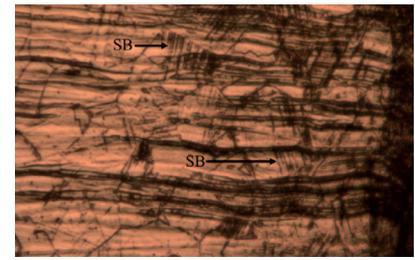


Un nuevo enfoque para la maquinabilidad en fresado ortogonal de acero inoxidable austenítico AISI 316L



A new approach to machinability in orthogonal milling of AISI 316L austenitic stainless steel



Óscar Martín, Manuel San-Juan, Pilar De-Tiedra, Francisco Santos

Universidad de Valladolid. Escuela de Ingenierías Industriales. Paseo del Cauce, 59 - 47011 Valladolid. Tfno: +34 983 423533. oml@eii.uva.es

DOI: <http://dx.doi.org/10.6036/8161> | Recibido: 26/09/2016 • Evaluado: 27/09/2016 • Aceptado: 25/11/2016

ABSTRACT

- Machinability is widely used to compare materials from their ability to give rise to a certain surface finish at the lowest possible tool cost, by using mainly continuous cutting tests such as turning-based tests. Nevertheless, in AISI 316L austenitic stainless steel it is justified to use a broader concept of machinability that also considers the influence of microstructural changes, induced by machining, on the pitting corrosion behaviour.
- **Keywords:** AISI 316L; Machinability; Orthogonal milling; Pitting corrosion.

RESUMEN

La maquinabilidad es ampliamente utilizada para comparar materiales a partir de su aptitud para dar lugar a un cierto acabado superficial al menor coste de herramienta posible, mediante el uso principalmente de tests de corte continuo tales como los tests basados en torneado. No obstante, en el acero inoxidable austenítico AISI 316L está justificado el uso de un concepto más amplio de maquinabilidad que también considere la influencia de cambios micro-estructurales, inducidos por el mecanizado, en el comportamiento frente a la corrosión por picaduras.

Palabras clave: AISI 316L; Maquinabilidad; Corte ortogonal; Corrosión por picaduras.

1. INTRODUCCIÓN

El fresado ortogonal es, como se recoge en [1], un proceso de mecanizado que se lleva a cabo bajo condiciones de corte ortogonal, en las cuales el filo de corte es perpendicular a la dirección de la velocidad de corte y el modelo del proceso puede simplificarse a un modelo en dos dimensiones. Tradicionalmente, la maquinabilidad y las condiciones normalizadas de mecanizado se definen a partir de ciertos criterios específicos tales como desgaste, acabado superficial, eliminación de viruta, ritmo de corte o productividad, y, de acuerdo con [2], hay numerosas pruebas que permiten realizar comparativas de mercado bajo esta aceptación clásica de maquinabilidad, aunque estos resultados de maquinabilidad pueden depender del proceso de corte específico como se señala en [3].

Sin embargo, el concepto clásico de maquinabilidad puede ampliarse considerando otros factores como la precisión dimensional, las tensiones residuales inducidas por el proceso de corte

[4] o los cambios microestructurales superficiales inducidos por el proceso de corte y los consecuentes cambios en el comportamiento mecánico y frente a la corrosión, como se propone en [5].

Ciertos autores [6] indicaron que los aceros inoxidables austeníticos (ASS, por sus siglas en inglés), de los que el AISI 316L es un ejemplo, se consideran difíciles de mecanizar debido a su alta resistencia a la tracción, alta ductilidad, alto nivel de endurecimiento por deformación y baja conductividad térmica; estas propiedades, como se señala en [7], pueden dar lugar a altas fuerzas de corte, altas velocidades de desgaste de herramienta, alta susceptibilidad al desgaste en forma de muesca, formación inestable de virutas, formación de filo recocado (BUE), mal acabado superficial y concentración de calor en la zona de corte que, a su vez, conduce a altas temperaturas localizadas. Estas conclusiones se basan fundamentalmente en el estudio de los resultados en condiciones de corte continuo y, por lo tanto, el estudio del mecanizado en fresado ortogonal –bajo condiciones de corte no continuo donde el espesor del chip es variable– es una contribución significativa.

Puesto que, como se indica en [8], el comportamiento de resistencia frente a la corrosión puede verse afectado por el mecanizado y el esperado comportamiento frente a la corrosión por pica-

Nomenclatura	
a_p	profundidad de corte axial (mm)
a_e	profundidad de corte (mm)
F_c	fuerza de corte (N)
F_r	fuerza radial (N)
F_z	Fuerza axial (N)
R	fuerza resultante (N)
f	avance por revolución (mm/rev)
f_t	Avance por diente por revolución (mm/rev)
h	Espesor de viruta (mm)
l	longitud de contacto herramienta-viruta (mm)
V	velocidad de corte (m/min)
v_f	velocidad de avance (mm/min)
φ	posición angular del diente (grados)
μ	coeficiente de rozamiento
E_{pit}	potencial de picaduras (V)
E_{rp}	potencial de repasivación (V)

duras (PCB, por sus siglas en inglés) para el AISI 316L es bueno, el posible efecto del mecanizado en el PCB justifica un enfoque más amplio del concepto de maquinabilidad.

El presente trabajo consta de los siguientes pasos: (i) estudio y medición de fuerzas de corte; (ii) estudio de la distribución de la temperatura en el proceso de fresado; (iii) análisis metalográfico, justificado por la influencia de la microestructura en el comportamiento frente a la corrosión [9] y (iv) ensayos de polarización: con el objetivo de estudiar el efecto de la deformación inducida por el fresado ortogonal en el PCB, la *Polarización Anódica Potenciodinámica* (PAP, por sus siglas en inglés) y la *Polarización Cíclica Potenciodinámica* (CPP, por sus siglas en inglés), que son ensayos no destructivos ampliamente utilizados para evaluar la susceptibilidad de los aceros inoxidables austeníticos respecto a la corrosión por picaduras [10,11], se realizaron sobre las muestras mecanizadas.

2. PROCEDIMIENTO EXPERIMENTAL

2.1. MATERIALES

La composición química (% en peso) de las piezas de trabajo de AISI 316L fue la siguiente: C, 0.03; Cr, 17.18; Ni, 10.34; Si, 0.036; Mn, 1.35; Mo, 1.86; Al, 0.0193; Co, 0.17; Cu, 0.23; Nb, 0.01; Ti, 0.0212; V, 0.07; W, 0.05; P, 0.031; S, 0.003; Fe, Resto. El espesor de las piezas de trabajo fue de 5 mm.

2.2. ESTUDIO DE LAS FUERZAS DE CORTE

Se realizaron ensayos de fresado radial en piezas de trabajo de 200 mm de longitud, 60 mm de ancho y 5 mm de espesor, bajo condiciones de corte ortogonal con configuración de fresado en oposición, tal como se muestra en la Fig. 1. Las piezas de trabajo se

sujetaron mediante un sistema diseñado "ad hoc" que tenía como objetivo reducir el posible efecto del ajuste de la pieza de trabajo.

El equipo utilizado para medir las fuerzas de corte incluye: (i) un dinamómetro rotativo *Kistler 9124* para medir las tres componentes de fuerza asociados a un sistema de referencia fijado a la herramienta de corte, y (ii) un sistema portátil de adquisición de datos multicanal *WaveBook 512* de 12 bits (*IOtech*), con una tarjeta *Simultaneous Samples & Hold*, que permite un muestreo de alta velocidad y que reduce el desfase entre los canales de adquisición. El procesamiento de datos se llevó a cabo utilizando *DasyLabv.8* (*National Instruments*). El análisis de la fuerza axial F_z permite evaluar la exactitud de la hipótesis de fresado ortogonal porque el sistema de fuerzas puede considerarse ortogonal cuando F_z es menor que el 5% de la fuerza resultante R , suma de F_r y F_c .

Puesto que, en el presente trabajo, el número de dientes de la herramienta de fresado es uno, el avance por revolución es igual al avance por diente por revolución ($f_r=f$). Los ensayos de fresado se llevaron a cabo con una fresadora NC A-16 y los valores de los parámetros de corte dan lugar a ocho muestras diferentes: (i) muestra N° 1: $a_p=5$ mm, $a_e=3$ mm, $V=100$ mm/min, $f_t=0.10$ mm/rev; (ii) muestra N° 2: $a_p=5$ mm, $a_e=3$ mm, $V=100$ mm/min, $f_t=0.12$ mm/rev; (iii) muestra N° 3: $a_p=5$ mm, $a_e=3$ mm, $V=100$ mm/min, $f_t=0.15$ mm/rev; (iv) muestra N° 4: $a_p=5$ mm, $a_e=3$ mm, $V=100$ mm/min, $f_t=0.20$ mm/rev; (v) muestra N° 5: $a_p=5$ mm, $a_e=3$ mm, $V=150$ mm/min, $f_t=0.10$ mm/rev; (vi) muestra N° 6: $a_p=5$ mm, $a_e=3$ mm, $V=150$ mm/min, $f_t=0.12$ mm/rev; (vii) muestra N° 7: $a_p=5$ mm, $a_e=3$ mm, $V=150$ mm/min, $f_t=0.15$ mm/rev; (viii) muestra N° 8: $a_p=5$ mm, $a_e=3$ mm, $V=150$ mm/min, $f_t=0.20$ mm/rev. El diámetro de la herramienta fue de 20 mm, con una plaquita de corte recubierta TPKN 1603 PPTR-42 IC328 PVD TiCN (ISCAR), y con los ángulos siguientes: ángulo de corte 90° , ángulo de desprendimiento principal 0° , ángulo de desprendimiento axial 0° y ángulo de desprendimiento radial 0° , para obtener las condiciones de fresado ortogonal. Los ensayos de mecanizado se realizaron sin lubricación y un nuevo filo de herramienta se utilizó en cada ensayo.

Como se indica en [12], la medición de las fuerzas de corte tiene una alta sensibilidad a los problemas dinámicos, especialmente cuando se utiliza un dinamómetro rotativo, por lo tanto fue necesario aplicar un filtro de señal a la adquisición de datos (se utilizó un filtro de paso bajo de 400 Hz porque el sistema dinamómetro/herramienta tenía frecuencias de resonancia alrededor de 480 Hz).

La Fig. 2 muestra el sonograma del espectro de densidad de potencia de la fuerza resultante R en el plano de trabajo: se puede observar la contribución de los diferentes armónicos de la frecuencia de contacto entre la herramienta y la pieza de trabajo. Posteriormente, se aplicó un filtro digital *Butterworth* a la señal obtenida por el dinamómetro para suprimir el efecto de amplificación en los armónicos de las fuerzas de corte por la frecuencia de resonancia del sistema de medición.

2.3. ESTUDIO DE TEMPERATURAS

Las metodologías experimentales utilizadas para evaluar la distribución de temperaturas en el fresado se basan en sistemas termográficos de alta resolución y de alta velocidad de termografía infrarroja [13,14]. En el presente trabajo, se utilizó una cámara *InfraTec ImageIR*, controlada por el software *IRBIS 3 Profesional*.

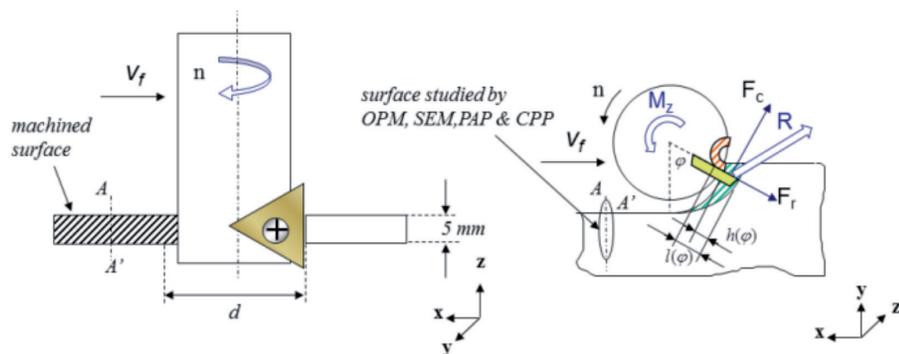


Fig. 1: Esquema del corte ortogonal

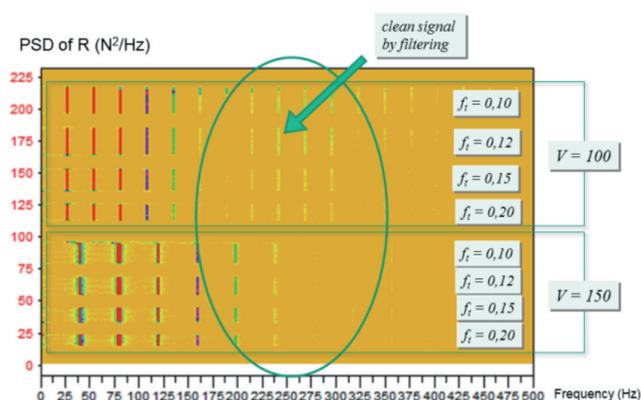


Fig. 2: Sonograma del espectro de densidad de potencia de la fuerza resultante R en el plano de trabajo. V en m/min y f_t en mm/rev

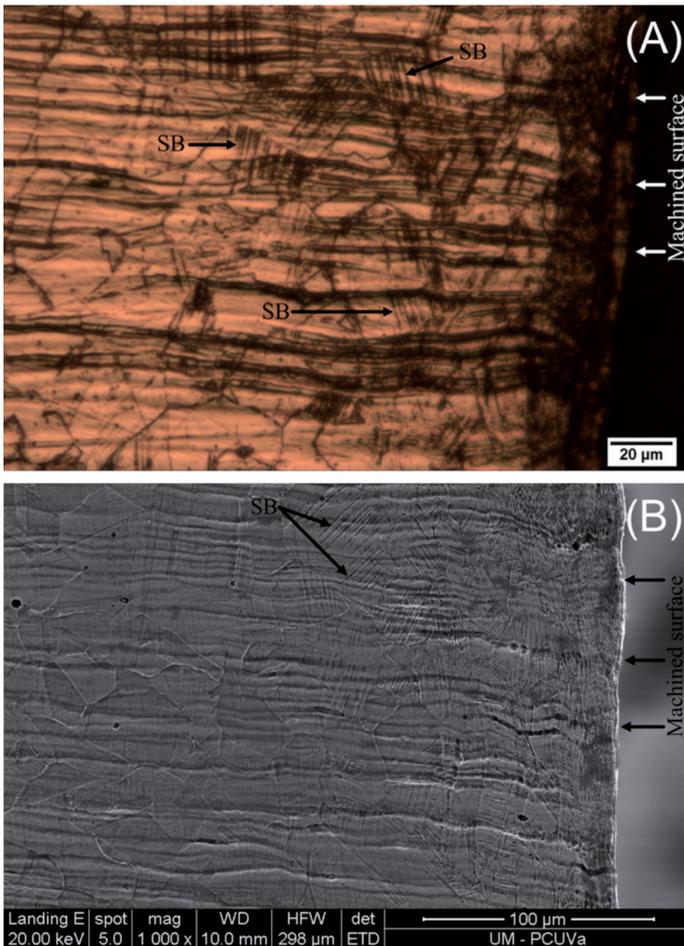


Fig. 3: Micrografías de la superficie perpendicular a la superficie mecanizada, donde las flechas muestran bandas de deslizamiento (SB, por sus siglas en inglés), que son efectos de la deformación y que están localizadas en la zona cercana a la superficie mecanizada: (A) OPM, ataque con reactivo de Kalling, muestra n° 8; y (B) SEM, ataque con reactivo de Kalling, muestra n° 4

Se utilizaron lentes telefoto de 100 mm y 500 mm, como se hizo en [15], para lograr una alta resolución espacial. Dada la influencia de la temperatura, del acabado superficial, de la oxidación o de la longitud de onda en el valor de emisividad [16], y con el objetivo de reducir la incertidumbre asociada a la caracterización de emisividad, se realizaron mediciones relativas de temperatura máxima.

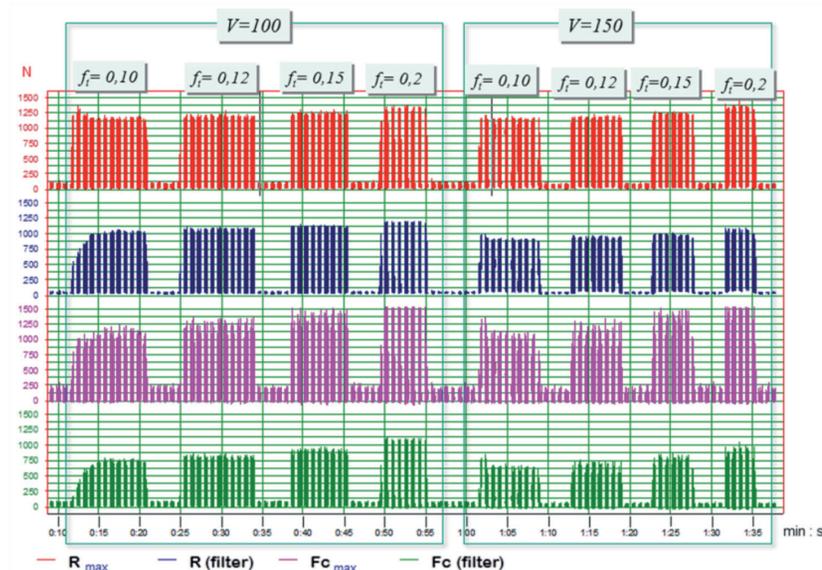


Fig. 4: Valor máximo, para cada vuelta de la herramienta de corte, de F_c y R (filtrado y no filtrado), en función del tiempo. Ven m/min y f_t en mm/rev .

2.4. ANÁLISIS METALGRÁFICO

El análisis metalográfico se efectuó, utilizando reactivo de Kalling, en la superficie perpendicular a la superficie mecanizada (Fig. 1), utilizando microscopía óptica (OPM, por sus siglas en inglés) (Fig. 3a) y microscopía electrónica de barrido (SEM, por sus siglas en inglés) (Fig. 3b).

La Fig. 3 muestra una presencia significativa de efectos de la deformación (bandas de deslizamiento) en la zona próxima a la superficie mecanizada. Puesto que las bandas de deslizamiento actúan como lugares preferentes para el inicio de la picadura, como se demuestra en [17], un enfoque más amplio del concepto de maquinabilidad en ASS, que considere el PCB, puede estar justificado.

2.5. ENSAYOS DE POLARIZACIÓN

Con el objetivo de estudiar el efecto de la deformación inducida por fresado ortogonal en el PCB, se realizaron ensayos PAP y CPP sobre la superficie perpendicular a la superficie mecanizada

Ensayos PAP

Los ensayos PAP se realizaron de acuerdo con la norma ASTM G5-94 (Reapproved 1999) [18]. La preparación superficial de las muestra se hizo mediante pulido con diamante de hasta $1 \mu m$. Los ensayos se llevaron a cabo en medio ácido con cloruros conteniendo $1 N H_2SO_4 + 0.5 N NaCl$ a una temperatura de $30 \text{ }^\circ C \pm 1$. El procedimiento experimental de los ensayos fue el siguiente: 5 min de mantenimiento a circuito abierto (V_{OC}), 2 min de ataque anódico a $-220 mV_{SCE}$ (electrodo saturado de calomelanos) [19], después un mantenimiento de 2 min a V_{OC} , 2 min de limpieza catódica a $-600 mV_{SCE}$, 2 min de mantenimiento a V_{OC} y entonces un barrido anódico que comenzó a $50 mV_{SCE}$ por debajo de V_{OC} hasta $1000 mV_{SCE}$. La velocidad de barrido fue de $50 mV/min$. El PCB se evaluó a partir del potencial de picaduras (E_{pit}) obtenido de la curva PAP. Conforme a [20,21] (ii, cuanto mayor es el E_{pit} , mayor es la resistencia a las picaduras.

Ensayos CPP

Los ensayos CPP se efectuaron de acuerdo a la norma ASTM G61-86 (Reapproved 1998) [22]. Las muestras se pulieron con diamante de hasta $1 \mu m$. Las curvas de polarización se obtuvieron en $1 N H_2SO_4 + 0.5 N NaCl$ a una temperatura de $30 \text{ }^\circ C \pm 1$. Antes de la polarización las muestras se sumergieron en la solución de ensayo durante 1 h a V_{OC} . El potencial del electrodo fue barrido desde V_{OC} a una velocidad de $10 mV/min$. Cuando la densidad de corriente alcanzó los $5 mA/cm^2$ la dirección de barrido se invirtió hasta V_{OC} para evaluar la tendencia a la repasivación.

El comportamiento de repasivación se evaluó a partir de E_{pit} y del potencial de repasivación (E_{rp}) obtenidos de la curva CPP. Como se señala en [23], la diferencia $E_{pit} - E_{rp}$ define el lazo de histéresis anódica: cuando más estrecho es el lazo de histéresis anódica, más fácil es que se vuelva a pasivar la picadura.

3. RESULTADOS Y DISCUSIÓN

El estudio de las fuerzas de corte se realizó utilizando F_c y R . La Fig. 4 muestra el valor máximo, para cada vuelta de la herramienta de corte, de F_c y R (filtrado y no filtrado), en función del tiempo, para las condiciones de corte ortogonal utilizadas en el presente trabajo. Como puede verse en la Fig.

4, tanto los valores máximos de F_c como de R aumentan al aumentar f_t .

Un análisis más detallado de F_c y R en función del tiempo (Figs. 5 y 6), permite observar que: (i) el "tiempo de enfriamiento", tiempo entre dos valores de fuerza máxima consecutivos que permite estimar el tiempo disponible para la evacuación de calor, disminuyó con el aumento de V (Fig. 5); y (ii) el valor de F_c se acercó al de R al aumentar f_t (Fig. 6). Estos resultados muestran que la temperatura de la pieza de trabajo tendió a disminuir con la disminución de V y con el incremento de f_t (a medida que el valor de F_c se aproxima al de R , F_r y μ disminuyen).

El estudio mediante termografía infrarroja muestra que: (i) la temperatura máxima de la pieza de trabajo se alcanzó en la zona 1, donde la fricción antes de la formación de viruta es muy alta

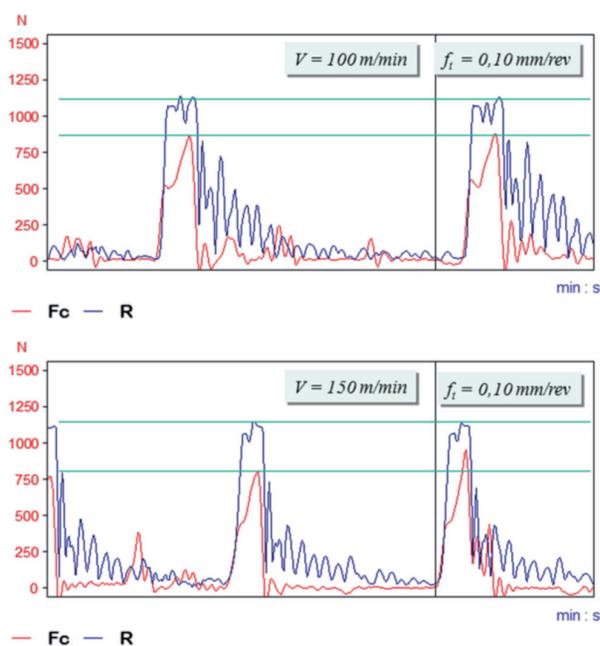


Fig. 5: El "tiempo de enfriamiento", tiempo entre dos valores de fuerza máxima consecutivos que permite estimar el tiempo disponible para la evacuación de calor, disminuyó con el aumento de V

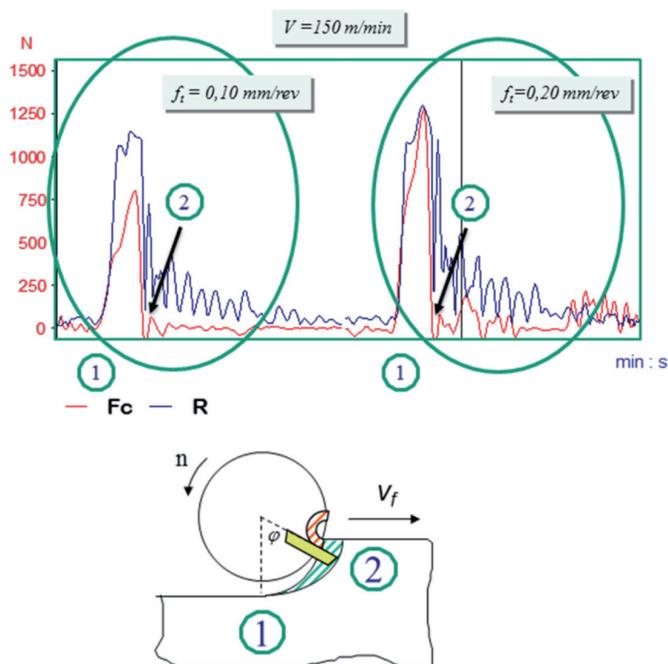


Fig. 6: El valor de F_c se aproxima al de R al aumentar f_t .

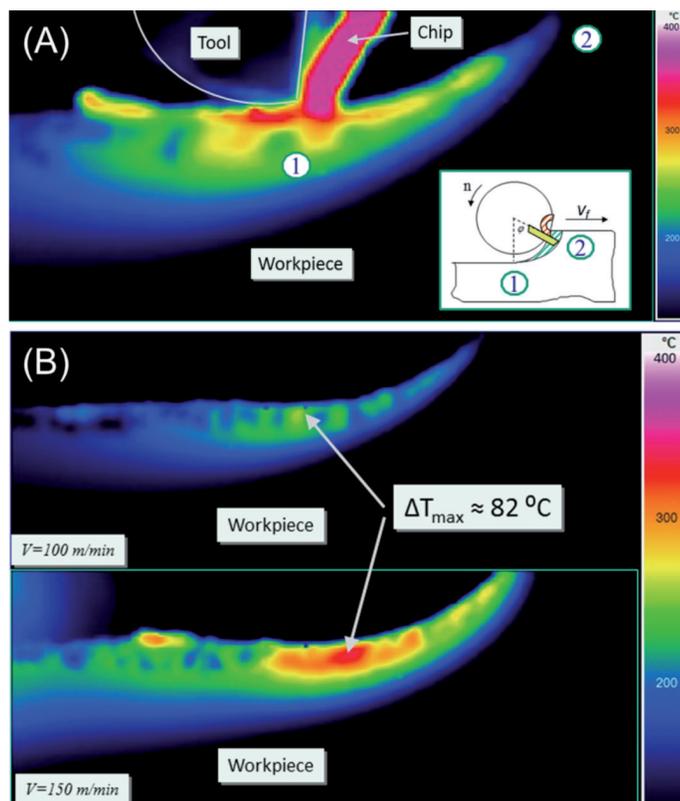


Fig. 7: Imagen de termografía infrarroja que muestra: (A) las temperaturas de la pieza de trabajo; y (B) el incremento en la temperatura máxima de la pieza de trabajo (ΔT_{max}) cuando la velocidad de corte pasa de $V = 100 \text{ m/min}$ a $V = 150 \text{ m/min}$.

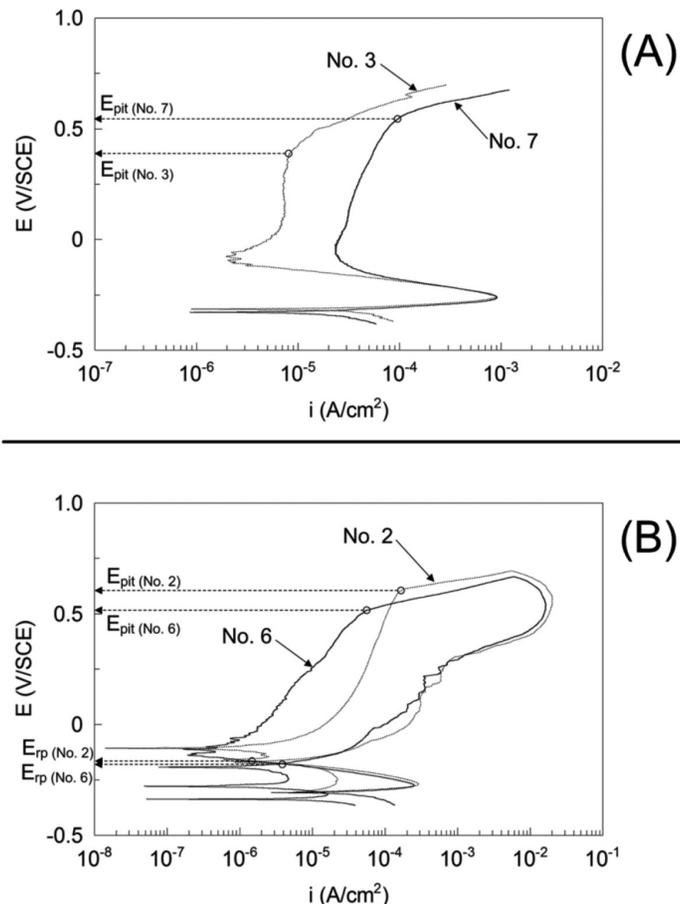


Fig. 8: (A) Curvas PAP de las muestras N° 3 ($V = 100 \text{ m/min}$, $f_t = 0.15 \text{ mm/rev}$) con $E_{rp} = 0.41 \text{ V}$ y N° 7 ($V = 150 \text{ m/min}$, $f_t = 0.15 \text{ mm/rev}$) con $E_{rp} = 0.56 \text{ V}$. (B) Curvas CPP de las muestras N° 2 ($V = 100 \text{ m/min}$, $f_t = 0.12 \text{ mm/rev}$) con $E_{pit} - E_{rp} = 0.77 \text{ V}$ y N° 6 ($V = 150 \text{ m/min}$, $f_t = 0.12 \text{ mm/rev}$) con $E_{pit} - E_{rp} = 0.69 \text{ V}$

(Fig. 7a); (ii) la temperatura de la viruta era mayor que la temperatura más alta alcanzada en la pieza; (iii) el aumento de la velocidad de corte de $V=100$ m/min a $V=150$ m/min condujo a un aumento en la temperatura máxima de la pieza de trabajo de aproximadamente 82 °C (Fig. 7b), este resultado es coherente con el obtenido anteriormente que establecía que la temperatura de la pieza de trabajo tiende a disminuir con la disminución de V ; y (iv) a pesar de un resultado anterior, que establecía que la temperatura de la pieza de trabajo tiende a disminuir con el aumento de f_t , no hubo cambios significativos en la temperatura máxima de la pieza de trabajo al variar f_t .

Las curvas PAP muestran que: (i) el PCB mejoró, es decir, E_{pit} se incrementó, con el aumento de la velocidad de corte V (Fig. 8a); (ii) no hay cambios significativos en E_{pit} al variar f_t . Las curvas CPP muestran que: (i) la capacidad de repasivación mejoró, es decir, la diferencia $E_{pit}-E_{rp}$ disminuyó al aumentar V (Fig. 8b); y (ii) no hay cambios significativos en $E_{pit}-E_{rp}$ al variar f_t .

El hecho de que el PCB y la capacidad de repasivación mejoran al aumentar V es coherente con el hecho de los efectos de la deformación (bandas de deslizamiento), que actúan como lugares preferentes para el inicio de la picadura, disminuyan al aumentar la temperatura.

4. CONCLUSIONES

Del presente trabajo se pueden extraer las siguientes conclusiones:

- El análisis de las fuerzas F_c y R muestra que la temperatura de la pieza de trabajo tendía a aumentar con el incremento de V : el "tiempo de enfriamiento", tiempo entre dos valores de fuerza máxima consecutivos que permite estimar el tiempo disponible para la evacuación de calor, disminuyó aproximadamente en un 33 % cuando V pasó de 100 a 150 m/min.
- El estudio mediante termografía infrarroja muestra que el aumento de la velocidad de corte de $V=100$ m/min a $V=150$ m/min condujo a un incremento en la temperatura máxima de la pieza de trabajo de alrededor de 82 °C.
- Las curvas PAP y CPP muestran que el PCB y la capacidad de repasivación mejoraron al aumentar V : E_{pit} se incrementó aproximadamente en un 37% y $E_{pit}-E_{rp}$ disminuyó aproximadamente en un 10% cuando V pasó de 100 a 150 m/min.
- El análisis de las fuerzas F_c y R muestra que la temperatura de la pieza de trabajo tendía a disminuir al aumentar f_t (el ratio R/F_c disminuía aproximadamente de 1.5 a 1.0 cuando f_t aumentaba de 0.10 a 0.20 mm/rev), pero no había cambios significativos ni en la temperatura máxima de la pieza de trabajo ni en E_{pit} ni en $E_{pit}-E_{rp}$ al variar f_t .

El presente trabajo demuestra el gran interés de un enfoque más amplio del concepto de maquinabilidad de los aceros inoxidables, basado en el hecho de que el comportamiento de resistencia frente a la corrosión puede verse afectado por el mecanizado.

BIBLIOGRAFÍA

- [1] Ghadbeigi H, Bradbury SR, Pinna C, Yates JR. Determination of micro-scale plastic strain caused by orthogonal cutting. *Int J Mach Tools Manuf* 2008;48:228–35. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijmactools.2007.08.017>.
- [2] Bletton O, Duet R, Pédarrie P. Influence of oxide nature on the machinability of 316L stainless steels. *Wear* 1990;139:179–93. DOI: [http://dx.doi.org/10.1016/0043-1648\(90\)90044-B](http://dx.doi.org/10.1016/0043-1648(90)90044-B).
- [3] Santos FJ. Estudio experimental de la fricción en el proceso de corte de un acero AISI 4140 a partir de las fuerzas de corte en el fresado ortogonal.

University of Valladolid, 2011.

- [4] Valiorgue F, Rech J, Hamdi H, Gilles P, Bergheau JM. A new approach for the modelling of residual stresses induced by turning of 316L. *J Mater Process Technol* 2007;191:270–3. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2007.03.021>.
- [5] Ghosh S, Kain V. Microstructural changes in AISI 304L stainless steel due to surface machining: Effect on its susceptibility to chloride stress corrosion cracking. *J Nucl Mater* 2010;403:62–7. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.jnucmat.2010.05.028>.
- [6] M'Saoubi R, Outeiro JC, Changeux B, Lebrun JL, Morão Dias A. Residual stress analysis in orthogonal machining of standard and resulfurized AISI 316L steels. *J Mater Process Technol* 1999;96:225–33. DOI: [http://dx.doi.org/10.1016/S0924-0136\(99\)00359-3](http://dx.doi.org/10.1016/S0924-0136(99)00359-3).
- [7] Maranhão C, Davim JP. Simulation Modelling Practice and Theory Finite element modelling of machining of AISI 316 steel : Numerical simulation and experimental validation. *Simul Model Pract Theory* 2010;18:139–56. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.simpat.2009.10.001>.
- [8] Thakur A, Gangopadhyay S. State-of-the-art in surface integrity in machining of nickel-based super alloys. *Int J Mach Tools Manuf* 2016;100:25–54. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijmactools.2015.10.001>.
- [9] Martín Ó, De Tiedra P, San-Juan M. Study of influence of gamma prime and eta phases on corrosion behaviour of A286 superalloy by using electrochemical potentiokinetic techniques. *Mater Des* 2015;87:266–71. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.matdes.2015.08.041>.
- [10] Martín Ó, De Tiedra P, López M. Artificial neural networks for pitting potential prediction of resistance spot welding joints of AISI 304 austenitic stainless steel. *Corros Sci* 2010;52:2397–402. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.corsci.2010.03.013>.
- [11] Martín Ó, De Tiedra P, López M, San-Juan M. Combined Effect of Resistance Spot Welding and Post-Welding Sensitization on the Pitting Corrosion Behavior of AISI 304 Stainless Steel. *Corrosion* 2013;69:268–75. DOI: <http://dx.doi.org/10.5006/0749>.
- [12] San-Juan M, Martín Ó, Santos F. Experimental study of friction from cutting forces in orthogonal milling. *Int J Mach Tools Manuf* 2010;50:591–600. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijmactools.2010.03.013>.
- [13] Rodríguez Martín M, Lagüela Lopez S, Gonzalez Aguilera D, Diaz Vilariño L. TERMOGRAFÍA ACTIVA, PARTE 1: ENFOQUE TEÓRICO DE LA CAPTACIÓN INFRARROJA, PROCESAMIENTO DE DATOS Y CLASIFICACION. *DYNA* 2015;90:456–60. DOI: <http://dx.doi.org/10.6036/7556>.
- [14] Rodríguez Martín M, Lagüela Lopez S, Gonzalez Aguilera D, Diaz Vilariño L. TERMOGRAFÍA ACTIVA PARTE 2: DESARROLLO Y APLICACIONES EN INGENIERÍA E INDUSTRIA. *DYNA Ing E Ind* 2015;90:568–72. DOI: <http://dx.doi.org/10.6036/7596>.
- [15] San-Juan M, Santos FJ, De Tiedra P, López R, Martín Ó. APROXIMACIÓN A LA APLICACIÓN DE LA TERMOGRAFÍA IR AL ESTUDIO DEL PROCESO DE FRESADO. *DYNA Ing E Ind* 2015;90:188–94. DOI: <http://dx.doi.org/10.6036/7294>.
- [16] Arrazola PJ, Arriola I, Davies MA. Analysis of the influence of tool type, coatings, and machinability on the thermal fields in orthogonal machining of AISI 4140 steels. *CIRP Ann - Manuf Technol* 2009;58:85–8. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.cirp.2009.03.085>.
- [17] Vignal V, Mary N, Valot C, Oltra R, Coudreuse L. Influence of Elastic Deformation on Initiation of Pits on Duplex Stainless Steels. *Electrochem Solid-State Lett* 2004;7:C39. DOI: <http://dx.doi.org/10.1149/1.1647995>.
- [18] ASTM G5-94 (Reapproved 1999). Standard reference test method for making potentiostatic and potentiodynamic anodic polarization measurements. 1999.
- [19] Park I-J, Lee S-M, Kang M, Lee S, Lee Y-K. Pitting corrosion behavior in advanced high strength steels. *J Alloys Compd* 2015;619:205–10. doi: <http://dx.doi.org/10.1016/j.jallcom.2014.08.243>.
- [20] Li HB, Jiang ZH, Feng H, Zhang SC, Li L, Han PD, et al. Microstructure, mechanical and corrosion properties of friction stir welded high nitrogen nickel-free austenitic stainless steel. *Mater Des* 2015;84:291–9. doi: <http://dx.doi.org/10.1016/j.matdes.2015.06.103>.
- [21] De Tiedra P, Martín Ó, San-Juan M. Potentiodynamic study of the influence of gamma prime and eta phases on pitting corrosion of A286 superalloy. *J Alloys Compd* 2016;673:231–6. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.jallcom.2016.02.261>.
- [22] ASTM G61-86 (Reapproved 1998). Standard test method for conducting cyclic potentiodynamic polarization measurements for localized corrosion susceptibility of iron-, nickel-, or cobalt- based alloys. 1998.
- [23] AghaAli I, Farzam M, Golozar MA, Danaee I. The effect of repeated repair welding on mechanical and corrosion properties of stainless steel 316L. *Mater Des* 2014;54:331–41. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.matdes.2013.08.052>.