

Influencia de las condiciones de mecanizado en la microdureza y la microestructura del Hastelloy C-276

Bruno Cuevas Lozano

bruno.cuevas@estudiantes.uo.edu.cu

Jimmy Erick Sosa Vargas

jimmy.sosa@estudiantes.uo.edu.cu

Universidad de Oriente (Cuba)

Resumen: Se analizó la influencia de las condiciones de mecanizado en la microdureza, la dureza superficial y la microestructura durante el torneado del Hastelloy C-276, de aplicación en la producción de piezas para la industria del níquel. Para ello se realizó un estudio de la variación de la dureza superficial de la pieza en función del tiempo principal de corte y de la microdureza en función del radio de la herramienta. Los resultados arrojaron que durante el torneado de la aleación Hastelloy C-276 existe una relación estadísticamente significativa entre la dureza HRC media y el tiempo principal de corte. Se comprueba a partir del análisis de la microestructura que el incremento de la microdureza Vickers es ocasionado por el efecto de la acritud que origina un endurecimiento de la capa de material inmediatamente inferior a la superficie cortada y por tanto una disminución de la vida de la herramienta y de la maquinabilidad del material.

Palabras clave: aleación; superaleaciones; torneado; maquinabilidad; dureza.

Trabajo tutorado por la Dra. C. Maritza Mariño Cala y el Dr. C. Yanier Sánchez Hechavarría

Recibido: 3 enero 2023/ Aceptado: 1 marzo 2023

Influence of machining conditions on the microhardness and microstructure of Hastelloy C-276

Abstract: This work investigates the influence of machining conditions on microhardness, surface hardness and microstructure during turning of Hastelloy C-276, applied in the production of parts for the nickel industry. For this, a study was carried out on the variation of the surface hardness of the piece as a function of the main cutting time and of the microhardness as a function of the radius of the tool. The results showed that during the turning of the Hastelloy C-276 alloy there is a statistically significant relationship between the mean HRC hardness and the main cutting time. It was verified from the analysis of the microstructure that the increase in Vickers microhardness is caused by the effect of acrimony that causes a hardening of the layer of material immediately below the cut surface and therefore a decrease in the life of the too, and the machinability of the material. It was shown that, during turning, chips are formed in strips of great length and small thickness, which are typical of ductile materials that are difficult to machine.

Keywords: Turning; alloy; machinability; microhardness

Introducción

Las superaleaciones a base de Ni se utilizan para aplicaciones como componentes de aeronaves; válvulas de retención utilizadas en plantas petroquímicas, petroleras y de procesamiento de minerales, aplicaciones biomédicas, así como elementos de reactores nucleares (Kesavan, Senthilkumar & Dinesh, 2020). Las aleaciones a base de níquel tienen alta resistencia en entornos muy críticos debido a su resistencia mecánica favorable, fluencia, resistencia al desgaste, resistencia a la corrosión y puede soportar estas cualidades a temperaturas elevadas (Rahman *et al.*, 2018; Zheng & Sridharan, 2018; Gloria *et al.*, 2019). Entre este tipo de aleaciones el Hastelloy tiene características únicas como buena relación resistencia-peso, resistencia a la corrosión, temperatura de fusión más alta y buena tenacidad. (Sivalingam *et al.*, 2021).

El mecanizado del Hastelloy C-276 se ve dificultado por la baja de difusión térmica, el endurecimiento por trabajo y la afinidad para reaccionar con el material de la herramienta. Por lo tanto, se clasifica como material de difícil mecanizado (Sivalingam *et al.*, 2021). Además, las investigaciones sobre la maquinabilidad de este material son muy escasas (Kaitao *et al.*, 2015). Los parámetros de corte tienen una gran influencia en las características de mecanizado de esta aleación a base de níquel y, por lo tanto, la selección adecuada de los parámetros para su mecanizado es de gran importancia. (Thakur & Gangopadhyay, 2016). Sumado a esto, la calidad de la superficie y la microdureza de las piezas mecanizadas son influenciadas por los parámetros de corte durante el mecanizado en seco o con lubricación (Umbrello, 2013; Singh, Aggarwal & Singh, 2021).

Al mecanizar superaleaciones base Ni, el calor generado en la zona de corte apenas puede disiparse en la pieza de trabajo debido a la mala conductividad térmica de estas aleaciones, por lo que el calor generado se concentra en la zona de corte hasta tal punto que puede alcanzar fácilmente más allá 800 °C (Diniz, Marcondes & Coppini, 2010). Las altas temperaturas combinada con altas presiones y la fricción entre la herramienta y la pieza y la herramienta y la viruta deterioran la integridad de la superficie al producir tensiones residuales de alta tensión (Cai *et al.*, 2014), daños superficiales (Zhou, Bushlya & Stahl, 2012), alteraciones microestructurales (Zhou *et al.*, 2014), y la formación de capas blancas y endurecidas (Soo *et al.*, 2011; Thakur, Gangopadhyay & Mohanty, 2015).

La estructura cristalina compacta cubica centrada de caras de la matriz austenítica de las superaleaciones de níquel tienen una gran capacidad de mantener la resistencia a la tracción, a la ruptura y buenas propiedades de fluencia a temperaturas muy altas debido, entre otros factores, a su elevado módulo de elasticidad y a la alta difusión que poseen los elementos secundarios en este tipo de matriz (Ulutan & Ozel, 2011). Estos autores plantean, además, que la matriz austenítica de estas aleaciones hace que las mismas sean muy dúctiles y posean una alta tasa de acritud, con una alta tendencia a la formación de filo recrecido a bajas velocidades de corte y desgaste por adherencia en velocidades más altas.

Según Diniz, Marcondes & Coppini (2010), los materiales, con alta tasa de acritud requieren mucha energía para la formación de la viruta por lo que el incremento del valor de la presión específica de corte produce el endurecimiento no uniforme de la capa inmediatamente inferior a la mecanizada, disminuyendo la maquinabilidad del material, al reducir la vida de la herramienta.

Además, debido a que estas superaleaciones están diseñadas metalúrgicamente para mantener su resistencia mecánica a altas temperaturas, las fuerzas en la zona de flujo del material durante el proceso de corte son muy elevadas lo que produce tensiones compresivas que actúan sobre el borde cortante principal de la herramienta y sobre la superficie mecanizada, generando una destrucción de la herramienta y un endurecimiento en la capa superficial inmediatamente inferior a la capa cortada (Diniz, Marcondes & Coppini, 2010).

Jawahir *et al.* (2011), plantean que las altas cargas termomecánicas que se generan durante los procesos de mecanizado de los metales a menudo generan alteraciones superficiales en la pieza. Estos autores observaron que, durante el mecanizado de aleaciones de níquel, en condiciones de corte inadecuadas, se han observado la formación de capas blancas nanocristalinas. Las capas blancas muestran una mayor dureza y granos muy pequeños y deformados en comparación con el material no deformado y se asocian principalmente con tensiones residuales de tracción y compresión que surgen durante los procesos de mecanizado (Hosseini *et al.*, 2014; Thakur *et al.*, 2015).

Según Griffiths (1987), existen tres mecanismos que posibilitan la formación de capas blancas: a) las transformaciones de fases b) las severas deformaciones plásticas que

conducen a una estructura de grano fino y c) las reacciones químicas con el medio ambiente.

Herbert *et al.* (2011) determinaron que, durante la formación de capas blancas en superaleaciones a base de níquel durante el mecanizado de la pieza, hubo un aumento de la dureza en la de un 45% y una significativa reducción del tamaño de grano en comparación con el material no mecanizado. Sin embargo, estos autores plantean que el pequeño grosor de la capa deformada, de aproximadamente 10 a 20 μm , dificulta las mediciones y validaciones, lo que lleva a muchas conclusiones diferentes y contradictorias que aparecen en la literatura.

Paulsen, Pecat & Brinksmeier (2016), determinaron durante el taladrado de una pieza de $\text{Ti}_6\text{Al}_4\text{V}$ con diferentes condiciones de lubricación que una mayor profundidad de corte tiene una influencia significativamente mayor sobre las capas sub-superficiales de la pieza que las temperaturas generadas durante la operación de taladrado. Estos autores determinaron además que durante el taladrado convencional con valores de desgaste menores o iguales a 200 μm no aparecen fluctuaciones apreciables en el área donde se encuentran las capas fuertemente deformadas. En estas áreas, las diferentes fases del material y los granos deformados se mezclan con capas finas deformes y fuertes (capas blancas) y los valores de microdureza en estas áreas son considerablemente más altos, en comparación con el material sin mecanizar.

El objetivo de esta investigación es determinar la influencia que tiene el tiempo de corte sobre la dureza superficial, la microdureza de la pieza y la microestructura del material durante el torneado de la aleación a base de níquel Hastelloy C 276.

Materiales y métodos

Los ensayos fueron realizados en un torno CNC CMZ TL25BMS con rotación máxima del husillo de 3 500 rpm y potencia principal de 25 kW. Los cuerpos de prueba fueron fabricados en un torno universal 16K20, a los mismos se les removió una capa de material con espesor del orden de 0,5 mm, con el objetivo de asegurar una mayor homogeneidad en el material de los experimentos.

Para el torneado de las piezas se seleccionó una herramienta de cilindrar con calzos intercambiables de carburo cementado ISO M30TMNG 22-04-08-MR 4325 fabricada por la firma SANDVIK CORAMANT. Para la fijación de las herramientas se seleccionó un portaherramientas de acero 1045 TNMG 432-MR 4325 fabricada por la misma firma. La herramienta fijada sobre este portaherramientas tiene un ángulo de posición principal de 90 grados, un ángulo de incidencia de 12 grados y ángulo de salida negativo de 8 grados.

Las probetas fueron fabricadas a partir de una barra laminada de Hastelloy C-276 de 26 mm de diámetro y 1000 mm de largo. Se cortaron 8 probetas de 100 mm de largo. Para determinar la composición química del material se empleó un espectrómetro de masa portátil marca OXFORD INSTRUMENTS (Tabla 1).

Tabla 1. Composición química de la aleación de níquel Hastelloy C-276.

Elemento	% en peso	Elemento	% en peso
C	0,01	W	4,5
Mn	1,0	Va	2,5
S máx.	0,03	Co	2,5
Si	0,08	Fe	7,0
Cr	16,5	Ni	Balance (48,88)
Mo	17,0		

Los regímenes de corte se seleccionaron siguiendo las recomendaciones de Trent y Wright (2000) y Diniz, Marcondes & Coppini (2010). En la tabla 2 se muestran los regímenes de corte utilizados en los ensayos.

Tabla 2. Condiciones experimentales

Velocidad de corte (m/min)	90
Velocidad de rotación del husillo (rev/min)	1 100
Profundidad de corte (mm)	0,5
Avance (mm/s)	0,35

Para determinar la influencia del tiempo principal de corte en la variación de la dureza en la longitud mecanizada y la dureza media, se determinó a partir de la ecuación 1 en función de la cantidad de pasadas, manteniendo constante la velocidad de corte.

$$t_p = \frac{l_e + l_g + l}{n \cdot s} \cdot i \quad (1)$$

Donde l es la longitud torneada en mm, l_e es la longitud de entrada igual a 2 mm, l_g es la longitud geométrica que está en función del ángulo de posición principal de la herramienta en mm, n es la velocidad de rotación del husillo rev/min, s es el avance en mm/rev y i es la cantidad de pasadas.

Las mediciones de dureza se realizaron en la dirección del avance partiendo desde el extremo de la pieza con un espaciado entre las mediciones de 8 milímetros, realizándose 10 mediciones.

Para fabricar las probetas para medición de microdureza y caracterización microestructural se utilizó un torno paralelo universal 16K20. Durante el proceso de corte se empleó líquido refrigerante para disminuir al máximo el calentamiento de las piezas.

En la medición de la microdureza, se empleó un micro durómetro SHIMATZU modelo MVH-O. La carga utilizada en las mediciones fue de 100 g y un tiempo de medición de 5 s. En todas las probetas la microdureza se calculó como la media de los valores obtenidos en cinco indentaciones y en cada una de estas, a partir de la media del valor de las dos diagonales de la huella. El cálculo de la microdureza se realiza mediante la ecuación 2.

$$H_v = 1854,4 \cdot \frac{P}{d^2} \quad (2)$$

Posteriormente se realizó el desbaste de la superficie transversal de las probetas, utilizando papeles abrasivos de diferentes granulometrías (220, 320, 400, 600 y 1200) para ello se utilizó una pulidora METASINEX, modelo M237298, seguidamente se realizó el pulido de las probetas con paño y suspensión de pulido de 3, 6 y 30 μm .

Para el ataque químico las muestras fueron sumergidas durante 10 minutos, en un baño electrolítico de ácido fluorhídrico con cátodo de plomo y un voltaje de 6 V.

La caracterización microestructural de las probetas se realizó mediante microscopía óptica, con el uso de un microscopio metalúrgico, marca NOVEL modelo NJF-120A, perteneciente al laboratorio de metalografía de la Universidad de Oriente.

Resultados y discusión

Para establecer la variación de la dureza en la longitud de medición en función del tiempo de corte (T_p), se determinó esta variable en función de la longitud mecanizada y la cantidad de pasadas, manteniendo constante la velocidad de rotación del husillo. En la tabla 3, se muestra los valores de T_p en función de la cantidad de pasadas.

Tabla 3. Tiempo de corte en función de la variación de la cantidad de pasadas.

Cantidad de pasadas	2	4	6	8	10	12	14
Tiempo principal	2,56	5,12	7,68	10,24	12,80	15,36	17,92

En la tabla 4 se muestran los valores de dureza superficial Brinell medidas en las probetas de Hastelloy C-276 en función de la variación la longitud de medición y la dureza media obtenida en la primera replica de los ensayos.

Tabla 4. Variación de la dureza en función de la longitud de la pieza.

Longitud de medición (mm)	Probeta virgen	Tiempo de corte(min)/cantidad de pasadas						
		2,56/2	5,12/4	7,68/6	10,24/8	12,80/10	15,36/12	17,92/14
6	239	237	249	262	274	279	291	306
12	235	242	256	261	277	282	290	298
18	232	243	257	267	279	279	293	303
24	229	247	254	264	276	281	294	301
30	237	241	257	269	274	283	295	297
36	234	239	258	268	276	279	289	302
42	232	237	261	265	281	280	289	305
48	237	238	264	264	274	274	294	306
54	232	234	253	263	273	276	292	307
60	233	238	251	261	277	277	287	298
66	231	239	255	263	279	274	291	299
72	233	236	253	259	280	276	294	297
Media	233,67	239,25	255,67	263,83	276,67	278,33	291,58	301,58
Desviación estándar	2,749	3,370	3,986	2,882	2,528	2,838	2,396	3,616

Para determinar el efecto del tiempo de corte y la longitud de medición sobre la dureza de la superficie de la pieza se efectuó un análisis de varianza multifactorial. En la tabla 5 ANOVA se descompone la variabilidad de la dureza superficial en contribuciones debidas al tiempo de corte y la longitud de medición. Puesto que se ha escogido la suma de cuadrados Tipo III (por omisión), la contribución de cada factor se mide eliminando los efectos de los demás factores.

Tabla 5. Análisis de varianza para la dureza superficial de la probeta. Suma de Cuadrados Tipo III.

Fuente	Suma de cuadrados	GL	Cuadrado medio	Razón-F	Valor-P
Efectos principales					
A: Tiempo principal de corte (min)	46527,0	6	7754,49	830,20	0,0000
B: Longitud de medición (mm)	109,274	11	9,93398	1,06	0,4037
Residuos	616,476	66	9,34055		
Total (corregido)	47252,7	83			

Al analizar los estadígrafos Razón-F y Valor-P se puede apreciar que el tiempo de corte tiene un efecto significativo sobre el aumento de la dureza en la superficie de la pieza ya que la Razón-F es igual a 830,20 y el Valor-P es menor que 0,05, indicando que existe un efecto significativo del tiempo de corte sobre la dureza del material con significancia estadística de 95 %.

Al analizar la Razón-F para la contribución de la longitud de medición sobre la dureza superficial se observa que esta toma valores por encima de 1 por lo que esta variable tiene una pequeña contribución al aumento de la dureza superficial.

En el análisis de los gráficos de la dispersión mostrados en la figura 1, se verifica que el mayor efecto sobre la dureza de la pieza lo ejerce el tiempo de mecanizado. Esto puede estar originado por la alta tasa de acritud del material.

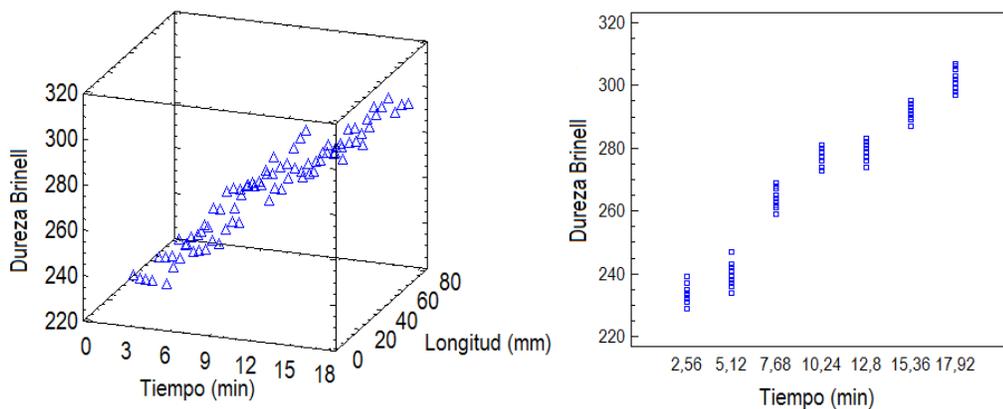


Figura 1. Gráfico de dispersión de la dureza en función del tiempo principal de corte y la longitud mecanizada.

La ecuación 3, muestra los resultados de ajustar un modelo de regresión lineal múltiple para describir la relación entre la dureza superficial de la pieza y 2 variables independientes: el tiempo de corte (t_p) y la longitud de medición (L_m). Al analizar este modelo se observa que la mayor variación de HB se produce con la variación de T_p .

$$HB = 224,76 + 4,505 \cdot T_p - 0,041542 \cdot Ln \quad (3)$$

Los valores de R^2 igual a 94,71 % indican que el modelo seleccionado ajusta la variabilidad de la dureza superficial de la pieza en función de la variación del tiempo de corte y la longitud de medición. El estadístico R^2 ajustada, que es más apropiada para comparar modelos con diferente número de variables independientes, es 94,56 %. Aunque el Valor-P en el modelo de correlación para la longitud de medición es 0,1597, mayor que 0,05 por ciento, no se simplificó el modelo debido que la dispersión en la medición de esta variable para todos los casos es mayor que cero, puede haber una significancia estadística de la misma con un nivel de confianza menor que 95 %.

Para demostrar que la influencia de la acritud en el endurecimiento de la superficie cilindrada, se midió la microdureza Vickers en función del radio de la pieza.

En los análisis de la microdureza Vickers en función del radio de la pieza como se muestra en la figura 2 se observó un incremento de los valores en las mediciones cercanas a la periferia de la pieza comparadas con los valores de microdureza en las zonas cercanas al centro, las cuales sufren menos el efecto de deformación de los granos por el efecto de la fuerza y energía consumida durante el proceso de corte.

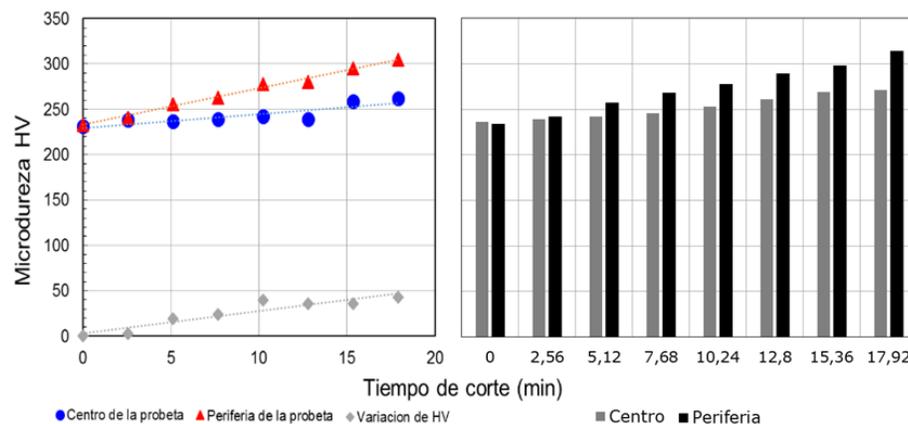


Figura 2. Variación de la microdureza en función del tiempo de corte.

A partir de este resultado se puede afirmar que la tendencia de esta aleación al endurecimiento progresivo por deformación es alta lo cual incrementa su resistencia a la penetración de la herramienta durante corte en las pasadas sucesivas.

A partir del análisis de la dureza en función del tiempo de corte y de la microdureza en función del radio de la pieza se puede afirmar que el material tiene una alta tasa de acritud lo que origina un endurecimiento superficial de la pieza, indicando que el material es de difícil maquinabilidad.

Análisis de la microestructura de las probetas torneadas

Para materiales ferromagnéticos con tamaño de grano grande, las componentes de la fuerza de corte son pequeñas, debido a que la dureza del material menor. Con la disminución del tamaño de grano por efecto de la deformación, aumenta el valor de las componentes de la fuerza de corte lo que trae consigo el aumento de la amplitud de las vibraciones sin realizar variaciones de los regímenes de corte, afectando la rugosidad superficial de la pieza (Singh, Aggarwal & Singh, 2021).

Al analizar la microestructura de la probeta sin mecanizar (figura 3), se observan granos grandes y bien delimitados, tanto en el centro de la pieza como en la periferia. Esta estructura es similar a la que presenta la probeta después de 2,56 min de torneado (2 pasadas) mostrada en la figura 4.

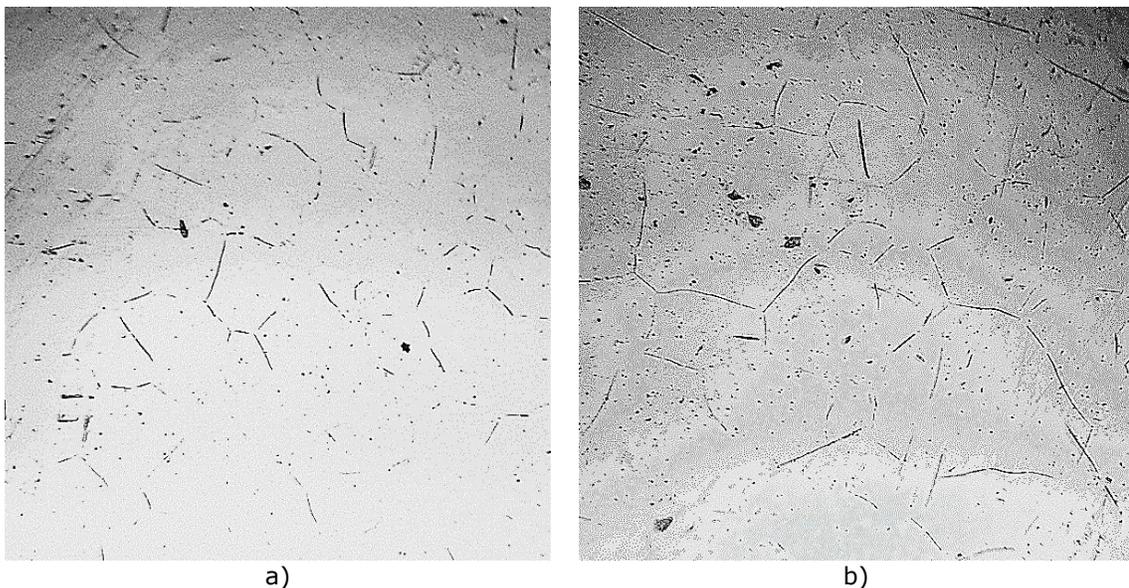


Figura 3. (a) Microestructura del centro. (b) Periferia de la probeta sin maquinar.

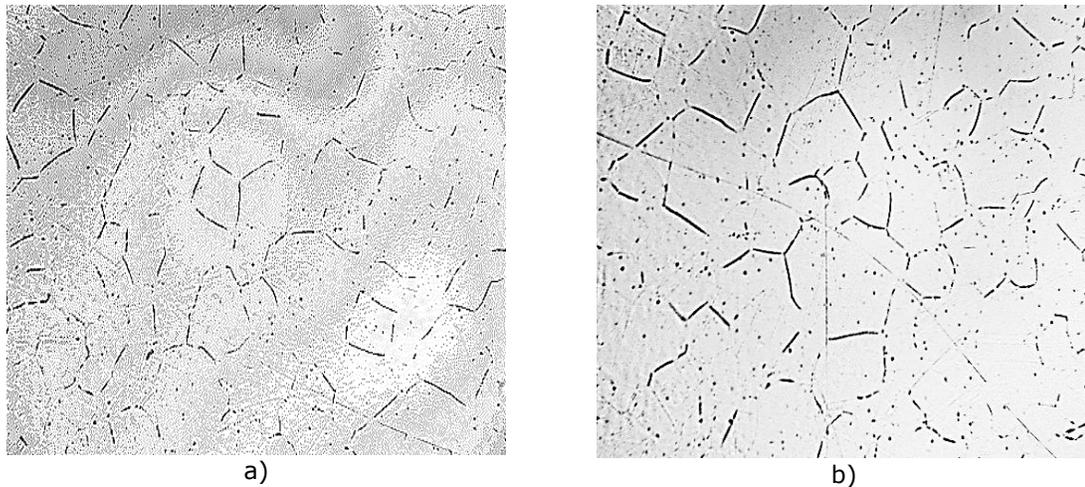


Figura 4. (a) Microestructura del centro. (b) Periferia de la probeta. $t_p = 2,56$ min.

Según Diniz, Marcondes & Coppini (2010), el aumento de la dureza perjudica la maquinabilidad del material al aumentar la tendencia de la aparición de desgaste de flanco, pero la beneficia porque al aumentar la dureza aumenta la propensión de la viruta a romperse con mayor facilidad, lo que disminuye la tendencia de la aparición de desgaste de cráter.

En la microestructura de la probeta con $t_p = 7,68$ min (6 pasadas), se observan planos de deformación dentro de los granos tanto en el centro como en la periferia de la pieza donde aparecen en mayor cantidad (círculos azules) (figura 5). Estos planos aumentan con el aumento del número de pasadas (figura 6) (10 pasadas, $t_p = 12,80$ min), lo que origina también una disminución del tamaño de grano en la periferia de la pieza trayendo consigo un aumento de la dureza.

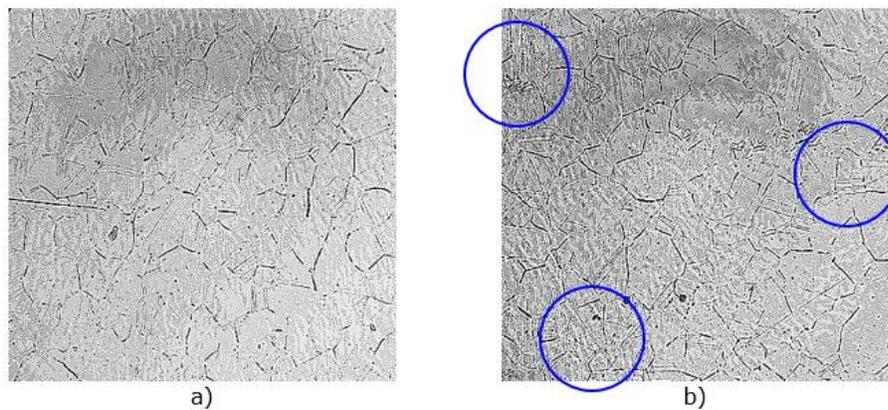


Figura 5. (a) Microestructura del centro. (b) Periferia de la probeta. $t_p = 7,68$ min.

En la microestructura obtenida para $t_p = 17,92$ min (14 pasadas), figura 7, se observan granos deformados en el centro de la probeta (círculos rojos), existiendo una mayor deformación en la periferia de la pieza lo que verifica los resultados de la medición de la microdureza del material, la cual aumenta con el tiempo de corte (cantidad de pasadas) aumentando la tendencia a la aparición de desgaste de flanco perjudicando la maquinabilidad del material.

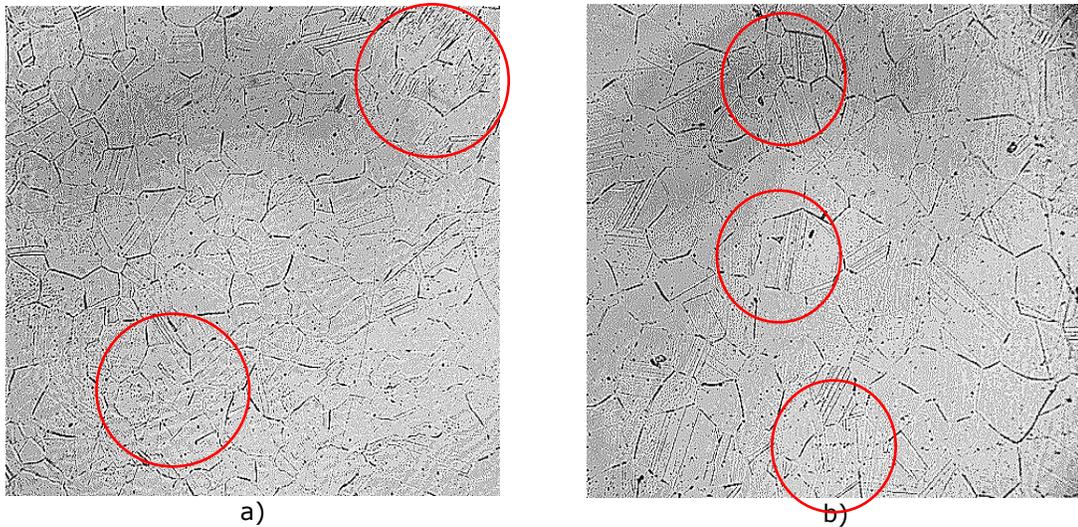


Figura 6. (a) Microestructura del centro. (b) Periferia de la probeta. $t_p = 12,80$ min.

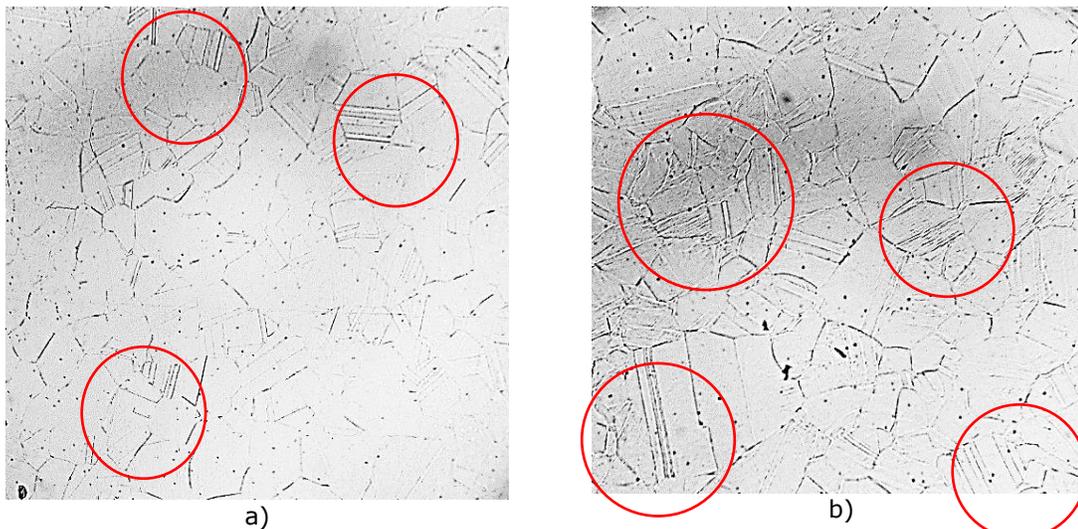


Figura 7. (a) Microestructura del centro. (b) Periferia de la probeta. $t_p = 17,92$ min.

Conclusiones

A partir del análisis de varianza se determinó que durante el torneado de la aleación de Hastelloy C-276 existe una relación estadísticamente significativa entre la dureza HRC media y el tiempo principal de corte con un nivel de confianza de 95 %.

Se evidenció que existe un incremento de los valores de la microdureza Vickers en función del radio de la probeta en las mediciones cercanas a la periferia de la pieza comparadas con los valores de microdureza en las zonas cercanas al centro, las cuales sufren menos el efecto de deformación de los granos por el efecto de la fuerza de corte y la energía consumida en el proceso de deformación de la viruta.

Los análisis microestructurales de la superficie frontal de la probeta mecanizada permitieron determinar que, con el aumento de la cantidad de pasadas, aumenta también la deformación de los granos en las capas superficiales de la pieza, lo cual está en correspondencia también con el aumento de la microdureza del material que en este caso es directamente proporcional con el tiempo de principal de corte.

Referencias bibliográficas

- CAI, X., QIN, S., LI, J., AN, Q., & CHEN, M. (2014). Experimental investigation on surface integrity of end milling nickel-based alloy—Inconel 718. *Machining Science and Technology*, 18(1), 31-46. Disponible en: <https://www.tandfonline.com/doi/abs/10.1080/10910344.2019.1575400?journalCode=lmst20>.
- DINIZ, A. E., MARCONDES, F. C. & COPPINI, N. L. (2003). *Tecnologia da usinagem dos metais*. Editora Artliber, 4ª ed., São Paulo, Brasil.
- GLORIA, A., MONTANARI, R., RICETTA, M. & VARONE, A. (2019). Alloys for aeronautic applications, State of the art and perspectives. *Metals*, 9(6), 662. Disponible en: <https://www.mdpi.com/2075-4701/9/6/662>.

- GRIFFITHS, B. J. (1987). Mechanisms of white layer generation with reference to machining and deformation processes. *Journal of Tribology*, 109(30), 525-530. Disponible en: <https://asmedigitalcollection.asme.org/tribology/article-abstract/109/3/525/437844/Mechanisms-of-White-Layer-Generation-With>
- HERBERT, C. R. J., AXINTE, D. A., HARDY, M. C. & BROWN, P. D. (2011). Investigation into the characteristics of white layers produced in a nickel-based superalloy from drilling operations. *Procedia Engineering*, 19, 138-143. Disponible en: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1877705811029018>.
- JAWAHIR, I. S., BRINKSMEIER, E., SAOUBI, R. M., ASPINWALL, D. K., OUTEIRO, J. C, MEYER, D., UMBRELLO, D. & JAYAL, A. D. (2011). Surface integrity in material removal processes, Recent advances. *CIRP annals*, 60(2), 603-626. Disponible en: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0007850611002046>.
- KAITAO, X., BIN, Z., CHUANZHEN, H., YANG, Y., HUIJUN, Z. & ZHANQIANG. L. (2015). Machinability of Hastelloy C-276 using Hot-pressed sintered Ti (C 7 N 3)-based cermet cutting tools. *Chinese Journal of Mechanical Engineering*, 28(3), 599-606. Disponible en: <https://cjme.springeropen.com/articles/10.3901/CJME.2015.0316.031>.
- KESAVAN, J., SENTHILKUMAR, V. & DINESH, S. (2020). Experimental and numerical investigations on machining of Hastelloy C276 under cryogenic condition. *Materials Today, Proceedings*, 27, 2441-2444. Disponible en: <https://www.ias.ac.in/article/fulltext/sadh/045/0240>.
- PAULSEN, T., PECAT, O. & BRINKSMEIER, E. (2016). Influence of different machining conditions on the subsurface properties of drilled Ti6Al4V. *Procedia Cirp*, 46, 472-475. Disponible en: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2212827116302116>.
- RAHMAN, M. S., DING, J., BEHESHTI, A., ZHANG, X. & POLYCARPOU, A. A. (2018). Elevated temperature tribology of Ni alloys under helium environment for nuclear reactor applications. *Tribology International*, 123, 372-384. Disponible en: <https://www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S0301679X1830166X>.

- SINGH, G., AGGARWAL, V. & SINGH, S. (2021). Experimental investigations into machining performance of Hastelloy C-276 in different cooling environments. *Materials and Manufacturing Processes*, 36(15), 1789-1799. Disponible en: <https://iom3.tandfonline.com/doi/abs/10.1080/10426914.2021.1945099?needAccess=true&journalCode=lmmp20>.
- SIVALINGAM, V., ZHUOLIANG, Z., JIE, S., BASKARAN, S., YUVARAJ, N., GUPTA, M. K. & AQIB, M. K. (2021). Use of atomized spray cutting fluid technique for the turning of a nickel base superalloy. *Materials and Manufacturing Processes*, 36(3), 373-380. Disponible en: <https://www.tandfonline.com/doi/abs/10.1080/10426914.2020.1832687>.
- Soo, S., Hood, R., Aspinwall, D., Voice, W. & Sage, C. (2011). Machinability and surface integrity of RR1000 nickel-based superalloy. *CIRP annals*, 60(1), 89-92. Disponible en: <https://www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S0007850611000953>.
- THAKUR, A. & GANGOPADHYAY, S. (2016). State-of-the-art in surface integrity in machining of nickel-based super alloys. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 100, 25-54. Disponible en: <https://www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S0890695515300730>.
- THAKUR, A., GANGOPADHYAY, S. & MOHANTY, A. (2015). Investigation on some machinability aspects of Inconel 825 during dry turning. *Materials and Manufacturing Processes*, 30(8), 1026-1034. Disponible en: <https://www.mdpi.com/1996-1944/11/11/2088>.
- TRENT, E. & WRIGHT, P. (2000). *Metal Cutting*. 4th edition. Butterworth-Heinemann. Massachusetts, United States of America, 439 p.
- ULUTAN, D. & OZEL, T. (2011). Machining induced surface integrity in titanium and nickel alloys, A review. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 51(3), 250-280. Disponible en: <HTTP://COEWWW.RUTGERS.EDU/MARL/PDF/2011-ULUTAN-OZEL-IJMTM.PDF>.
- UMBRELLA, D. (2013). Investigation of surface integrity in dry machining of Inconel 718. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 69(9), 2183-2190.

- ZHENG, G. & SRIDHARAN, K. (2018). Corrosion of structural alloys in high-temperature molten fluoride salts for applications in molten salt reactors. *Jom*, 70(8), 1535-1541. Disponible en: <https://dspace.mit.edu/handle/1721.1/131918>.
- ZHOU, J. M., BUSHLYA, V. & STAHL, J. E. (2012). An investigation of surface damage in the high speed turning of Inconel 718 with use of whisker reinforced ceramic tools. *Journal of Materials Processing Technology*, 212(2), 372-384. Disponible en: <https://www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S0924013611002810>.
- ZHOU, J. M., BUSHLYA, V., PENG, R., CHEN, Z., JOHANSSON, S. & STAHL, J. (2014). Analysis of subsurface microstructure and residual stresses in machined Inconel 718 with PCBN and Al₂O₃-SiCw tools. *Procedia Cirp*, 13, 150-155. Disponible en: <https://www.infona.pl/resource/bwmeta1.element.elsevier-3426da4f-ae0a-36ac-80ca-8ad70b0512fd/tab/linkedResources>.