-40Cr).

2.1.2. Ley de Daño

Por otro lado, para la predicción de la formación de la viruta y el comportamiento frágil del material ha de implementarse un criterio de fallo del material. En el presente artículo se ha empleado el criterio de daño de Cockroft y Latham [10], según el cual la fractura ocurre cuando el estado de tensión acumulado D , alcanza un valor crítico de daño D_{cr} , como se especifica en la Ecuación (4).

$$D = \int_0^{\bar{\epsilon}_f} \sigma_1 d\bar{\epsilon} \quad (4)$$

donde, es la deformación de fractura efectiva y es la tensión principal máxima. El parámetro de daño del material D , de magnitud 150, ha sido determinado en base a los datos obtenidos por Umbrello [11] combinados con ensayos de simulación inversa en los cuales se ha buscado predecir de la forma más precisa posible

las variables fundamentales del proceso (fuerzas de corte y avance) y la morfología de viruta (frecuencia de segmentación).

2.1.3. Ley de Fricción

Finalmente, la influencia de la fricción en los resultados es muy significativa, tal y como se observó por Arrazola y Ozel [12]. Por ello, se ha modelizado la fricción mediante el modelo *sticking-sliding* mostrado en la Ecuación (5). Los parámetros se han obtenido a partir de la publicación de Guo y Liu [13], en la que se caracterizó el material templado AISI 52100 mediante ensayos de corte ortogonal con herramientas de PCBN, siendo el valor μ de 0,35 y m de 1.

$$\tau = \min(\mu \cdot \sigma_n, m \cdot k) \quad (5)$$

donde, τ es la tensión de cortadura de fricción, k la tensión de cortadura de fluencia, σ_n la presión en la intercara y μ , m los parámetros de fricción.

2.2. MODELO FEM

Se ha puesto a punto un modelo de corte ortogonal mediante el software de elementos finitos DEFORM 2D [14], el cual usa el código lagrangiano implícito.

El modelo consiste en una herramienta rígida y una pieza rectangular de características elastoplásticas, de 2500 y 7500 elementos isoparamétricos de cuatro nodos respectivamente. El tamaño de elemento oscila entre $4 \mu\text{m}$ y $8 \mu\text{m}$. El modelo incorpora la técnica del remallado, cuyo criterio se basa en la deformación y velocidad de deformación. Con esta técnica es posible obtener un mallado refinado en el área de contacto entre la herramienta y la pieza de trabajo.

Se ha simulado el mecanizado del acero templado con una herramienta de PCBN a tres velocidades y avances distintos, empleando en todos los casos una profundidad de corte de 1 mm. Las variables para modelizar el contacto, como la conductancia térmica o el coeficiente de transferencia de calor han sido definidos por Melkote et al. [15]. Los parámetros de entrada introducidos en el modelo se muestran en la Tabla 1.

En cuanto a las condiciones de contorno, la pieza de trabajo se ha fijado, mientras que la herramienta se mueve horizontalmente a una determinada velocidad de corte. A su vez, se establece que ocurre una transferencia térmica entre pieza y herramienta, y los extremos de cada una de ellas se mantienen a 20°C . En la Figura 2 se muestran las condiciones de contorno aplicadas al modelo.

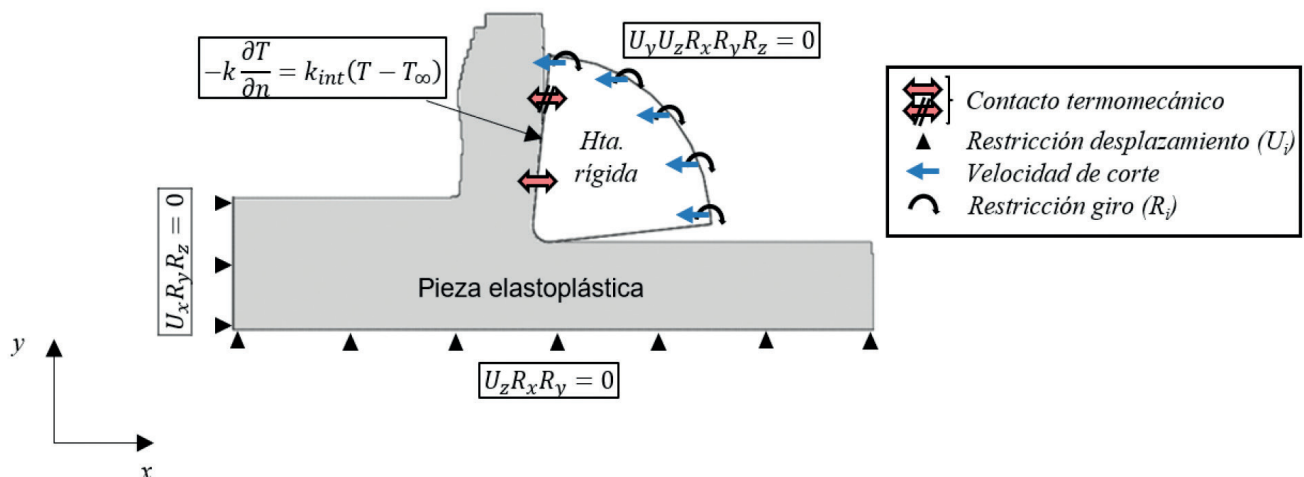


Fig. 2: Condiciones de contorno del modelo FEM

Pieza	Parámetros JC	A (MPa)	2400
		B (MPa)	226
		n	0,26
		C	0,03
	Parámetros Iturbe et. al	m	0,0097
		B* (K)	566,21
Hta.	Material	PCBN	
	Ángulo de desprendimiento (°)	-14	
	Ángulo de incidencia (°)	5	
Contacto	Coeficientes fricción	μ	0,35
		m	1
	Conductancia térmica ($W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}$)	10^8	
	Coeficiente de transferencia de calor (Γ)	0.5	
	% de fricción transformado en calor (η)	100	
	Fracción de calor inelástica (β)	0,9	
	Daño	Crookroft y Latham	D (MPa)
Avance (mm/rev)		0,01-0,055-0,1	
Velocidad corte (m/min)		160-180-200	
Profundidad de corte (mm)		1	

Tabla 1: Parámetros de entrada

3. ENSAYOS EXPERIMENTALES

Se llevaron a cabo ensayos experimentales de corte ortogonal para la validación del modelo FEM. Para la medición de variables de salida se ha empleado el set-up detallado en publicaciones anteriores [16]. El set-up se monta sobre una fresadora vertical CNC y el portaherramientas junto con la plaquita de corte se colocan en un dinamómetro Kistler 9121 para medir las fuerzas de corte y avance, el cual va fijado a la mesa. Además, el set-up incorpora la cámara de infrarrojos (IR) FLIR Titanium 550M para la medición de la temperatura en la herramienta. La probeta, con forma cilíndrica, se coloca en el cabezal, permitiendo el giro y el desplazamiento vertical, que corresponden a la velocidad de corte y el avance, respectivamente.

Una de las puntas de las plaquitas de corte fue rectificada (Figura 3), generando una superficie perpendicular para las mediciones de IR. De esta forma, es posible capturar el campo térmico en una cara lateral de la herramienta. La cámara IR capta la radiación emitida por la herramienta, medida en *Digital Levels* (DL). Para obtener la temperatura real de la superficie de la plaquita, se ha calibrado la relación DL-temperatura del material mediante el método descrito en [17]. La metodología consiste en la captación simultánea de la temperatura radiada (medida en DL por la cámara IR) y la temperatura real de dicha superficie mediante dos termopares. De esta manera, se evita la caracterización de la emisividad, obteniendo una función DL-temperatura que implícitamente incluye el efecto de la misma. La principal ventaja reside en la realización de la caracterización en condiciones idénticas a las empleadas du-

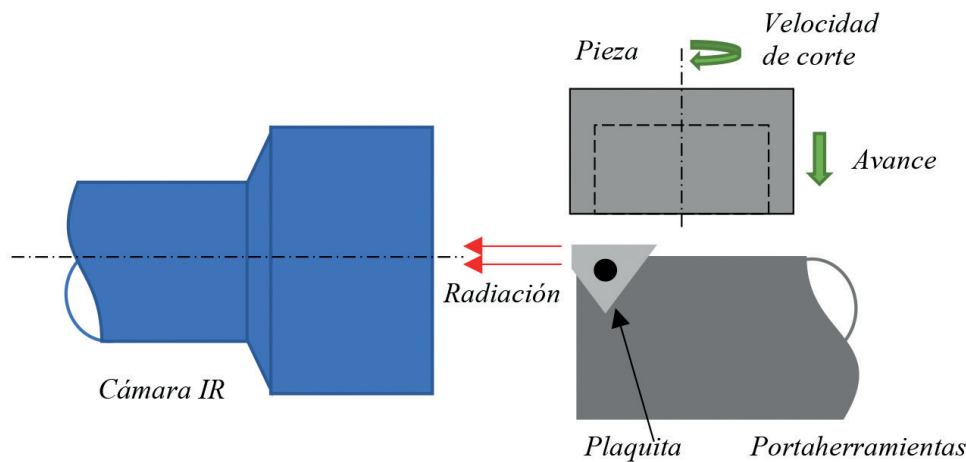


Fig. 3: Set-up de corte ortogonal para las mediciones de fuerzas y de IR

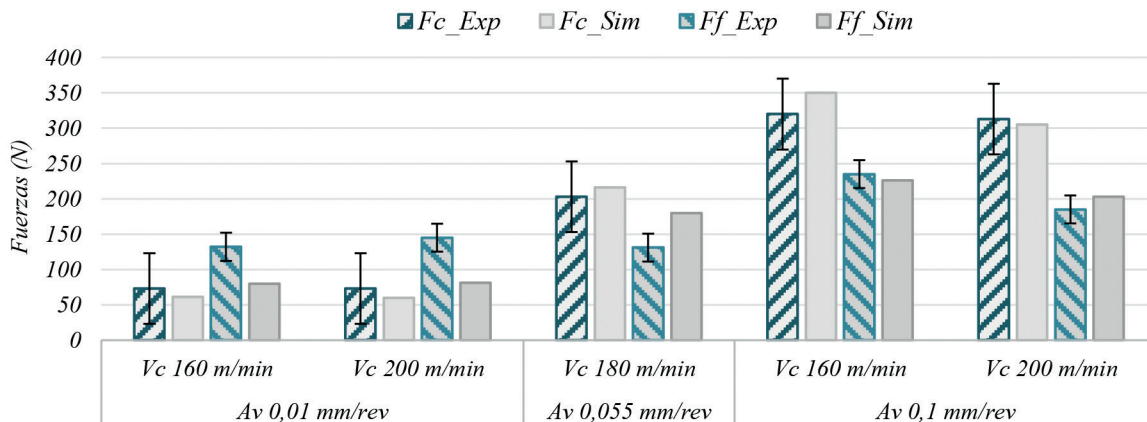


Fig. 4: Comparación entre ensayos experimentales y predicciones FEM de las fuerzas de corte y de avance

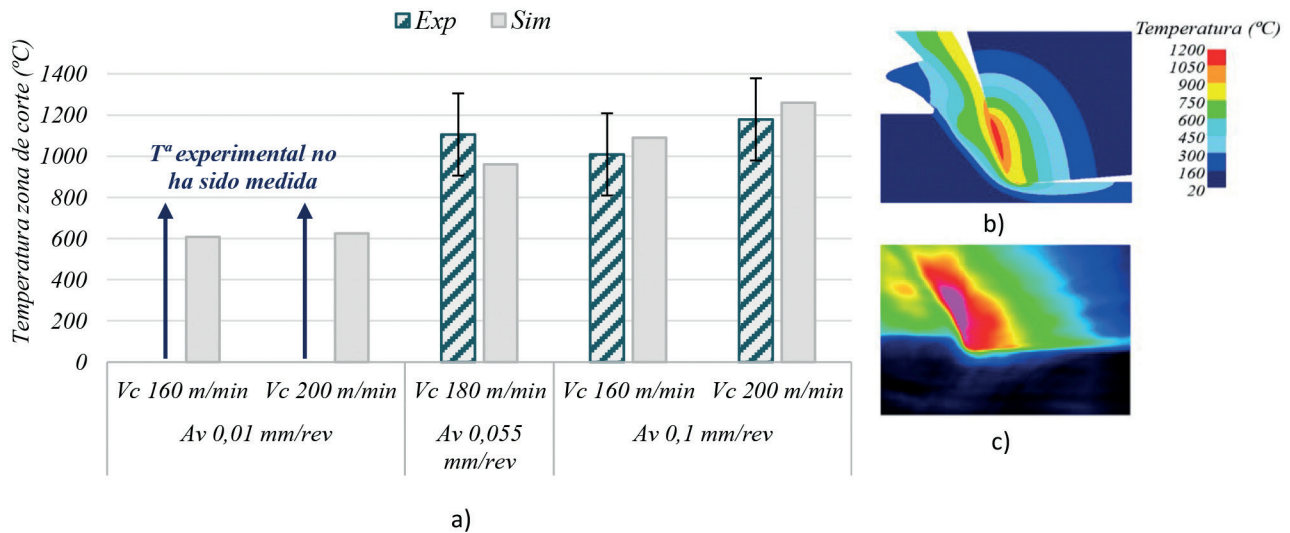


Fig. 5: a) Comparación entre ensayos experimentales y predicciones FEM de las temperaturas en la zona de corte. b) Campo térmico simulado en la zona de contacto entre herramienta y viruta a 160 m/min y 0,1 mm/rev. c) Campo térmico medido con cámara IR en la zona de contacto entre herramienta y viruta a 160 m/min y 0,1 mm/rev.

rante los ensayos de corte ortogonal (trayectoria óptica, campo de visión). Finalmente, tal y como se describe en [18], las mediciones térmicas experimentales se extrapolaron desde la superficie rectificada en el lateral de la herramienta hasta el plano medio de la zona de contacto entre herramienta y viruta.

Los ensayos se llevaron a cabo en cinco condiciones de corte empleando velocidades de corte (V_c) de 160, 180 y 200 m/min, y avances (A_v) de 0,01, 0,055 y 0,1 mm/rev. Por cada ensayo se han realizado un mínimo de tres repeticiones. Se emplearon plaquitas de PCBN de grado alto (85%) con un ángulo de incidencia de 5°, ángulo de desprendimiento de 0°, radio de arista de 17 μm y chaflán de 0,14x14°. En cada condición de ensayo se empleó una plaquita nueva para la posterior medición de las longitudes de contacto en el macroscopio y se recolectaron las virutas para la validación de la geometría.

4. ANÁLISIS DE RESULTADOS

Se han analizado las siguientes variables fundamentales; las fuerzas de corte y avance, la temperatura de la herramienta, la morfología de la viruta y la longitud de contacto. En el apartado de modelización, el tiempo de simulación oscila entre 20-27h para

las condiciones de corte analizadas, habiéndose realizado el análisis una vez obtenido el estacionario térmico.

Por un lado, en el análisis de las fuerzas de corte se observa la misma tendencia en los campos experimental y numérico, aumentando las fuerzas con el avance y disminuyendo con la velocidad de corte (Figura 4) cuando el avance es de 0,1 mm/rev. Con el menor avance, 0,01 mm/rev, ocurre lo contrario tanto experimental como numéricamente, aumentando las fuerzas al aumentar la velocidad de corte. Además, las magnitudes también coinciden con los resultados experimentales dentro de un error medio del 10%. La condición con avance de 0,01 mm/rev es la que mayor error relativo presenta, aproximadamente del 18%, mientras que con el mayor avance se estima con un error del 2%.

En cuanto a las fuerzas de avance, estas también aumentan con el avance, disminuyen con la velocidad de corte cuando el avance es de 0,1 mm y aumentan con la velocidad de corte cuando el avance es de 0,01 mm/rev, coincidiendo con los resultados experimentales. Analizando las magnitudes, sin embargo, con el avance inferior de 0,01 mm/rev se observan diferencias. Ello puede deberse a que debido al radio de arista de 0,017 mm, en las fuerzas medidas experimentalmente exista un componente correspondiente al aplastamiento de valor desconocido. Dichas fuerzas de aplastamiento,

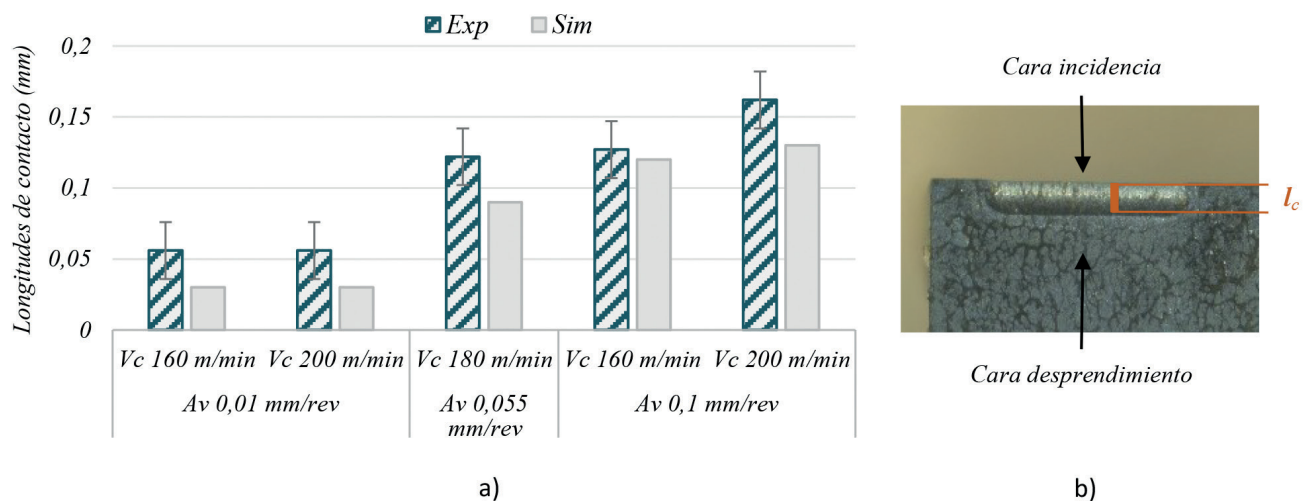
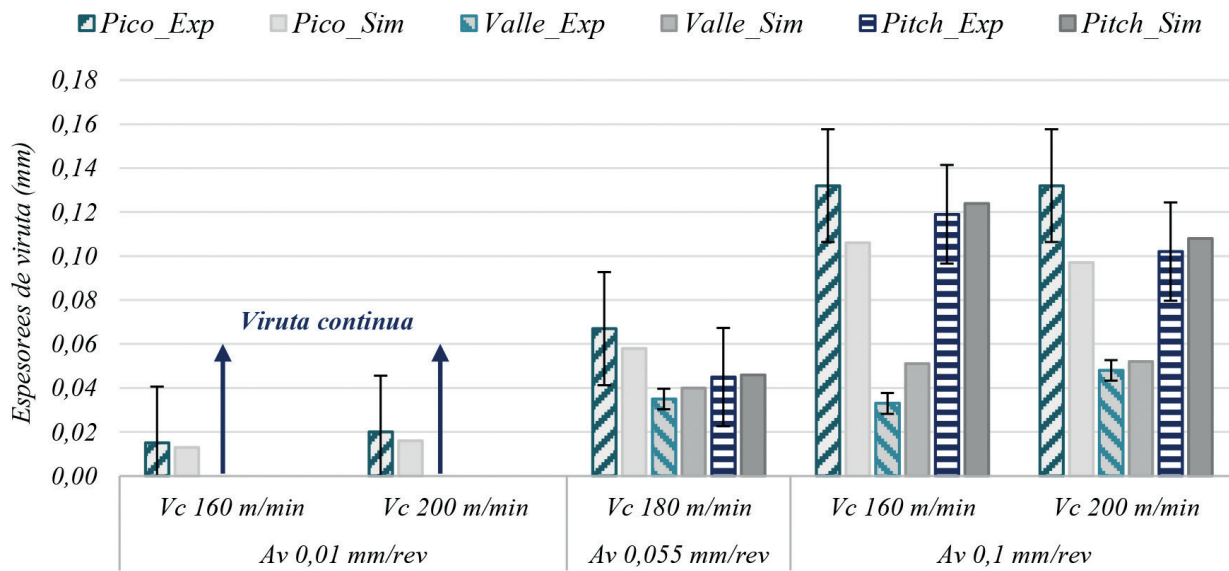
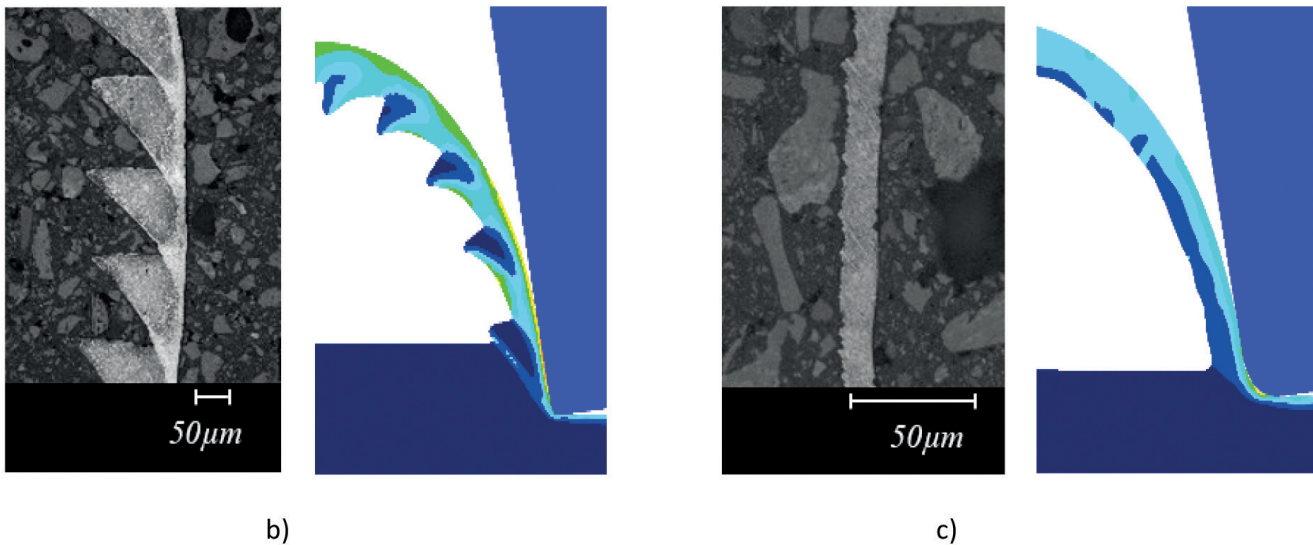


Fig. 6: a) Comparación de las longitudes de contacto experimentales y de simulación. b) Medición longitud de contacto plaquita



a)



b)

c)

Fig. 7. a) Comparación entre ensayos experimentales y predicciones FEM de los espesores de viruta. b) Comparación geometría de viruta experimental y de simulación a 160 m/min y 0,1 mm/rev de avance. c) Comparación geometría de viruta experimental y de simulación a 160 m/min y 0,01 mm/rev de avance

a su vez, implicarían que en las simulaciones el comportamiento a fricción no esté adecuadamente modelizado cerca de la arista de la herramienta. Con el mayor avance, en cambio, las magnitudes se acercan a los experimentales con un error medio del 7%.

Por otro lado, analizando las mediciones de temperatura se han comparado tanto las magnitudes estimadas con las experimentales (Figura 5a), como el campo térmico en la zona de contacto (Figura 5b y 5c). Para ello, tal y como se ha descrito en la metodología, se ha empleado un modelo analítico que permite extrapolar la temperatura de la cara lateral de la herramienta a la zona de corte [17]. Dicho modelo solo es aplicable cuando el avance es superior al radio de arista. Por lo tanto, en el caso del avance de 0,01 mm/rev no se han podido calcular dichas temperaturas puesto que el radio de arista de las plaquitas es de 0,017 mm.

Observando la tendencia de los resultados de las simulaciones, se aprecia que las temperaturas incrementan tanto con el avance, como con la velocidad de corte. A su vez, las diferencias en magnitud entre los valores de simulación y experimentales presentan un error medio del 9%. Además, se aprecia el mismo campo térmico

tanto en los ensayos experimentales como en los resultados de simulación.

Las longitudes de contacto (l_c) predichas en el modelo siguen la tendencia de los valores experimentales, aumentando estas con la velocidad de corte (Figura 6). Las magnitudes, en cambio, son subestimadas en todas las condiciones con un error medio del 29%, siendo las predicciones con el avance de 0,01 mm/rev las que mayor diferencia presentan. Ello puede ser debido a que la fricción no ha sido caracterizada y, en su lugar, se han empleado los parámetros de fricción del AISI 52100.

Finalmente, la geometría de la viruta ha sido predicha con bastante precisión. Se han medido los picos, valles y distancia entre picos (*pitch*) para cada condición de corte. En los casos de mayor avance la viruta es segmentada (Figura 7.b), mientras que con un avance de 0,01 mm/rev esta es continua (Figura 7.c), lo cual coincide tanto en los ensayos experimentales como en los resultados de simulación. Además, se observa que la distribución de deformaciones se predice con cierta precisión obteniéndose valores de deformación superior en los valles. Las comparaciones realizadas

han mostrado que, aunque las tendencias coincidan en la mayoría de los casos, las magnitudes estimadas varían respecto de las experimentales (Figura 7.a). Más concretamente, la relación pico/valle experimental es muy elevado en los ensayos de avance 0,1 mm/rev, mientras que en las simulaciones dicha relación ha sido considerablemente menor. Este error puede deberse tanto a que el modelo de daño necesita ser ajustado o incluso a las inestabilidades de la máquina en los ensayos experimentales.

5. CONCLUSIONES

Se ha puesto a punto un modelo numérico capaz de predecir las fuerzas, temperaturas, longitudes de contacto y morfología de viruta que representa las tendencias experimentales observadas en los ensayos de corte ortogonal, mostrándose las capacidades de la modelización FEM para analizar el torneado en duro. Las conclusiones alcanzadas son las siguientes:

- Se ha realizado un análisis reológico del acero templado con objetivo de establecer su comportamiento a elevadas temperaturas y velocidades de deformación. Dichos ensayos han posibilitado el desarrollo de una ley de fluencia que mejora sustancialmente la ley de Johnson-Cook ampliamente utilizada. El modelo es capaz de reflejar el ablandamiento térmico no lineal y modeliza de manera más precisa el endurecimiento por deformación del material.
- Las fuerzas de corte de las simulaciones son comparables a los resultados experimentales tanto en tendencias como en magnitudes, habiendo logrado un error medio del 10%.
- Las tendencias de las fuerzas de avance son correctas en los avances superiores y las predicciones muestran un error inferior al 10%. En los ensayos con avance a 0,01 mm/rev las predicciones en fuerzas son inferiores al experimental, un aspecto que puede ser debido a la incorrecta modelización de fenómenos de aplastamiento o incluso a la modelización de una fricción inferior a la real.
- La predicción de las temperaturas a avances altos se aproxima mucho a la realidad, tanto en tendencias como en magnitud. Sin embargo, no ha sido posible extrapolar la temperatura en la zona de corte de los ensayos experimentales de avance de 0,01 mm/rev y, por ello, se desconoce la precisión de las estimaciones de temperatura en esta condición.
- La predicción de las longitudes de contacto son inferiores a los resultados medidos en todas las condiciones de corte, aunque las tendencias sí coinciden en todas las condiciones de corte. Se trata de la variable que presenta el mayor error de estimación, lo cual puede ser debido a la fricción modelizada.
- La morfología y distribución de deformaciones de la viruta ha sido predicha satisfactoriamente. Las tendencias de las mediciones también han coincidido, a pesar de que se han observado ligeras variaciones en cuanto a las distancias entre picos y valles, pudiendo deberse a una inestabilidad de la máquina.

AGRADECIMIENTOS

Los autores agradecen a los proyectos del Gobierno Vasco SMAPRO (KK-2017/00021), MECAERO (PIBA 2018-85), EMULATE (DP12015-67667-C3-3R) y MEKATOR (ZL-2017/00221) y a las empresas Zubiola y Shuton por la colaboración en la investigación presentada en este artículo.

REFERENCIAS

- [1] TÖNSHOFF, H.K., ARENDT, C. y BEN AMOR, R.. Cutting of hardened steel. *CIRP Annals*, Julio 2000, Vol. 49, nº2, p.547-566. DOI: [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)63455-6](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)63455-6)
- [2] KLOCKE, F., BRINKSMIEIER, E. y WEINERT, K.. Capability profile of hard cutting and grinding processes. *CIRP Annals*, 2005, Vol. 54, nº2, p.22-45. DOI: [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)60018-3](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)60018-3)
- [3] HAMMERSTRÖM, L. y JACOBSON, S.. Surface modification of brake discs to reduce squeal problems. *Wear*, 2006, Vol.261, nº1, p.53-57. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.wear.2005.09.021>
- [4] RODRIGUEZ, A., LÓPEZ DE LACALLE, L.N., FERNANDEZ, A. y BRAUN, S.. Elimination of surface spiral pattern on brake discs. *Journal of Zhejiang University SCIENCE A*, 2014, Vol.15, nº1, p.53-60. DOI: <https://doi.org/10.1631/jzus.A1300236>
- [5] CHINCHANIKAR, S. y CHOUDHURY, S.K.. Machining of hardened steel - Experimental investigations, performance modelling and cooling techniques: A review. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Febrero 2015, Vol. 89, nº1, p.95-109. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.ijmactools.2014.11.002>
- [6] STRENKOWSKI, J.S. y ATHAVALE S.M.. A Partially Constrained Eulerian Orthogonal Cutting Model for Chip Control Tools. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Noviembre 1997, Vol. 118, nº4B, p.681-688.
- [7] <http://manufacturingscience.asmedigitalcollection.asme.org/article.aspx?articleid=1433617>
- [8] MOVAHHEDY, M.R., GADALA M.S. y ALTINTAS, Y.. Simulation of chip formation in orthogonal metal cutting process: an ale finite element approach. *Machining Science and Technology*, 2000, Vol.4, nº1, p.15-42. DOI: <http://dx.doi.org/10.1080/10940340008945698>
- [9] WANG, X., ZHU, W., CUI, F., et al. Plastic Constitutive Model and Analysis of Flow Stress of 40Cr Quenched and Tempered Steel. *ISRN Mechanical Engineering*, Julio 2013, Vol. 2013, article ID 490750, 6 pages. DOI: <http://dx.doi.org/10.1155/2013/490750>
- [10] ITURBE, A., GIRAUD, E., HORMAETXE, E., et al. Mechanical characterization and modelling of Inconel 718 material behavior for machining process assessment. *Materials Science & Engineering A*, 2017, Vol. 682, nº 1, p.441-453. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.msea.2016.11.054>
- [11] COCKCROFT, M.G. y LATHAM, D.J.. Ductility and the workability of metals. *Journal Institute of Metals*. Junio 1968, Vol. 96, nº 1, p.33-39. [https://www.sciencedirect.com/science/refhub/S0007-8506\(13\)00196-0/sbref0280](https://www.sciencedirect.com/science/refhub/S0007-8506(13)00196-0/sbref0280)
- [12] UMBRELLO D. Finite element simulation of conventional and high speed machining of Ti6Al4V alloy. *Journal of materials processing technology*, Enero 2008; Vol. 196, nº1-3, p.79-87. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2007.05.007>
- [13] ARRAZOLA, P.J. y OZEI, T.. Investigations on the effects of friction modeling in finite element simulation of machining. *International Journal of Mechanical Sciences*, Enero 2010, Vol. 52, nº 1, p.31-42. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2009.10.001>
- [14] GUO, Y.B. y LIU, C.R.. 3D FEA modeling of hard turning. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Mayo 2002, Vol. 124, nº 1, p.188-199. DOI: 10.1115/1.1430678
- [15] DEFORM. Deform-User Manual. Scientific Forming Technologies Corporation. 2011.
- [16] MELKOTE, S.M., GRZESIK, W., OUTEIRO, J., et al. Advances in material and friction data for modelling of metal machining. *CIRP Annals*, Julio 2017, Vol. 66, nº2, p.731-754. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2017.05.002>
- [17] ARRAZOLA, P.J., ARISTIMUNO, P., SOLER, D., et al. Metal cutting experiments and modelling for improved determination of chip/tool contact temperature by infrared thermography. *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, Abril 2015, Vol. 64, nº 1, p.57-60. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2015.04.061>
- [18] SOLER, D., ARISTIMUNO, P., SAEZ-DE-BURUAGA, M., et al. New calibration method to measure rake face temperature of the tool during dry orthogonal cutting using thermography. *Applied Thermal Engineering*, Junio 2018, Vol. 137, nº 1, p.74-82. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2018.03.056>
- [19] SOLER, D., CHILDS, T.H. y ARRAZOLA, P.J.. A note on interpreting tool temperature measurements from thermography. *Machining Science and Technology*, Febrero 2015, Vol. 19, nº 1, p.174-181. DOI: <https://doi.org/10.1080/10910344.2014.991027>