

EVALUACIÓN DE LA MAQUINABILIDAD DEL INCONEL 600 EN UN PROCESO
DE TORNEADO EN SECO

DARDENY YURNEY SILVA CUERO



UNIVERSIDAD DEL VALLE
FACULTAD DE INGENIERÍA
ESCUELA DE INGENIERÍA MECÁNICA
SANTIAGO DE CALI

2025

EVALUACIÓN DE LA MAQUINABILIDAD DEL INCONEL 600 EN UN PROCESO DE TORNEADO EN SECO

DARDENY YURNEY SILVA CUERO

Proyecto de trabajo de grado

DIRECTOR:

JOHN JAIRO CORONADO M.
INGENIERO MECÁNICO, PhD

CODIRECTOR:

JOSE JAVIER GUEVARA TORRES
INGENIERO MECÁNICO



UNIVERSIDAD DEL VALLE
FACULTAD DE INGENIERÍA
ESCUELA DE INGENIERÍA MECÁNICA
SANTIAGO DE CALI

2025

UNIVERSIDAD DEL VALLE
FACULTAD DE INGENIERÍA
ESCUELA DE INGENIERÍA MECÁNICA

HOJA DE REVISIÓN

Director
Ph.D. JOHN JAIRO CORONADO M.

Codirector
JOSE JAVIER GUEVARA TORRES

Dardeny Silva.

Estudiante
DARDENY YURNEY SILVA

Nota de Aceptación

Director

Codirector

Jurado

Jurado

Contenido

Nota de Aceptación.....	iv
Resumen	x
1 Introducción.....	1
1.1 Identificación del problema	1
1.2 Justificación.....	2
1.3 Antecedentes.....	2
2 Marco teórico.....	7
2.1 Inconel	7
2.2 Propiedades Inconel	7
2.2.1 Propiedades de tracción	7
2.2.2 Resistencia al impacto y ductilidad	8
2.2.3 Resistencia a la corrosión	8
2.3 Aplicaciones del Inconel	8
2.4 Microestructura	9
2.5 Diagrama de fases.....	10
2.6 Composición.....	11
2.7 Maquinabilidad	11
2.8 Vida útil de la herramienta.....	11
2.8.1 Desgaste de la herramienta	11
2.8.2 Ecuación de Taylor.....	13
2.8.3 Criterios comunes para la determinación de la vida útil en herramientas de carburos sinterizados	2
2.8.4 Mediciones del desgaste de la herramienta.....	2
2.9 Rugosidad superficial	3
2.9.1 Medición de la rugosidad superficial.....	3
2.9.2 Limitaciones y representatividad de la rugosidad superficial	4
2.9.3 Efecto del proceso de mecanizado en la rugosidad	4
2.9.4 Factores que afectan la rugosidad superficial	5
2.9.5 Tipos de perfiles de onda.....	6

1.	Perfil de onda corta λ_s	6
2.	Perfil de onda media λ_c	6
3.	Perfil de onda larga λ_f	6
2.10	Acabado superficial.....	6
2.11	Maquinado.....	7
2.12	Torno	8
2.13	Fuerzas de corte.....	8
2.14	Viruta.....	12
2.14.1	viruta continua.....	12
2.14.2	viruta borde recrecido	12
2.14.3	viruta segmentada	12
2.14.4	viruta discontinua.....	13
2.14.5	Rizo en la viruta	14
3	Objetivos.....	16
3.1	Objetivo general	16
3.2	Objetivos específicos.....	16
4	Metodología.....	17
4.1	Caracterización Inconel 600	17
4.2	Ajuste y verificación del dispositivo de medición de fuerza de corte (dinamómetro)	18
4.2.1	Verificación de las deformaciones del dinamómetro	18
4.2.2	Montaje y configuración inicial.....	19
4.2.3	Obtención de datos para la curva de calibración.....	19
4.2.4	Registro y análisis de los datos.....	20
4.2.5	Verificación de la medición de la fuerza de corte.....	21
4.3	Medición de fuerzas de corte y temperatura	22
4.3.1	Preparación de las probetas.....	22
4.4	Funcionamiento del torno.....	22
4.5	Proceso de corte	24

4.5.1	Configuración del lector de deformaciones	25
4.5.2	Adquisición y almacenamiento de datos	26
4.5.3	Medición de Temperatura con Pistola Térmica Infrarroja	26
4.5.4	Instalación del Software de la Pistola	27
4.5.5	Conexión y Configuración del Sistema.....	28
4.5.6	Registro y Exportación de Datos	28
4.5.7	Procedimiento de Medición	28
4.5.8	Procesamiento de Resultados	29
4.6	Medición del desgaste de la herramienta.....	29
4.7	Medición de rugosidad	31
4.7.1	Verificación y medición	32
4.8	Medición de dureza	32
5	Resultados y Discusión.....	35
5.1	Análisis de la viruta.....	49
5.2	Análisis del desgaste la herramienta.....	54
5.3	Comparación del Inconel 600 con el acero inoxidable AISI 304	59
6	Conclusiones.....	63
7	Referencias	65

DEDICATORIA

Dedico este proyecto a todas las personas que, de una u otra manera, hicieron parte de este proceso y dejaron una huella significativa en mi formación.

A los docentes y compañeros de estudio que me acompañaron a lo largo de la carrera, por su apoyo, enseñanzas y colaboración constante.

A la Universidad del Valle, por brindarme la oportunidad de formarme en una institución de tan alto prestigio académico.

A Dios, por darme la fuerza para continuar; y a mis padres y hermanos, por su amor, apoyo incondicional y por ser el motor que impulsó la realización de este logro.

Agradecimientos

Agradezco primeramente a Dios, por darme la vida, la fortaleza y la sabiduría necesarias para culminar este proyecto.

A mi madre, por su amor incondicional, su apoyo constante y por ser mi mayor inspiración. A mis hermanos, quienes siempre creyeron en mí y me brindaron su respaldo cuando más lo necesité. A mi padre, por confiar en mis capacidades y por motivarme a seguir adelante.

Expreso mi sincero agradecimiento al Dr. John Jairo Coronado, director de este trabajo, por su valiosa orientación, por brindarme su conocimiento y por estar siempre dispuesto a apoyarme durante el desarrollo del proyecto.

Al Ing. José Javier Guevara, codirector, por su acompañamiento, su guía constante y su compromiso con el proceso.

Extiendo también mi agradecimiento al profesor Orlando Paz, por facilitarme los equipos necesarios para llevar a cabo las pruebas experimentales, así como al profesor Ernesto Acosta y al profesor Édison, por su colaboración y asesoría en el manejo de los equipos.

Finalmente, agradezco a todas las personas que, de una u otra forma, me apoyaron y contribuyeron a que este proyecto se hiciera realidad.

Resumen

El Inconel 600 es una superaleación a base de níquel y cromo que presenta excelentes propiedades mecánicas; sin embargo, su maquinado resulta altamente complejo debido a su tendencia al endurecimiento por deformación y a su baja conductividad térmica. En este trabajo se evaluó la maquinabilidad del Inconel 600 mediante un proceso de torneado en seco, utilizando una herramienta de carburo de tungsteno. Se variaron las velocidades de corte y se analizaron parámetros como la fuerza de corte, la temperatura de corte, el desgaste de la herramienta, la morfología de la viruta y el acabado superficial. Para la medición de las fuerzas de corte se empleó un dinamómetro conectado a un lector de deformaciones Model P3. La temperatura de corte se registró con un termómetro infrarrojo Raynger MX, y posteriormente se procedió a cilindrar una probeta de 100 mm en intervalos de 25 mm. El desgaste del flanco se evaluó de acuerdo con la norma ISO 3685, mientras que la rugosidad superficial se midió en las probetas mediante un rugosímetro Mitutoyo SJ-201P. Los resultados mostraron que la fuerza de corte y el endurecimiento por deformación aumentan significativamente a menores velocidades de corte. La menor fuerza registrada fue de 105,73 N a 80 m/min, mientras que la mayor alcanzó 256,12 N a 4 m/min, lo que evidencia un incremento de la deformación plástica y de los esfuerzos de cizallamiento en condiciones de baja velocidad. Asimismo, se observó un aumento progresivo de la dureza superficial, con un incremento máximo del 28,35% a 4 m/min. En cuanto al acabado superficial, la rugosidad aumentó al disminuir la velocidad de corte, alcanzando un valor máximo de 2,89 μm a 4 m/min y un mínimo de 1,83 μm a 80 m/min. La viruta generada fue predominantemente segmentada, presentando una mayor fragmentación a bajas velocidades. El desgaste del flanco fue considerablemente severo, observándose formación de borde de aporte (BUE, Built-Up Edge) y adhesión de material en todas las condiciones evaluadas. Estos resultados ponen de manifiesto la necesidad de emplear herramientas con recubrimientos y estrategias de corte optimizadas para mejorar la maquinabilidad de esta superaleación.

Palabras clave: fuerzas de corte, velocidad de corte, desgaste de la herramienta, acabado superficial, maquinabilidad, Inconel 600

1 Introducción

1.1 Identificación del problema

El Inconel 600 es una superaleación de níquel-cromo usada en la industria por su alta resistencia a la corrosión y su capacidad para trabajar en altas temperaturas. Sin embargo, estas aleaciones presentan endurecimiento por deformación y baja conductividad térmica que genera un exceso de calor cuando entra en contacto con la herramienta de corte. Este exceso de calor se transfiere a la herramienta de corte generando pérdida de las propiedades mecánicas y posteriormente un desgaste prematuro, que finalmente termina acortando su vida útil. Por otro lado, el endurecimiento por deformación del Inconel 600 genera un incremento en las fuerzas de corte y en el consumo de potencia, acompañado de acabados superficiales deficientes que generan problemas de tolerancias y concentración de esfuerzos.

La figura 1 muestra el árbol del problema que permite identificar de manera clara y resumida los factores que generan la problemática a estudiar.

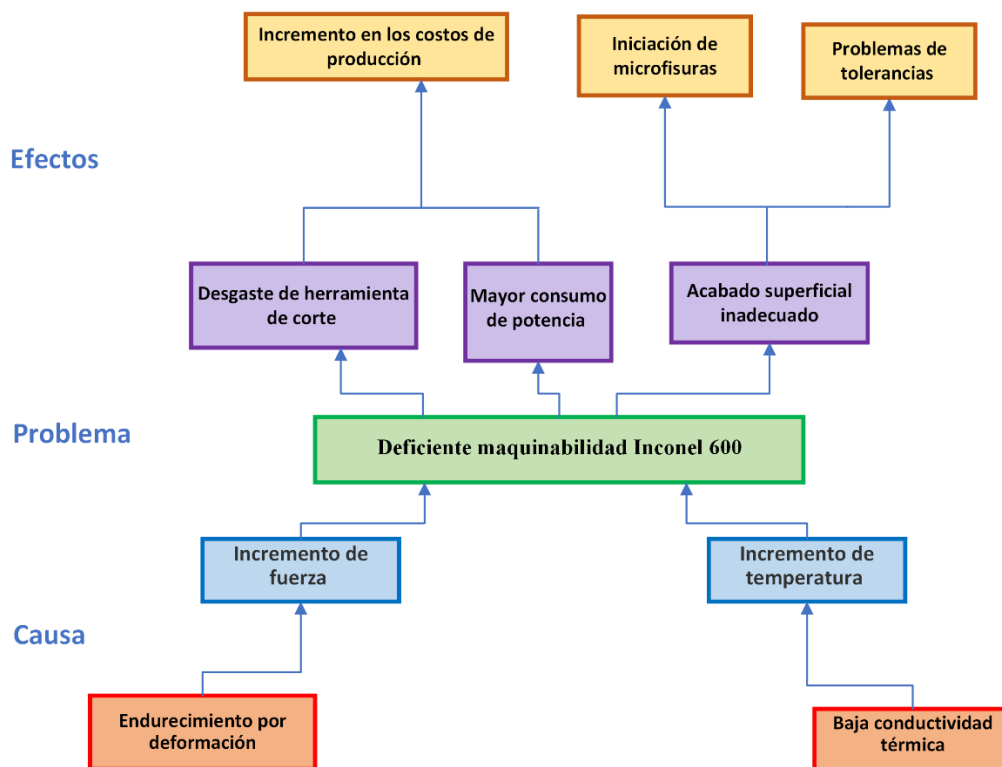


Figura 1. Árbol del problema

1.2 Justificación

El objetivo de esta investigación consiste en determinar los parámetros de corte que mejoran la maquinabilidad del Inconel 600. Lo cual contribuirá a sentar las bases que sirvan de guía para futuros trabajos, puesto que la información disponible actualmente en la literatura sobre esta área es limitada.

1.3 Antecedentes

El estudio de las propiedades de los materiales ha sido clave en la industria para mejorar procesos de fabricación y extender la vida útil de componentes esenciales como las herramientas de corte. Una de estas propiedades es la maquinabilidad, que determina la facilidad de trabajo de un material mediante procesos de corte.

De este modo Liao, et al. [1] realizaron una exhaustiva investigación de las mejores prácticas que se usan en la industria y en la investigación para evaluar la maquinabilidad de diferentes materiales. Esta búsqueda se basó en la revisión de la literatura con la idea de cuantificar la maquinabilidad, o estandarizar el criterio de definición de maquinabilidad de un material. Pero a medida que estudiaron los parámetros como la velocidad de corte, temperatura de corte, morfología de la viruta, refrigeración, entre otros, se evidenció que cada parámetro depende de numerosos de factores, los cuales pueden ser más o menos relevantes según el enfoque investigativo. Además, en esta investigación resaltan que en el siglo XXI se incrementó el estudio de la maquinabilidad de los materiales, destacando avances como el uso de corte por ondas ultrasónicas o perforaciones para refrigerar el inserto de corte. Finalmente concluyen que este campo de estudio va en aumento y debido a que por ahora no es posible estandarizar o cuantificar los procedimientos que se realizan para estudiar la maquinabilidad, proponen crear una base de datos con los datos obtenidos de todos los estudios de maquinabilidad.

En un estudio sobre la maquinabilidad del Inconel 825 en condiciones de corte en seco, Pandey, et al. [2] llevaron a cabo pruebas de mecanizado utilizando una herramienta de carburo de tungsteno sin recubrimiento. El proceso de corte en seco se justificó por tres razones principales: primero, la refrigeración por inundación a alta velocidad resulta ineficaz debido a la alta presión generada en la interfaz entre la herramienta de corte y la pieza de trabajo; segundo, los fluidos de corte tienen un impacto ambiental negativo; y tercero, estos fluidos pueden causar efectos adversos en la salud de los operarios. El estudio empleó una barra cilíndrica de Inconel 825 con un diámetro de 60 mm. Se utilizaron tres velocidades de corte 70 m/min, 155 m/min y 200 m/min, manteniendo constantes el avance 0.1 mm/rev y la profundidad de corte 0.25 mm, con un tiempo de operación de 60 segundos. Los parámetros evaluados incluyeron la fuerza de corte, la temperatura generada en la punta de la herramienta y el desgaste de la herramienta. Los resultados mostraron que al aumentar la velocidad de corte de 70 m/min a 200 m/min, la fuerza de corte tangencial se incrementó en un 20%, mientras que la temperatura en la punta de la herramienta aumentó un 155.7%. A una velocidad de 70 m/min, la profundidad de desgaste del flanco se mantuvo dentro de los límites

aceptables establecidos por la norma ISO 3695-1991; sin embargo, a velocidades superiores, el desgaste del flanco aumentó en un 146%. Además, se observó en el flanco de la herramienta una alta abrasión, adhesión de viruta y transferencia de material de la pieza de trabajo, lo que refleja las severas condiciones de corte en seco para este material.

Usando la metodología TOPSIS (técnica para la ejecución de órdenes por similitud con la solución ideal), Choudhary, et al. [3] determinaron la maquinabilidad utilizando un inserto de carburo recubierto con TiAlN, para mecanizar Inconel 825 en seco y en húmedo. Los parámetros para evaluar fueron la tasa de remoción del material, la rugosidad superficial y el consumo de energía. Para evaluar estos parámetros se tuvo en cuenta la velocidad de corte, profundidad de corte, el avance y la presión del refrigerante. El método TOPSIS determina los parámetros óptimos, dichos parámetros son aquellos donde los valores de tasa de remoción de material son máximos y los valores de consumo de energía y rugosidad de la superficie son más bajos. Después de aplicar el método TOPSIS y ser optimizado utilizando el método Taguchi, se obtuvieron como parámetros ideales los siguientes: velocidad de corte 35 m/min, velocidad de avance 150 mm/min, profundidad de corte 0,5 mm y presión del refrigerante de 70 bar. Los resultados permitieron concluir que el inserto con recubrimiento TiAlN mejora la remoción del material, la rugosidad superficial y el consumo de energía.

Por otra parte, Peng, et al. [4] determinaron la maquinabilidad del Inconel 718 utilizando el corte por vibración ultrasónica de alta velocidad (*High-speed ultrasonic vibration cutting* (HUVVC)). Al comparar el HUVVC contra el mecanizado convencional, se obtuvieron reducciones de la fuerza de corte del 32.59% y una prolongación de la vida útil de la herramienta de corte de 2.5 veces con velocidades de corte de 80-240 m/min. La temperatura de corte se redujo en un 20% y se mejoró la calidad del acabado superficial.

Además, Meng, et al. [5] realizaron una investigación para determinar la maquinabilidad en una fresadora. La metodología utilizada fue la de evaluar tres diferentes métodos de fabricación del Inconel, los métodos de fabricación fueron deposición de energía dirigida por láser (LDED), fusión de lecho de polvo por láser (LPBF) y el forjado. Los parámetros evaluados fueron fuerza de fresado, la rugosidad de la superficie, la morfología de la viruta y la microestructura de la superficie. Como resultados obtuvieron que las fuerzas de fresado incrementan en el proceso (LPBF) y que el porcentaje de recristalización de la pieza forjada es mayor que en los otros procesos, arrojando un valor superior al 90%. Finalmente, se concluye que la microestructura de las piezas obtenidas mediante fabricación aditiva y por forja no proporciona evidencias concluyentes sobre el mecanismo de deformación presente en la superficie.

Igualmente, Schneider, et al. [6] llevaron a cabo un estudio sobre la maquinabilidad en corte ortogonal de productos de Inconel fabricados aditivamente, usando tres tipos con distintas densidades: 100%, 84% y 72%. Esta densidad representa la cantidad de material en relación con el volumen total; así, una menor densidad implica una mayor porosidad en el material. En el estudio se analizaron factores como la fuerza de corte, la temperatura en la viruta y el acabado de

la superficie mecanizada. Los resultados mostraron que la maquinabilidad de los materiales más porosos disminuye significativamente, debido al desgaste intensivo en el filo de la herramienta. Además, se observó que la temperatura en la zona inferior de la viruta disminuye proporcionalmente a la porosidad. La viruta en materiales de alta porosidad se presenta irregular y discontinua, a diferencia de las virutas obtenidas con densidades del 100% y 84%. En el Inconel de menor densidad, el corte es interrumpido, lo que incrementa el desgaste del filo, ya que la herramienta corta de forma discontinua, como si golpeará la pieza repetidamente, acelerando el desgaste este tipo de corte, que se conoce como teoría del corte interrumpido.

Por otro lado, Matos, et al. [7] evaluaron la maquinabilidad en el proceso de torneado utilizando herramientas de corte de PCBN (nitruro de boro cúbico policristalino). Este tipo de herramienta se usa para mecanizar materiales difíciles de cortar, como las superaleaciones a base de níquel. La investigación se llevó a cabo con dos muestras sometidas a distintos tratamientos térmicos, designadas como MC1 y MC2. MC1 se sometió a tratamiento térmico en solución y, posteriormente, a envejecimiento, mientras MC2 solo se sometió a tratamiento térmico en solución, logrando así diferentes valores de dureza y tenacidad. La muestra uno presentó una dureza de 44 HRC, mientras que la muestra dos alcanzó una dureza de 20 HRC. En el procedimiento, se realizaron pruebas de torneado a diferentes velocidades y profundidades de corte para medir las fuerzas de corte mediante un dinamómetro. Posteriormente, se estudió el desgaste de la herramienta con imágenes de SEM y simulaciones de elementos finitos. Los resultados mostraron que la simulación por elementos finitos fue precisa para predecir la zona de desgaste de la herramienta de corte. Además, se destacó que las propiedades mecánicas influyeron en el desgaste de la herramienta y su vida útil: el material más dúctil generó mayores cráteres y desgaste en los flancos de la herramienta debido a la adherencia del material de la pieza de trabajo.

En otra investigación, B. Aithal y V. Kannan [8] evaluaron la maquinabilidad del Inconel 713C usando herramientas de corte con insertos que poseen tres tipos de texturas: de hoyuelos, de panal y ranuras paralelas. Estas texturas se evaluaron en seco y con un lubricante sólido a base de grafeno. Se determinó que la textura tipo panal reduce la temperatura de corte en un 14.5% y 22.4%, la fuerza de corte en un 34.6% y 39.4%, la rugosidad de la superficie en un 14.3% y 2.4% y el desgaste del flanco de la herramienta en un 1.9% y 2.3% en comparación con los otros insertos. También la textura de panal aumentó el ángulo de corte en un 7.45% y un 6.55% y la textura de panal con grafeno mostró una reducción de radio de curvatura y el ancho de la viruta en un 3.3% y un 5.7% respectivamente, comparado con las otras texturas.

Para determinar la maquinabilidad de un material se pueden usar diferentes enfoques como hicieron Makhesana, et al. [9] que determinaron la maquinabilidad del Inconel 690 mediante el análisis de nano-lubricantes a base de aceite vegetal. Para realizar las pruebas se usó una pieza de trabajo de Inconel 690 de 50 mm de diámetro y 250 mm de longitud. Esta pieza de trabajo se sometió a pruebas de mecanizado con un inserto de carburo inicialmente sin refrigeración. En otra prueba, se usó refrigeración por inundación con líquido de corte estándar. En la prueba siguiente se usó lubricación de cantidad mínima (MQL), por último, se usó el refrigerante de estudio MQL

de nano fluidos con nanopartículas (nMQL) que se prepara al adicionar al refrigerante MQL aceite vegetal más nanopartículas. Los parámetros de estudio fueron, desgaste de la herramienta de corte, rugosidad superficial, la morfología de la viruta, la temperatura de corte y el consumo de energía. Como resultados se obtuvieron que la adición de nanopartículas al aceite vegetal mejora la conductividad térmica y aumenta la vida útil de la herramienta de corte con una reducción del 25% del desgaste. Además, se logró una reducción de la rugosidad en un 54% comparado con el mecanizado en seco y un 13% con el MQL. Por último, se generó una reducción en el consumo eléctrico del 56% para el mecanizado en seco y del 12% con el MQL, y también se logró una viruta discontinúa con un radio de curvatura reducido.

A continuación, se presenta la revisión de la literatura sobre la maquinabilidad específicamente de aleaciones Inconel 600, que es el material de estudio de este trabajo de grado. M. Dhananchezian [10] evaluó la maquinabilidad en un proceso de torneado en seco usando como herramienta de corte inserto de carburo con recubrimiento de TiAlN. Los parámetros evaluados en la investigación fueron la velocidad de corte en función de la temperatura, el acabado superficial, y la forma de la viruta. Como montaje se usó un torno mecánico y una cámara infrarroja FLIR T440bx para medir la temperatura, la pieza de trabajo utilizada fue una barra de 26 mm de diámetro y 200 mm de longitud a la cual se le hizo un cilindrado de 25 mm de longitud. Las velocidades utilizadas en el estudio fueron 25, 32, 62 y 102 m/min, para evaluar el acabado superficial se usó un rugosímetro Mitutoyo SJ-210. Los resultados obtenidos mostraron que, a mayor velocidad de corte, mayor temperatura. A 25 m/min se obtuvo una temperatura de 148 °C y a 102 m/min una temperatura de 244°C, el valor más bajo de rugosidad se presentó a una velocidad de corte de 102 m/min con un valor de 1.088 μm . La viruta formada fue larga y continua y no cambió al variar la velocidad. Este estudio concluye que con una velocidad de corte de 102 m/min se obtiene una menor rugosidad y no existe la adhesión en el inserto de corte.

Asimismo, Veerappan, et al. [11] analizaron el comportamiento del mecanizado en seco variando la velocidad de corte, el avance y la profundidad de corte. Estos parámetros los compararon mediante el análisis de varianza (ANOVA). Este análisis permite relacionar dichos parámetros con los parámetros de repuesta como el acabado superficial y el desgaste de la herramienta. Los elementos utilizados para la investigación constan de un torno mecánico y nueve probetas de Inconel 600 a las cuales se les realizó un cilindrado variando la velocidad, el avance y la profundidad de corte. Las velocidades de corte usadas fueron 25, 30 y 35 m/mm, el avance fue 0.2, 0.30 y 0.40 mm/rev, la profundidad fue de 0.3, 0.6 y 0.9 mm, para la herramienta de corte se usó inserto de nitruro de boro cúbico (CBN). Para medir el desgaste de la herramienta se utilizó un microscopio de la marca Toolmaker. La rugosidad se evaluó con el dispositivo de medición Surtronic. Los resultados obtenidos del ANOVA indican que la contribución de cada parámetro al desgaste de la herramienta y el incremento de la rugosidad son: la velocidad de corte 80%, el avance contribuye en un 18%, y la profundidad de corte en un 2%. Finalmente, se concluye que la ecuación de regresión lineal contribuye en la predicción del acabado superficial y el desgaste de

la herramienta por efecto de parámetros de operación. Se evidenció que la velocidad de corte genera el mayor impacto y que el efecto del avance y la profundidad de corte son insignificantes.

Por otro lado, M. Dhananchezian [12] estudió el desgaste de la herramienta de corte, en este caso se usó inserto de carburo de tungsteno en un proceso de torneado en seco y se usó como material de prueba de Inconel 600 y una aleación Ti6AL-4 V, las dimensiones de las probetas fueron de 30 mm de diámetro y 200 mm de longitud. El objetivo de la investigación fue estudiar el efecto de la velocidad de corte sobre el acabado superficial y analizar mediante análisis SEM el filo de la herramienta de corte. Las velocidades de corte usadas fueron 0.5, 1, 2 m/s. El avance se mantuvo en 0.122 mm/rev, como profundidad de corte se usó 1 mm y la longitud del cilindrado fue de 25 mm. Del análisis de datos se evidenció que la rugosidad superficial disminuyó para ambos materiales a medida que aumento la velocidad de corte, el material que tuvo la menor rugosidad fue la aleación Ti6AL-4 V con un valor de 0.723 μm a una velocidad de 2 m/s. Del análisis SEM se evidenció adhesión en el filo del inserto para ambos materiales a velocidades de 1 y 2 m/s. El autor concluye que la velocidad de 1 m/s es la adecuada para torneear aleaciones de Ti6A-4 V e Inconel 600.

Finalmente M. Dhananchezian [13] analizó el desgaste del inserto de corte con recubrimiento TiAlN en un proceso de torneado en seco sobre el Inconel 600, variando las velocidades de corte. Para los ensayos se usaron barras de 26 mm de diámetro y 200 mm de longitud, se dispuso de un torno UNITECH-MTT 636. Las velocidades de cortes de las pruebas fueron 25, 38, 62, y 102 m/min, el avance de 0.122 mm/rev, y profundidad de corte 1 mm, el cilindrado se hizo con una longitud de corte de 25 mm. Después de las pruebas de torneado se obtuvieron los siguientes resultados: para una velocidad de 25 m/min, la punta del inserto mostró un gran desgaste lo que indica que el inserto funciona mejor a una velocidad más alta, a 38 m/min el desgaste de la punta de la herramienta fue poco, también se evidenció una zona de descamación, a 62 m/min se evidenció una grieta menor en la punta del inserto, y a 102 m/min se observó desgaste menor en la punta de inserto. Se puede concluir que a velocidades de 62 y 102 m/min el desgaste presente no es relevante, el mayor desgaste se da a velocidades bajas.

Al revisar los antecedentes relacionados con la maquinabilidad del Inconel se encuentra que la mayoría de los estudios que se han realizado son de la maquinabilidad del Inconel 718, se evidencia que hay pocos estudios de la maquinabilidad del Inconel 600. También se encontró que, en el estudio de la maquinabilidad de un material mediante un proceso de torneado, la variable más importante es la velocidad de corte. Los estudios encontrados relacionan la maquinabilidad con respecto al proceso de maquinado en seco o con refrigerantes de ahí se derivan las pruebas variando el tipo de refrigerante o líquido de corte. El estudio de la maquinabilidad también se puede hacer enfocado en la herramienta de corte, en el caso de los insertos se puede variar el tipo y el recubrimiento de los insertos, y si se busca una optimización de los resultados se puede hacer uso de herramientas estadísticas como el método Taguchi y ANOVA. Al enfocar la revisión en estudios realizados al Inconel 600 no se encontró información donde se determina la maquinabilidad del Inconel teniendo en cuenta las fuerzas de corte.

2 Marco teórico

2.1 Inconel

El Inconel es el nombre de una marca registrada de una superaleación de níquel y cromo. “Inconel” es el prefijo utilizado para identificar a más de veinte tipos de aleaciones, estas aleaciones fueron creadas especialmente para resistir altas temperatura y corrosión.

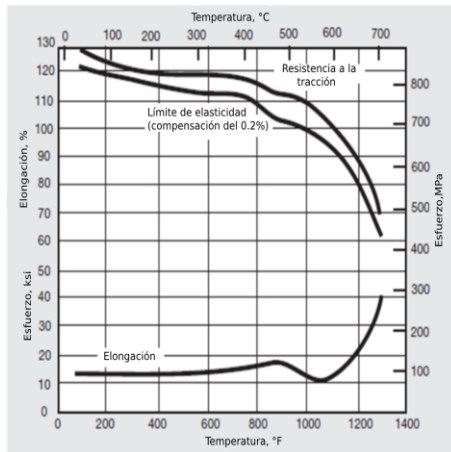
El Inconel 600 puede trabajarse entre los rangos de temperaturas extremas como límite más bajo se tiene las temperaturas criogénicas y como límite más alto los 1093 °C. También puede ser conformado en frío o en caliente, en el caso del conformado en caliente se debe realizar entre un rango de temperaturas de 871 °C a 1232 °C, evitando los rangos de 649 °C a 871°C donde la ductilidad del material se ve afectada [14].

2.2 Propiedades Inconel

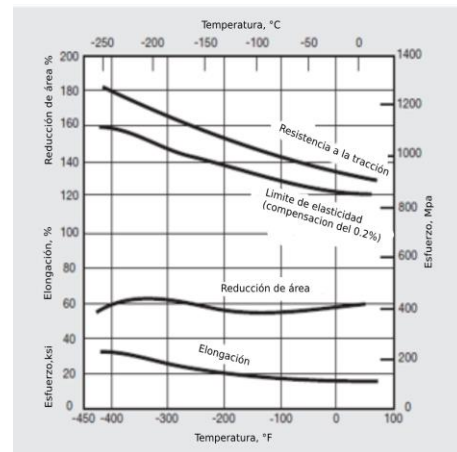
El Inconel 600 presenta una alta resistencia en ambientes ácidos, lo cual le permite soportar condiciones químicas agresivas sin deteriorarse. Además, exhibe un excelente comportamiento mecánico incluso a temperaturas críticas, lo que lo hace ideal para aplicaciones en entornos de alta exigencia térmica. Su resistencia a la corrosión es destacable, ya que evita la formación de picaduras y grietas inducidas por efectos corrosivos, tanto en presencia de agentes orgánicos como inorgánicos. Carece de propiedades magnéticas, lo cual amplía su aplicabilidad en industrias específicas, y su buena soldabilidad en una variedad de temperaturas facilita su ensamblaje y mantenimiento en estructuras complejas.

2.2.1 Propiedades de tracción

La figura 2a muestra las propiedades de tracción a alta temperatura de una barra estirada en frío con un porcentaje de reducción del 31% a 1600 °F, estas pruebas se realizaron con barras de diferentes diámetros de 19 mm y 22 mm. En la (figura 2b) se muestran los resultados de las pruebas que se realizaron a temperatura ambiente después de pasar por un proceso de recocido. Se muestran las propiedades de tracción a baja temperatura de una varilla estirada en frío con un porcentaje de reducción del 20 % a temperaturas criogénicas [14].



a)



b)

Figura 2. a) Propiedades de tracción a alta temperatura de una barra estirada en frío b) Propiedades de tracción a baja temperatura de una barra estirada en frío. Editado de [14]

2.2.2 Resistencia al impacto y ductilidad

El Inconel tiene buena resistencia al impacto a temperatura ambiente y tiene la capacidad de conservar su resistencia a temperaturas bajas, no hay transición de dúctil a frágil al disminuir su temperatura [14].

2.2.3 Resistencia a la corrosión

El Inconel es capaz de resistir un sinnúmero de corrosivos. El contenido de cromo ayuda a mejorar las propiedades del níquel totalmente puro. El níquel aporta la resistencia del material y una alta resistencia a soluciones alcalinas. Los aceros inoxidable austeníticos al cromo-níquel tienden a fallar catastróficamente por agrietamiento debido a la corrosión bajo tensión, esto ocurre en ambientes que contiene cloruros, esta tendencia a la grieta de estas aleaciones disminuye cuando el contenido de níquel aumenta, la aleación de Inconel 600 con un mínimo porcentaje de níquel de 72% es inmune al agrietamiento bajo tensión de iones cloruros[14].

2.3 Aplicaciones del Inconel

Las super aleaciones a base de níquel y cromo como el Inconel 600 se usan a menudo en la industria aeroespacial o en la industria química, debido a que posee propiedades muy particulares como una alta resistencia a la corrosión y resistencia a altas temperaturas[15]. En la industria aeroespacial se fabrican alabes de turbina de gas, generadores de energía e intercambiadoras de calor, equipos marinos, y reactores nucleares, en la industria química en las plantas petroquímicas y equipos de procesamiento de alimentos[16], [17] En el caso de la industria aeroespacial, los elementos

fabricados estarán sometidos a elevadas temperaturas de trabajo, sumado a que estarán operando a unas velocidades extremas y a altas presiones por eso se necesita que su fabricación se realice con la mayor calidad, cumpliendo con los exigentes estándares de mecanizado aeroespacial para entregar una pieza confiable sin importar que tan difícil sea su proceso de mecanizado[17].

2.4 Microestructura

La aleación Inconel 600 es una aleación austenítica cuya microestructura puede contener fases precipitadas como nitruros de titanio (TiN) y carburos de titanio (TiC), además de carburos de cromo (Cr_3C_2), los cuales contribuyen a sus propiedades mecánicas y de resistencia al desgaste. Los nitruros de titanio pueden observarse en muestras pulidas a partir de aumentos de 50x, donde aparecen como pequeñas inclusiones angulares. Bajo el microscopio, los nitruros se distinguen con tonalidades amarillas o anaranjadas, mientras que los carburos presentan un color grisáceo. Estos nitruros y carburos son estables a temperaturas inferiores al punto de fusión y no se ven significativamente afectados por los tratamientos térmicos. En cambio, los carburos de cromo tienden a precipitarse entre 540 °C y 980 °C, tanto en los límites de grano como en la matriz. Esta precipitación provoca que el Inconel presente un comportamiento frente a la corrosión similar al de otras aleaciones austeníticas. [14].

La figura 3a muestra granos equiaxiales bien definidos del Inconel 600 con un tamaño de grano de 10 μm a 150 μm . Para revelar la microestructura se realizó un grabado electrolítico con Nital al 4% [18]. En la (figura 3b) se puede observar la microestructura del Inconel 600 con granos heterogéneos con un tamaño de grano de 9 μm . Para revelar la microestructura se usó el método de grabado electroquímico con ácido fosfórico al 10%, con aumento de 400x [19]. La (figura 3c) muestra la micrografía del Inconel 600 después de un tratamiento térmico de recocido, para revelar la microestructura se realizó un grabado electrolítico en ácido oxálico al 10%, se observa una microestructura austenítica con tamaño de grano entre 100 μm y 120 μm [20]

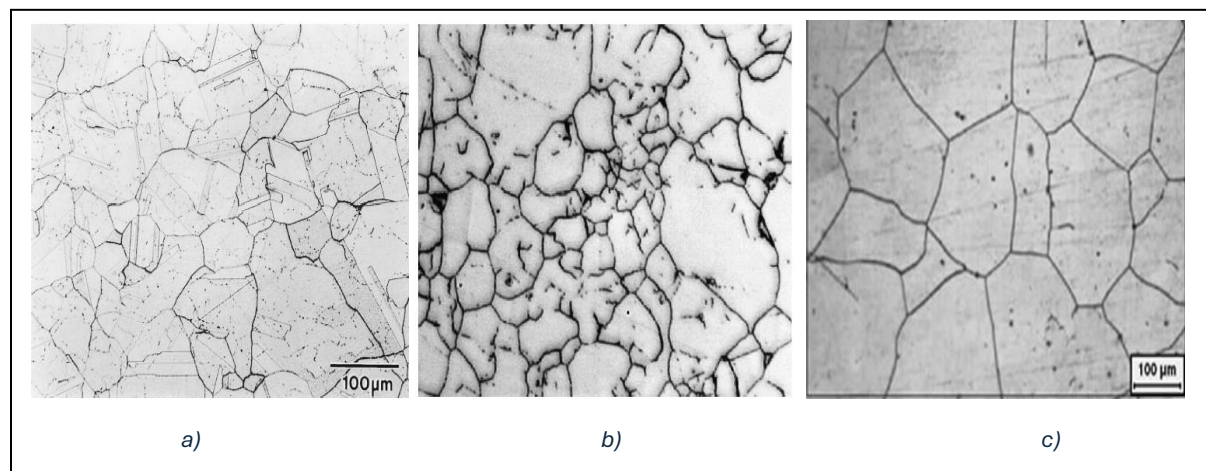


Figura 3. a) Muestra metalográfica general grabado electrolítico de Nital al 4%. Extraída de [18] b) Microestructura del Inconel 600 grabado electroquímico. Extraída de [19] c) Microestructura aleación Inconel 600 grabada en solución de ácido oxálico al 10%. Extraída de [20]

2.5 Diagrama de fases

La figura 4 muestra el diagrama de fase de una composición Ni-Cr, en esta composición el Ni tiene estructura cristalina cubica centrada en las caras (FCC, por sus siglas en inglés), mientras que el cromo tiene estructura cristalina cubica centrada en el cuerpo (BCC, por sus siglas en inglés), esta diferencia entre las estructuras cristalinas da como resultado un diagrama de fases binario. El cromo genera protección contra la corrosión al formar una capa superficial de óxido de cromo (Cr_2O_3), el níquel aporta dureza y ductilidad a la aleación[21].

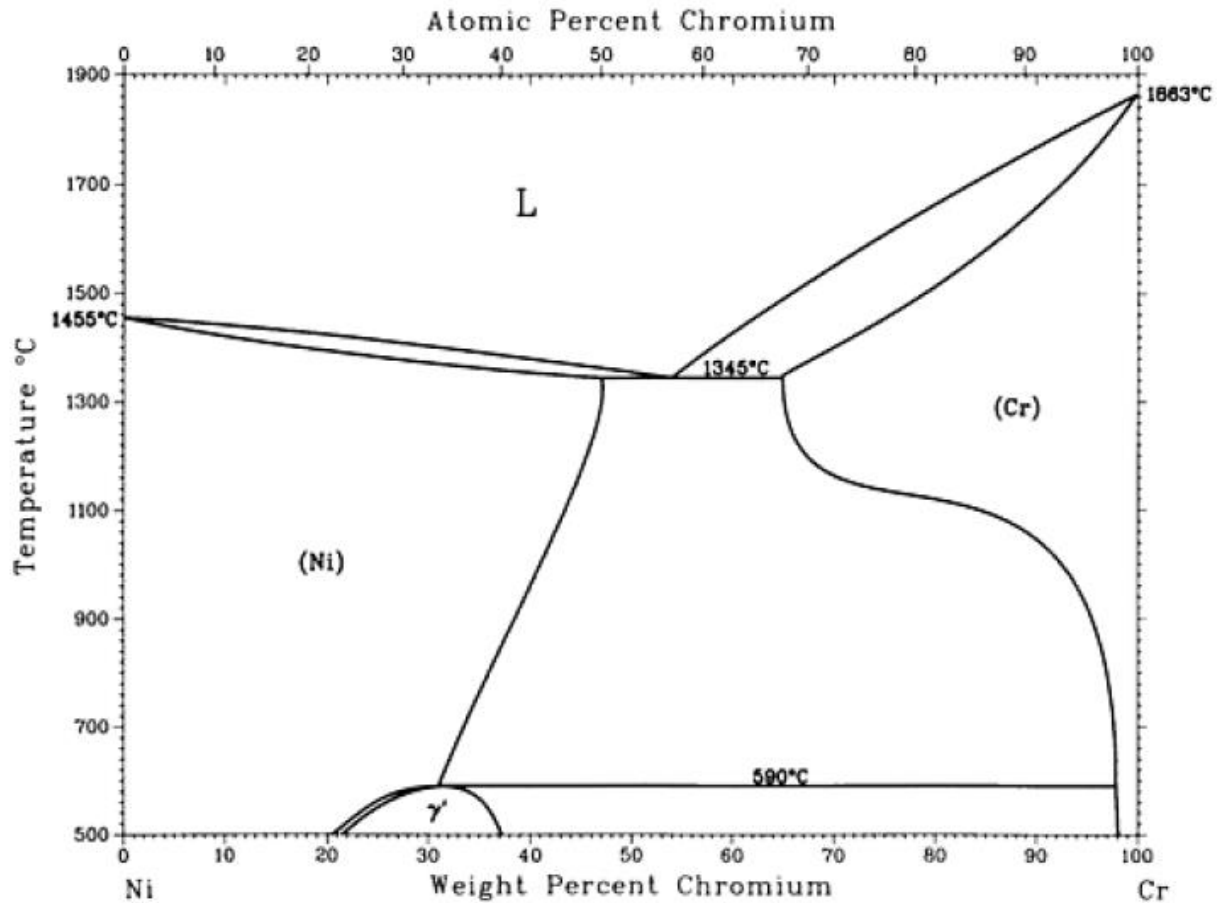


Figura 4. Diagrama de fase aleación níquel-cromo. [21]

Si se ubica en el diagrama al Inconel 600 (figura 4) con un porcentaje de Cromo de 76,81% si calentamos de 500 °C a 1100 °C se tendrá una fase binaria de níquel con estructura cristalina FCC y cromo con estructura cristalina BCC, a temperaturas superiores a 1200 °C se tiene cromo con estructura cristalina BCC, en la zona de temperaturas de 1500 °C se tiene cromo BCC más líquido por encima de los 1800 °C se tiene la aleación en estado líquido.

2.6 Composición

En la tabla 1 se observa los valores aproximados de la composición química del Inconel 600 con un porcentaje en peso de níquel del 76,8% y de cromo con un 15,7 %, y un 6,3% de hierro.

Tabla 1. Composición química nominal del Inconel 600 [22]

Composición química del Inconel 600									
Elemento	C	Si	Mn	S	Cr	Fe	Cu	Ti	Ni
Peso[%]	0,0536	0,0274	0,3292	0,001	15,695	6,2911	0,152	0,2194	76,818

2.7 Maquinabilidad

La maquinabilidad de un material es la propiedad que determina qué tan fácil o difícil se puede mecanizar dicho material con una herramienta de corte, pero en la práctica este término se ve reflejado en los intereses del usuario u operación de un proceso. Por lo que en general se puede definir la maquinabilidad como la vida útil de la herramienta que puede generar acabados superficiales aceptables. Para ello es necesario tener en cuenta varias características del proceso de corte como la vida útil de la herramienta, la energía consumida, la calidad superficial o las fuerzas de corte. Dependiendo de la aplicación del material esta propiedad se puede acotar determinando que parámetros son relevantes y cuáles no. Por lo que los resultados de maquinabilidad obtenidos en una prueba pueden discernir de otra prueba que utilice parámetros similares, por eso para determinar la maquinabilidad de un material se deben conservar las condiciones específicas de dicha operación para poder obtener un valor significativo de maquinabilidad [23].

2.8 Vida útil de la herramienta

Cuando una herramienta ya no permite fabricar piezas con las dimensiones y calidad superficial requeridas, se considera que ha alcanzado el final de su vida útil. Asimismo, la vida útil de una herramienta también se da por concluida cuando, tras cierto tiempo de uso, deja de cortar de forma eficiente. Esta duración depende de diversos factores, como las condiciones de corte, el tipo de herramienta y el material de trabajo.

En la industria, es deseable que el desgaste de la herramienta sea lento, ya que esto extiende su vida útil y reduce los costos de producción. Al analizar la vida útil de una herramienta, se identifican tres tipos principales de fallas: desgaste gradual, deformación plástica y fractura de la herramienta [24].

2.8.1 Desgaste de la herramienta

La herramienta de corte experimenta desgaste en dos zonas principales, como se muestra en la figura 5, el desgaste de flanco y el desgaste de cráter. El desgaste de flanco (figura 5a) ocurre en

el lateral de la herramienta, específicamente en la cara de desprendimiento o de alivio. Este desgaste resulta del roce constante entre la herramienta y la pieza de trabajo, lo cual genera fricción y eleva la temperatura en la interfaz herramienta-pieza. El desgaste de flanco suele ser de tipo abrasivo, un desgaste normal y esperado que, debido a su progresión lenta, contribuye a una vida útil más prolongada de la herramienta. Sin embargo, en el desgaste de flanco pueden aparecer otros tipos de deterioro más agresivos y no deseables, como deformación plástica, entalladura, fractura o acumulación de material en el borde, todos los cuales afectan negativamente la duración de la herramienta y se buscan evitar en procesos de manufactura.

La otra zona de desgaste, conocida como desgaste de cráter, se localiza en la parte superior de la herramienta de corte (figura 5b). Un desgaste moderado de cráter generalmente no reduce la vida útil de la herramienta y, en algunos casos, puede mejorar el ángulo de desprendimiento efectivo, disminuyendo así las fuerzas de corte. Sin embargo, un desgaste excesivo en esta zona puede perjudicar el filo de la herramienta o incluso causar fracturas [25].

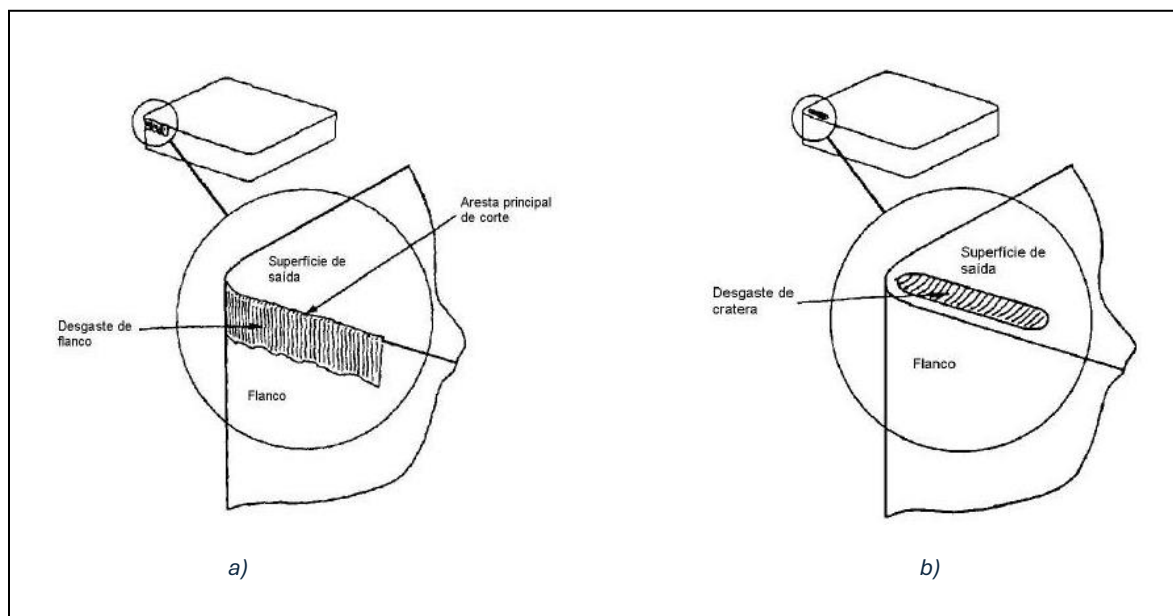


Figura 5. a) El desgaste de flanco b) Desgaste de cráter. Extraída de [26]

Cuando ocurre desgaste en el flanco, pueden aparecer varios tipos de deterioro además del desgaste abrasivo. Uno de ellos es la deformación plástica (figura 6a), la cual se produce debido a un exceso de temperatura en la punta de la herramienta de corte. Este aumento de temperatura provoca que el filo de la herramienta se ablande y, en consecuencia, se deforme de manera plástica. Este tipo de falla también es común al trabajar con materiales de baja conductividad térmica.

Otro tipo de falla es la fractura (figura 6b), que se presenta cuando las fuerzas de corte son excesivas en la punta de la herramienta, ocasionando su ruptura repentina. La fractura también puede darse si se emplean parámetros de corte demasiado agresivos.

Por último, se encuentra la falla por adhesión, la cual ocurre cuando la temperatura en el proceso de corte es alta y el material removido se adhiere a la punta de la herramienta. En algunos casos, este material puede extenderse a lo largo del filo, generando un filo recrecido.[25], [27]

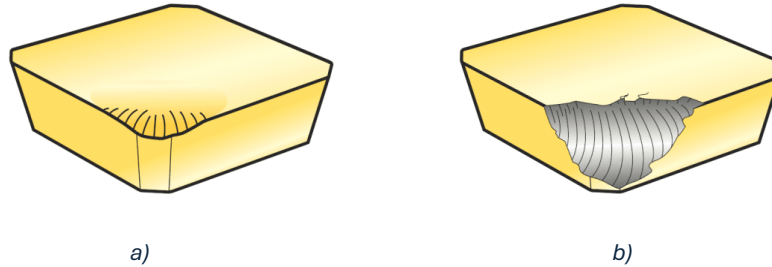


Figura 6. a) Deformación plástica del filo b) La fractura del filo. Extraída de [28]

2.8.2 Ecuación de Taylor

La vida útil de una herramienta de corte puede estimarse de forma aproximada mediante la ecuación de Taylor (ecuación 1), la cual considera factores como los parámetros de corte, el material de la herramienta y el material de la pieza de trabajo. Con el tiempo, se ha demostrado que esta ecuación ofrece una aproximación cuantitativa adecuada, ya que ha proporcionado buenos resultados en la mayoría de las operaciones de mecanizado[25].

$$VT^n = C_t \quad \text{Ec. 1}$$

La velocidad de corte V representa la rapidez a la que la herramienta se desplaza en la superficie de la pieza de trabajo durante el proceso de mecanizado. Esta velocidad está relacionada con la duración de la herramienta T , expresada en minutos, una constante C_t , dependiente del material de la pieza de trabajo, y un exponente n , que varía según los materiales de la herramienta utilizada. La relación entre estos factores es clave para predecir la vida útil de la herramienta.[27]

Como se mencionó anteriormente, la ecuación de Taylor es una aproximación que considera únicamente el factor de la velocidad de corte, sin incluir otros factores que también afectan la vida útil de la herramienta, como el avance y la profundidad de corte. Para mejorar esta limitación, se desarrolló la ecuación de Taylor extendida (ecuación 2), que incorpora estos factores adicionales y añade nuevos coeficientes, especialmente útiles en herramientas de acero rápido (HSS)[25].

$$VT^n f^a d^b = K_t \quad \text{Ec. 2}$$

Donde:

$V \rightarrow$ Velocidad de corte (m/min o m/s)

$n \rightarrow$ Exponente de Taylor (adimensional)

$T \rightarrow$ Vida de la herramienta (min)

$f \rightarrow$ Avance (mm/rev o mm/diente)

$a \rightarrow$ Exponente del avance (adimensional)

$d \rightarrow$ Profundidad de corte (mm)

$b \rightarrow$ Exponente de la profundidad (adimensional)

$K_t \rightarrow$ Constante de la herramienta (dependiente del sistema, sin unidad fija)

Los valores de a y b se determinan experimentalmente. Por ejemplo, para herramientas de acero rápido (HSS), los valores típicos de los exponentes n , a y b son 0.17, 0.77 y 0.37, respectivamente. En general, se cumple que $n < a < b$, lo cual indica que la velocidad de corte tiene una influencia mayor en la vida útil de la herramienta en comparación con el avance y la profundidad de corte [25].

2.8.3 Criterios comunes para la determinación de la vida útil en herramientas de carburos sinterizados

Desgaste de Flanco (VB): Este es el criterio más común para evaluar la vida útil de herramientas de carburo, ya que mide el desgaste en la zona de contacto entre la herramienta y la pieza de trabajo. Generalmente, se establece un límite de desgaste de flanco con un ancho máximo de $VB_{max} = 0.6$ mm, siempre que el desgaste en la zona media del flanco (zona B) no sea muy pronunciado. Si al medir la distancia media de la superficie de desgaste se encuentra un valor de $VB = 0.3$ mm, se considera que el desgaste del flanco es significativo y que la herramienta necesita ser reemplazada, como se muestra en la figura 7 [25], [29].

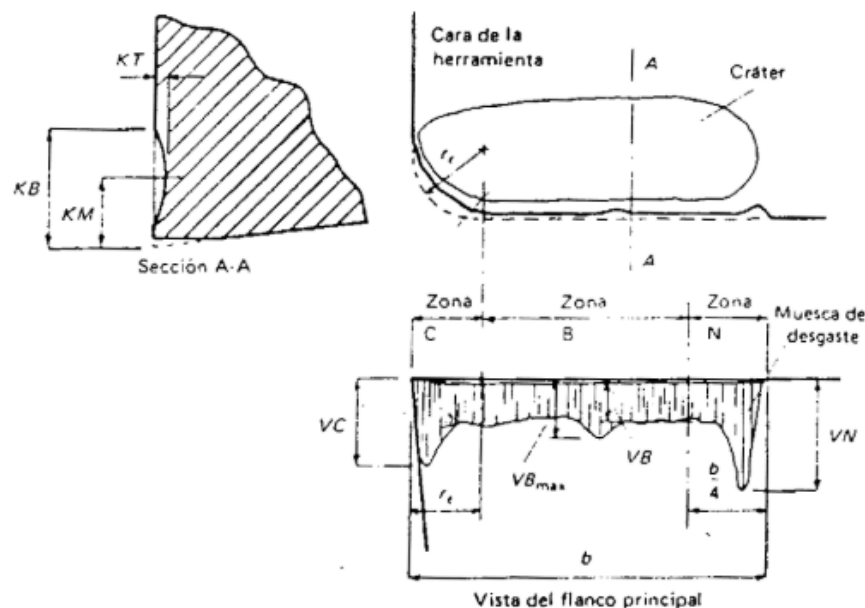


Figura 7. Zonas de desgaste del flanco. Extraída de [30]

Desgaste de Cráter (KT): Este desgaste se produce en la cara superior de la herramienta, donde la fricción con la viruta es mayor. Aunque no es tan crítico como el desgaste de flanco, un desgaste excesivo en forma de cráter puede reducir el ángulo de corte, debilitando la herramienta y afectando su efectividad de corte. La profundidad del cráter, indicada como KT , se mide en milímetros y puede calcularse según la ecuación 3, donde f representa el avance en milímetros por revolución. Los valores de KT están especificados en la tabla 2 cuando se utiliza KT como criterio de vida útil.

Según los datos de la (tabla 2), con un avance de 0.25 mm/rev, la profundidad máxima permitida del cráter KT sería de 0.14 mm. Además, es importante considerar la distancia del cráter respecto al filo de la herramienta de corte; si esta distancia es mayor o igual a 0.02 mm, el cráter podría extenderse hasta el filo menor, afectando negativamente el acabado superficial del mecanizado o generando la fractura del flanco[25], [29].

$$KT = 0.06 + 0.3f \quad Ec. 3$$

Tabla 2. Valores para KT [24]

Avance [mm/rev]	0.25	0.4	0.63
Profundidad de cráter KT [mm]	0.14	0.18	0.25

Anteriormente se describieron los criterios para determinar cuándo una herramienta ha alcanzado el final de su vida útil. Aunque el desgaste de cráter no es un criterio común, en caso de que esté presente, es importante verificar que su tamaño se encuentre dentro de los parámetros aceptables, ya que, en algunos casos, puede incluso mejorar el desempeño del filo.

Respecto al desgaste de flanco, una vez que se alcanza el valor máximo permitido de $VB_{max} = 0.6$ mm, la norma indica que la herramienta ha llegado al final de su vida útil. Sin embargo, en la práctica, el operario puede decidir continuar usando la herramienta mientras los acabados superficiales sigan siendo aceptables, ya que estos criterios son recomendaciones y no necesariamente deben aplicarse de forma estricta en todos los casos.

2.8.4 Mediciones del desgaste de la herramienta

Al medir el desgaste de la herramienta hay que tener cuidado con las partículas adheridas en el flanco porque puede verse como si el flanco desgastado fuera mayor, también es importante revisar que la zona del cráter esté limpia porque si tiene partículas en su interior puede mostrar una menor profundidad, de ser el caso el material suelto se debe remover con cuidado [24].

2.9 Rugosidad superficial

Independientemente del proceso de maquinado aplicado a una pieza, todas las superficies resultan con una textura o perfil particular conocida como **rugosidad superficial**. Definir la rugosidad como una propiedad geométrica es complejo, ya que depende de varios factores. El perfil de rugosidad se compone de tres formas geométricas principales, tanto regulares como irregulares [27]:

Error de forma: Es la marca dejada por la herramienta de corte, cuya dimensión depende del radio en la punta del filo.

Ondulación: Surge debido al avance de la herramienta y está influenciada por el filo de corte, el tipo de material y las vibraciones generadas durante el proceso.

Rugosidad: Es la distancia entre una ondulación y otra, estas geometrías se pueden observar en la figura 8.

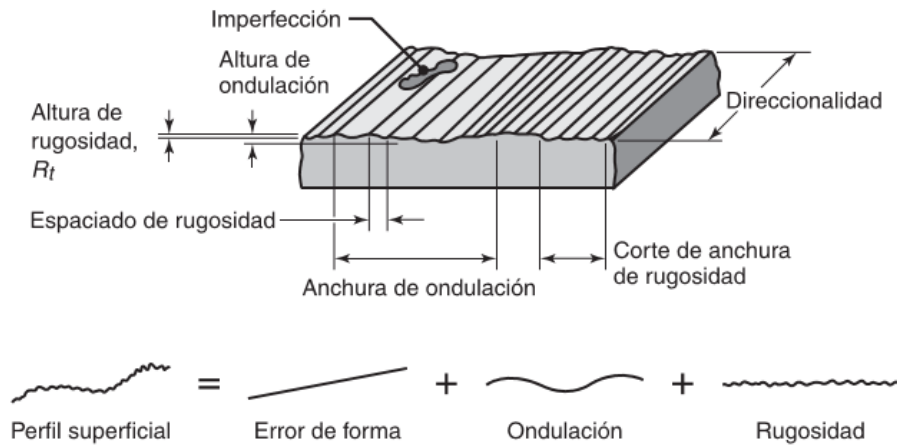


Figura 8. Modelo de rugosidad superficial. Extraída de [27]

2.9.1 Medición de la rugosidad superficial

La rugosidad superficial se mide generalmente con dos parámetros: el valor medio aritmético (R_a) y la rugosidad de la raíz media cuadrática (R_q), como se muestra en las ecuaciones 4 y 5. En estas ecuaciones, los valores a , b , c , y d representan las alturas absolutas de las crestas (figura 9), y n es el número de lecturas o de ondulaciones [26], [27].

$$R_a = \frac{a + b + c + d + \dots}{n} \quad \text{Ec. 4}$$

$$R_q = \sqrt{\frac{a^2 + b^2 + c^2 + d^2 + \dots}{n}} \quad \text{Ec. 5}$$

En la Figura 8 se muestra un parámetro adicional, R_t , que es la altura máxima de la rugosidad, es decir, la distancia entre la depresión más baja y la cresta más alta. Este valor representa la cantidad

de material que debería eliminarse para obtener una superficie completamente lisa. Las unidades de rugosidad en el sistema internacional se expresan en micras (μm), donde $1\text{ }\mu\text{m}$ equivale a $40\text{ }\mu\text{in}$, y la resolución de rugosidad suele oscilar entre 0.1 y $0.001\text{ }\mu\text{m}$ [26], [27].

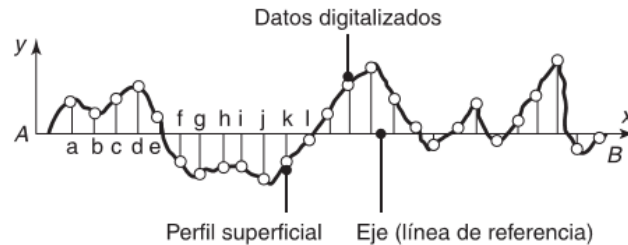


Figura 9. Perfil de rugosidad. Extraída de [27]

2.9.2 Limitaciones y representatividad de la rugosidad superficial

Los valores de R_a y R_q solo representan promedios, por lo que no siempre reflejan la topografía real de una superficie. Es común encontrar dos superficies con los mismos valores de rugosidad, pero con topografías diferentes debido a las limitaciones de las herramientas de medición. Sin embargo, tener un perfil de rugosidad conocido es fundamental, ya que proporciona datos representativos sobre fricción, desgaste y fatiga, aspectos cruciales en aplicaciones de uso crítico de la pieza[27].

2.9.3 Efecto del proceso de mecanizado en la rugosidad

Según el tipo de mecanizado, se generan distintos perfiles de rugosidad. Por ejemplo, como se observa en la (figura 10), existe una diferencia notable entre los resultados de un proceso de lapeado y uno de cilindrado. No obstante, los procesos de rectificado de desbaste y de cilindrado son bastante similares, lo que podría indicar que se usaron procesos similares, pero con distintos parámetros de corte[27].

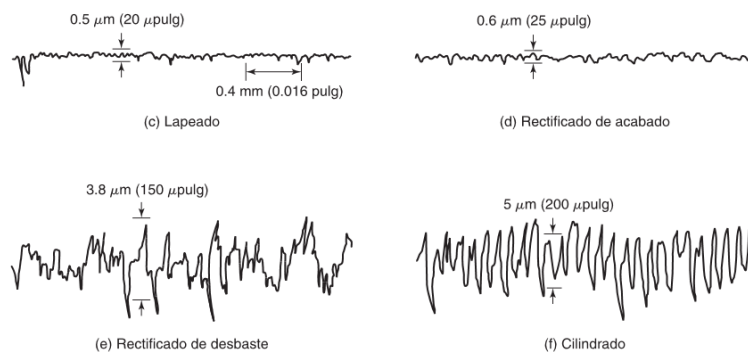


Figura 10. Perfil de rugosidad de diferentes procesos de mecanizado. Extraída de [27]

2.9.4 Factores que afectan la rugosidad superficial

La rugosidad está influenciada por varios factores, incluyendo el tipo de proceso de fabricación, la herramienta de corte y los parámetros de corte. Entre los parámetros más relevantes están:

Avance: es fundamental en el cálculo del valor promedio de rugosidad.

Profundidad de corte: no afecta considerablemente la rugosidad.

Radio de punta del filo de la herramienta: influye de manera significativa en la rugosidad de la superficie.

Velocidad de corte: a bajas velocidades, la rugosidad es altamente sensible a este parámetro, mientras que a velocidades superiores a 100 m/min, la rugosidad tiende a estabilizarse y su influencia disminuye.

Esta información permite comprender cómo diferentes factores del proceso de maquinado influyen en la rugosidad superficial, proporcionando una base para optimizar la calidad de las superficies en aplicaciones industriales[26].

El **perfil de rugosidad** y sus parámetros permiten caracterizar la textura superficial de un material. Al medir la rugosidad, los dispositivos de medición pueden identificar tres tipos de perfiles, cada uno con una longitud de onda diferente.

Para determinar la rugosidad superficial, primero se debe establecer un sistema de coordenadas, comúnmente un sistema rectangular. Luego, se delimita la **superficie real**, que corresponde a la separación entre el cuerpo en estudio y su entorno. Al intersecar esta superficie real con un plano, se obtiene el **perfil de superficie** (figura 11) [30].

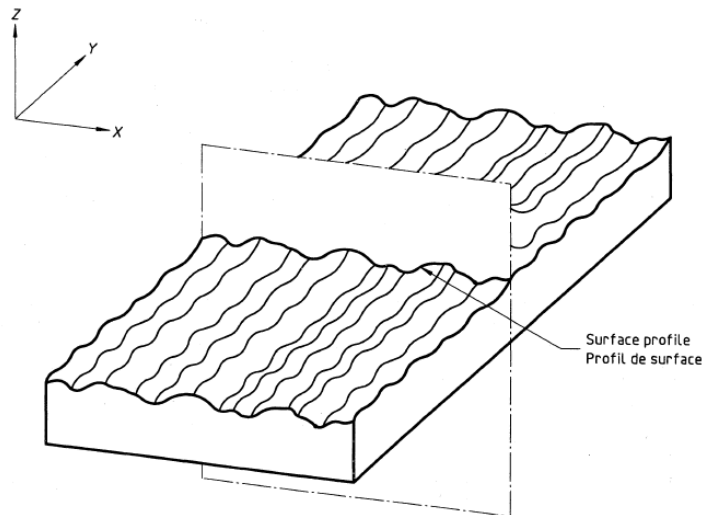


Figura 11. Determinación del Perfil de superficie. Extraída de [30]

2.9.5 Tipos de perfiles de onda

1. Perfil de onda corta λ_s

Este perfil se forma al intersecar las componentes de la rugosidad con las ondas de longitud más corta en la superficie.

2. Perfil de onda media λ_c

Este perfil se define por la intersección de los componentes de la rugosidad con la ondulación de la superficie.

3. Perfil de onda larga λ_f

Este perfil se establece por la intersección entre la ondulación y las ondas de mayor longitud que aparecen en la superficie.

Estos perfiles, ilustrados en la figura 12, permiten comprender mejor la textura de una superficie al descomponer la rugosidad en distintas escalas de análisis, lo que refleja las variaciones en las longitudes de onda presentes en la superficie [30].

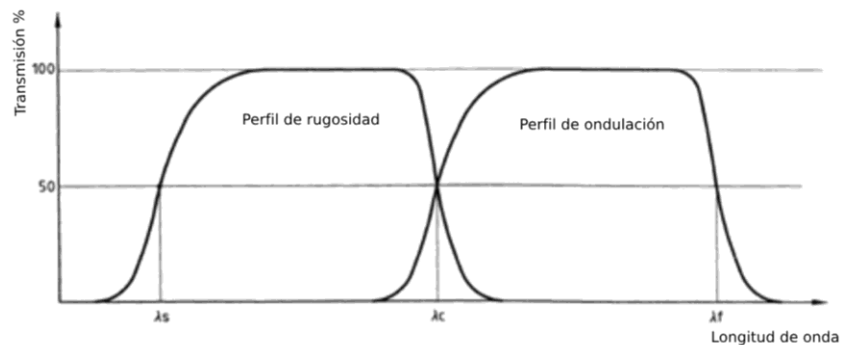


Figura 12. Característica de transmisión de perfiles de rugosidad y ondulación. Extraída de [30]

2.10 Acabado superficial

El acabado superficial se define como el conjunto de irregularidades que forman patrones regulares e irregulares sobre una superficie. Estos patrones, conocidos como rugosidad, le otorgan una textura característica, visible incluso en superficies que aparentan estar muy pulidas. Estos patrones también incluyen los espaciamientos, que dependen tanto de la herramienta como del método de mecanizado utilizado [26].

El estudio del acabado superficial es fundamental, ya que influye directamente en la precisión y las tolerancias de una pieza, especialmente en aplicaciones que requieren un ajuste preciso. Además, un acabado superficial deficiente puede afectar la resistencia a la corrosión, debido a la

presencia de micro cavidades que retienen fluidos, y también puede disminuir la resistencia a la fatiga, ya que las rugosidades elevadas pueden contener esfuerzos residuales que facilitan la formación de micro fisuras cuando la pieza se somete a grandes cargas [26], [27].

Una herramienta con el filo desgastado puede presentar un radio de punta (R) mayor que la profundidad de corte (figura 13), lo que le impide cortar adecuadamente y hace que se deslice sobre la superficie del material, generando calor excesivo, rayado y esfuerzos residuales superficiales. Para evitar este fenómeno, la profundidad de corte debe ser mayor que el radio de la punta de la herramienta. En procesos como el cilindrado, el avance de la herramienta puede dejar una marca en forma de espiral; cuanto mayor sea el avance y menor el radio de la punta, más visibles serán estas marcas. La rugosidad superficial en estos casos puede calcularse mediante la ecuación 6 [27].

$$R_a = \frac{f^2}{8R} \quad \text{Ec. 6}$$

Es importante considerar otros factores, como la vibración de la herramienta o el alabeo de la pieza debido a un centrado incorrecto, los cuales afectan negativamente el acabado superficial. Además, las temperaturas generadas durante el proceso de mecanizado pueden causar cambios metalúrgicos, esfuerzos residuales, deformación plástica, endurecimiento por deformación o agrietamiento de la superficie[27].

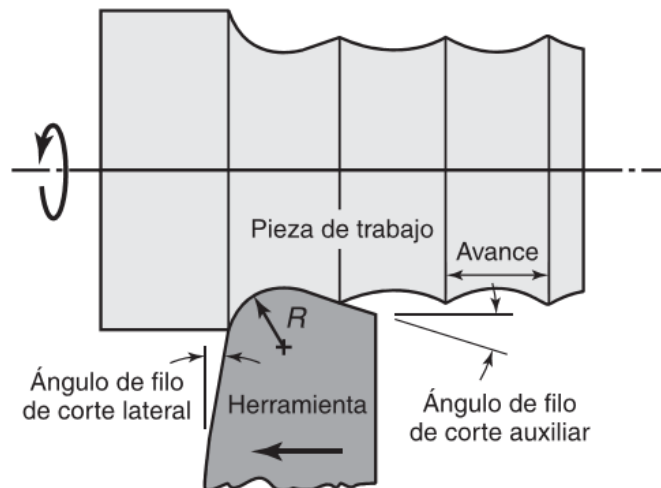


Figura 13. Influencia del radio del filo de la herramienta de corte. Extraído de[27]

2.11 Maquinado

Es el proceso mediante el cual se le puede dar forma a una pieza mediante el arranque de viruta, una de las ventajas que brinda el maquinado con respecto a otros procesos de manufactura es que se pueden obtener mejores acabados superficiales y tolerancias. Para este proceso se utilizan

diferentes máquinas-herramientas como tornos, fresadoras, brochadoras, entre otras. Cuando se realiza una operación de maquinado se tiende a mover la pieza de trabajo en contra del filo de una herramienta mono filo, y mediante los parámetros de corte definidos se remueve el material, algunos parámetros de corte son la velocidad de corte, profundidad y avance. estos parámetros pueden definir calidad, tiempo, consumo eléctrico, hasta su maquinabilidad [31] [32].

2.12 Torno

La figura 14 muestra el torno y sus partes

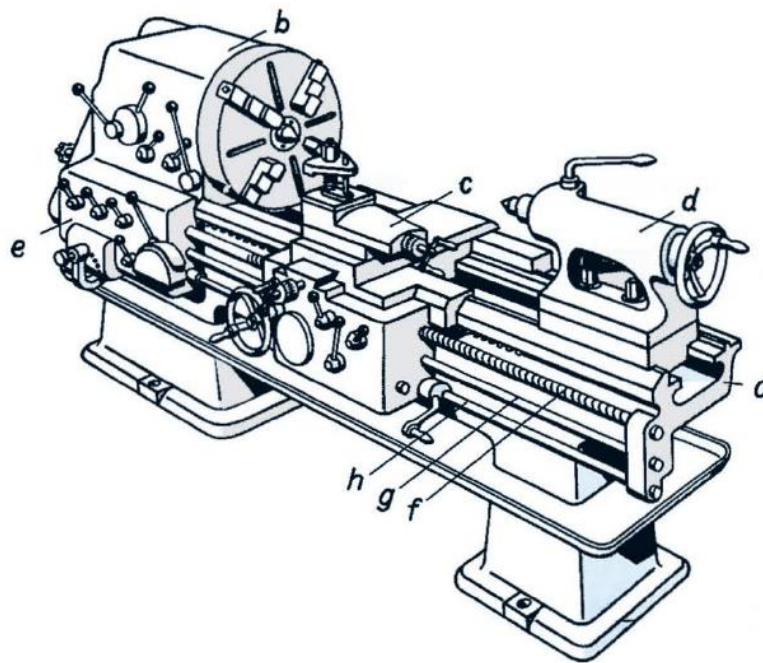


Figura 14. Partes del torno: a) bancada del torno b) cabezal fijo e) carro porta herramienta d) cabezal móvil e) mecanismo de avance f) husillo de roscar g) husillo de cilindrar h) husillo de avance. Extraído de [33]

2.13 Fuerzas de corte

Es fundamental conocer las fuerzas de corte en un proceso de mecanizado para evitar una deformación excesiva en la herramienta. Las fuerzas de corte se consideran en el diseño tanto de la herramienta de corte como del portaherramientas, que deben mantenerse rígidos para minimizar las deformaciones. Si la herramienta se deforma, el corte será irregular y no se logrará el acabado deseado. Además, conocer las fuerzas de corte permite calcular el consumo de potencia de la máquina-herramienta, lo cual es crucial para estimar los costos de producción y determinar si la

máquina tiene la capacidad de operar sin sobrecargar sus componentes motrices. Asimismo, este conocimiento es clave para seleccionar la herramienta de corte adecuada, ya que una fuerza de corte elevada puede causar un desgaste excesivo del filo o incluso la destrucción de la herramienta.

En el proceso de torneado, se identifican tres tipos de fuerzas: **la fuerza de corte (F_s)**, **la fuerza radial o de rechazo (F_p)**, y **la fuerza de avance (F_v)**. La fuerza de corte actúa en la dirección tangencial a la pieza de trabajo y en el sentido de su rotación. La fuerza radial se orienta hacia el centro de la pieza y es responsable de generar la profundidad de corte. Finalmente, la fuerza de avance actúa en la dirección longitudinal a la pieza de trabajo y es la encargada de desplazar la herramienta a lo largo de la zona de desbaste. Estas fuerzas se ilustran en la figura 15 [27], [34], [35]

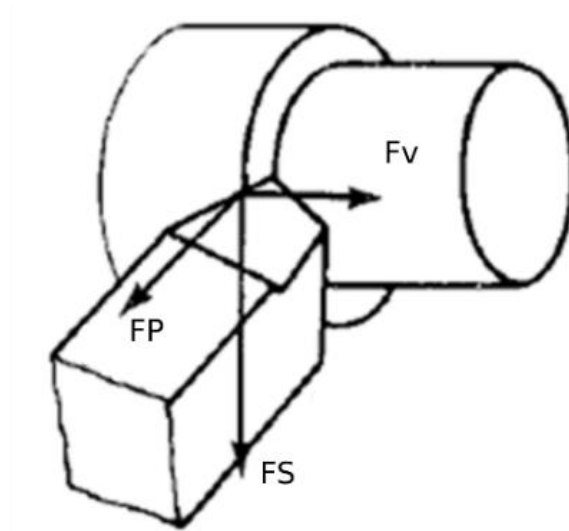


Figura 15. Fuerzas de corte en un proceso de torneado. Editado de [34]

El estudio de las fuerzas de corte puede realizarse de manera general utilizando un modelo de corte ortogonal. Este modelo permite identificar las tres fuerzas principales, así como las fuerzas secundarias que se generan en un proceso de corte por arranque de viruta.

La figura 16a muestra las fuerzas de corte ejercidas por la herramienta sobre la viruta. Se generan dos fuerzas perpendiculares entre sí: la fuerza de fricción (F) y la fuerza normal (N). La fuerza de fricción se produce cuando la viruta desliza sobre la herramienta de corte. A partir de la fuerza de fricción y la fuerza normal, es posible calcular el coeficiente de fricción entre la viruta y la herramienta. Además, actúa la fuerza cortante (F_s), que se sitúa entre el plano de trabajo y la viruta, junto con la fuerza normal (F_n), que es perpendicular a la fuerza cortante [35], [36].

La figura 16b muestra las componentes de las fuerzas que actúan sobre la herramienta de corte: la fuerza de corte (F_c) y la fuerza de empuje (F_t), esta última siendo perpendicular a la fuerza de

corte. La fuerza de corte se alinea con la dirección de la velocidad de corte, mientras que la fuerza de empuje va en la dirección del avance y está relacionada con el espesor de la viruta [35], [36].

Las fuerzas que se observan en la figura 16b son las que un dinamómetro puede capturar, lo que permite medir las fuerzas que actúan sobre la herramienta de corte. La figura 17 muestra la relación geométrica necesaria para calcular las fuerzas de corte que el dinamómetro no puede medir directamente. Una vez obtenidas las fuerzas de corte y de empuje con el dinamómetro, y utilizando el diagrama de la figura 17, es posible derivar cuatro ecuaciones para determinar las fuerzas restantes. [35], [36]

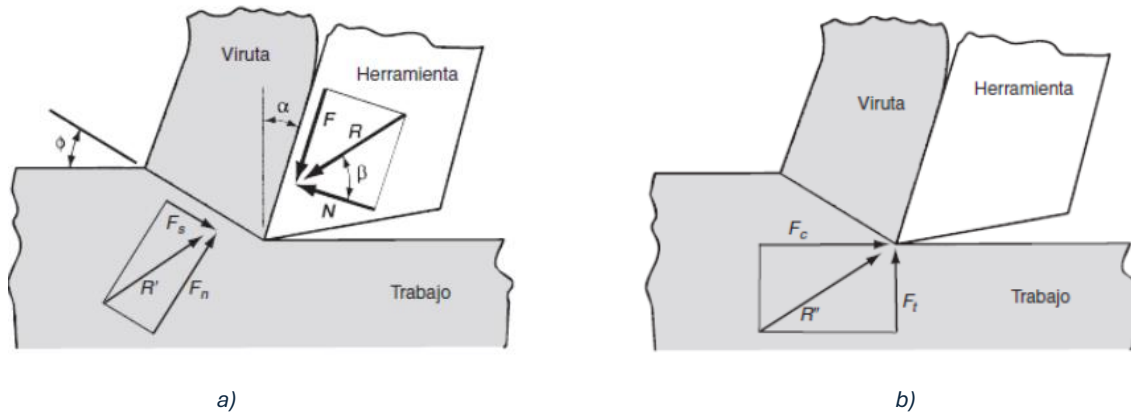


Figura 16. a) Fuerzas de corte en la viruta b) Fuerzas de corte en la herramienta. Extraído de [35]

Al calcular las fuerzas de corte en un proceso de torneado, se observa que la fuerza cortante (F_s) es la de mayor magnitud. Esta fuerza actúa en la dirección de giro de la pieza de trabajo y abarca gran parte del filo de la herramienta. La segunda fuerza en magnitud es la fuerza de avance (F_v), que se genera cuando la herramienta de corte comienza su avance axial, siendo afectada en parte por la profundidad de corte. Finalmente, está la fuerza radial (F_p), que depende directamente de la profundidad de corte. Esta fuerza, aunque de menor magnitud, intenta empujar la herramienta y no interviene directamente en el proceso de corte. Por esta razón, algunos dispositivos de medición de fuerzas, como los dinamómetros, pueden omitir su registro. No obstante, esta fuerza siempre está presente y se puede calcular mediante relaciones trigonométricas como se muestran en la figura 17 [25], [29].

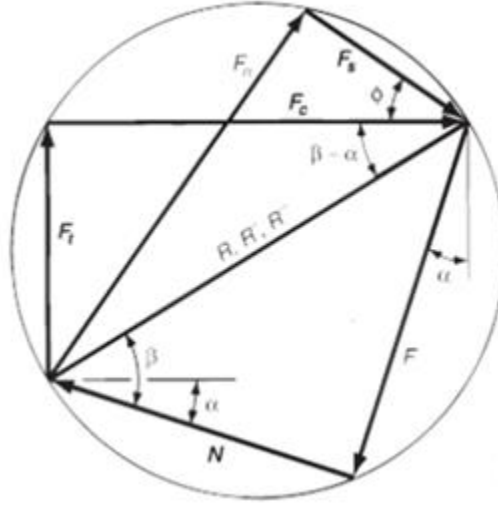


Figura 17. Relación geométrica de fuerzas. Extraído de [35]

A partir del esquema, se puede calcular la fuerza ejercida sobre la viruta. La ecuación 7 muestra cómo la fuerza de fricción (F) se obtiene al descomponer la fuerza de corte y la fuerza de empuje en función del ángulo α . De manera similar, la ecuación 8 permite calcular la fuerza normal a la fricción (N) mediante la descomposición de las mismas fuerzas, pero utilizando las componentes opuestas a las empleadas en la ecuación 1.[35], [36]

$$F = F_c \operatorname{sen} \alpha + F_t \cos \alpha \quad \text{Ec. 7}$$

$$N = F_c \cos \alpha - F_t \operatorname{sen} \alpha \quad \text{Ec. 8}$$

El esquema también permite calcular la fuerza cortante (F_s) y la fuerza normal a la cortante (F_n) descomponiendo la fuerza de corte y la fuerza de empuje en función del ángulo ϕ , como se muestra en las ecuaciones 9 y 10. Estas fuerzas son las que se generan en la herramienta de corte. [35]

$$F_s = F_c \cos \phi - F_t \operatorname{sen} \phi \quad \text{Ec. 9}$$

$$F_n = F_c \operatorname{sen} \phi + F_t \cos \phi \quad \text{Ec. 10}$$

Es importante destacar que, si el portaherramientas no es lo suficientemente rígido y la fuerza radial es elevada, pueden generarse imperfecciones en el proceso de torneado o cortes irregulares [25], [29].

El cálculo de la fuerza de corte en un proceso de maquinado es uno de los parámetros importantes en la toma de decisiones cuando se quiere mejorar o estudiar dicho proceso. Para medir estas fuerzas de corte se han diseñado múltiples sistemas como: transductores o sensores de fuerza. La fuerza puede calcularse por varios métodos partiendo de los principios físicos como el desplazamiento, la aceleración, o la presión. Los transductores que existen en el mercado se basan en los principios de estas cantidades físicas, por ejemplo, un sensor de deformación actúa como un sensor de desplazamiento, el sensor tiene que poseer suficiente rigidez para que se mantenga la herramienta en su lugar, tener buena flexibilidad para poder medir la deformación, sin que se fracture o tenga una deformación permanente, y tener precisión [37]. Lo anterior expone el

principio de cómo funcionan los sensores que se usan para medir fuerzas de corte, pero el sensor es solo un paso en el proceso de medición de las fuerzas de corte estos sensores se incorporan en dispositivos llamados dinamómetros, que son los encargados de integrar estos sensores permitiendo obtener estas variaciones y mediante un equipo de adquisición de datos entregar los datos de la fuerza. Así como hay varios tipos de sensores para diferentes fines, también existe una variedad de dinamómetros, los más usados son los que calculan las deformaciones del porta-herramienta mediante el uso de galgas extensiométricas.

2.14 Viruta

El mecanizado es, en esencia, un proceso de arranque de viruta, por lo que resulta fundamental estudiar el comportamiento de esta. La viruta generada durante el mecanizado proporciona información valiosa sobre la calidad del acabado superficial de la pieza, el desgaste de la herramienta y si los parámetros de corte utilizados son los adecuados. En los procesos de corte por arranque de viruta, es posible identificar cuatro tipos principales de viruta: continua, con borde recrecido, segmentada y discontinua [24].

2.14.1 viruta continua

La viruta continua tiende a formarse en materiales dúctiles cuando se emplean altas velocidades de corte. La viruta continua es un indicador de un proceso de mecanizado eficiente, pero debe ser controlada para evitar una mala calidad en la superficie mecanizada, ya que puede enredarse alrededor del portaherramientas o de la pieza de trabajo, ocasionando rayaduras en la superficie mecanizada. Para evitar este fenómeno, se pueden emplear herramientas de corte con rompevirutas o ajustar los parámetros de corte.[24], [36]

2.14.2 viruta borde recrecido

La viruta con borde recrecido se forma cuando capas del material de la pieza de trabajo se adhieren al filo de la herramienta de corte. Esta acumulación crece de manera progresiva hasta volverse inestable, momento en el que se rompe y parte de esta viruta cae sobre la superficie de la pieza mecanizada. Además, este tipo de viruta tiende a deformar el filo de la herramienta, lo que puede provocar la pérdida de su agudeza. Para evitar la formación de viruta con borde recrecido, es recomendable aumentar la velocidad de corte o reducir la profundidad de corte.[24], [36]

2.14.3 viruta segmentada

Este tipo de viruta, conocida como viruta segmentada, se caracteriza por su estructura no homogénea, presentando zonas de baja deformación cortante. Se suele formar en materiales con baja conductividad térmica, donde la transferencia de calor es limitada, lo que afecta la manera en

que se deforma el material. Estas virutas adoptan una forma aserrada o en láminas, que se deslizan unas sobre otras a lo largo de la superficie de corte. Este comportamiento es común en metales como los aceros endurecidos, el titanio o las aleaciones de níquel, y puede influir tanto en el acabado superficial como en el desgaste de la herramienta.[24], [27], [36]

2.14.4 viruta discontinua

La viruta discontinua se forma por segmentos de viruta que pueden estar sueltos o parcialmente unidos entre sí. Este tipo de viruta aparece cuando el material de trabajo es frágil, contiene inclusiones duras o se emplean parámetros de corte inadecuados. Además, si la fuerza de corte varía durante el proceso, también puede generarse viruta discontinua. Esta variación en la fuerza de corte suele ocurrir cuando el portaherramientas no es lo suficientemente rígido o los sistemas de sujeción de la pieza son deficientes, lo que genera vibraciones durante la operación. Como consecuencia, se obtiene un acabado superficial deficiente, una baja precisión dimensional y un desgaste prematuro de la herramienta de corte.[24], [27], [36]

La figura 18 ilustra los cuatro tipos principales de viruta que pueden generarse en un proceso de mecanizado. Es importante destacar que la formación de estos tipos de viruta depende directamente de los parámetros de corte y su interacción con las propiedades del material de trabajo. El análisis de la viruta es clave para obtener información valiosa sobre el acabado superficial que se puede esperar al final del proceso de corte, así como sobre el tipo de desgaste que ha sufrido o que podría presentar la herramienta de corte [27]

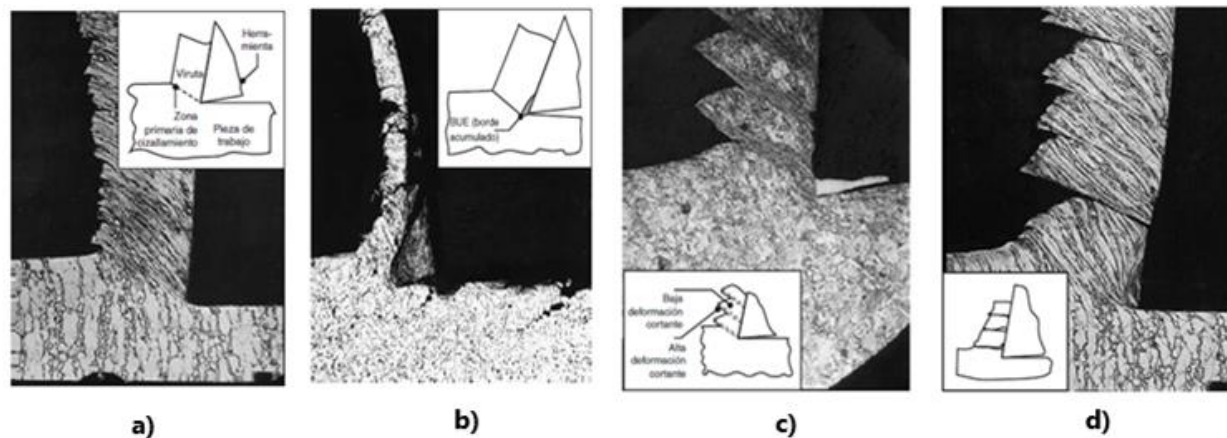


Figura 18. Tipos de viruta a) Continua b) Borde recrecido c) Segmentada d) Discontinua. Extraído de [27]

2.14.5 Rizo en la viruta

Los parámetros en el proceso de mecanizado pueden influir en la curvatura de la viruta. Por ejemplo, disminuir la profundidad de corte o utilizar refrigerante tiende a reducir el radio de curvatura de la viruta. En el caso del uso de refrigerante, al reducirse dicho radio, la viruta tiene un contacto mínimo con la herramienta de corte, lo que impide que el calor generado durante el proceso se transfiera adecuadamente a la viruta. Como resultado, el calor se concentra en la punta de la herramienta, acelerando su desgaste [27]

La figura 19 muestra los diferentes tipos de virutas que pueden generarse durante un proceso de cilindrado: a) Una viruta muy rizada, con tendencia a impactar contra la pieza de trabajo. b) Una viruta que no llega a formar un rizo completo y se rompe al chocar con la pieza de trabajo. c) Una viruta continua que se aleja en dirección radial de la pieza de trabajo, sin afectarla. d) Una viruta rizada pero no continua, que se rompe al interactuar con la herramienta de corte [27]

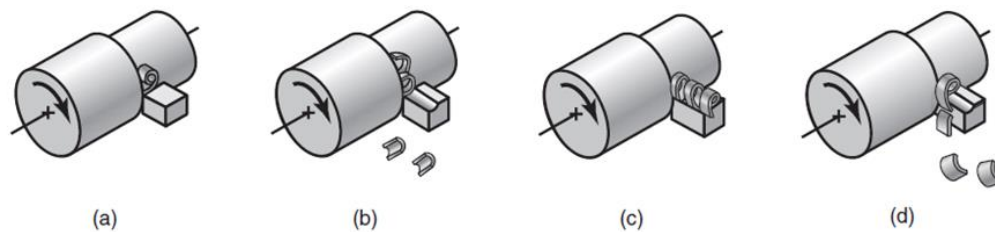


Figura 19. Rizo de la viruta en el proceso de torneado. Extraído de [27]

La norma ISO 3685 clasifica la viruta en ocho grupos (figura 20). Dentro de estos grupos, las virutas se subdividen en categorías como largas, cortas, enredadas, entre otras. Según la norma y la literatura especializada, es posible realizar una clasificación más amplia y precisa, basándose en el tipo de viruta que se presenta. De este modo, las virutas pueden clasificarse en tres categorías: virutas malas o dañinas (M), virutas regulares (R) y virutas buenas o aceptables (B).[24]

1. Virutas rectas	2. Virutas tubulares	3. Virutas espirales	4. Virutas helicoidales planas	5. Virutas helicoidales cónicas	6. Virutas arqueadas	7. Virutas elementales	8. Virutas ahusadas
1.1 Larga	2.1 Larga	3.1 Plana	4.1 Larga	5.1 Larga	6.1 Conexa		
1.2 Corta	2.2 Corta	3.2 Cónica	4.2 Corta	5.2 Corta	6.2 Inconexa		
1.3 Enredada	2.3 Enredada		4.3 Enredada	5.3 Enredada			

Figura 20. Tipos de viruta según la norma ISO. Editado de [24]

La empresa Sandvik realizó pruebas utilizando un inserto CNMG 120408-PM, variando la profundidad de corte (a_p) y el avance (f_n). El objetivo de estas pruebas fue analizar el comportamiento de la viruta y determinar la relación entre la profundidad de corte y el avance en la forma de la viruta. Como se muestra en la figura 21. La viruta encerrada en la imagen presenta la mejor calidad debido a que es lisa y segmentada. Una viruta lisa indica que la herramienta de corte ha realizado un mecanizado adecuado, mientras que su segmentación evita que se enrede en la pieza de trabajo. Esto es crucial, ya que una viruta enredada puede generar rayaduras en la superficie, afectando su acabado final. Además, es importante destacar que una viruta continua con radios pequeños, como la observada en la parte inferior de la (figura 21), tiende a fracturarse o desviarse, minimizando el riesgo de dañar la superficie mecanizada, fuera de esa zona, los parámetros de corte generan virutas no deseables [38].

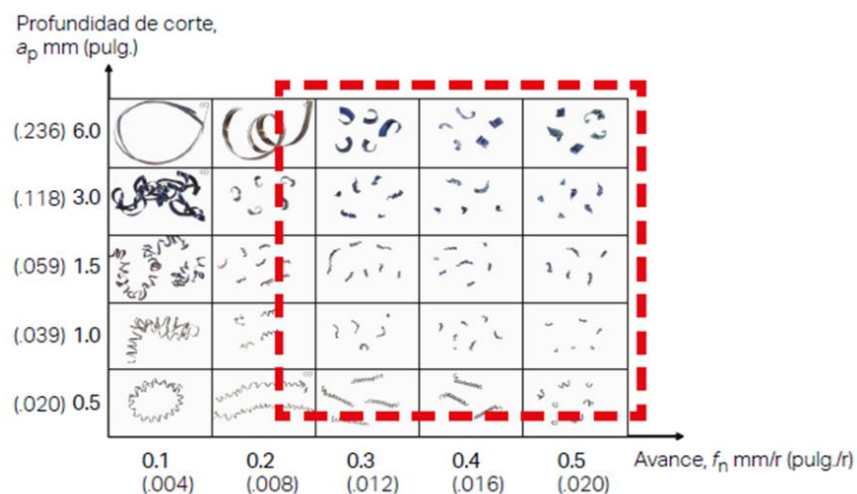


Figura 21. Relación profundidad de corte avance. Extraído de [38]

3 Objetivos

3.1 Objetivo general

Evaluar la maquinabilidad del Inconel 600 en un proceso de torneado variando la velocidad de corte.

3.2 Objetivos específicos

- Analizar el desgaste de la herramienta en función de las condiciones de corte.
- Analizar las fuerzas de corte generadas en el proceso de maquinado.
- Caracterizar el acabado superficial en función de las condiciones de corte.

4 Metodología

4.1 Caracterización Inconel 600

Antes de iniciar los ensayos de mecanizado, se realizó la caracterización mecánica y microestructural al Inconel 600. Estas pruebas consisten en realizar análisis metalográfico en un microscopio óptico marca Advance Optical modelo XJL-17 y la dureza se midió en un microdurómetro Vickers de la marca TIME Group Inc Modelo TH717.

Al medir la microdureza del material base de Inconel 600, se obtuvo un valor de 340.93 HV utilizando una carga de 0.1 N. Este valor es superior al reportado por Castillo et al [39], quienes encontraron una microdureza de 207.4 HV con una carga de 0.049 N. La diferencia entre ambos resultados puede atribuirse a la distinta carga aplicada durante la medición o a variaciones en el proceso de fabricación de los materiales. Cabe señalar que no se dispone de información sobre el proceso de manufactura del material evaluado en este estudio.

Para la preparación metalográfica, la muestra de Inconel se sometió a un proceso de lijado progresivo utilizando abrasivos de grano 320, 500, 600, 1000 y 1500. Posteriormente, se realizó el pulido con paños y suspensiones de alúmina de 1, 0.3 y 0,05 μm , obteniendo una superficie libre de deformaciones y rayas. El ataque químico se llevó a cabo con el reactivo Kalling's 4 durante 27 segundos, lo que permitió revelar la microestructura característica del material y confirmar su correspondencia con una aleación Inconel, en concordancia con lo reportado en la literatura [19].

En la figura 22 se observa la microestructura del Inconel 600 mostrando la fase austenítica (γ) con estructura cúbica centrada en las caras (FCC), que constituye la matriz principal del Inconel 600 (figura 22a). En los límites de grano se identifican precipitados primarios de tipo MC y, en el interior de los granos, se aprecian maclas características de materiales con estructura FCC. El contraste de tonos (figura 22b) entre los granos no corresponde a fases diferentes, sino al efecto del ataque químico, el cual resalta la distinta orientación cristalográfica de cada grano.

En la figura 22 se aprecian granos heterogéneos de austenita y se observan carburos primarios de cromo los cuales fueron reportados por Castillo et al [39].

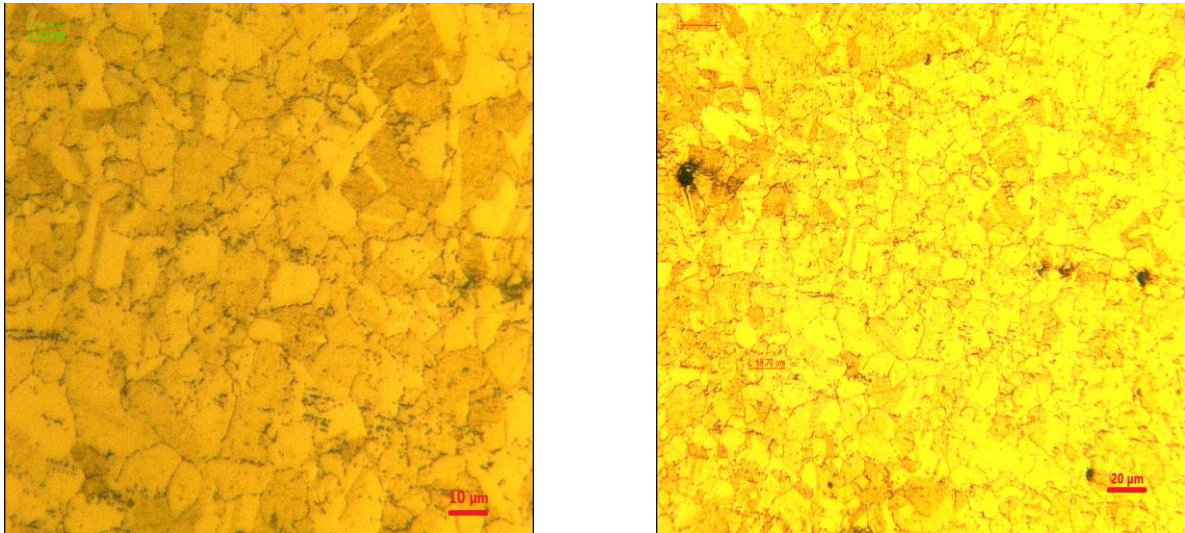


Figura 22.a) Inconel 600, ataque Kalling's 4, 400x b) Inconel 600, ataque Kalling's 4, 250x

4.2 Ajuste y verificación del dispositivo de medición de fuerza de corte (dinamómetro)

4.2.1 Verificación de las deformaciones del dinamómetro

Para medir las fuerzas de corte, se utilizó un dinamómetro de dos componentes de fuerza (figura 23), equipado con galgas extensiométricas que permiten detectar las deformaciones en dos direcciones. El procedimiento para verificar la relación entre la carga aplicada y la deformación registrada en las galgas extensiométricas se presenta a continuación.

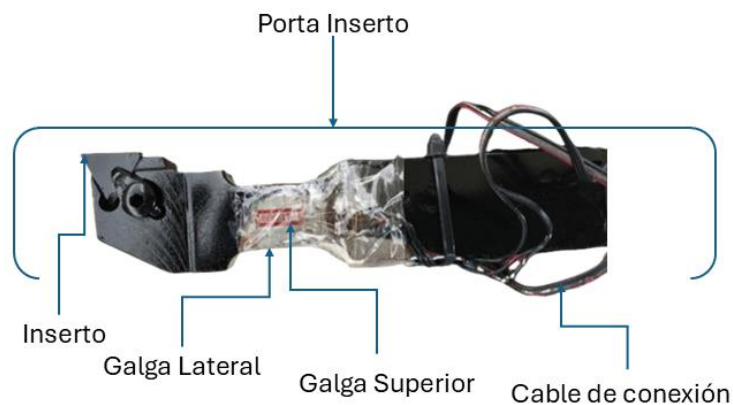


Figura 23. Dinamómetro

4.2.2 Montaje y configuración inicial

Inicialmente, el dinamómetro se fijó en una prensa de banco y se conectó a un lector de deformaciones Model P3 de la marca Micro-Measurements (Vishay Precision Group). Se aplicaron pesos calibrados de 500g (figura 24a y figura 24b); sin embargo, las deformaciones registradas fueron demasiado pequeñas para su análisis. Por esta razón, se emplearon cargas de 10 kg con incrementos sucesivos hasta alcanzar los 30 kg, lo que permitió la calibración física del modelo. Posteriormente, debido a las limitaciones para continuar con cargas mayores, se simuló en ANSYS, considerando un rango de 10 kg a 200 kg.



a)



b)

Figura 24. a) Carga galga superior b) Carga galga lateral

4.2.3 Obtención de datos para la curva de calibración

Se aplicó cada incremento de carga (10 kg) y se registró la deformación correspondiente. Con los datos obtenidos de carga versus deformación, se elaboró una curva de calibración (figura 25a) para la galga superior, también se elaboró la curva para la galga lateral (figura 25b).

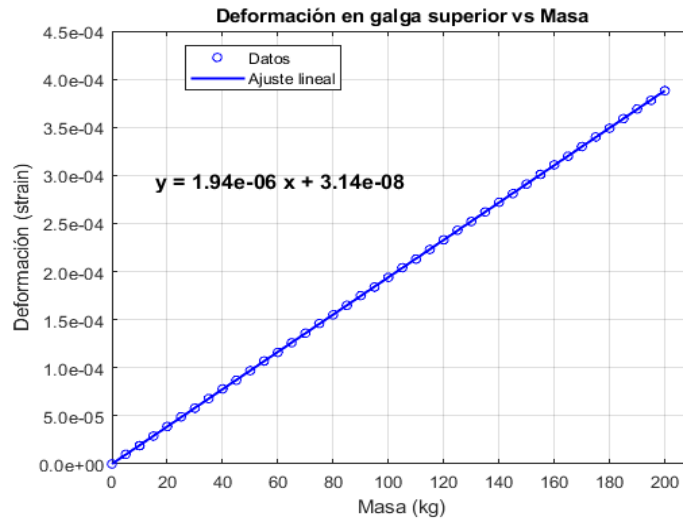


Figura 25a. Curva de calibración galga superior

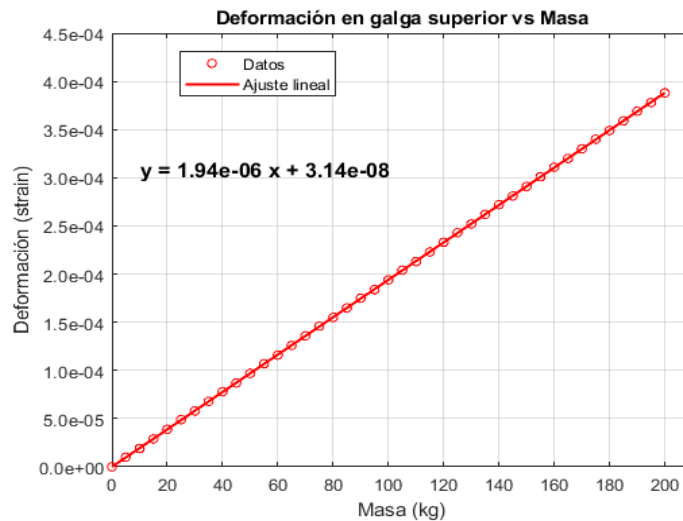


Figura 25b. Curva de calibración galga lateral

4.2.4 Registro y análisis de los datos

Los datos de las curvas de calibración de ambas galgas se almacenaron en tablas. Estas tablas serán la base para calcular las fuerzas de corte a partir de las deformaciones medidas durante los ensayos posteriores. Este proceso garantiza que el dinamómetro esté funcionando correctamente, proporcionando mediciones confiables para los análisis de las fuerzas de corte.

4.2.5 Verificación de la medición de la fuerza de corte

Para realizar la verificación del dinamómetro, se tomó como referencia la investigación realizada por Baldoukas, et al [40]. En dicho estudio, se calcularon las fuerzas de corte en tres materiales: aluminio, latón y acero SAE 1020. Las condiciones experimentales incluían una velocidad de corte de 66.6 m/min, un avance de 0.2 mm/rev y profundidades de corte de 0.2, 0.5, 1.0, 1.5, 2.0 y 2.5 mm. Además, se evaluó el efecto del ángulo de la herramienta, configurado en 0°, 6°, 12° y 20° [40]. Para la comparación específica, se utilizaron los datos correspondientes al acero SAE 1020 con un ángulo de corte de 0°. En particular, se seleccionaron las pruebas con profundidades de corte de 0.5 mm y 1.0 mm, que reportaron fuerzas de corte de 200 N y 420 N, respectivamente.

El montaje experimental, mostrado en la (figura 26), consistió en una barra de acero SAE 1020 con un diámetro inicial de 25.4 mm, la cual fue instalada en un torno convencional. En la torreta del torno se fijó un dinamómetro, conectado a un lector de deformaciones modelo P3 (figura 27). Antes de iniciar el mecanizado, se verificó la instalación y se midió el diámetro real de la barra utilizando un calibrador pie de rey marca Mitutoyo, ya que esta había sido previamente mecanizada para limpieza y nivelación. Se determinó un diámetro de 24.10 mm. El primer ensayo se realizó configurando un avance de 0.2 mm/rev y una velocidad de rotación de 850 rpm, lo que resultó en una velocidad de corte de 64.35 m/min. Se mecanizó una longitud de 70 mm de la barra, registrando las lecturas de deformación cada segundo. Posteriormente, se repitió el procedimiento con una profundidad de corte de 1.0 mm. Debido a la reducción del diámetro de la barra a 23.10 mm y a las limitaciones de rpm del torno, la velocidad de corte se ajustó a 61.68 m/min. Para el análisis de los datos, se promediaron las lecturas de deformación registradas durante el mecanizado. Luego, utilizando la curva de calibración carga-deformación del dinamómetro (figura 25a) y (figura 25b), se calcularon las fuerzas involucradas. La fuerza de corte reportada corresponde a la fuerza resultante, obtenida a partir de las dos componentes ortogonales medidas por el dinamómetro. Los valores obtenidos fueron de 182.24 N para una profundidad de corte de 0.5 mm y 410.60 N para una profundidad de corte de 1.0 mm.



Figura 26. Montaje experimental dinamómetro



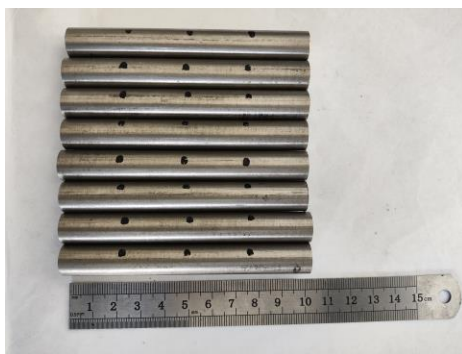
Figura 27. Lector de deformaciones

4.3 Medición de fuerzas de corte y temperatura

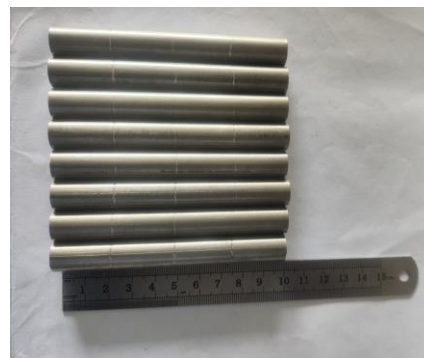
4.3.1 Preparación de las probetas

El material de trabajo consiste en barras de Inconel 600 con un diámetro de 0.5" (12,7 mm) y una longitud de 1000 mm. Esta barra se cortó en secciones de 100 mm de longitud y, tras el corte, se eliminaron las rebabas para garantizar superficies limpias y libres de irregularidades. Luego, las probetas se sometieron a un proceso de refrentado para asegurar que los extremos sean planos y perpendiculares al eje. Finalmente, se perforaron los extremos para generar los centros de referencia, facilitando su montaje y alineación en el torno durante los ensayos de mecanizado. Este procedimiento garantizó que las probetas estén preparadas con las especificaciones necesarias para los experimentos.

Una vez cortadas, las probetas se marcan cada 25 mm con un marcador para establecer una referencia de la longitud de cilindrado (figura 28a). Posteriormente, estas marcas se remarcan con la punta de un inserto (figura 28b), montando la probeta en el torno para asegurar una delimitación precisa de las longitudes de cilindrado. Luego las marcas borrables se eliminan con alcohol y la probeta se limpia completamente. Este procedimiento se realiza porque, en las pruebas preliminares, se observó que el marcador deja residuos que pueden manchar el inserto, dificultando su análisis.



a)



b)

Figura 28. a) marcas de referencia marcador y b) marcas con inserto

4.4 Funcionamiento del torno

Los ensayos de maquinabilidad se realizaron en el torno convencional MAGNUM-CUT modelo FI-1440GZJ (figura 29), con un rango de velocidad de 70 a 2000 rpm y una potencia de 2 caballos de fuerza. Para las pruebas, se emplearon las siguientes revoluciones: 2000, 755, 300 y 115 rpm.

La profundidad de corte se ajustó mediante el dial transversal, el cual tiene una resolución de 0.002 milésimas de pulgadas por división. Para obtener una profundidad de 0.2 mm, se giró el dial cuatro divisiones, lo que equivale aproximadamente a 0.2032 mm. El avance se configuró verificando la disposición de los engranajes, lo cual se puede observar retirando la tapa lateral del torno (figura 30). Este sistema de engranajes incluye un piñón pequeño, que puede tener 30 o 40 dientes, dependiendo de la configuración, en este caso, se confirmó que el piñón tenía 40 dientes.



Figura 29. Torno Magnum-cut

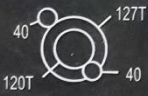


Figura 30. Configuración de engranajes torno

Con esta información y utilizando la tabla de avances ubicada en la parte frontal del torno (figura 31), se estableció un avance de 0.1 mm/rev. Según la tabla inferior, este avance corresponde a 0.0039 milésimas de pulgada/rev. Para lograr esta configuración, se ajustaron las perillas del torno de la siguiente manera (figura 32):

- Perilla superior izquierda: **Posición B**
- Perilla inferior izquierda: **Posición C**
- Perilla superior derecha: **Posición 0**
- Perilla inferior derecha: **Posición U**

Esta configuración proporcionó un avance de aproximadamente 0.1 mm/rev. Antes de iniciar las pruebas, se realizó mantenimiento al dial del avance transversal, ya que presentaba un exceso de juego.





LEVER		mm			
		B	A	B	A
3	U	0.45	0.9	1.8	3.6
3	R			2.25	4.5
1	U	0.6	1.2	2.4	4.8
3	S	0.7	1.4	2.8	5.6
4	R			3.75	7.5
2	S	0.75	1.5	3	6
1	T	1	2	4	8
4	T	1.25	2.5	5	10

LEVER		in			
		B	A	B	A
0	U	0.008	0.016	0.032	0.064
0	R	0.008	0.016	0.032	0.064
0	U	0.008	0.016	0.032	0.064
0	S	0.008	0.016	0.032	0.064
0	R	0.008	0.016	0.032	0.064
0	S	0.008	0.016	0.032	0.064
0	T	0.008	0.016	0.032	0.064

Figura 31. Tabla de avances



Figura 32. Configuración de avance

4.5 Proceso de corte

Se realizó un cilindrado con parámetros de profundidad corte de 0.2 mm (ap) y un avance de 0.1 mm/rev (f). La velocidad de corte se varió según la prueba, utilizando los valores de 80, 30, 12 y 4 m/min. Una vez definidos los parámetros de corte, velocidad de avance y profundidad, se realizó un cilindrado de 25 mm de longitud, tras lo cual se detuvo el proceso para registrar los datos correspondientes. Luego, se repitió el procedimiento en la siguiente sección de 25 mm, alcanzando así la mitad de la probeta. En este punto, la probeta se desmontó y se mecanizó el otro extremo siguiendo el mismo proceso, completando así el mecanizado total de la pieza. Posteriormente, la probeta se desmontó para la medición de rugosidad y dureza. A continuación, se vuelve a montar y se repitió el proceso de mecanizado una segunda vez, y posteriormente una tercera vez, manteniendo los mismos parámetros en cada pasada. Para cada velocidad de corte, se emplearon dos probetas, resultando en un total de 24 pruebas de corte por condición de velocidad.

El montaje experimental, representado en el esquema de la figura 33, incluye un dinamómetro fabricado en la escuela de ingeniería mecánica, Universidad del Valle, una pistola térmica Raynger mx de la marca Raytek, un lector de deformaciones Modelo P3 y un computador notebook para la adquisición y procesamiento de datos. El dinamómetro se monta en la torreta del torno, debido a que el porta inserto es izquierdo se debe girar la torreta 23 grados (figura 34) y se alinea con el centro de la bancada. Se trata de un dinamómetro de dos fuerzas que emplea un arreglo de un cuarto de puente para cada componente de fuerza. Para ello, se utiliza una galga extensométrica en cada dirección: una superior y otra lateral.

Las galgas tienen una resistencia de 120 ohmios y un factor de escala de 2.11. Se les añadieron tres cables de conexión:

- Esta configuración se aplica a ambas galgas (figura 35).



Una vez realizadas las conexiones, se configura el lector activando los puertos 1 y 2 y se estableció el modo de medición en un cuarto de puente. Luego, se definió el factor de galga y se procedió a balancear el sistema, asegurando que las deformaciones iniciales fueran cero.

4.5.2 Adquisición y almacenamiento de datos

Los datos pueden guardarse en una microSD o en un computador. En este caso, se optó por la segunda opción, utilizando una conexión USB. Para ello, fue necesario instalar la interfaz Versión 2.1 del lector de deformaciones (figura 36). La toma de datos se configuró para registrar deformaciones cada segundo (1s), almacenándolas en un archivo de texto .txt, el cual incluye la fecha y hora de cada medición. Para iniciar la grabación, se selecciona la opción "Grabar" en la interfaz, comenzando así el registro de datos en tiempo real. Al finalizar, se detiene el proceso con la opción "Parar", lo que abre una ventana para guardar el archivo .txt en la ubicación deseada.

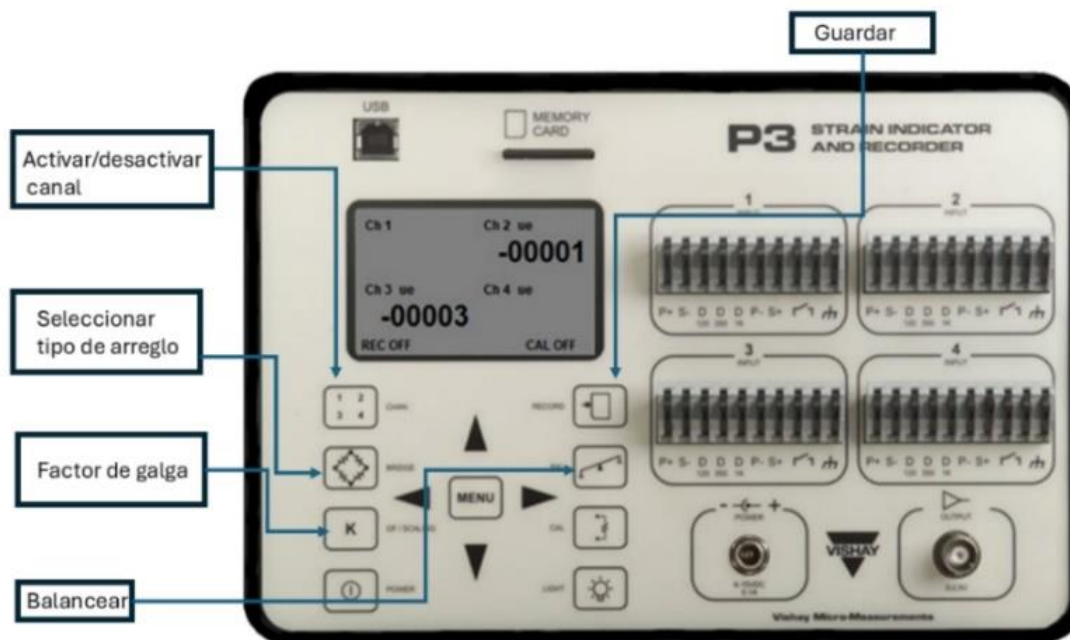


Figura 36. Software del lector de deformaciones

4.5.3 Medición de Temperatura con Pistola Térmica Infrarroja

Para medir la temperatura durante el mecanizado, se utilizó una pistola térmica infrarroja, la cual permite registrar datos de temperatura de forma manual, automática o mediante una interfaz (figura 37), almacenándolos en un archivo .txt. Esto con el objetivo de registrar la variación de temperatura a lo largo del proceso, se fijó la pistola en el soporte de la lámpara del torno (figura 38). Para ello, se retiró una arandela de la articulación 2 y se empleó un tornillo de 1/4", compatible con la rosca de montaje para trípode de la pistola. Esta solución permitió posicionar y ajustar el láser de la pistola en la ubicación deseada. La pistola se configuró en grados Celsius, además se activaron las opciones LTD Access y LaserFlash. Dado que era imposible registrar los datos manualmente mientras se operaba el torno, se optó por realizar la adquisición de datos a través de la interfaz de la pistola.

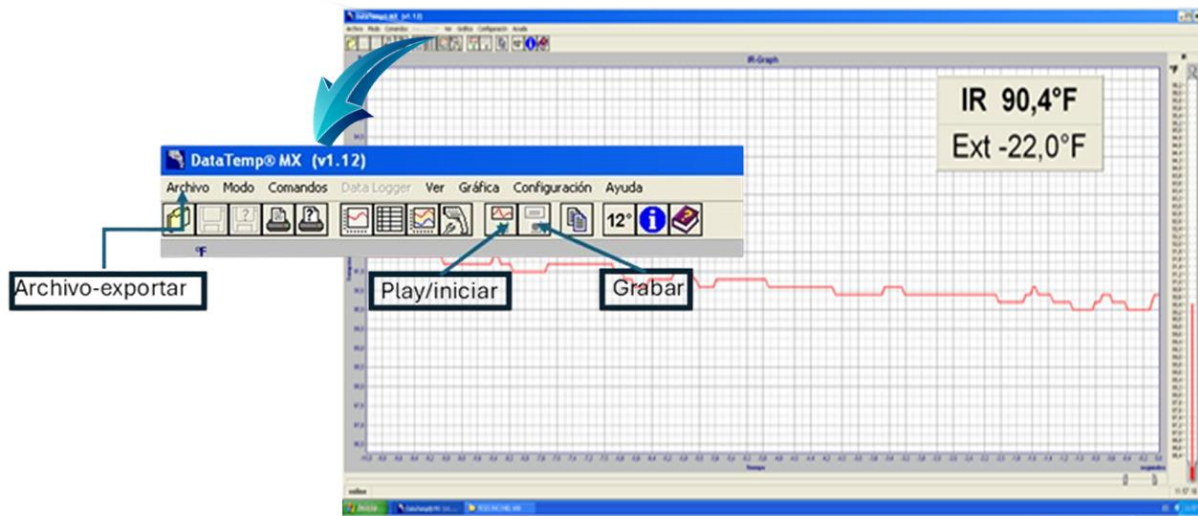


Figura 37. Software Data Temp MX



Figura 38. Fijación de la pistola

4.5.4 Instalación del Software de la Pistola

El software de la pistola se encontraba almacenado en un disquete, pero no se disponía de un lector compatible. Sin embargo, se logró recuperar la información utilizando un equipo adecuado, y posteriormente el software fue copiado a una memoria USB para su instalación. Debido a que el software es antiguo y solo es compatible con Windows XP o Windows 7 (32 bits), fue necesario recurrir a una máquina virtual en Windows 11 para emular el sistema operativo y ejecutar el programa.

4.5.5 Conexión y Configuración del Sistema

La pistola utiliza un cable de comunicación Serial DB9 con salida RS232, la cual no es compatible con los puertos del equipo portátil. Para solucionar este problema, se adquirió un adaptador RS232 a USB. Además, fue necesario descargar e instalar el controlador correspondiente para que el sistema operativo reconociera el dispositivo. Una vez finalizada la configuración, la pistola se programó para registrar datos cada segundo, con una emisividad de 0.9, valor recomendado por el fabricante para Inconel 600 oxidado.

4.5.6 Registro y Exportación de Datos

Para iniciar la medición, se seleccionó la opción "Correr" (Play), activando así el registro de temperatura en tiempo real. Posteriormente, se presionó la opción "Grabar" (Rec) para almacenar los datos. Al finalizar el proceso, se detuvo la grabación con la opción "Parar" y, dentro del menú "Archivo", se seleccionó "Exportar". Desde esta opción, se guardó el archivo .txt con los datos de temperatura registrados.

4.5.7 Procedimiento de Medición

Con el montaje listo, se inicia la medición estableciendo el cero de la superficie con la probeta en movimiento para evitar dañar la punta del inserto. Se permite que el inserto haga una pequeña marca en la superficie, y a partir de ahí, se pone en cero el dial de avance transversal. Luego, el carro se desplaza longitudinalmente y se gira cuatro rayas en el dial, correspondientes a una profundidad aproximada de 0.2 mm (cada raya equivale a 0.002 milésimas pulgadas).

Una vez ajustado el sistema, se inician los registros de datos. Desde el computador, se activa el lector de deformaciones, verificando que marque cero deformaciones y, si es necesario, se balancea el sistema. Al mismo tiempo, en la interfaz de la pistola térmica, se seleccionan las opciones "Play" y "Grabar" para comenzar la toma de datos de temperatura.

Con ambos sistemas operando correctamente, se activa el avance automático del torno en dirección longitudinal hasta recorrer 25 mm. Al alcanzar esta distancia, se detiene el avance, se devuelve el dial una vuelta completa para alejar la herramienta de la probeta y se detiene la marcha del torno. Seguidamente, se finaliza la toma de datos en el lector de deformaciones y en la pistola térmica, asegurando que ambos archivos sean guardados correctamente. Este procedimiento se repite para cada prueba.

4.5.8 Procesamiento de Resultados

Una vez finalizada la prueba, se mide el diámetro en la zona cilindrada, tomando tres mediciones para verificar que la reducción fue de 0.2 mm. Estos valores se registran en una tabla de Excel junto con los datos obtenidos.

Para el análisis de deformaciones, se extraen los valores registrados y se descartan el primer y el último dato, ya que presentan picos debido a la entrada y salida de la herramienta de corte. A partir de los valores restantes, se calcula el promedio de las deformaciones longitudinales y tangenciales, que luego se introducen en la curva de calibración del dinamómetro para obtener las fuerzas en sus respectivas componentes. Estos valores se registran en la tabla de Excel para su posterior análisis.

En cuanto a la temperatura, se descartaron los datos correspondientes al inicio y al final del recorrido, dado que la herramienta parte de la temperatura ambiente y su valor se incrementa progresivamente hasta alcanzar un máximo estable, descendiendo de forma rápida al concluir el proceso. A partir de los datos filtrados, se seleccionó el valor máximo de temperatura registrado, ya que este refleja el punto en el que la temperatura aumenta con rapidez y posteriormente se mantiene constante durante el cilindrado. Dicho valor se almacenó en la tabla de Excel junto con el resto de la información para su análisis.

4.6 Medición del desgaste de la herramienta

Para determinar el desgaste de la herramienta de corte, se desmonta el inserto del dinamómetro después de realizar una pasada de cilindrado en la probeta. Es decir, una vez mecanizadas las cuatro secciones de la probeta. Posteriormente, el inserto se limpia y se lleva al estereoscopio trinocular marca Advanced Optical para medir el desgaste del flanco, según lo establecido en la norma ISO 3685.

El inserto se coloca en el estereoscopio (figura 39) y se utilizó el selector de aumento del sistema de zoom en la posición #5. Se usó el software ToupView (figura 40), donde se configura la escala en 50X, con unidades de medida en milímetros y etiquetas de color rojo. Se enfoca el flanco del inserto y, una vez obtenida una imagen clara, se aplica un zoom del 100% para visualizar con precisión el límite del filo del flanco. A continuación, se trazan las líneas de medición del desgaste y se toman tres medidas, que se registran mediante capturas de pantalla para su posterior análisis. Este procedimiento se repite en cada pasada, obteniendo un total de seis mediciones por cada velocidad de prueba.

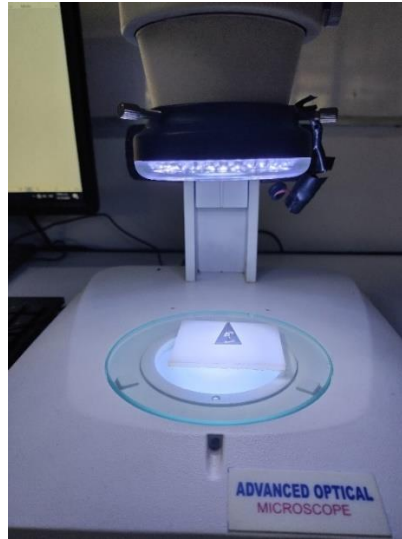


Figura 39. Inserto montado en el estereoscopio

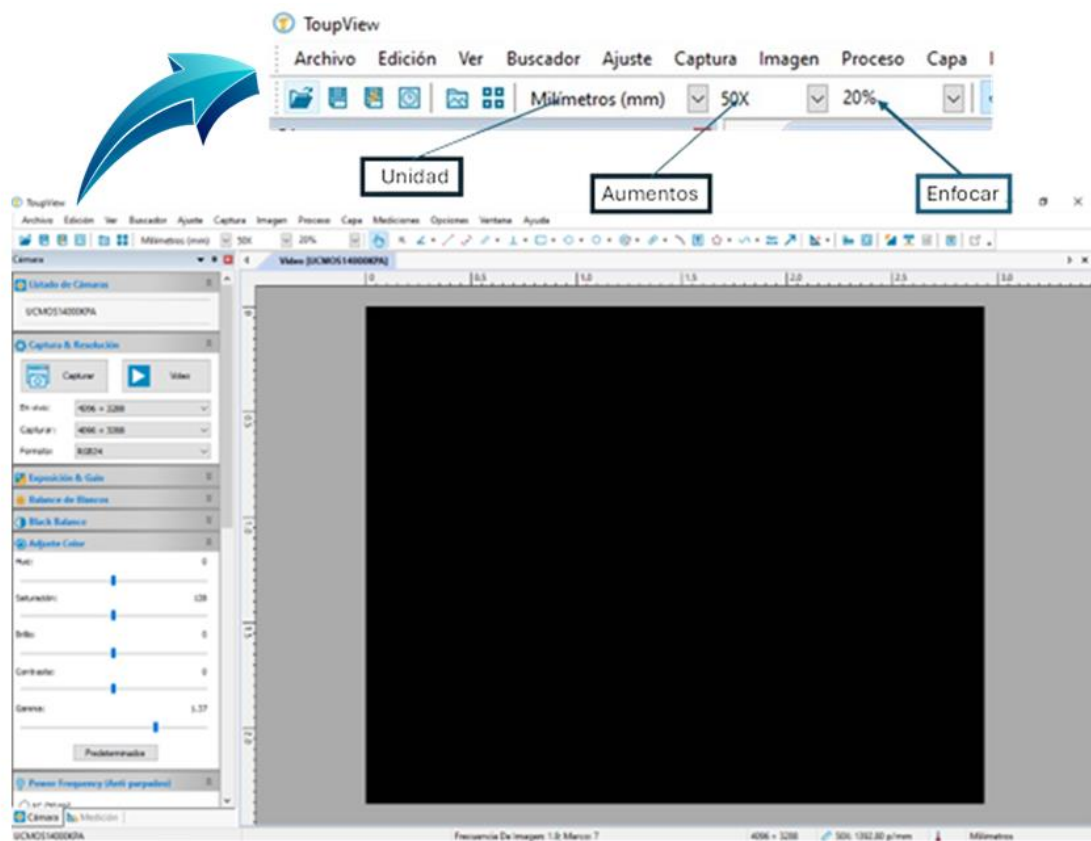


Figura 40. Interfaz Software Touview

Además de cuantificar el desgaste, el uso del estereoscopio permite observar el tipo de desgaste presente en el filo del flanco. Luego de medir el desgaste en el flanco, se gira el inserto para inspeccionar la cara superior y verificar la posible formación de cráteres. Finalmente, el inserto se reinstala en el dinamómetro para la siguiente prueba.

El montaje experimental incluye una zona de recolección de virutas, la cual se acondicionó con un fragmento de canal de teja y una hoja de papel (figura 41), y se ubica debajo de la pieza de trabajo. Este sistema permite recolectar tanto virutas pequeñas y cortas como virutas largas y de mayor radio, evitando su mezcla entre diferentes pruebas. Al finalizar cada pasada, las virutas se almacenan en bolsas identificadas (figura 42) para su posterior análisis.



Figura 41. Recolector de viruta

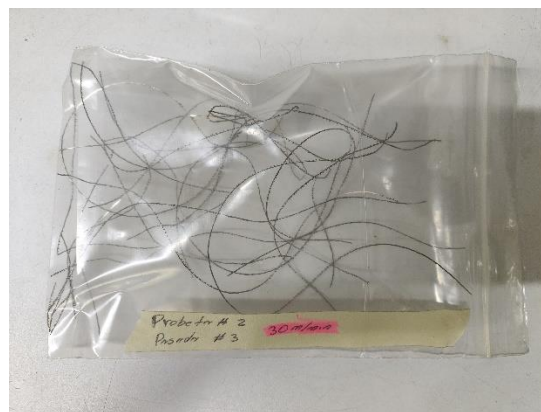


Figura 42. bolsas identificadas

4.7 Medición de rugosidad

Para llevar a cabo la medición de rugosidad se usó un Rugosímetro Mitutoyo SJ-201P (figura 43), primero se configuró el rugosímetro con los siguientes parámetros: el parámetro de medición **Ra**, la longitud de muestreo (**cutoff**) establecida en 2.5 mm, valor tomado del manual del equipo y que depende del tipo de proceso de mecanizado. En el caso del torneado, los valores de rugosidad Ra suelen estar entre 6.3 y 0.4 μm , por lo que le corresponde dicha longitud de muestreo. Además, se configuró un número de longitudes de muestreo de 5, lo que multiplicó la longitud de muestreo, obteniendo un valor total de 12.5 mm. El rango de medición se estableció en automático, el perfil o filtro de medición en R-profile/PC50 y tanto la longitud **de pre-recorrido** como la de **pos-recorrido** en ON.

Cabe destacar que esta configuración es la misma utilizada para verificar el patrón de rugosidad incluido con el dispositivo. Antes de medir la probeta, se utilizó dicho patrón de referencia para confirmar la confiabilidad de las mediciones.



Figura 43. Rugosímetro Mitutoyo SJ-201P

4.7.1 Verificación y medición

Para verificar la precisión del rugosímetro, se tomaron tres mediciones sobre el patrón de rugosidad, obteniendo un valor promedio de $R_a = 3.07 \mu\text{m}$. Este resultado se encuentra dentro de los parámetros aceptables, dado que la tolerancia permitida es de $\pm 0.06 \mu\text{m}$ con respecto al valor patrón de $R_a = 3.05 \mu\text{m}$. Confirmada la precisión del equipo, se procedió a medir la rugosidad de la probeta (figura 44). Debido a las limitaciones del dispositivo, la medición solo pudo realizarse en los extremos de la probeta, siguiendo el esquema ilustrado en la figura 45. En cada extremo, se realizaron cuatro mediciones, girando la probeta 90° tras cada toma. Se repitió este procedimiento para el otro extremo de la probeta. El registro de los datos se llevó a cabo de forma manual y se replicó el procedimiento para cada probeta cilindrada. En total, se obtuvieron seis datos de rugosidad por prueba. Posteriormente, los valores registrados fueron promediados para su análisis final.



Figura 44. Prueba de rugosidad

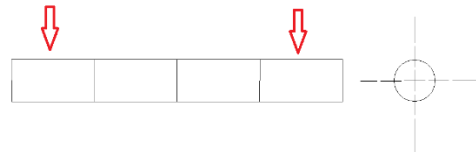


Figura 45. Esquema medición de rugosidad

4.8 Medición de dureza

Para determinar la dureza de la probeta, se utilizó el microdurómetro Vickers de la marca TIME Group Inc Modelo TH717 (figura 46) del laboratorio de caracterización de materiales. Antes de proceder con la medición, se verificó la calibración del equipo mediante un patrón de dureza, cuyo

valor de referencia es de 769 HV con una carga de 0.1 N. Al realizar la comprobación, se obtuvo un valor de 770 HV, lo que confirmó que el equipo se encontraba en óptimas condiciones.

Posteriormente, se montó la adaptación tipo prensa incluida con el equipo de microdureza y se incorporó el soporte con ranura en "V" (figura 47), el cual permite fijar adecuadamente la probeta. Las zonas de medición se establecieron de acuerdo con el esquema ilustrado en la (figura 48). La medición se realizó en el centro de la probeta, ya que medir en los extremos podría generar un momento flector durante la indentación con la posibilidad generar daños al equipo. Tras pruebas preliminares, se determinó que la carga para la indentación de las probetas era de 0.1 N.

La medición de microdureza Vickers se realizó siguiendo el procedimiento establecido en la ASTM E384-23. Para ubicar la zona de indentación, se utilizó un lente de visualización de 100x y se ajustó el enfoque con el volante de precisión. Una vez definido el punto de ensayo, se efectuó la indentación con una carga aplicada durante 10 s. Posteriormente, mediante un lente de medición de 400x, se alinearon las diagonales de la huella y se midieron en dos direcciones ortogonales. El equipo procesó automáticamente estas mediciones y reportó el valor de dureza Vickers correspondiente[41].

Para cada probeta, se tomaron diez mediciones, para eso se desplazó longitudinalmente y se giró 90° entre cada toma. Esto permitió obtener múltiples datos y seleccionar las mejores zonas para la indentación. Al finalizar el mecanizado, se obtuvieron dos mediciones de dureza por prueba, la figura 45 muestra el montaje utilizado. Estos datos resultan esenciales para cuantificar si la probeta sufrió endurecimiento durante el proceso de cilindrado.



Figura 46. Montaje prueba de dureza



Figura 47. Base para probetas cilíndricas

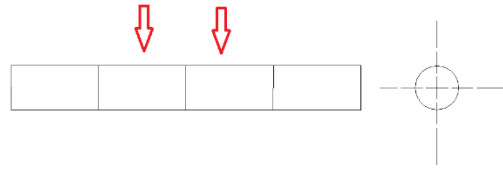


Figura 48. Esquema medición de dureza

5 Resultados y Discusión

Al comparar los datos de fuerza de corte con los del artículo de A.K. Baldoukas, se observaron errores en la velocidad de corte y en la fuerza de corte. En la primera pasada (0.5 mm), el error en velocidad fue de 3.37% y en fuerza de corte de 8.88%. En la segunda pasada (1.0 mm), el error en velocidad fue de 7.38% y en fuerza de corte de 2.23%. Estos resultados sugieren que los datos obtenidos con el dinamómetro son consistentes con los del estudio de referencia. Las discrepancias observadas pueden atribuirse a diferencias en las velocidades de corte. Se concluye que, al emplear velocidades más cercanas a las del artículo de referencia, los errores se reducirían significativamente, confirmando la confiabilidad del dinamómetro.

La figura 49 muestra el comportamiento de la fuerza de corte resultante con respecto a la velocidad de corte. Se evidencia que, a medida que la velocidad de corte aumenta, la fuerza de corte disminuye. Este fenómeno puede explicarse por el hecho de que, a altas velocidades de corte, la herramienta permaneció en contacto con la pieza de trabajo durante un tiempo más corto, lo cual generó una velocidad de deformación más rápida y, por consiguiente, una menor deformación plástica del material. Debido a esta limitada deformación, se produjo un menor endurecimiento por trabajo, lo que facilitó la formación de la viruta y redujo las fuerzas de corte necesarias.

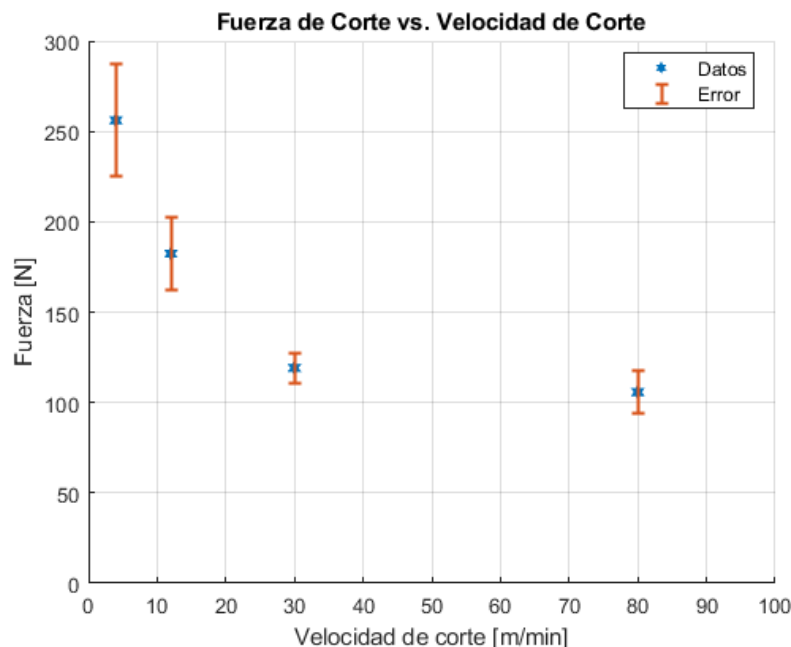


Figura 49. Fuerzas de corte vs velocidad de corte

Además, se observó que la relación entre la fuerza de corte y la velocidad de corte no fue lineal; la fuerza de corte tiende a incrementarse de manera más pronunciada a medida que la velocidad

de corte disminuye. Cuando se redujo la velocidad de corte, el material se deforma plásticamente en mayor medida antes de ser removido, lo cual generó un aumento significativo en las fuerzas de corte. Resultados similares fueron reportados por Kuruc, et al, quienes evidenciaron que, al mecanizar aceros como el C45 (acero al medio carbono) y el 62SiMnCr4 (acero para herramientas), una mayor velocidad de corte conduce a una menor deformación plástica y a una menor compresión de la viruta [42]. Este comportamiento contrasta con lo reportado por Du J. y Liu Z., quienes, al mecanizar una aleación de níquel-cromo, observaron un aumento en la deformación plástica conforme se incrementaba la velocidad de corte [43].

La desviación estándar mostró una tendencia a incrementarse conforme disminuía la velocidad de corte, lo cual indicó una mayor variabilidad en la fuerza de corte a bajas velocidades. Esta variabilidad podría atribuirse principalmente al sistema de sujeción del inserto en el porta insertos. Durante pruebas preliminares realizadas a bajas velocidades, se presentaron micro desplazamientos que, en ocasiones, provocaron que el inserto se soltara del porta insertos debido a las altas fuerzas generadas. Otra causa probable de esta variabilidad fue el incremento de la fricción entre la herramienta de corte y el material a bajas velocidades de corte. Este fenómeno ocurrió debido a un mayor tiempo de contacto entre el inserto y la pieza, lo cual resultó en un desgaste acelerado del inserto. Este aspecto quedó evidenciado en los datos de desgaste de la herramienta, que se analizarán más adelante, donde se observó que la velocidad más baja generó el mayor desgaste del inserto.

Al analizar el diagrama box plot de la figura 50, rugosidad para diferentes velocidades de corte, se observa que, a una velocidad de corte de 80 m/min, los datos presentan mayor variabilidad en comparación con las demás pruebas. La mediana de la rugosidad a esta velocidad es la más baja de todas y muestra una distribución de cuartiles casi simétrica.

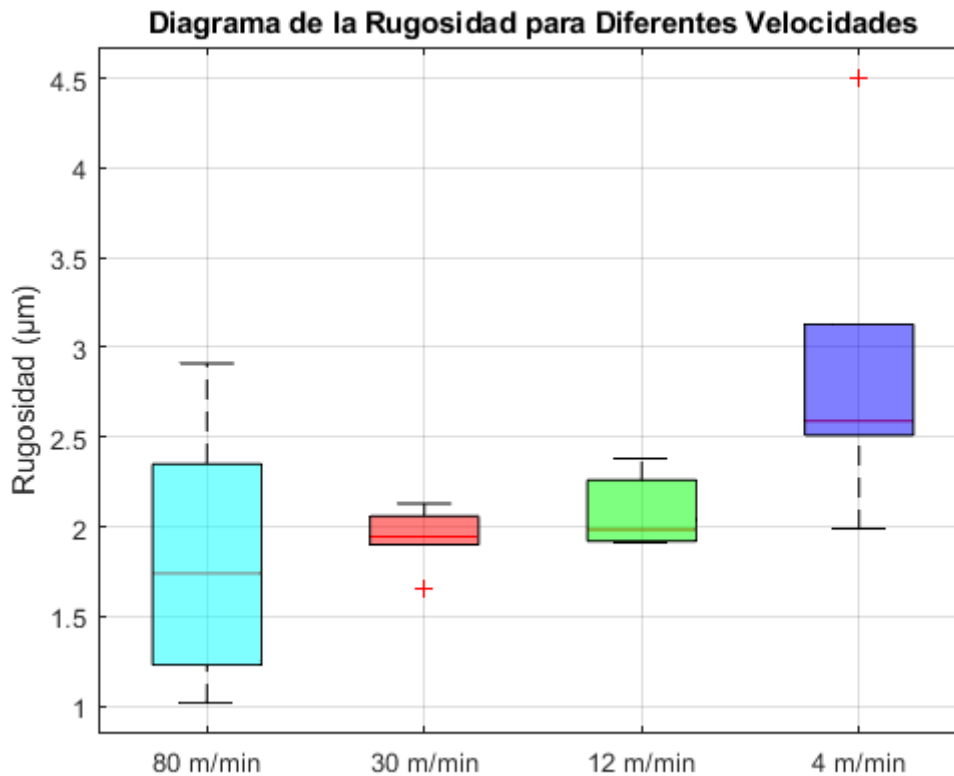


Figura 50. Rugosidad para diferentes velocidades de corte

En general, se observa un incremento de la rugosidad a medida que disminuye la velocidad de corte. A 30 m/min, los datos están más concentrados, con una mediana que presenta una distribución asimétrica positiva y que se encuentra contenida dentro del tercer cuartil de la muestra correspondiente a 80 m/min. Esto sugiere que, debido a la dispersión de los datos de rugosidad a 80 m/min, es posible obtener valores de rugosidad similares operando a 30 m/min. Además, en esta última prueba se evidencia un valor extremo inferior cercano a 1.4 μm .

Por otro lado, a 12 m/min, la muestra no presenta gran dispersión y no se identifican datos atípicos ni extremos. La mediana, con una asimetría positiva, se encuentra contenida en el tercer cuartil de las muestras correspondientes a 80 m/min y 30 m/min. Cabe destacar que todos los datos obtenidos a 12 m/min están incluidos dentro del tercer cuartil de la prueba de 80 m/min. Finalmente, la prueba realizada a 4 m/min presenta una dispersión media y una mediana con asimetría positiva; sin embargo, en este caso, la mediana se encuentra fuera del rango de los datos de las demás pruebas. Asimismo, se identifica un dato atípico de rugosidad de aproximadamente 4.5 μm , lo cual se atribuye al desgaste considerable del inserto (superior a 3 mm) en la última pasada de la prueba, en comparación con las demás velocidades evaluadas.

Al analizar los datos de la figura 51 mediante un diagrama de barras, agrupando la rugosidad por muestra, se evidenció que, en la mayoría de los casos, la menor rugosidad se obtuvo a una

velocidad de 80 m/min. Además, se observó que la rugosidad tendió a aumentar conforme avanzaron las pruebas, excepto en la muestra 4, donde la rugosidad disminuyó. Esto pudo deberse a que en la muestra 4 se realizó un cambio de probeta, pero se utilizó el mismo inserto de la probeta anterior.

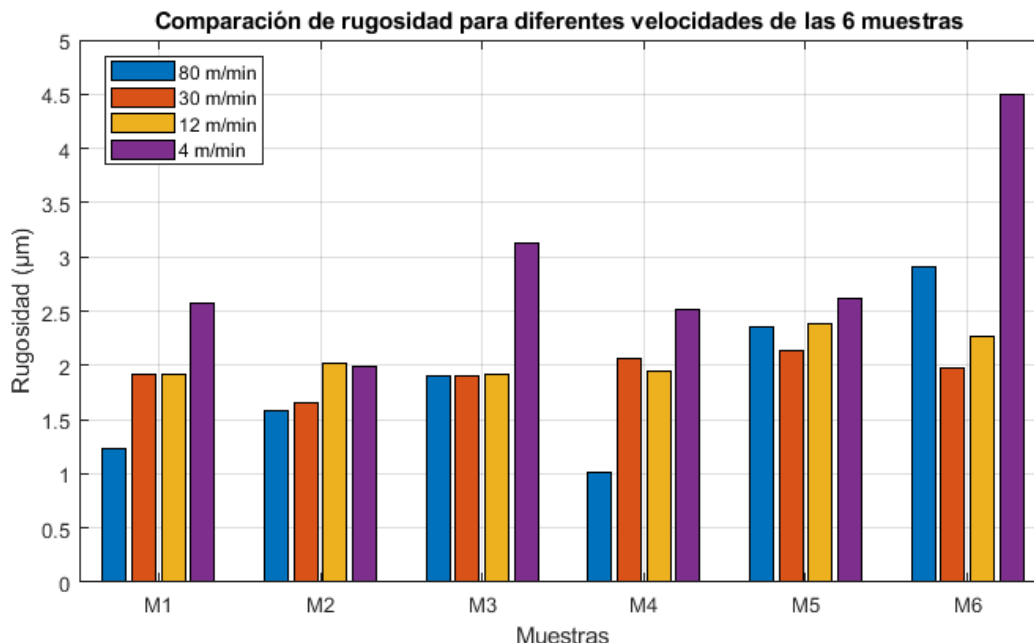


Figura 51. Comparación de la rugosidad de las 6 muestras para cada velocidad

Las pruebas realizadas a 30 m/min y 12 m/min mostraron valores de rugosidad similares en las muestras 1 y 3, sin diferencias significativas. Sin embargo, en la muestra 4, los valores de rugosidad obtenidos a 30 m/min fueron superiores a los de la prueba a 12 m/min. En general, la rugosidad varió muy poco a medida que avanzaron las pruebas, mostrando valores más constantes en ambas velocidades.

En las muestras 5 y 6, cuando el desgaste del inserto fue mayor, la rugosidad obtenida en ambos casos resultó ser inferior en comparación con las pruebas realizadas a 80 m/min. Por otro lado, a una velocidad de 4 m/min, la rugosidad fue notablemente mayor en casi todas las muestras en comparación con las demás pruebas. La única excepción se presentó en la muestra 2, donde la rugosidad a 4 m/min fue ligeramente inferior que la obtenida a 12 m/min. Además, se destacó que en la muestra 3, los valores de rugosidad para las velocidades de 80, 30 y 12 m/min fueron prácticamente iguales. En la muestra 2, las cuatro pruebas arrojaron resultados muy cercanos entre sí. En general, el gráfico reflejó que la rugosidad aumentó a medida que disminuyó la velocidad de corte, lo cual indicó que las bajas velocidades tendieron a generar peores acabados superficiales.

En la figura 52 se observa claramente la relación existente entre la rugosidad superficial y el desgaste de la herramienta. A medida que el desgaste aumenta, la rugosidad también se incrementa. Además, se evidencia que las mayores rugosidades se presentan a la velocidad más baja de 4

m/min, mientras que las rugosidades más bajas corresponden a la velocidad más alta de 80 m/min. Por otro lado, la velocidad de 12 m/min muestra un nivel de rugosidad intermedio respecto a las demás, aunque con menor variabilidad, lo cual sugiere un comportamiento más estable. En el caso de la velocidad de 30 m/min, se observa una rugosidad baja y con poca dispersión, lo cual indica un acabado superficial consistente. Además, al ser la segunda velocidad más alta, se considera la más eficiente y deseable en términos de equilibrio entre calidad de acabado y productividad. En contraste, la rugosidad obtenida a 4 m/min es la más dispersa de todas, lo cual refleja una menor estabilidad en el proceso y un acabado superficial poco deseables.

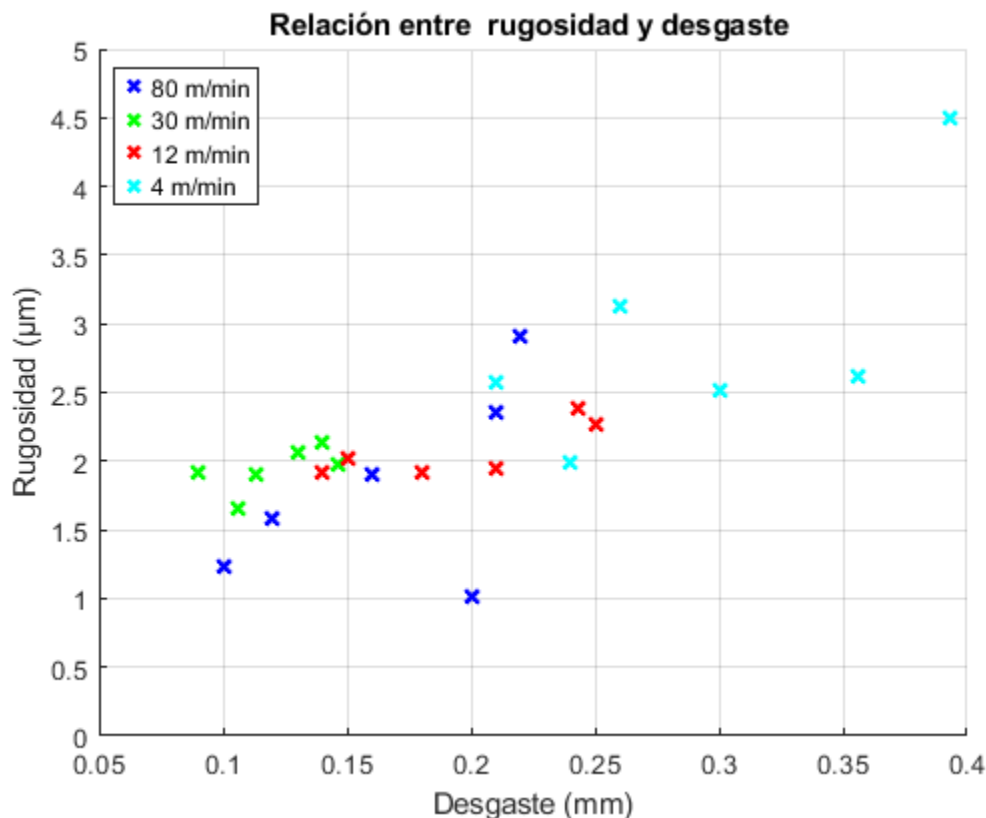


Figura 52. Relación de la rugosidad y el desgaste

En la figura 52 también se observa que, para un mismo desgaste de referencia (0.15 mm y 0.25 mm), la rugosidad es mayor a una velocidad de 12 m/min en comparación con 30 m/min y 80 m/min. Asimismo, la rugosidad a 30 m/min supera a la de 80 m/min, lo que evidencia la influencia de la velocidad de corte en la calidad superficial. En el segundo caso, con un desgaste de 0.25 mm, la rugosidad es mayor a 4 m/min en comparación con 12 m/min, reafirmando que velocidades de corte más altas tienden a proporcionar un mejor acabado superficial para un mismo nivel de desgaste. Además, la pendiente de la curva para 80 m/min es la más pronunciada, lo que indica que, a altas velocidades, el desgaste tiene un impacto más significativo en la rugosidad. En contraste, las velocidades de 30 m/min y 12 m/min presentan un incremento más estable y menos agresivo de la rugosidad en comparación con las de 80 m/min y 4 m/min. Finalmente, se evidencia

una clara tendencia ascendente de la rugosidad a medida que el desgaste de la herramienta aumenta (figura 52), lo que refuerza la relación entre estas variables y la importancia de controlar el desgaste para mantener una buena calidad superficial.

La figura 53 muestra la gráfica de desgaste del flanco de la herramienta en función del tiempo, se observa que la curva correspondiente a 80 m/min presenta la mayor pendiente, lo que indica que el desgaste ocurrió más rápidamente en comparación con las demás velocidades. Sin embargo, hacia el final de la prueba, la tendencia se estabilizó. Esta prueba tuvo una duración relativamente corta, de aproximadamente 1 minuto, con un desgaste inferior a 0.25 mm.

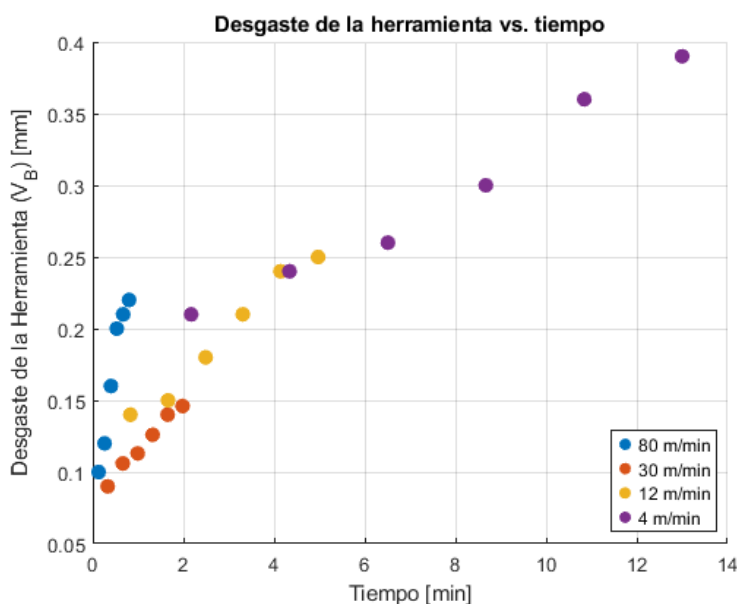


Figura 53. Desgaste de la herramienta vs tiempo

En el caso de 30 m/min, la pendiente fue menor en comparación con la de 80 m/min, lo que sugiere un desgaste más gradual y constante a lo largo del tiempo. La progresión del desgaste fue más lineal y estable. En promedio, la prueba duró 2 minutos, alcanzando un desgaste de flanco de 0.15 mm. Por otro lado, la prueba realizada a 12 m/min mostró una pendiente superior a la de 30 m/min, con un aumento más pronunciado en el desgaste a mitad del ensayo. Hacia el final, la curva tiende a estabilizarse. Esta prueba tuvo una duración aproximada de 5 minutos, alcanzando un desgaste máximo de 0.25 mm. Además, se observó que el primer registro de desgaste en esta velocidad fue superior al de las pruebas anteriores. En la prueba a 4 m/min, se registró la menor pendiente y el mayor tiempo de mecanizado. El desgaste mostró una progresión constante y ascendente, alcanzando el mayor valor entre todas las pruebas, con más de 3.5 mm. Un aspecto relevante es que, en el minuto 4 de mecanizado, el desgaste de flanco fue similar al obtenido en la prueba de 12 m/min.

Dado que los tiempos de mecanizado fueron distintos para cada prueba, la interpretación del gráfico no resulta sencilla. Para facilitar la comparación, se realizó un gráfico con el tiempo

normalizado, ver (figura 54), lo que permitió analizar el desgaste en un mismo intervalo de tiempo. En este caso, se eligió un rango de 0 a 1 minuto para evaluar la progresión del desgaste de manera uniforme.

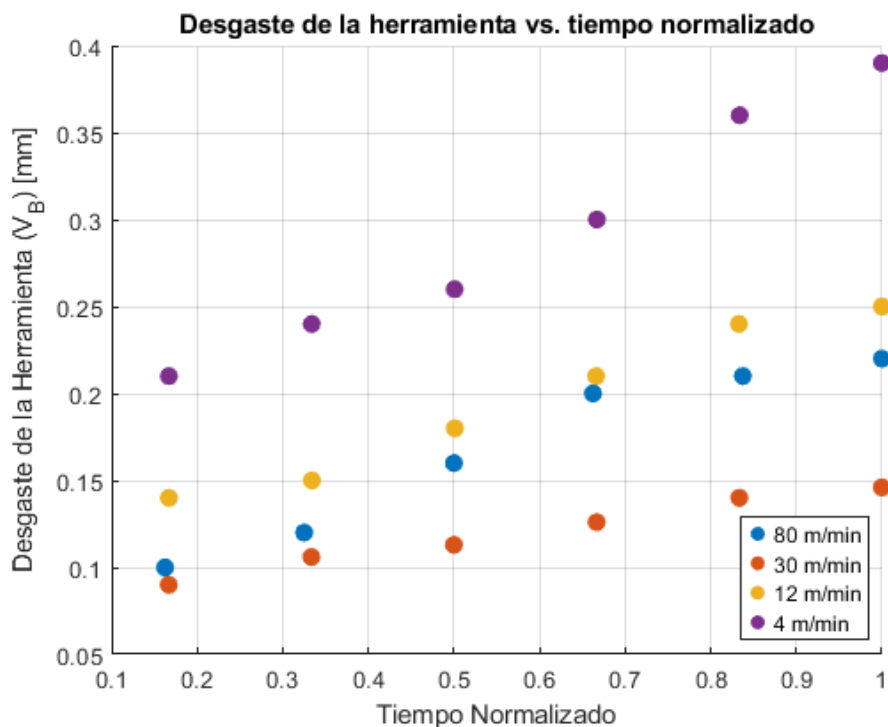


Figura 54. Desgaste de la herramienta vs tiempo normalizado

La figura 54 muestra la evolución del desgaste de flanco con el tiempo normalizado. Se observa claramente que, en todo momento, la prueba realizada a 4 m/min presentó un desgaste significativamente mayor en comparación con las demás velocidades. Por otro lado, a partir de la segunda muestra, la prueba a 80 m/min exhibió una pendiente más pronunciada que las demás, lo que indica un desgaste más acelerado en ese tramo. Sin embargo, hacia el final, la pendiente disminuyó, sugiriendo una estabilización en la tasa de desgaste.

En contraste, la prueba a 30 m/min mostró el menor desgaste y un comportamiento con una tendencia predominantemente lineal. Además, al comparar las pruebas de 80 m/min y 30 m/min, se observa que, entre la primera y segunda muestra, ambas curvas presentaron una pendiente similar, lo que indica una tasa de desgaste inicial comparable. Por su parte, la prueba realizada a 12 m/min presentó un comportamiento similar al de 80 m/min, pero con un mayor desgaste de flanco, especialmente en las primeras etapas del ensayo.

Dado que este gráfico no permite cuantificar de manera precisa la pendiente de cada curva, se recurrió a una representación más detallada. Con el objetivo de analizar con mayor exactitud la evolución del desgaste de flanco a lo largo del tiempo, la figura 55 presenta la tasa de desgaste

para cada una de las pruebas. Como se ha discutido anteriormente, la prueba realizada a 80 m/min presentó la mayor tasa de desgaste (figura 55) en comparación con las demás velocidades. Aunque al final del ensayo la tasa disminuyó, siguió siendo superior al resto de las pruebas. La prueba a 30 m/min mostró una tasa de desgaste inicial elevada, que luego se estabilizó a lo largo del tiempo, le sigue la prueba a 12 m/min, donde se observó un incremento inicial, seguido de una fase de estabilización y una disminución en la etapa final del ensayo. Por último, la prueba a 4 m/min presentó la menor tasa de remoción. En este caso, el desgaste comenzó con una ligera disminución, luego aumentó progresivamente y, finalmente, volvió a descender.

Estos tres gráficos permiten comprender mejor el comportamiento del desgaste de flanco y su relación con la velocidad de corte, proporcionando una visión más clara sobre la influencia de este parámetro en el proceso de mecanizado.

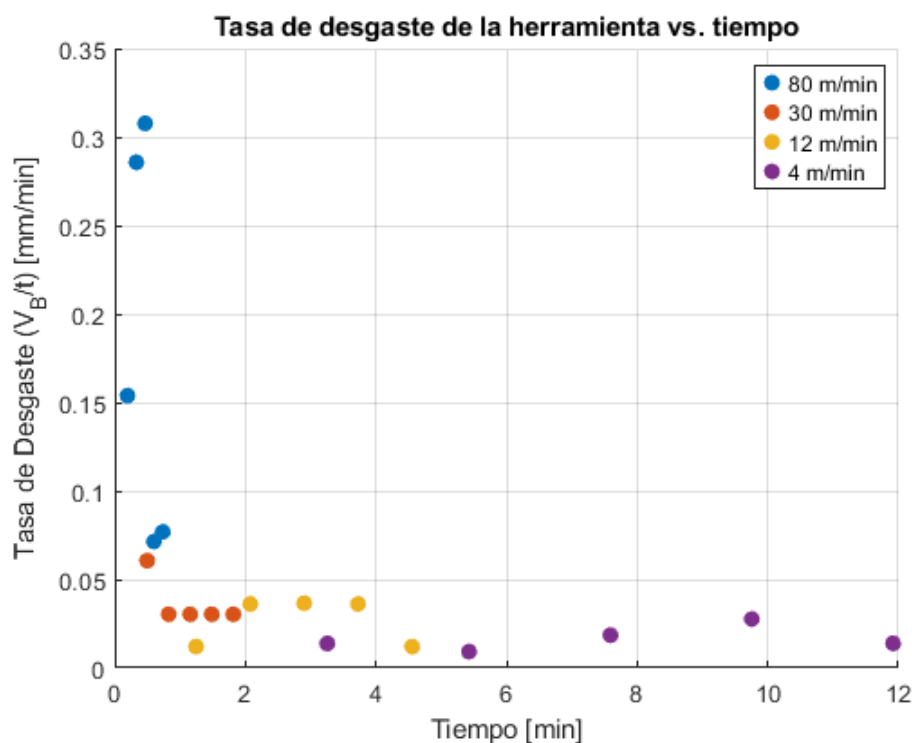


Figura 55. Tasa de desgaste de flanco

La figura 56 mostró una relación casi lineal entre el desgaste máximo producido en el inserto y la fuerza media obtenida para cada una de las velocidades de corte. Se evidenció una tendencia creciente tanto en la fuerza como en el desgaste a velocidades bajas, mientras que ambos valores disminuyeron a medida que la velocidad de corte aumentó. Esta relación podría explicarse por el mayor tiempo de contacto entre la herramienta y la pieza de trabajo a bajas velocidades. Además, los tiempos de mecanizado fueron diferentes entre cada prueba, ya que el avance se mantuvo constante, y este depende directamente de las revoluciones por minuto (rpm) del torno. En consecuencia, el desgaste máximo también se vio afectado por la duración del mecanizado: a menor velocidad, el inserto estuvo en contacto con el material durante más tiempo.

Un dato particularmente interesante se observó para la velocidad de 80 m/min. A pesar de ser la más alta y contar con el menor tiempo de mecanizado (1 minuto), presentó un desgaste ligeramente superior al observado a 12 m/min. Esto indica que, aunque el tiempo de corte fue breve, el inserto sufrió un desgaste mayor a 0.3 mm. Si este mismo comportamiento se proyectara a un tiempo de mecanizado similar al obtenido en la prueba a 4 m/min (13 minutos), el desgaste podría alcanzar el límite de vida útil del inserto, establecido en 0.6 mm según la norma ISO 3685. Finalmente, se concluyó que, a velocidades de corte superiores a 80 m/min, el desgaste del inserto no seguiría una progresión lineal, sino que podría volverse más agresivo y acelerado, afectando considerablemente la vida útil de la herramienta como lo muestra la figura 55. Tasa de desgaste de flanco.

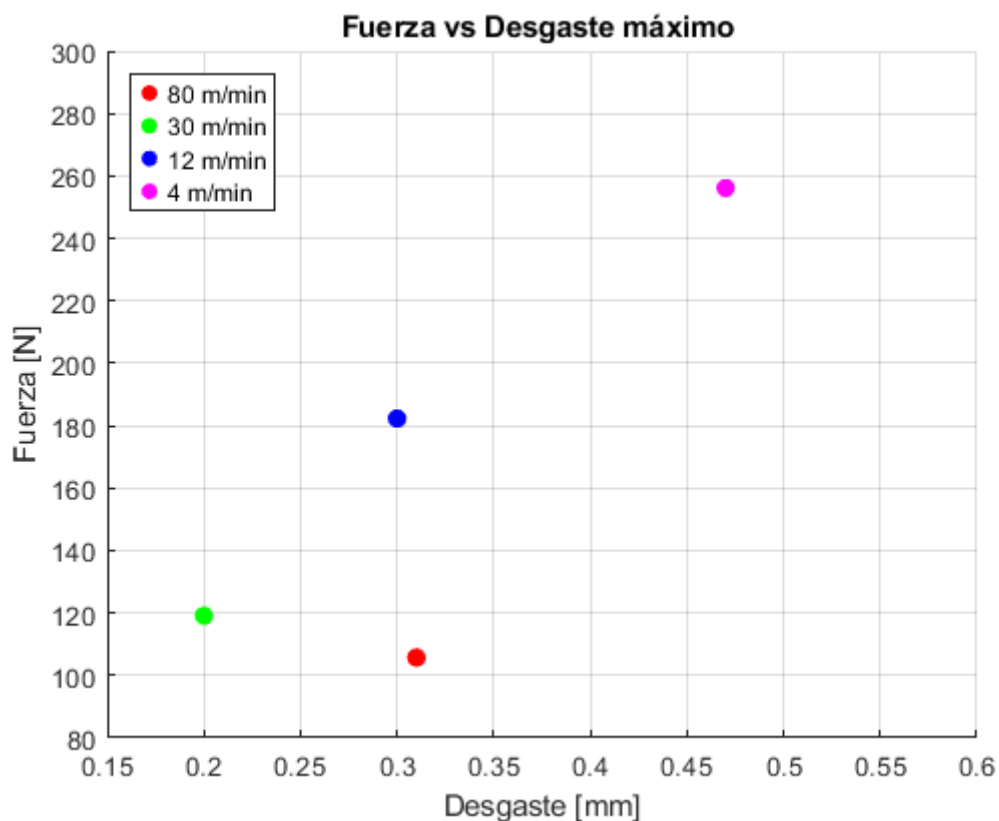


Figura 56. Fuerza de corte vs desgaste máximo VB

La figura 57 muestra de manera clara la relación entre la velocidad de corte y el acabado superficial. Se observa una tendencia definida: a mayor velocidad, menor rugosidad superficial. Es importante destacar que las velocidades de 30 m/min y 12 m/min presentan valores de rugosidad muy cercanos, lo que sugiere un comportamiento similar en cuanto al acabado logrado. Las barras de error asociadas a cada punto también reflejan la influencia del desgaste de la herramienta, como se evidencia en las Figuras 53 y 54. En estas se aprecia que, a medida que avanzan las pruebas, el desgaste de la herramienta se incrementa, lo cual repercute directamente en un aumento de la rugosidad. En particular, los datos correspondientes a la velocidad de 4 m/min se encuentran dentro

del rango aceptable para rugosidad en procesos de torneado. Además, estos valores están en línea con los reportados en la literatura especializada sobre la maquinabilidad del Inconel [44].

En general, se puede concluir que los valores de rugosidad obtenidos en las pruebas son satisfactorios. Si se busca una velocidad de operación intermedia, las opciones de 12 y 30 m/min ofrecen resultados similares, a pesar de tener una diferencia de 18 m/min entre ellas. Esta observación es especialmente relevante cuando se pretende optimizar el proceso, ya que puede ayudar a reducir el consumo de potencia y los costos operativos sin sacrificar la calidad del acabado superficial.

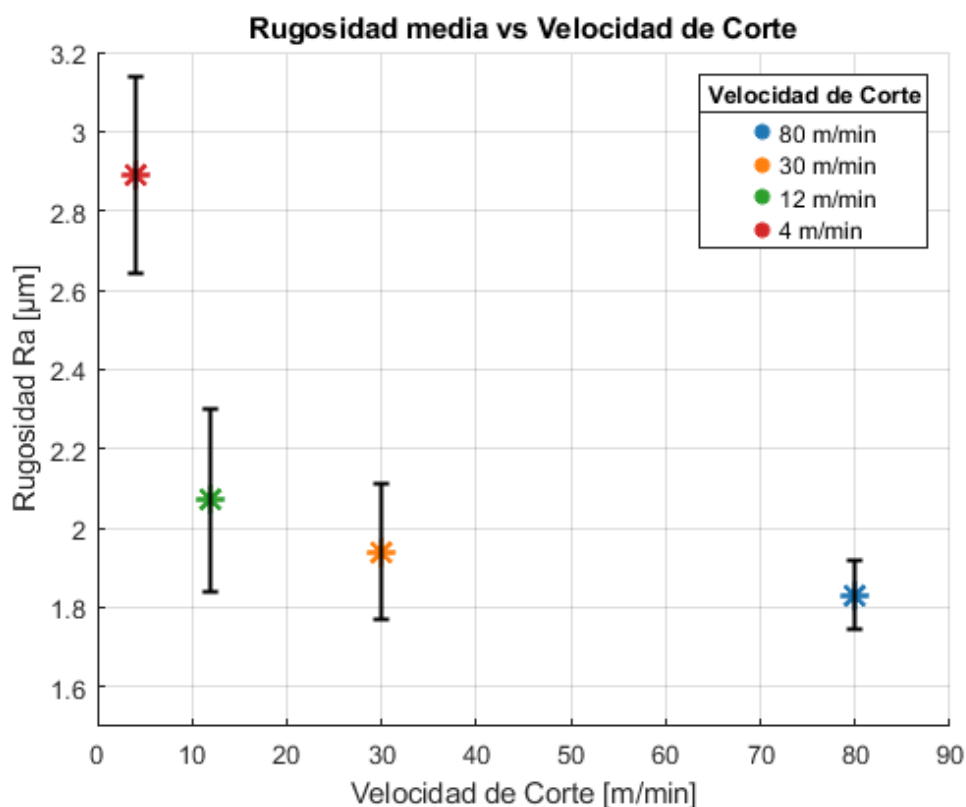


Figura 57. Rugosidad vs velocidad de corte

La figura 58 muestra la relación entre la velocidad de corte y la temperatura alcanzada durante el proceso. Se observó una tendencia claramente proporcional: a mayor velocidad, mayor fue la temperatura registrada. Para las velocidades de 4, 12 y 30 m/min, las temperaturas se encontraron agrupadas, lo que indicó que la variación térmica entre esas condiciones fue mínima. En este caso, la temperatura osciló entre 37 °C y 47 °C, con barras de error pequeñas que evidenciaron una baja dispersión de los datos. En contraste, a 80 m/min la temperatura se elevó notablemente, ubicándose en un rango más amplio de aproximadamente 54 °C a 80 °C. Considerando únicamente los resultados obtenidos a 30, 12 y 4 m/min, se evidenció que la temperatura de corte no varió de forma significativa, a pesar de que existía una diferencia considerable de velocidad entre 4 y 30 m/min. Esto sugiere que, en esas condiciones, los efectos térmicos no influyeron de manera

considerable en los resultados del proceso de corte. En consecuencia, se puede inferir que la velocidad de corte no es un factor que influye de manera directa en la temperatura de corte, y mucho menos será el parámetro principal, existe la probabilidad que otros parámetros como la profundidad de corte tenga una mayor influencia en el aumento o disminución de la temperatura durante las pruebas.

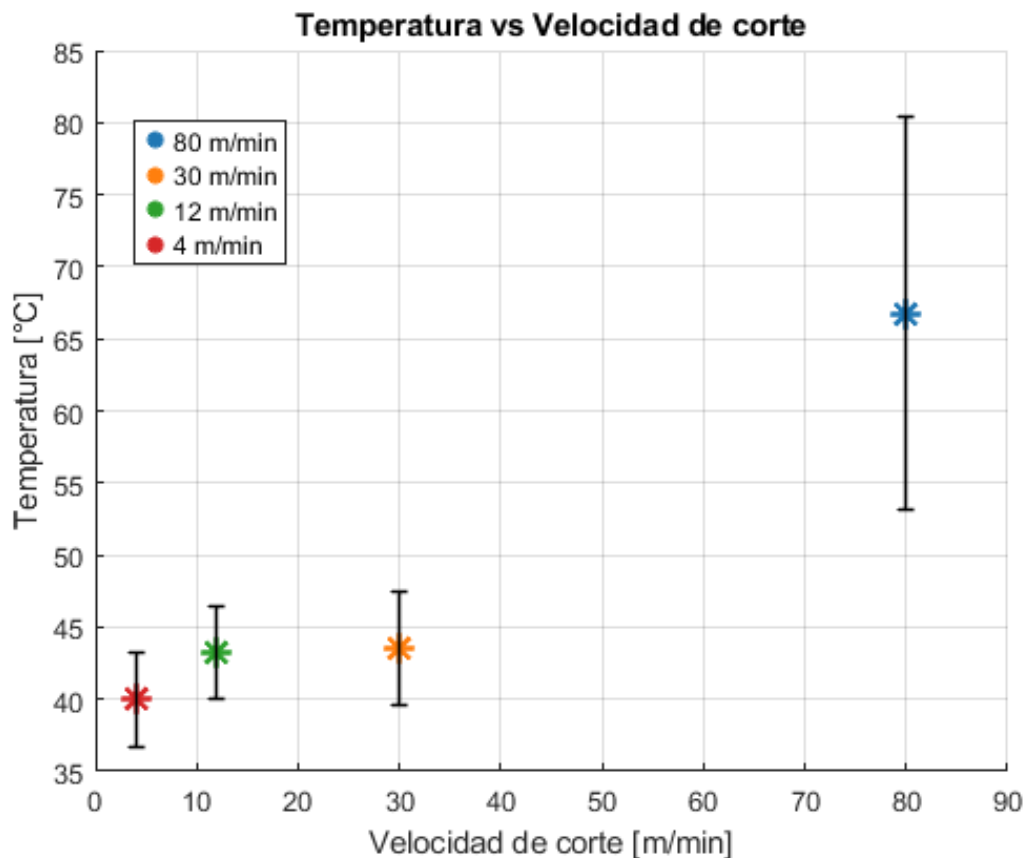


Figura 58. Temperatura vs velocidad de corte

Al analizar la relación entre la temperatura de corte y la fuerza aplicada (figura 59), se observó una ligera tendencia decreciente de la temperatura a medida que aumentaba la fuerza. Es decir, a mayor fuerza de corte, la temperatura tendió a ser menor. Un aspecto importante a destacar es la proximidad de los valores de temperatura correspondientes a las velocidades de 30, 12 y 4 m/min. A pesar de que la fuerza varió significativamente entre aproximadamente 120 N a 250 N, la temperatura se mantuvo en un rango relativamente estrecho, entre 40 °C y 45 °C. Particularmente llamativo fue el caso de las velocidades de 30 y 12 m/min. Aunque las fuerzas registradas fueron distintas 120 N y 180 N, respectivamente, ambas mostraron temperaturas muy similares, en torno a los 44 °C, según se aprecia en el gráfico. Este comportamiento puede explicarse por el efecto de las bajas velocidades de corte, las cuales tienden a generar temperaturas más reducidas.

Dado que el material posee una baja conductividad térmica, el calor generado se concentra en la interface entre la herramienta y la pieza de trabajo. No obstante, parte de este calor se disipa a través de la viruta, la cual, a bajas velocidades, se forma de manera más lenta y fragmentada, facilitando la evacuación térmica. Además, como la temperatura general es baja, el material logra disipar el calor de forma más eficiente. Por otro lado, se observó que a medida que la velocidad disminuyó y la fuerza aumentó, la temperatura tendió a estabilizarse. Contrariamente, en condiciones de alta velocidad y baja fuerza, como fue el caso de 80 m/min, se registró la mayor temperatura. Este comportamiento sugiere que, aunque parte del calor pueda disiparse mediante la viruta a altas velocidades, la baja conductividad térmica del material impide una disipación eficiente del calor, lo que genera un acumulamiento térmico más pronunciado en la zona de corte.

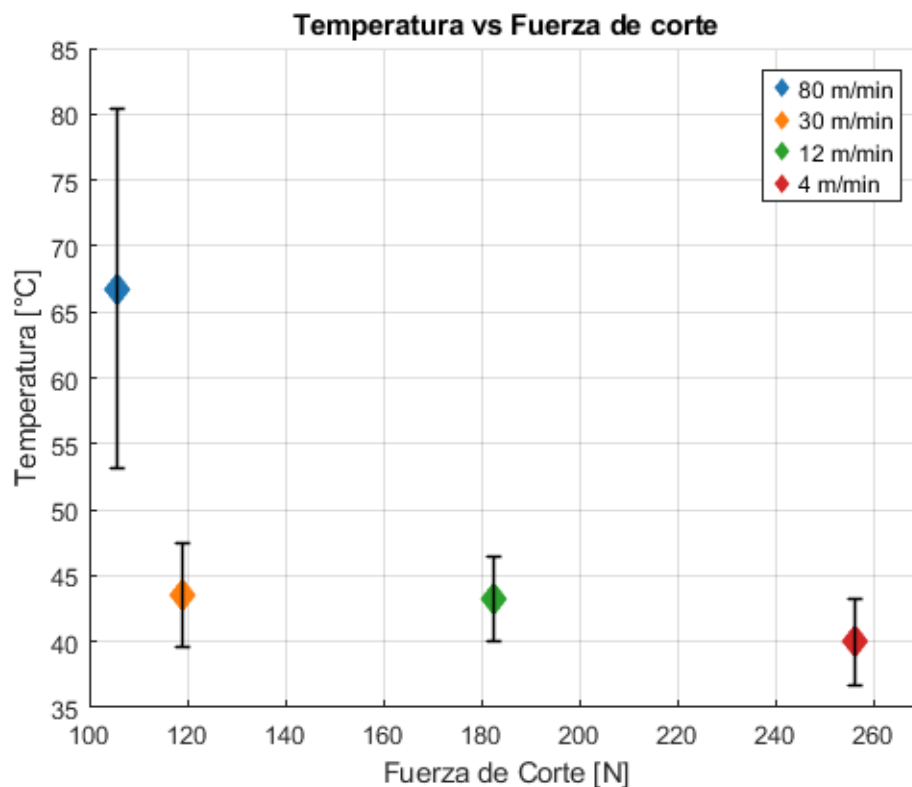


Figura 59. Temperatura vs fuerza de corte

La figura 60 muestra una relación entre la microdureza y la temperatura de corte. Se observa una tendencia general decreciente; sin embargo, los datos correspondientes a velocidades de corte de 30, 12 y 4 m/min se encuentran muy próximos entre sí, mientras que el dato correspondiente a 80 m/min se presenta algo alejado del resto. Es interesante notar que, aunque a 30 y 12 m/min se registra una temperatura de corte muy similar, la microdureza difiere ligeramente. Esto sugiere que no existe una correlación fuerte entre la temperatura de corte y la microdureza del material. En consecuencia, se puede inferir que la temperatura de corte no es un factor determinante en la variación de la microdureza, y, por lo tanto, tampoco influye de manera directa en el endurecimiento por deformación.

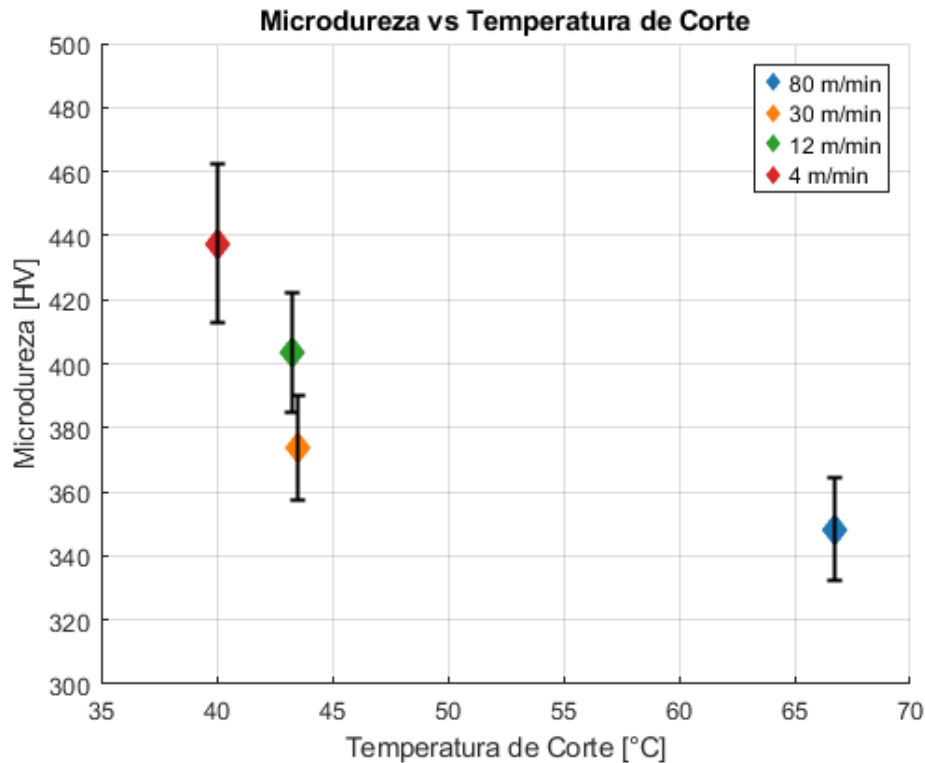


Figura 60. Microdureza vs temperatura de corte

La figura 61 muestra de manera clara una tendencia decreciente de la microdureza en función de la velocidad de corte. Es decir, a medida que la velocidad de corte aumenta, la dureza superficial del material disminuye. Este comportamiento respalda lo discutido anteriormente en la figura 49, ya que a velocidades elevadas la herramienta permanece menos tiempo en contacto con la pieza, lo que reduce la deformación plástica generada. Esta menor deformación implica una disminución en la fuerza aplicada, y, en consecuencia, un menor endurecimiento del material, fenómeno que se refleja claramente en la gráfica. Un comportamiento similar fue reportado por Liu y Han al rectificar Inconel 718, donde observaron una disminución de la microdureza con el incremento de la velocidad de rectificado [45] .

Los resultados indican que la mayor microdureza se presenta a la velocidad de corte más baja, lo cual resulta especialmente interesante desde el punto de vista práctico, ya que permite establecer un criterio técnico según el tipo de aplicación. Por ejemplo, si se requiere un endurecimiento superficial en la pieza mecanizada, sería recomendable trabajar a bajas velocidades de corte; en cambio, si se desea evitar dicho endurecimiento, conviene optar por velocidades más altas. Además, la gráfica sugiere que, de contarse con un mayor número de datos, podría observarse una disminución casi lineal de la microdureza con el incremento de la velocidad de corte. En cuanto a la dispersión de los datos, se aprecia que las barras de error correspondientes a 80, 30 y 12 m/min

son bastante similares entre sí, mientras que la de 4 m/min presenta una mayor variabilidad, lo cual podría estar asociado a factores adicionales que afectaron la medición a esa velocidad.

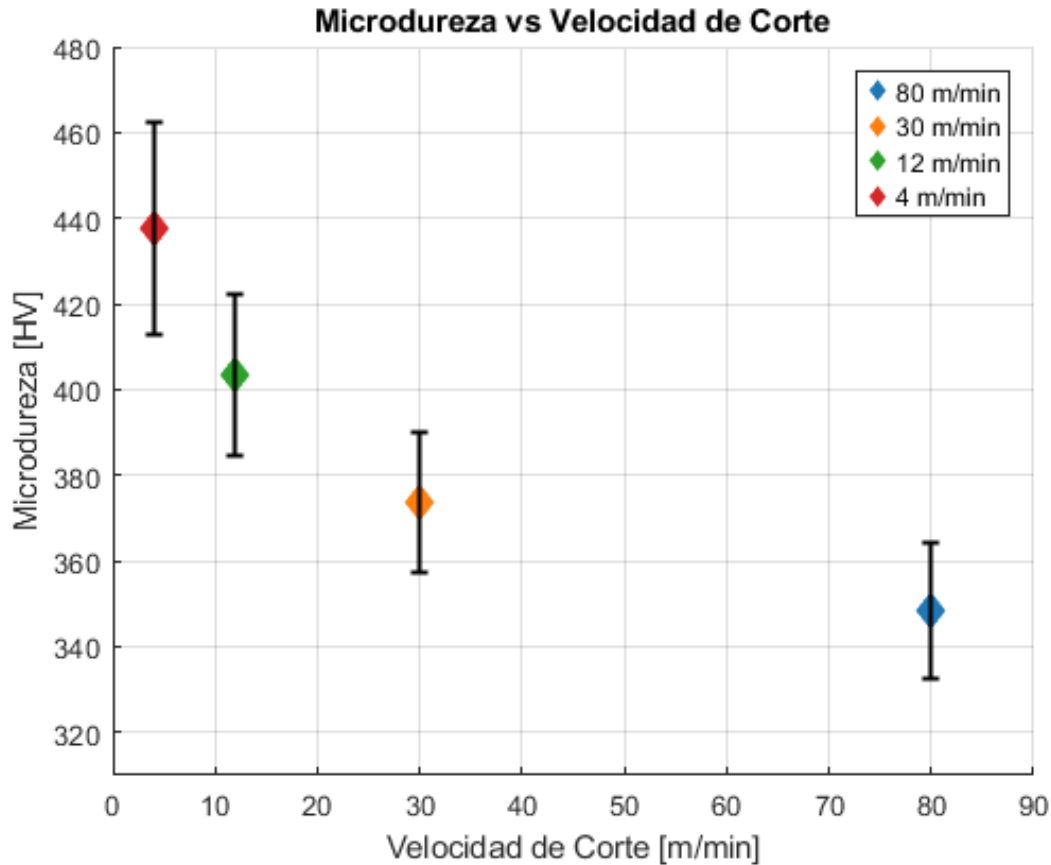


Figura 61. Microdureza vs velocidad de corte

La figura 62 ilustra la relación entre la fuerza de corte y la dureza. En ella se evidencia una tendencia creciente de la microdureza en función de la fuerza de corte, lo cual indica que, a medida que esta aumenta, también lo hace la dureza superficial del material. Este comportamiento respalda lo observado en las figuras 49 y 60, donde se concluyó que a bajas velocidades de corte el material tiende a experimentar una mayor deformación plástica. Esta mayor deformación incrementa la fuerza de cizallamiento necesaria para el corte, lo cual se traduce en un aumento de la fuerza de corte y, en consecuencia, en un mayor endurecimiento del material. Dado que los materiales base níquel-cromo, como el Inconel 600, son conocidos por su tendencia al endurecimiento por deformación, el gráfico valida esta propiedad: los puntos con mayores fuerzas de corte presentan también mayores valores de microdureza. Por tanto, esta figura sirve como apoyo adicional para corroborar la lógica y consistencia de las afirmaciones realizadas en los análisis anteriores.

Al observar específicamente los datos correspondientes a velocidades de 80 y 30 m/min, se aprecia que las fuerzas de corte son bastante similares (105,73 N y 119,13 N, respectivamente). No

obstante, la microdureza muestra un incremento proporcional, pasando de 348,35 HV a 373,9 HV. Considerando que la dureza inicial del material es de 340,93 HV, se evidencia que a altas velocidades el endurecimiento es mínimo como lo reporto Hao Liu et al [45] al mecanizar Inconel 718. Sin embargo, a 30 m/min se presenta un endurecimiento significativo, lo cual sugiere la existencia de un umbral mínimo de velocidad por debajo del cual el material comienza a endurecerse de manera notable. Este hallazgo puede ser clave para definir estrategias de mecanizado según los requerimientos del proceso.

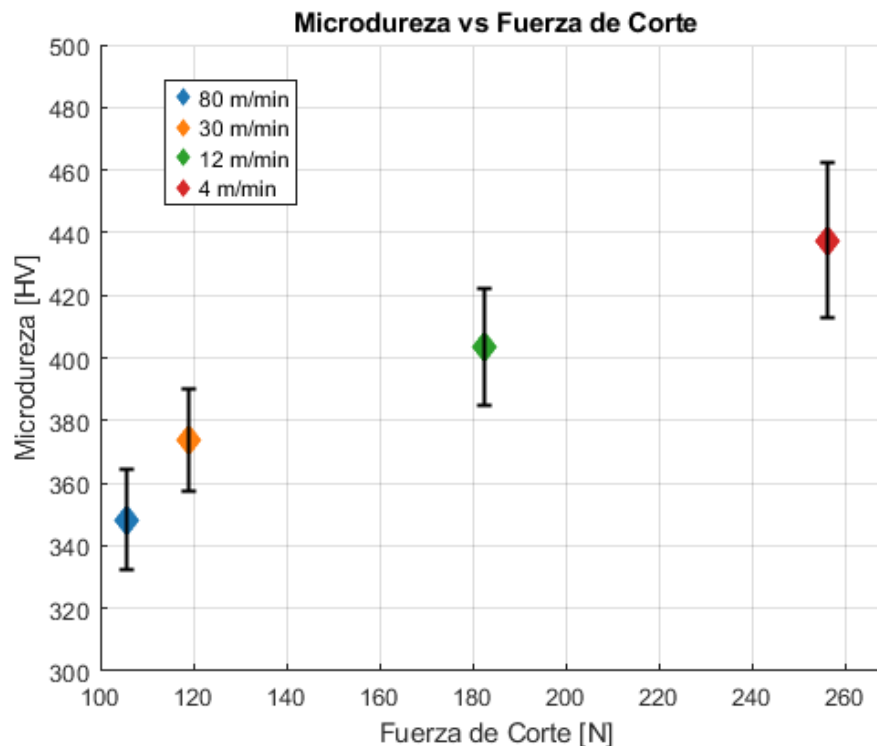


Figura 62. Microdureza vs Fuerza de corte

5.1 Análisis de la viruta

La figura 63 muestra virutas para velocidades de corte de 80 m/min. Estas no presentan gran variación en el ancho, con una distribución simétrica y bordes ligeramente irregulares. En general, se generó una viruta segmentada (tipo sierra), caracterizada por dientes alternados seguidos de una zona lisa. La zona dentada o segmentada corresponde a una región de alta deformación por cizallamiento, mientras que la zona lisa indica una deformación por cizallamiento baja. Esta morfología es típica en materiales de difícil maquinabilidad, como las aleaciones de titanio, superaleaciones a base de níquel y aceros inoxidables austeníticos. Además, se observa que las zonas lisas son particularmente pronunciadas, esto se evidencia en la primeras pasadas.

Las virutas segmentadas presentaron un ancho promedio entre 0,4 y 0,47 mm, con longitudes que superaron los 25 cm, e incluso alcanzaron los 50 cm en algunas pruebas. Su tonalidad fue predominantemente dorado brillante y, en la mayoría de los casos, a parte de las virutas segmentadas también se presentaron virutas con dientes redondeados y/o zonas lisas intercaladas, lo cual sugiere que en ocasiones hubo zonas de corte con regiones de alta, media y baja deformación por cizallamiento.

Se identificó una tendencia creciente a la homogeneidad y redondez de las ondulaciones a medida que avanzaban las pasadas, lo que indica que las condiciones de corte se fueron estabilizando, también esta tipo de viruta muestra una mejora en el acabado superficial. Sin embargo, en varias pruebas las virutas tendieron a enredarse, especialmente cuando se formaban largas y continuas, representando un potencial inconveniente al finalizar el corte este enredo en la viruta puede ocasionar variación en el acabado superficial.

Las virutas continuas lisas, por su parte, mostraron espesores mayores, alcanzando hasta 0,58 mm. Estas virutas eran lisas, sin segmentación evidente, y aunque algunas presentaron ondulaciones suaves o quiebres en ángulos pronunciados, no mostraban radios de curvatura claros. Su morfología sugiere bajos esfuerzos de cizallamiento y un proceso de corte más estable, asociado a un mejor acabado superficial y una menor fuerza de corte requerida.

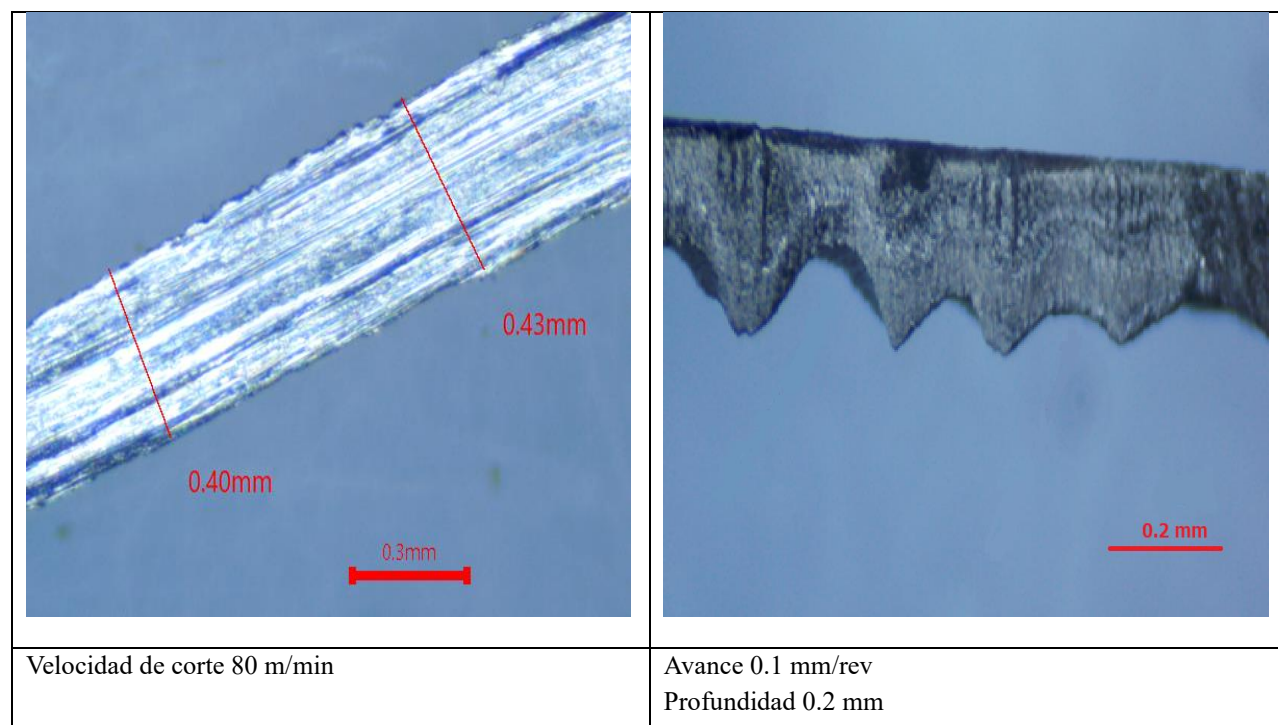


Figura 63. Viruta 80 m/min

La figura 64 muestra la morfología de las virutas generadas para velocidades de corte de 30 m/min, con predominio de virutas segmentadas tipo sierra, acompañadas ocasionalmente por fragmentos continuos o zonas lisas. Estas virutas presentan anchos promedio entre 0,38 y 0,48 mm, con

longitudes variables que van desde fragmentos cortos de aproximadamente cuatro cm, y virutas largas superiores a 30 cm. En general, los dientes tipo sierra están bien definidos, con formas afiladas y alargadas, lo que evidencia la acción de altos esfuerzos de cizallamiento, típicos en el mecanizado de materiales de difícil maquinabilidad como el Inconel 600. La presencia de zonas lisas intercaladas sugiere variaciones locales de deformación, con transiciones entre esfuerzos altos, y bajos. En algunas pruebas, estas zonas lisas fueron más extensas y espaciadas; en otras, más cortas y menos frecuentes, indicando mayor uniformidad del corte.

A lo largo de las pruebas se identificó una mayor regularidad en el patrón de segmentación, con espaciados promedio entre 1,09 y 1,99 mm, y una distribución más constante a medida que se estabilizaban las condiciones del proceso. Este comportamiento sugiere que los esfuerzos de corte fueron más uniformes, lo que podría favorecer una mayor estabilidad en los datos de fuerza de corte y, potencialmente, una mejor calidad del mecanizado.

Los radios de curvatura variaron entre 1,25 mm y 3,5 mm, mostrando una relación directa con la longitud y continuidad de la viruta. Las pruebas a menores velocidades de corte (por ejemplo, 30 m/min) generaron virutas fragmentadas y de aspecto más opaco, posiblemente debido a una reducción de la temperatura en la zona de corte. En contraste, las virutas obtenidas a velocidades más altas fueron más largas y continuas, con tendencia enredarse al entrar en contacto contra la herramienta o la pieza de trabajo. En algunas observaciones se reportaron irregularidades posteriores a los dientes, como protuberancias o cráteres, lo que podría indicar variaciones en la interacción entre herramienta y material o en la deformación plástica durante la evacuación de la viruta.

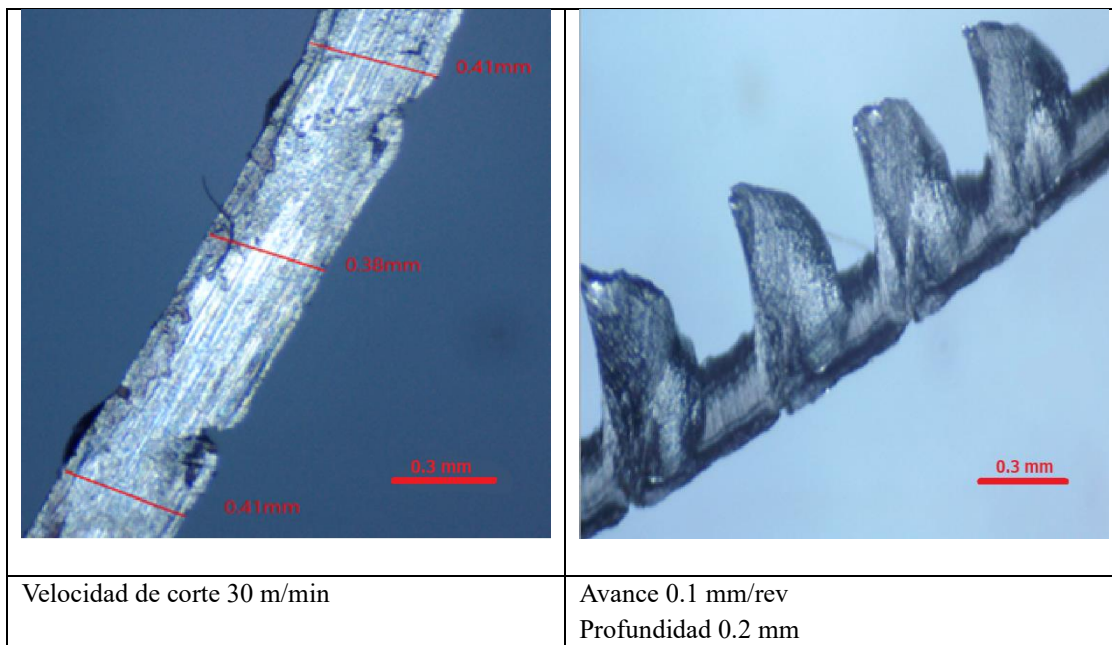


Figura 64. Viruta 30 m/min

La figura 65 muestra la morfología de las virutas generadas durante el proceso de mecanizado para velocidades de corte de 12 m/min, se evidencia la formación de una viruta de tipo segmentado y fragmentado, con un ancho promedio de aproximadamente 0,48 mm y un radio de curvatura que varía entre 1,76 mm y 3,39 mm. La morfología de la viruta es predominantemente irregular, con bordes discontinuos, estrechamientos localizados y presencia de cráteres o poros en ciertas zonas, lo que sugiere inestabilidad en las condiciones de corte. Los dientes tipo sierra están bien definidos en algunas secciones, siendo largos y afilados, mientras que en otras presentan formas más pequeñas, agudas o irregulares, sin espaciamientos. Esta variabilidad en la geometría de las sierras indica que los esfuerzos de cizallamiento fueron altos pero fluctuantes, posiblemente debido a pequeñas variaciones en la velocidad de corte, o debido al desgaste de la herramienta. En particular, la formación de zonas lisas intercaladas o la ausencia total de espacios entre los dientes sugiere diferencias puntuales en la intensidad del esfuerzo aplicado.

En términos de longitud, la viruta se generó principalmente como fragmentos cortos, aunque también se observaron secciones alargadas de hasta doce cm, con una distribución no homogénea. Este patrón fragmentado es característico de procesos de baja velocidad de corte, donde la evacuación continua de la viruta se ve limitada, favoreciendo la rotura por impacto o por tensiones internas acumuladas. El color predominante de la viruta fue un tono cromado opaco, a diferencia del dorado brillante observado en pruebas previas a mayores velocidades. Este cambio en la tonalidad podría estar relacionado con una disminución de la temperatura en la zona de corte. En general, la morfología observada sugiere un proceso de mecanizado bajo condiciones de corte difíciles, con esfuerzos de cizallamiento elevados y variables, que influyen directamente en la forma, fragmentación y comportamiento térmico de la viruta.

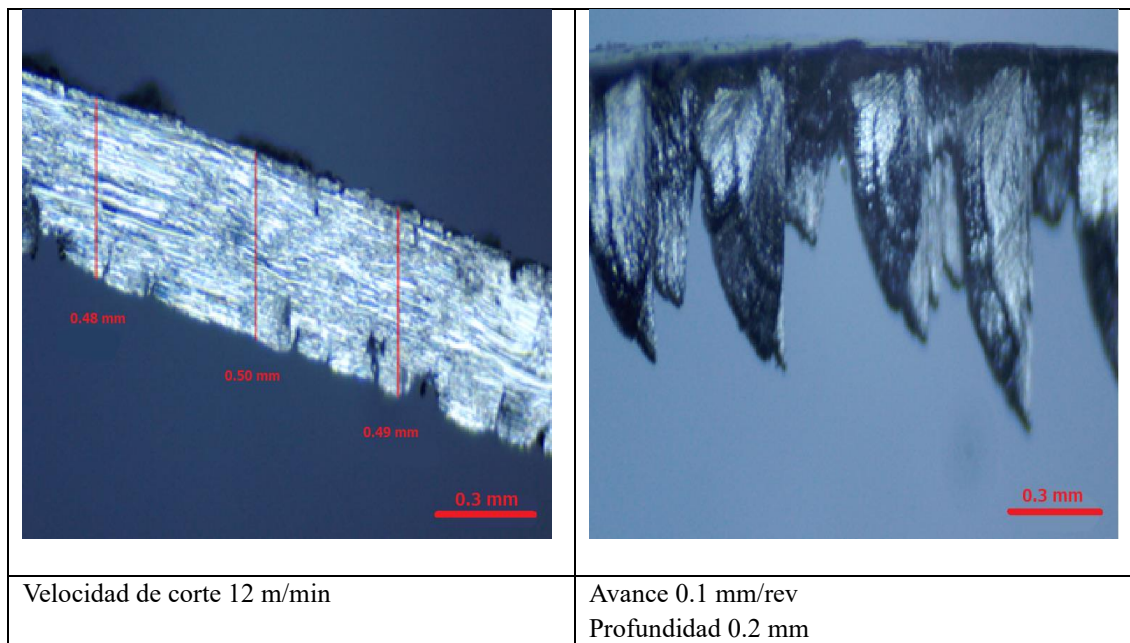


Figura 65. Viruta 12 m/min

La figura 66 muestra la morfología de las virutas generadas durante el proceso de mecanizado para velocidades de corte de 4 m/min, se muestra una viruta de tipo segmentado y fragmentado, característica de procesos de mecanizado a baja velocidad de corte. Su morfología general evidencia una formación irregular, con fragmentos de longitud variable que van desde 3 hasta 12 cm, y un ancho fluctuante entre 0,42 y 0,70 mm. El radio de curvatura varió entre 2,13 mm y 4,67 mm, lo que refleja cierta dispersión en las condiciones de formación. La viruta presenta una zona de sierras bien definida y continua, con dientes largos, afilados y relativamente homogéneos en la mayoría de los casos. Sin embargo, en algunas secciones se observan variaciones en la altura. Estas fluctuaciones en la geometría de la sierra sugieren variabilidad en los esfuerzos de cizallamiento, aunque en tramos extensos estos parecen haberse mantenido elevados y constantes.

La superficie de la viruta muestra señales de inestabilidad, como estrechamientos, bordes irregulares, cráteres y fisuras, indicadores de pequeñas variaciones en la profundidad de corte o desgaste de la herramienta. En cuanto al color, se mantiene el tono cromado opaco característico de las pruebas realizadas a bajas velocidades, asociado a temperaturas de corte más reducidas. En conjunto, la morfología de esta viruta revela un proceso de mecanizado complejo, dominado por esfuerzos de cizallamiento intensos, pero con fluctuaciones locales, lo cual influye directamente en la forma, regularidad y fragmentación de la viruta.

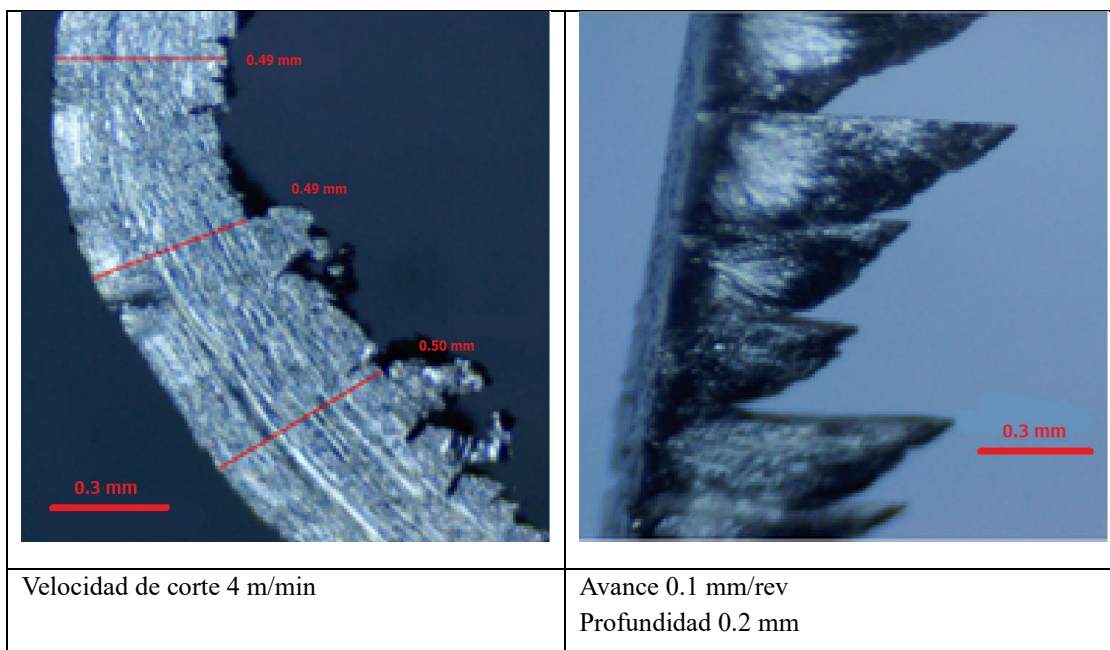


Figura 66. Viruta 4 m/min

Al analizar las figuras 63 a 66, se observa una evolución clara en la morfología de la viruta en función de la velocidad de corte. A 80 m/min, la viruta presenta una morfología predominantemente lisa, indicando que el material se deforma con menor resistencia. Sin embargo,

al reducir la velocidad a 30 m/min, comienza a evidenciarse una transición hacia un comportamiento mixto, con zonas alternadas lisas y segmentadas, estas últimas con sierras poco definidas. A 12 m/min, las zonas lisas prácticamente desaparecen, y las sierras adquieren un perfil más agudo y pronunciado. Finalmente, a 4 m/min, la viruta se presenta completamente dentada, sin presencia de zonas lisas.

Este comportamiento se correlaciona con los datos mostrados en la figura 51, donde se evidencia cómo la formación de las sierras está directamente relacionada con los esfuerzos generados por la herramienta durante el corte. En particular, a velocidades bajas, donde la viruta es completamente segmentada, se registran los mayores niveles de esfuerzo de cizallamiento, lo cual se traduce en fuerzas de corte más elevadas. Adicionalmente, en las figuras 50, 51 y 57 se puede observar cómo la morfología de la viruta incide en el acabado superficial. A mayores velocidades de corte, el material sufre menor deformación plástica, lo que permite la formación de virutas lisas y, en consecuencia, se obtienen valores bajos de rugosidad. A medida que disminuye la velocidad de corte y aparecen virutas segmentadas tipo sierra, la rugosidad superficial tiende a aumentar, afectando negativamente la calidad del mecanizado.

Un aspecto importante a destacar se muestra en la figura 58, donde se evidencia que las virutas lisas solo se generaron cuando la temperatura de corte superó los 65 °C. En cambio, cuando la temperatura descendió por debajo de 45 °C, comenzaron a formarse virutas dentadas. Esto se debe a que, a bajas velocidades, se genera menos calor, lo cual genera mayor resistencia al corte en las zonas de deformación primaria y secundaria de la viruta. Dado que el material no se ablanda por el efecto térmico, se requiere un mayor esfuerzo de corte, lo que favorece la segmentación. En contraste, cuando la temperatura de corte aumenta, se reduce el límite elástico del Inconel, facilitando su deformación en la zona de cizallamiento y disminuyendo las fuerzas de corte requeridas [46]. Este fenómeno explica porque, en condiciones de alta temperatura, se favorece la formación de virutas lisas y un proceso de corte más eficiente [47].

5.2 Análisis del desgaste la herramienta

La figura 67 muestra la evolución del mecanismo de desgaste en cada pasada de la prueba a 80 m/min. En la figura 67a se observa el fenómeno de desgaste durante la pasada 1, donde se evidencia la formación de (BUE, por sus siglas en inglés) (flecha roja). Este fenómeno se produce por la acumulación del material de trabajo en el filo de la herramienta, y puede provocar el desprendimiento de fragmentos del filo cuando el BUE se separa [48]. En la figura 67b, correspondiente a la pasada 2, se presenta nuevamente la formación de BUE junto con adhesión (flecha verde). Esto se evidencia por la ausencia de marcas de abrasión, ya que la superficie del filo está cubierta por material adherido. La figura 67c muestra la formación de un entalle (flecha amarilla) en el filo del inserto, acompañado por una reducción del BUE, o posiblemente su desprendimiento, lo cual habría originado dicha deformación. El entalle es una marca visible en el filo de la herramienta, mientras que las marcas de abrasión no son apreciables debido a la adhesión

del material de trabajo. En la figura 67d, correspondiente a la pasada 4, el inserto continúa presentando fenómenos de adhesión y BUE. Además, se observa que el entalle ha sido parcialmente rellenado con material de la pieza de trabajo. La figura 67e evidencia nuevamente la formación de BUE y marcas de abrasión superficial asociadas a la fricción entre la herramienta de corte y el material mecanizado (flecha gris). Finalmente, en la figura 67f, se observa la última pasada del inserto, donde aparecen marcas de abrasión, formación de BUE y un muesca claramente generado en pasadas anteriores. Esta prueba, realizada a una velocidad de corte de 80 m/min, muestra que el mecanismo de desgaste predominante fue la formación de BUE, seguido por la abrasión.

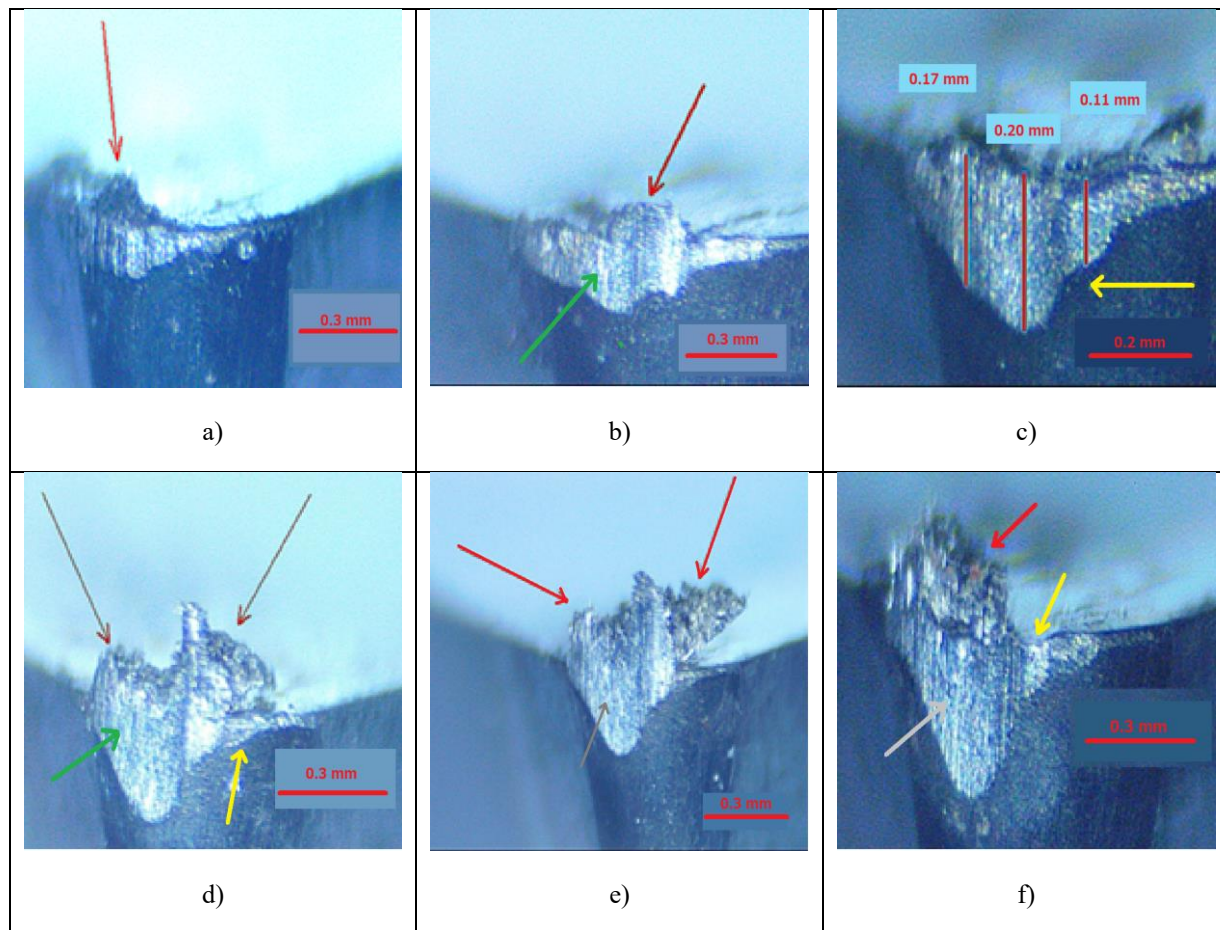


Figura 67. Inserto de corte a 80 m/min a) pasada 1 BUE b) pasada 2 BUE y muesca c) pasada 3 muesca d) pasada 4 adhesión BUE e) pasada 5 BUE f) pasada 6 abrasión y adhesión.

La figura 68a muestra la primera pasada de la prueba a 30 m/min, donde se evidencian marcas de abrasión, formación de BUE y una entalla en el filo del inserto. Esto indica que la reducción en la velocidad de corte no tuvo un impacto significativo en la aparición del BUE. En la figura 68b, correspondiente a la segunda pasada, el BUE sigue presente, aunque en menor escala, y persiste la abrasión en el inserto. Además, se observa adhesión de viruta en la parte superior del mismo. En la figura 68c, que representa la tercera pasada, continúa la presencia de BUE y se mantiene el fenómeno de abrasión. La figura 68d muestra adhesión tanto en el filo de la herramienta como en

la viruta. En la figura 68e se observa nuevamente la presencia de adhesión y un BUE de gran tamaño en el filo de la herramienta. Por último, la figura 68f presenta el resultado de la última pasada con el inserto a 30 m/min, donde se confirma que los fenómenos de adhesión y BUE persistieron a lo largo de toda la prueba. Esto indica que a esta velocidad dichos mecanismos son predominantes.

En cuanto a la entalla observada al inicio de la prueba, se considera que pudo haber sido causada por un defecto en el inserto o por algún roce o impacto durante el montaje, ya que no volvió a aparecer durante el resto de la prueba y ese lado del filo no estuvo en contacto con el material. Finalmente, se evidencia que el desgaste del flanco se concentró en el centro del filo del inserto.

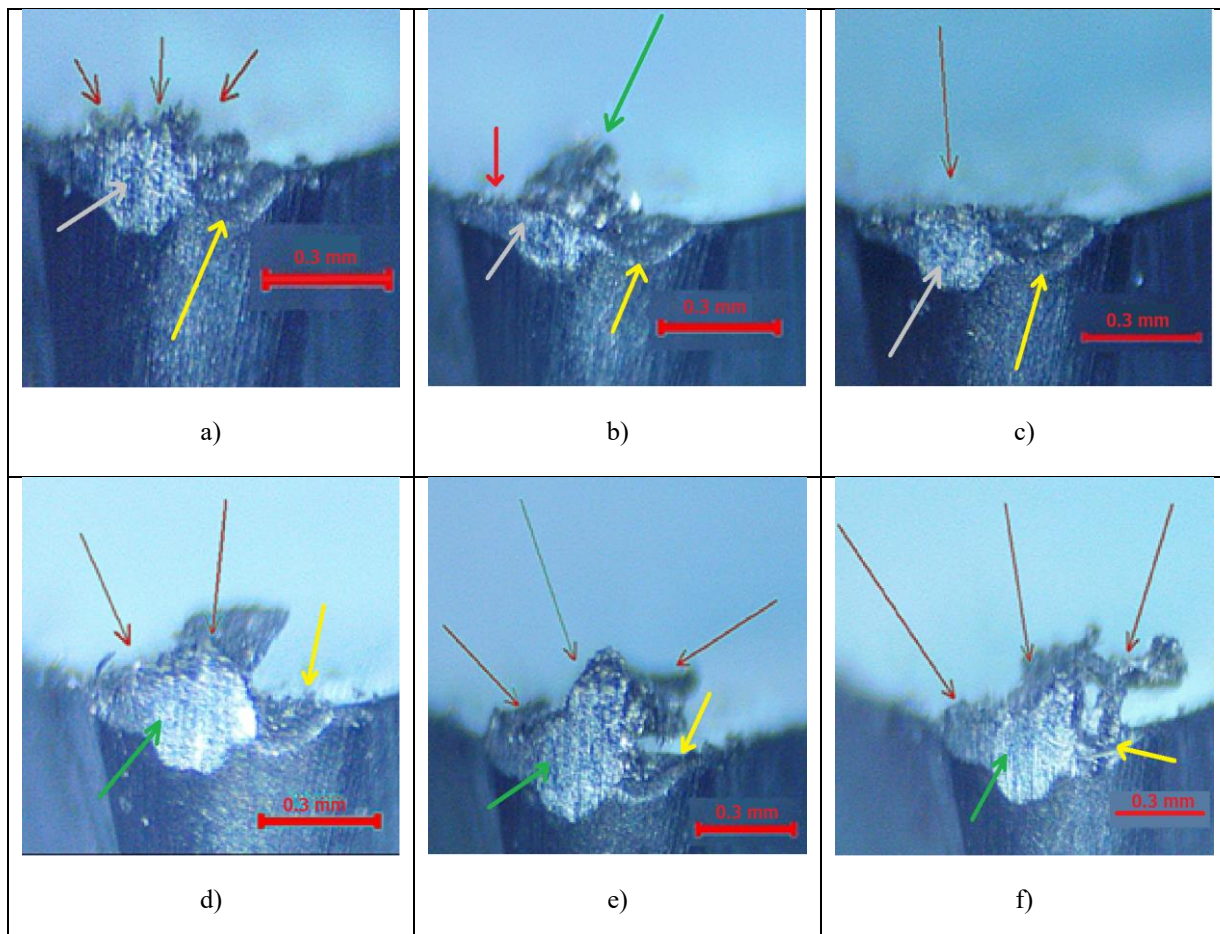


Figura 68. Inserto de corte a 30 m/min a) pasada 1 abrasión, BUE, astillado b) pasada 2 BUE y adhesión c) pasada 3 menor BUE d) pasada 4 adhesión y BUE e) pasada 5 adhesión y BUE f) pasada 6 adhesión y BUE

La figura 69a muestra el estado del inserto tras la primera pasada a 12 m/min, donde se evidencian marcas de abrasión y una ligera formación de BUE el filo de la herramienta. En la figura 69b, correspondiente a la segunda pasada, se observa adhesión de material en el flanco del filo, así como la presencia localizada de BUE en una zona específica. La figura 69c revela la presencia simultánea de marcas de abrasión, BUE y adhesión de viruta entre el filo y la parte superior del

inserto. En la figura 69d se identifican nuevamente marcas de abrasión, acompañadas de adhesión de material en el flanco, así como la formación de BUE de forma irregular, es decir, no continua a lo largo del filo. La figura 69e muestra adhesión pronunciada en el flanco del filo, junto con un BUE de gran tamaño. Finalmente, la figura 69f, correspondiente a la última pasada a 12 m/min, evidencia nuevamente marcas de abrasión, formación de BUE y adhesión de viruta en la parte superior del inserto.

En general, la prueba a 12 m/min mostró una disminución en la formación de BUE en comparación con las pruebas a mayor velocidad. También se observó una reducción en la cantidad de viruta adherida y un desgaste del flanco más uniforme, lo cual sugiere una mejora en el comportamiento tribológico del inserto bajo estas condiciones de corte.

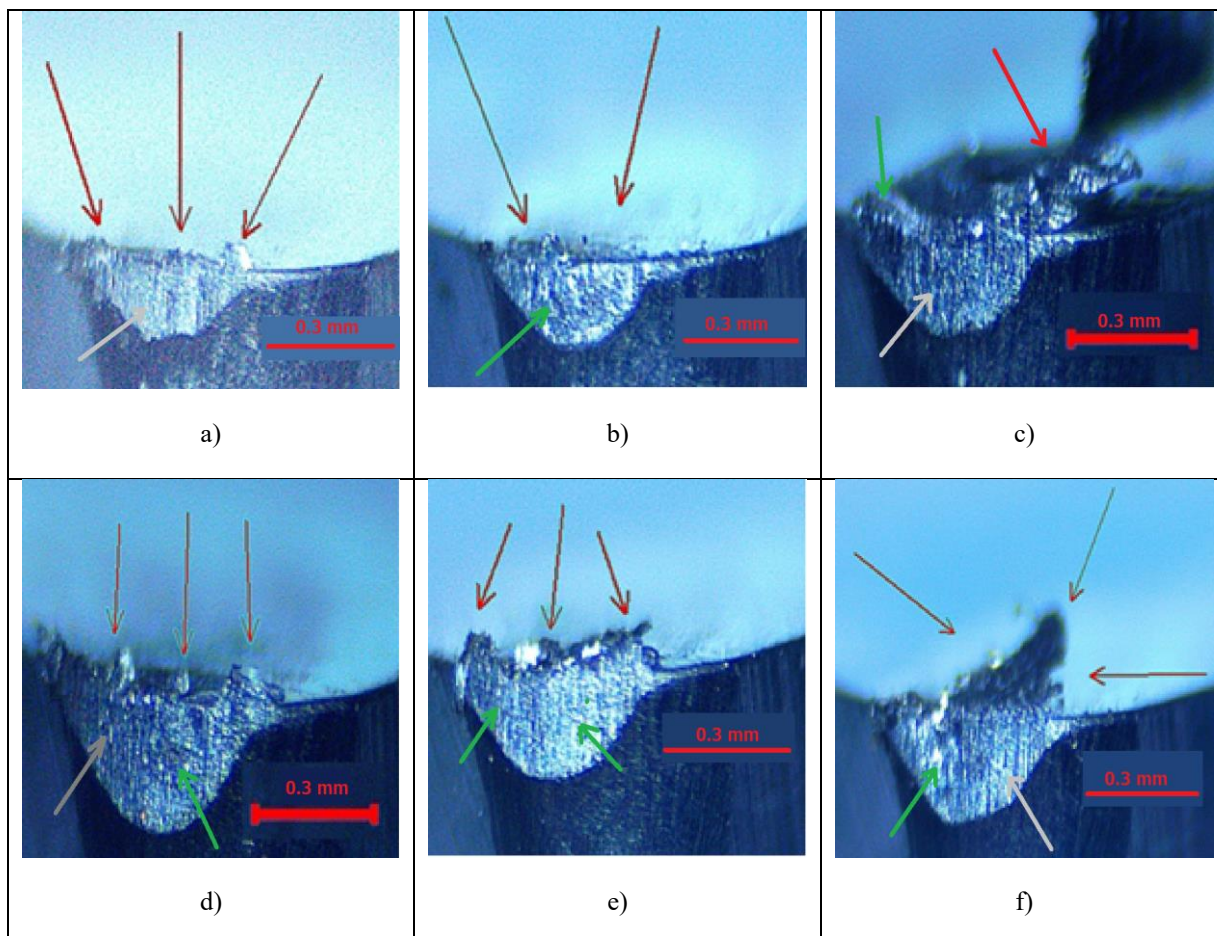


Figura 69. Inserto de corte a 12 m/min a) pasada 1 abrasión y BUE b) pasada 2 adhesión Y BUE c) pasada 3 abrasión, adhesión y BUE d) pasada 4 abrasión y BUE e) pasada 5 BUE f) pasada 6 adhesión

La figura 70 muestra el desgaste del inserto durante la última prueba realizada a 4 m/min. En la figura 70a se observa la formación de marcas de abrasión y la presencia de BUE, localizado principalmente en la parte central del filo del inserto. También se evidencia la adhesión de viruta en el flanco de corte. La figura 70b, correspondiente a la segunda pasada, muestra una significativa adhesión de viruta en el flanco del inserto, específicamente en la zona de transición entre el área

desgastada y la no desgastada. Además, se aprecia un BUE moderado en el filo, junto con algunas marcas de abrasión. En la figura 70c se mantiene la presencia de un BUE de tamaño moderado en el filo del inserto, junto con adhesión de viruta tanto en el filo como en otras zonas del inserto. También se observan marcas leves de abrasión. La figura 70d revela la formación de BUE en el flanco, acompañado de la adhesión de una gran viruta que cubre tanto parte del filo del flanco como una sección de la cara superior del inserto. La figura 70e, correspondiente a la quinta pasada, muestra adhesión en múltiples zonas del inserto y un BUE de gran tamaño a lo largo del filo, compuesto también por viruta adherida. La figura 70f evidencia un fenómeno similar al de la pasada anterior, con adhesión distribuida en varias zonas y un BUE prominente en el filo del flanco, acompañado de viruta adherida.

En conjunto, la prueba a 4 m/min reveló que los mecanismos de desgaste por BUE y adhesión fueron más agresivos en comparación con la prueba a 12 m/min. No obstante, se observó que la distribución del desgaste en el filo del inserto fue más uniforme respecto a las pruebas realizadas a velocidades de corte más altas.

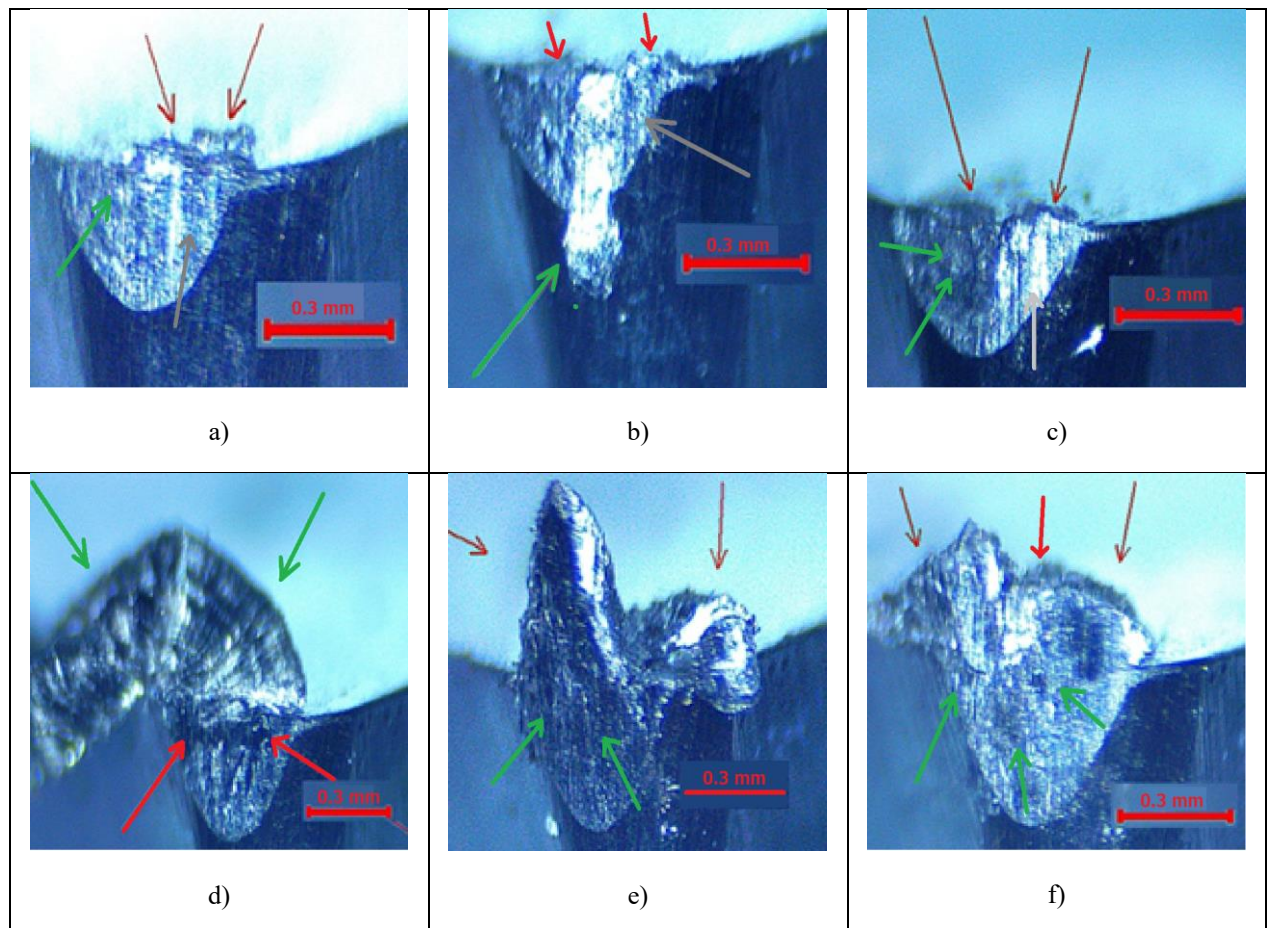


Figura 70. Inserto de corte a 4 m/min a) pasada 1 abrasión, adhesión, y BUE b) pasada 2 adhesión y BUE c) pasada 3 adhesión y BUE d) pasada 4 adhesión y BUE e) pasada 5 BUE f) pasada 6 BUE

Al revisar las figuras 67 a la 70, se evidencian dos mecanismos de desgaste predominantes: el desgaste adhesivo y la formación de BUE.

Se presentó desgaste adhesivo como consecuencia de la microsoldadura de níquel (Ni) migrado desde la pieza de trabajo hacia la herramienta de corte. Esta adhesión provoca un incremento en la resistencia de la interfaz formada entre ambos materiales, superando el volumen de la herramienta. Como resultado, al desprenderse el material adherido, arrastra consigo parte del material del inserto. Este fenómeno es común al mecanizar materiales con alta ductilidad. En situaciones donde la adhesión es particularmente intensa, puede observarse la formación de material adherido en el filo BUE. Para mitigar este tipo de desgaste, se recomienda aumentar la velocidad de corte, ya que el incremento de temperatura asociado dificulta la formación del BUE y reduce la tendencia a la adhesión [48], [49].

Por otro lado, la formación del BUE es también resultado del mecanismo adhesivo. Este filo recrecido se forma por la acumulación de material de la pieza sobre el filo del inserto. El BUE es perjudicial porque, al enfriarse el inserto y reanudarse el corte, este material puede desprenderse de forma violenta, fracturándose y generando muescas en el filo del flanco. En algunos casos, este fenómeno también se manifiesta cuando se adhiere viruta en la cara superior del inserto; al desprenderse, puede ocasionar la formación de cráteres. Sin embargo, este tipo específico de daño no se observó durante las pruebas realizadas. La adhesión puede ser contrarrestada al mecanizar a altas velocidades de corte, ya que las elevadas temperaturas generadas reducen la formación del BUE.

El tercer mecanismo identificado fue el desgaste abrasivo, el cual es característico en la zona del flanco, ya que se produce por el contacto deslizante continuo entre el inserto y la superficie mecanizada. Este tipo de desgaste se intensifica cuando el filo de corte entra en contacto con carburos precipitados presentes en la microestructura del Inconel 600, o como consecuencia del endurecimiento inducido por el propio proceso de mecanizado.

Finalmente, el desgaste abrasivo presenta una contribución relativamente menor en el deterioro de la herramienta. Ho et al. [50], al cuantificar el desgaste, determinaron que este mecanismo representa aproximadamente un 10 % del total. En contraste, Ramalingam et al. [51] reportó que la contribución del desgaste abrasivo puede alcanzar hasta un 25 %. Este tipo de desgaste puede reducirse si se identifica el tipo de inclusiones presentes en el material de trabajo y se selecciona un inserto cuya dureza sea igual o superior a la de dichas inclusiones. Alternativamente, se podría mecanizar un material libre de inclusiones duras, aunque esto no es común en la práctica industrial.

5.3 Comparación del Inconel 600 con el acero inoxidable AISI 304

La figura 71 compara el desgaste de flanco obtenido al mecanizar Inconel 600 y acero inoxidable AISI 304, utilizando los mismos parámetros de velocidad de corte y avance, pero con diferentes profundidades de corte: 0.2 mm para el Inconel y 0.5 mm para el acero inoxidable. Se observa que

el Inconel presentó una adhesión severa en todas las condiciones de corte, mientras que en el acero inoxidable este tipo de desgaste solo se evidenció a bajas velocidades (12 y 4 m/min), tal como lo reporta la literatura.

Al analizar el desgaste a una velocidad de corte de 80 m/min, el acero presentó un V_{Bmax} de 0,11 mm, acompañado de micro-muestras en el filo (figura 71a). En contraste, el Inconel alcanzó un V_{Bmax} de 0,31 mm, con formación de BUE en el filo (figura 71e). A 30 m/min, el V_{Bmax} en el acero fue de 0,06 mm, el más bajo de las cuatro pruebas, observándose un flanco afectado únicamente por abrasión (figura 71b). En el caso del Inconel, el V_{Bmax} fue de 0,20 mm, también el más bajo entre sus cuatro ensayos, aunque con formación de BUE y presencia de muescas en el filo (figura 71f). A 12 m/min, el acero alcanzó un V_{Bmax} de 0,09 mm, con signos de adhesión en el filo del inserto (figura 73c), mientras que el Inconel registró un V_{Bmax} de 0,30 mm, con presencia de adhesión y BUE (figura 71g). Finalmente, en la prueba a 4 m/min, el acero mostró nuevamente un V_{Bmax} de 0,09 mm con ligera adhesión (figura 71d), en tanto que el Inconel alcanzó su valor máximo de desgaste con un V_{Bmax} de 0,47 mm, acompañado de BUE y adhesión en el flanco (figura 71h). Esto refleja claramente que la vida útil de la herramienta es considerablemente más corta al mecanizar Inconel, lo que se traduce en mayores costos operativos.

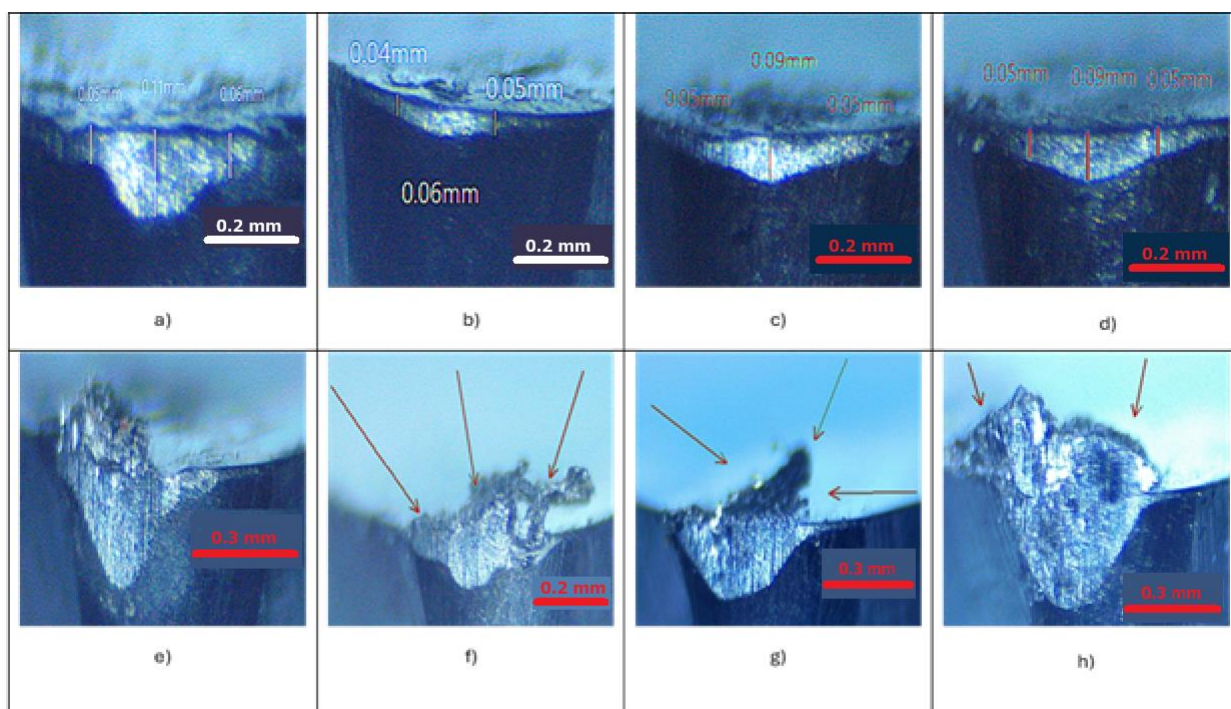


Figura 71. a) acero 304 a 80 m/min b) acero 304 a 30 m/min c) acero 304 a 12 m/min d) acero 304 a 4m/min e) Inconel 80 m/min f) Inconel 30 m/min g) Inconel 12 m/min h) Inconel 4 m/min

La Figura 72 compara la morfología de las virutas generadas durante el mecanizado del Inconel 600 y del acero inoxidable AISI 304 a diferentes velocidades de corte, se comparan a la misma

velocidad de corte, pero con diferencia en la profundidad de corte, el acero se mecaniza con una profundidad de 0.5 mm y el Inconel con una profundidad de 0.2mm.

A velocidades superiores a 80 m/min, ambas aleaciones producen virutas de morfología lisa (figuras 72a y 72e) para el acero 304 y el Inconel 600, respectivamente. Al reducir la velocidad a 30 m/min, en el Inconel 600 comienzan a formarse virutas tipo sierra (figura 72f), mientras que en el acero 304 la viruta permanece lisa (figura 72b). A velocidades aún menores, de 12 m/min, el acero 304 genera virutas tipo sierra con dientes gruesos y poco definidos (figura 72c), en contraste con el Inconel 600, que desarrolla virutas tipo sierra finas y agudas (figura 72g). Finalmente, a 4 m/min, el acero inoxidable 304 produce virutas tipo sierra con variaciones en la altura de los dientes (figura 72d), mientras que el Inconel 600 presenta virutas tipo sierra más largas, regulares y filosas (figura 72h).

Sin embargo, no se evidencia una relación directa entre la profundidad de corte y el tipo de viruta. A pesar de que el acero inoxidable fue mecanizado con una mayor profundidad de corte, a velocidades de 80 y 30 m/min generó virutas lisas. En contraste, el Inconel, aun con una menor profundidad de corte, presentó virutas segmentadas a esas mismas velocidades. Esto pone de manifiesto la mayor dificultad del mecanizado del Inconel 600 y evidencia la diferencia en los esfuerzos de cizallamiento requeridos para deformar plásticamente ambos materiales.

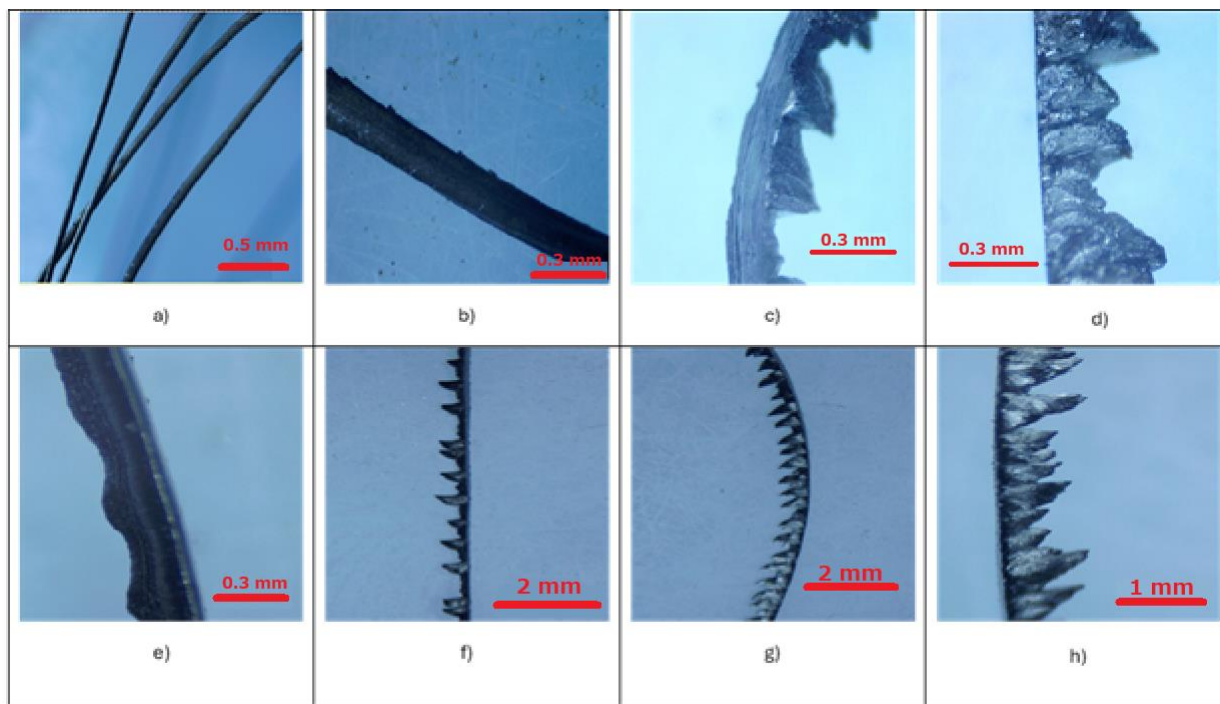


Figura 72 a) acero 304 a 80 m/min b) acero 304 a 30 m/min c) acero 304 a 12 m/min d) acero 304 a 4m/min e) Inconel 80 m/min f) Inconel 30 m/min g) Inconel 12 m/min h) Inconel 4 m/min

La figura 73 muestra el desgaste de flanco obtenido al torneear acero austenítico AISI 304. Aunque el material de trabajo difiere del Inconel 600, la tendencia general de desgaste del inserto es similar

en ambos casos. En esta prueba, se utilizó una profundidad de corte de 0.5 mm, mayor que la empleada en el mecanizado del Inconel (0.2 mm). A pesar de esta diferencia, el acero inoxidable presentó un menor desgaste de flanco en comparación con el Inconel 600, lo cual refleja la mayor dificultad de mecanizado de este último. Es importante destacar que, en ambas condiciones de trabajo, la velocidad de corte de 30 m/min resultó en el menor desgaste de herramienta. Esto sugiere que dicha velocidad representa una condición óptima en términos de vida útil del inserto, independientemente del material trabajado.

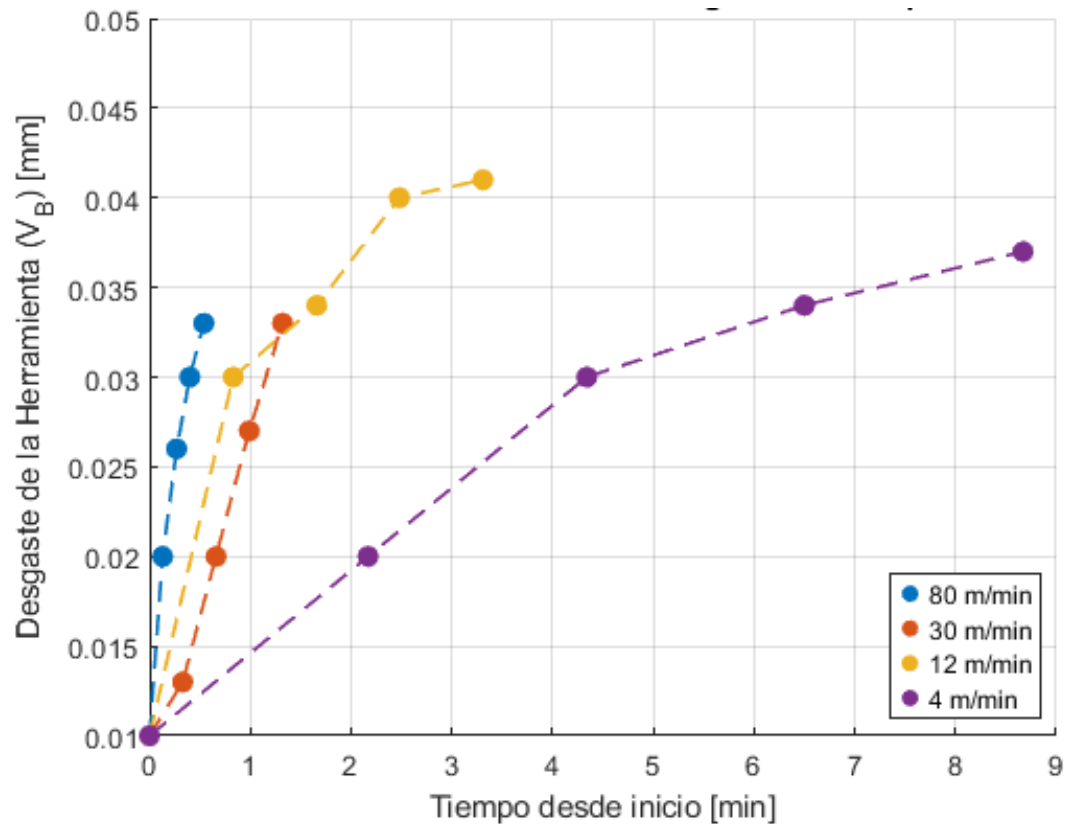


Figura 73. Desgaste flanco del acero inoxidable 304

6 Conclusiones

En este trabajo de grado se evaluó la maquinabilidad del Inconel 600 en un proceso de torneado variando la velocidad de corte y se obtuvieron las siguientes conclusiones:

La menor fuerza de corte resultante se registró a una velocidad de 80 m/min con un valor de 105.73 N, mientras que la mayor se obtuvo a 4 m/min con 256.12 N. Este comportamiento evidencia que, a bajas velocidades de corte, la deformación plástica del material es mayor, lo que incrementa los esfuerzos de cizallamiento y provoca un endurecimiento por deformación más pronunciado. La disminución de la fuerza de corte a altas velocidades también se atribuye al incremento de la temperatura en la zona de corte. A medida que la temperatura aumenta, el material presenta reblandecimiento térmico debido al incremento de la temperatura en la zona de corte, lo que facilita su deformación plástica y, por tanto, la remoción del material.

El análisis de microdureza mostró una clara relación inversa entre la velocidad de corte y el endurecimiento superficial. A velocidades de 80, 30, 12 y 4 m/min, los incrementos de dureza fueron de 7.42, 32.97, 62.50 y 96.67 HV respectivamente con respecto a los 340.93 HV del material base. Esto confirma que a menores velocidades el material tiende a endurecerse más por efecto de la baja energía de falla de apilamiento, mientras que, a velocidades más altas, este efecto es considerablemente menor. El comportamiento del endurecimiento del Inconel 600 en función de la velocidad de corte tiene aplicaciones potenciales en la industria. Si se busca generar una capa superficial con esfuerzos de compresión para mejorar la resistencia de la pieza, es recomendable mecanizar a bajas velocidades. Además, la rugosidad obtenida incluso a bajas velocidades se encuentra dentro del rango aceptable para procesos de torneado (0.4 a 3.5 μm).

La rugosidad superficial del material aumentó a medida que disminuyó la velocidad de corte. Esto respalda la relación inversa entre velocidad de corte y rugosidad, es decir, a mayor velocidad, menor rugosidad. A una velocidad de 80 m/min se obtuvo un valor promedio de rugosidad de 1.83 μm , mientras que, para velocidades de 30, 12 y 4 m/min se registraron valores promedio de 1.94, 2.07 y 2.89 μm , respectivamente, siendo el mayor valor observado a 4 m/min. Al analizar los datos de rugosidad en función del desgaste de la herramienta, se evidencia una relación directa entre ambos parámetros. Por ejemplo, en la probeta 1 correspondiente a la prueba a 80 m/min, los valores de rugosidad aumentaron progresivamente en las pasadas 1, 2 y 3, con mediciones de 1.23, 1.58 y 1.90 μm , respectivamente, lo que indica que el desgaste de la herramienta también contribuye al incremento de la rugosidad superficial. La presencia de virutas tipo sierra indica que el material presentó resistencia a la fisuración antes de deformarse y desprenderse en forma de viruta. Este tipo de viruta puede considerarse un indicador de que el acabado superficial no es óptimo.

En todas las pruebas se generó viruta de tipo segmentada, lo cual es característico del mecanizado de materiales que sufren de endurecimiento por deformación o materiales con baja conductividad térmica como el Inconel 600. A 80 y 30 m/min se produjeron virutas largas y continuas con radios de curvatura mayores a 2.5 mm, mientras que a 12 y 4 m/min se observaron virutas fragmentadas

con radios de curvatura menores a 1.41 mm. A altas velocidades, la segmentación de la viruta presenta zonas alternadas de superficies lisas y dentadas; a medida que la velocidad disminuye, las zonas lisas desaparecen, indicando una mayor intensidad de cizallamiento en las zonas dentadas, lo cual se correlaciona con los valores obtenidos de fuerza de corte.

El desgaste de la herramienta estuvo influenciado por la formación de BUE y abrasión. A diferencia del acero inoxidable 304, donde el BUE se presenta principalmente a bajas velocidades, en el Inconel 600 se observó en todas las condiciones evaluadas. Se detectaron además marcas de muesca y adhesión del material de trabajo. Los valores de desgaste de flanco máximo (VBmax) fueron de 0.31, 0.20, 0.30 y 0.47 mm para 80, 30, 12 y 4 m/min respectivamente, mientras que el desgaste promedio (VB) fue de 0.22, 0.15, 0.25 y 0.39 mm. Estos datos, junto con los tiempos de mecanizado (0.80 min a 80 m/min y 13 min a 4 m/min), confirman la relación teórica establecida en la ecuación Ec. 1 y Ec. 2 a mayor velocidad de corte mayor desgaste, aunque con menor tiempo de contacto herramienta-material esto se evidencia en la morfología de la viruta. Para evitar la formación BUE, se recomienda utilizar velocidades de corte superiores a 150 m/min, ya que las temperaturas más elevadas reducen la tendencia a la adhesión.

El desgaste de la herramienta tiene una influencia directa sobre la calidad del acabado superficial de la pieza, ya que modifica las condiciones de corte y genera irregularidades en la superficie mecanizada. El mejor acabado superficial se obtuvo a una velocidad de corte de 80 m/min, lo cual es coherente con lo esperado al mecanizar a altas velocidades, ya que estas condiciones suelen generar una menor deformación plástica en la superficie y una mejor continuidad del corte, reduciendo la formación de rebabas y las irregularidades superficiales.

Se determinó que una velocidad de corte de 30 m/min representa el parámetro más adecuado para el mecanizado del Inconel 600, utilizando una profundidad de corte de 0.2 mm y un avance de 0.1 mm/rev. Bajo estas condiciones, se obtuvo un desgaste de flanco significativamente menor en comparación con las demás velocidades evaluadas.

7 Referencias

- [1] Z. Liao *et al.*, “Review of current best-practices in machinability evaluation and understanding for improving machining performance,” *CIRP J Manuf Sci Technol*, vol. 50, pp. 151–184, Jun. 2024, doi: 10.1016/j.cirpj.2024.02.008.
- [2] K. Pandey, L. M. Abdul Rahman, and S. Datta, “Machinability of Inconel 825 superalloy under dry cutting environment with application of uncoated WC-Co tool,” in *Materials Today: Proceedings*, Elsevier Ltd, 2020, pp. 2145–2150. doi: 10.1016/j.matpr.2020.05.150.
- [3] R. Choudhary *et al.*, “Machinability study of Inconel-825 using TiAlN coated carbide tool insert,” *Mater Today Proc*, Jan. 2024, doi: 10.1016/j.matpr.2024.01.018.
- [4] Z. Peng, X. Zhang, and D. Zhang, “Performance evaluation of high-speed ultrasonic vibration cutting for improving machinability of Inconel 718 with coated carbide tools,” *Tribol Int*, vol. 155, Mar. 2021, doi: 10.1016/j.triboint.2020.106766.
- [5] G. Meng, Y. Gong, J. Zhang, Q. Ren, and J. Zhao, “Microstructure effect on the machinability behavior of additive and conventionally manufactured Inconel 718 alloys,” *J Mater Process Technol*, vol. 324, Mar. 2024, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2023.118228.
- [6] S. A. M. Schneider, Y. Li, J. Boseila, P. Ganser, T. Bergs, and J. H. Schleifenbaum, “Machinability study in orthogonal cutting of additively manufactured Inconel 718 with specifically induced porosity,” in *Procedia CIRP*, Elsevier B.V., 2024, pp. 168–173. doi: 10.1016/j.procir.2023.09.245.
- [7] F. Matos, T. E. F. Silva, F. Marques, D. Figueiredo, P. A. R. Rosa, and A. M. P. De Jesus, “Machinability assessment of Inconel 718 turning using PCBN cutting tools,” in *Procedia CIRP*, Elsevier B.V., 2023, pp. 468–473. doi: 10.1016/j.procir.2023.03.079.
- [8] H. Bharath and K. Venkatesan, “Investigation of machinability characteristics of Inconel 713C using new novel honeycomb and broken-parallel texture cutting inserts with graphene-based solid lubricants,” *J Manuf Process*, vol. 109, pp. 643–668, Jan. 2024, doi: 10.1016/j.jmapro.2023.11.048.
- [9] M. A. Makhesana, K. M. Patel, and N. Khanna, “Analysis of vegetable oil-based nano-lubricant technique for improving machinability of Inconel 690,” *J Manuf Process*, vol. 77, pp. 708–721, May 2022, doi: 10.1016/j.jmapro.2022.03.060.

- [10] M. Dhananchezian, "Influence of variation in cutting velocity on temperature, surface finish, chip form and insert after dry turning Inconel 600 with TiAlN carbide insert," in *Materials Today: Proceedings*, Elsevier Ltd, 2021, pp. 8271–8274. doi: 10.1016/j.matpr.2021.03.250.
- [11] G. Veerappan, D. Pritima, N. R. Parthsarathy, B. Ramesh, and S. Jayasathyakawin, "Experimental investigation on machining behavior in dry turning of nickel based super alloy-Inconel 600 and analysis of surface integrity and tool wear in dry machining," *Mater Today Proc*, vol. 59, pp. 1566–1570, Jan. 2022, doi: 10.1016/j.matpr.2022.04.151.
- [12] M. Dhananchezian, "Surface roughness and insert wear in turning Ti-6Al-4 V and Inconel 600 alloys with tungsten carbide inserts under dry conditions," *Mater Today Proc*, vol. 72, pp. 2118–2124, Jan. 2023, doi: 10.1016/j.matpr.2022.08.222.
- [13] M. Dhananchezian, "A tool wear analysis of an Inconel 600 turned TiAlN coated carbide insert at various cutting speeds," *Mater Today Proc*, vol. 72, pp. 2217–2220, Jan. 2023, doi: 10.1016/j.matpr.2022.09.200.
- [14] "SPECIAL METALS INCONEL ALLOY 600," *Alloy Digest*, vol. 69, no. 4, 2020, doi: 10.31399/asm.ad.ni0758.
- [15] M. Dhananchezian, "A tool wear analysis of an Inconel 600 turned TiAlN coated carbide insert at various cutting speeds," *Mater Today Proc*, vol. 72, pp. 2217–2220, Jan. 2023, doi: 10.1016/j.matpr.2022.09.200.
- [16] C. Ezilarasan, V. S. Senthil Kumar, and A. Velayudham, "An experimental analysis and measurement of process performances in machining of nimonic C-263 super alloy," *Measurement (Lond)*, vol. 46, no. 1, pp. 185–199, 2013, doi: 10.1016/j.measurement.2012.06.006.
- [17] E. O. Ezugwu, J. Bonney, and Y. Yamane, "An overview of the machinability of aeroengine alloys," *J Mater Process Technol*, vol. 134, no. 2, 2003, doi: 10.1016/S0924-0136(02)01042-7.
- [18] D. M. Symons, G. A. Young, and J. R. Scully, "The effect of strain on the trapping of hydrogen at grain-boundary carbides in Ni-Cr-Fe alloys," *Metall Mater Trans A Phys Metall Mater Sci*, vol. 32, no. 2, pp. 369–377, 2001, doi: 10.1007/s11661-001-0268-6.
- [19] K. S. Al-Rubaie, L. B. Godefroid, and J. A. M. Lopes, "Statistical modeling of fatigue crack growth rate in Inconel alloy 600," *Int J Fatigue*, vol. 29, no. 5, pp. 931–940, May 2007, doi: 10.1016/j.ijfatigue.2006.07.013.

- [20] P. K. Samantaroy, G. Suresh, N. G. Krishna, and U. Kamachi Mudali, "Corrosion behavior of alloy 600 in simulated nuclear high level waste medium," *J Mater Eng Perform*, vol. 22, no. 4, pp. 1041–1053, Apr. 2013, doi: 10.1007/s11665-012-0345-6.
- [21] M. F. Singleton and P. Nash, "Phase diagrams of binary nickel alloys," *ASM Internation*, 1991.
- [22] C. Pavan, N. Sateesh, and R. Subbiah, "Taguchi analysis on machinability of Inconel 600 using Copper, Brass, and Copper tungsten electrodes in EDM," in *Materials Today: Proceedings*, Elsevier Ltd, 2019, pp. 9281–9286. doi: 10.1016/j.matpr.2020.02.113.
- [23] B. Mills and A. H. Redford, *Machinability of Engineering Materials*. 1983. doi: 10.1007/978-94-009-6631-4.
- [24] ISO, "International Standard ISO 3685: Tool-life Testing with Single-point Turning Tools," in *ISO 3685 Second Edition 1993-11-15*, vol. 1993, 1993.
- [25] David A. Stephenson and John S. Agapiou, "Metal Cutting Theory and Practice Third Edition."
- [26] E. DA Relação Entre Velocidade De Corte, D. DE Ferramenta, and R. E. Forças De, "MINISTERIO DA EDUCAÇÃO UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA."
- [27] S. Kalpakjian and • S R Schmid, "ManufacturA, INGENIERÍA Y TecNOLOGÍA ManufacturA, INGENIERÍA Y TecNOLOGÍA QUINTA EDICIÓN QUINTA EDICIÓN." [Online]. Available: www.pearsoneducacion.net/kalpakjian
- [28] KORLOY, "KorloyTools Selection Guide".
- [29] A.B. CHATTOPADHYAY, "Machining and Machine Tools."
- [30] I. Standard and N. Internationale, "Iso 4287," *Policy*, vol. 2004, 2004.
- [31] M. P. Groover, *Fundamentos de manufactura moderna*. 2007.
- [32] J. A. Schey, *Proses Manufaktur : Introduction to Manufacturing Processes Edisi Ketiga*. 2009.
- [33] Arthur R. Gill, Peter Smid, and Steve F. Krar, *Technology Of Machine Tools*, 7th, ilustrada ed. 2010.
- [34] Heinrich Gerling, *Alrededor de las máquinas-herramienta*, Reimpresa.

- [35] M. P. Groover, "Fundamentos de manufactura moderna. Materiales, procesos y sistemas." [Online]. Available: www.FreeLibros.me
- [36] M. C. . Shaw, *Metal cutting principles*. Oxford University Press, 2005.
- [37] H. Vásquez Céspedes, "MEASURING CUTTING FORCES IN MACHINING PROCESSES," *Revista Ingeniería*, vol. 11, no. 1–2, Jul. 2011, doi: 10.15517/ring.v11i1-2.613.
- [38] "Formación manual Tecnología de mecanizado de metal," 2017. [Online]. Available: www.sandvik.coromant.com
- [39] M. Castillo, G. Villa, M. Vite, F. Palacios, L. H. Hernández, and G. Urriolagoitia, "Estudio del comportamiento mecánico-metalúrgico de aleación inconel 600 y estelita," vol. 9, pp. 13–22, 2005.
- [40] F. Soukatzidis *et al.*, "EXPERIMENTAL INVESTIGATION OF THE EFFECT OF CUTTING DEPTH, TOOL RAKE ANGLE AND WORKPIECE MATERIAL TYPE ON THE MAIN CUTTING FORCE DURING A TURNING PROCESS." [Online]. Available: <https://www.researchgate.net/publication/238669815>
- [41] "Standard Test Method for Microindentation Hardness of Materials 1."
- [42] M. Kuruc *et al.*, "The Influence of Cutting Parameters on Plastic Deformation and Chip Compression during the Turning of C45 Medium Carbon Steel and 62SiMnCr4 Tool Steel," *Materials*, vol. 15, no. 2, Jan. 2022, doi: 10.3390/ma15020585.
- [43] J. Du and Z. Liu, "Influence of cutting speed on plastic deformation in machined surface of FGH95 PM superalloy," in *Applied Mechanics and Materials*, 2012, pp. 163–168. doi: 10.4028/www.scientific.net/AMM.148-149.163.
- [44] M. Sivaramakrishnaiah, P. Nanda Kumar, and G. Ranga Janardana, "Online Monitoring of Metal cutting of Inconel 600 with Al₂O₃ coated carbide tools," 2017. [Online]. Available: www.sciencedirect.comwww.materialstoday.com/proceedings
- [45] H. Liu, H. Han, Q. Jiang, M. He, and B. Zhang, "Characterization and Analysis of Inconel 718 Alloy Ground at Different Speeds," *Chinese Journal of Mechanical Engineering (English Edition)*, vol. 37, no. 1, Dec. 2024, doi: 10.1186/s10033-024-01017-5.
- [46] L. Osmond, D. Curtis, and T. Slatter, "Chip formation and wear mechanisms of SiAlON and whisker-reinforced ceramics when turning Inconel 718," *Wear*, vol. 486–487, Dec. 2021, doi: 10.1016/j.wear.2021.204128.

- [47] S. Zhang, J. Li, X. Zhu, and H. Lv, "Saw-tooth chip formation and its effect on cutting force fluctuation in turning of Inconel 718," *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing*, vol. 14, no. 6, pp. 957–963, Jun. 2013, doi: 10.1007/s12541-013-0126-7.
- [48] A. Hrechuk, K. Slipchenko, G. Maistro, and V. Bushlya, "Quantification of tool wear mechanisms in machining: The case of controlled-microstructure AISI 316L," *Wear*, Jun. 2025, doi: 10.1016/j.wear.2025.205944.
- [49] R. Lindvall, F. Lenrick, R. M'Saoubi, J. E. Ståhl, and V. Bushlya, "Performance and wear mechanisms of uncoated cemented carbide cutting tools in Ti6Al4V machining," *Wear*, vol. 477, Jul. 2021, doi: 10.1016/j.wear.2021.203824.
- [50] C. F. Ho and N. N. S. Chen, "Prediction of wear of carbide cutting tools," *Int J Prod Res*, vol. 15, no. 3, pp. 277–290, 1977, doi: 10.1080/00207547708943128.
- [51] S. Ramalingam and P. K. Wright, "Abrasive Wear in Machining: Experiments With Materials of Controlled Microstructure," 1981. [Online]. Available: <http://www.asme.or>