



UNIVERSIDAD NACIONAL AUTÓNOMA DE MÉXICO

FACULTAD DE INGENIERÍA

**Incorporación de modelos de
desgaste en el cálculo de corte
ortogonal de materiales compuestos
de matriz metálica**

TESIS

Que para obtener el título de
Ingeniero mecánico

P R E S E N T A

Aaron Israel Machuca Flores

DIRECTOR DE TESIS

Dr. Rafael Schouwenaars



Ciudad Universitaria, Cd. Mx., 2021

AGRADECIMIENTOS

A la Universidad Nacional Autónoma de México, por haberme brindado las herramientas necesarias para crecer de manera personal y profesional.

A la Facultad de Ingeniería y a los profesores que me guiaron a lo largo de la carrera, a los que le debo mi formación ingenieril.

A los amigos que logré formar a lo largo de mi vida escolar, por generar en mí recuerdos inolvidables.

A cada uno de mis sinodales: Dr. Víctor Hugo Jacobo Armendáriz, M.I. Juan Armando Ortiz Valera, Dr. Carlos Gabriel Figueroa Alcántara y M.I. Ignacio Cueva Güitron, por su tiempo y paciencia en la revisión del presente texto; además, por sus aportaciones que, sin lugar a duda, fueron de gran ayuda para la elaboración del presente trabajo.

A mi asesor, el Dr. Rafael Schouwenaars, por su constante interés, paciencia y por el apoyo brindado durante la elaboración de la tesis. Sin olvidar sus enseñanzas tanto en las clases como durante la elaboración del presente trabajo.

A mi familia, mi abuelito, tíos y primos, los cuales siempre estuvieron al pendiente de mí, me cuidaron y vieron por mi bien, fomentando en mí, el deseo de superación en la vida. Espero siempre contar con su ayuda e incondicional apoyo.

A mis abuelitas, Yolanda y Anita, por sus enseñanzas, por sus cuidados y todo el amor que me brindaron. No me cabe la menor duda que sin ellas no habría llegado hasta donde estoy. Les mando un beso hasta el cielo.

A mis hermanos, Natalia y Diego, los cuales siempre han sido un gran apoyo para mí en todos los sentidos. Gracias por haberme brindado su cariño y alegría, y ser mi motivo para seguir adelante.

En especial, a mis padres, Noemi y David, para los cuales no tengo las palabras suficientes para agradecer los grandes esfuerzos que han realizado para que pudiera cumplir este sueño. Muchas gracias por creer en mí, y haré todo lo que este en mis manos para que se sientan orgullosos.

Se agradece el apoyo del proyecto PAPIIT IN118519 “Modelos analíticos para determinar la maquinabilidad a través del desgaste de la herramienta de corte”

Índice

OBJETIVO	1
RESUMEN	2
ABSTRACT	3
1. INTRODUCCIÓN	4
2. ANTECEDENTES	6
2.1 CONCEPTOS GENERALES DE MAQUINADO	6
2.1.1 Operaciones de maquinado convencional.....	7
2.1.2 Parámetros de corte	8
2.1.3 Teoría de la formación de la viruta. Modelo de corte ortogonal.....	9
2.1.4 Formación de viruta.....	17
2.1.5 Fuerza de arado.....	20
2.1.6 Justificación del uso del modelo de corte ortogonal y diferencias con el proceso real.....	21
2.2 HERRAMIENTAS DE CORTE	23
2.2.1 Geometría de las herramientas de corte	23
2.2.2 Materiales para herramientas de corte.....	26
2.2.1 Fluidos de corte.....	29
2.2.2 Temperatura de corte.....	31
2.2.3 Dureza de la herramienta en función de la temperatura	33
2.3 MATERIALES COMPUESTOS	34
2.3.1 Materiales compuestos de matriz metálica.....	35
2.3.2 Maquinado en materiales compuestos de matriz metálica (MMC)	36
2.3.3 Desgaste de la herramienta en el maquinado de MMC	37
2.4 MODELOS DE DESGASTE Y VIDA ÚTIL DE LA HERRAMIENTA	38
2.4.1 Desgaste de la herramienta.....	38
2.4.1 Vida útil de la herramienta	41
2.4.1 Modelo de Taylor.....	42
2.4.2 Modelo de desgaste de Archard	43
2.4.3 Optimización de la velocidad de corte: rapidez de producción máxima y criterio de costo mínimo unitario	43
3. MODELO DE DESGASTE Y VIDA DE LA HERRAMIENTA PROPUESTO	47
3.1 DESCRIPCIÓN DEL MODELO	47
3.2 MODELADO DEL DESGASTE DEL FLANCO DE LA HERRAMIENTA.....	48
3.2.1 Volumen desgastado	48
3.2.1 Incorporación del modelo de Archard.....	49
3.2.2 Curva de la vida de la herramienta.....	51
3.2.3 Incorporación del modelo de la vida de herramienta de Taylor	52
3.3 REFINAMIENTO DEL MODELO.....	53
3.3.1 Inclusión de la fuerza de arado.....	54
3.3.2 Calibración del modelo refinado.....	55
3.3.3 Dureza en función de la temperatura	56
3.3.4 Modelo de la vida de la herramienta con reblandecimiento de la herramienta	58

4. ANÁLISIS PARAMÉTRICO	60
4.1 PREDICCIÓN DE LAS FUERZAS DE CORTE	60
4.1.1 <i>Fuerzas de corte en función del ángulo de corte</i>	60
4.1.2 <i>Fuerza de corte con α_c mínimo</i>	62
4.1.3 <i>Evolución de la fuerza de arado</i>	64
4.2 EVOLUCIÓN DEL DESGASTE DEL FLANCO	65
4.2.1 <i>Predicción del desgaste del flanco usando la primera aproximación del modelo</i>	65
4.2.2 <i>Predicción del desgaste de la herramienta usando el modelo refinado sin reblandecimiento de la herramienta</i>	66
4.2.3 <i>Predicción del desgaste de la herramienta usando el modelo refinado con reblandecimiento de la herramienta</i>	68
4.3 COMPARACIÓN DE LA VIDA DE LA HERRAMIENTA ENTRE TAYLOR Y EL MODELO PROPUESTO	71
5. DISCUSIÓN	73
CONCLUSIONES.....	76
BIBLIOGRAFÍA	77

OBJETIVO

El objetivo de la presente tesis es proponer un modelo que permita predecir el desgaste del flanco y la vida de la herramienta en un proceso de maquinado de materiales compuestos de matriz metálica reforzados con partículas, utilizando la información disponible en la literatura. La finalidad es dotar al usuario una guía que permita seleccionar los parámetros asociados al régimen de corte durante proceso de maquinado que logren reducir los costos de producción y determinar la velocidad óptima de corte en materiales nuevos. De esta forma, se pueden reducir de manera significativa la cantidad de experimentos requeridos en los estudios de corte.

RESUMEN

El maquinado en materiales compuestos de matriz metálica (*MMC* por sus siglas en inglés) presenta un reto para los procesos de manufactura moderna. La anisotropía del material y las características abrasivas de los refuerzos de material compuesto son las principales dificultades que se presentan en el estudio. Por lo que, la principal consecuencia es que las herramientas de corte utilizadas en el maquinado de MMC presentan un desgaste acelerado en comparación con el maquinado en metales tradicionales, disminuyendo la calidad de la superficie de las piezas maquinadas e incrementando los costos de producción debido al constante cambio en las herramientas. A pesar de ello, las aplicaciones de los MMC en la industria automotriz, aeronáutica, naval y en infraestructura son la justificación para que sigan existiendo estudios sobre el tema.

El objetivo del presente trabajo es incorporar el modelo de corte ortogonal en el modelo de desgaste de Archard, con el fin de obtener un modelo que permita predecir el desgaste del flanco de una herramienta usada en el maquinado de MMC. Además, se estudia el efecto de la temperatura de corte en el desgaste de la herramienta y en el reblandecimiento de la herramienta con ayuda del modelo propuesto por Cook, discutiéndose la naturaleza de la fuerza responsable del desgaste del flanco.

Para ello, se desarrollan dos modelos: uno que toma en cuenta el reblandecimiento de la herramienta y otro que considera las propiedades sin modificarse. Los modelos presentados permiten predecir el desgaste del flanco y el tiempo de duración. Con el fin de calibrar el modelo, se recurre al modelo de Taylor, ya que es el modelo más usado en la industria debido a su simplicidad. Una vez obtenidos los modelos, se realiza un análisis paramétrico de las variables del proceso para conocer su efecto en el desgaste de la herramienta. Al final del texto se dedica un capítulo a las discusiones de los resultados obtenidos con el modelo. A pesar de que el presente texto pretende crear una herramienta para la evaluación del desgaste en maquinado de MMC, el modelo creado puede ser utilizado para evaluar el desgaste del flanco de la herramienta en el maquinado de cualquier metal.

ABSTRACT

Machining in metal matrix composites (*MMC*) presents a challenge for modern manufacturing processes. The anisotropy of the material and the abrasiveness of the reinforcements of the composite material are the main issues presented in the study. Therefore, the main consequence is that the cutting tools used in the machining of MMC present an accelerated wear compared to the machining in traditional metals, decreasing the integrity surface of the machined parts and increasing production costs due to the constant change in tools. Nonetheless, the applications of MMCs in the automotive, aeronautical, naval and infrastructure industries are the justification for the continued existence of studies on this topic.

The objective of the present work is to incorporate the orthogonal cutting model in the Archard wear model, to obtain a model that allows predicting the flank wear of a tool used in MMC machining. In addition, the effect of cutting temperature on tool wear and tool softening is studied with the help of the model proposed by Cook. In addition, the origin of the force responsible for flank wear is discussed.

Two models are developed: one that takes the softening of the tool and, another that does not take change in its properties. These models allow prediction of flank wear and tool life. To calibrate the model, the Taylor model is used, because it is the most widely used model in the industry due to its simplicity. Once the models have been obtained, a parametric analysis of the process variables is carried out to find out their effect on tool wear. At the end of this work, there is a chapter dedicated to the discussions of the results obtained with the model. This text aims to create a tool to evaluate flank wear present in MMC machining. However, this model can be used to evaluate flank wear in the machining of any alloy.

1. INTRODUCCIÓN

El estado de la economía actual indica que la producción global seguirá creciendo y se ve potenciado por el crecimiento del mercado global. Esto brinda una gran oportunidad a las economías emergentes, como la mexicana, a impulsar su prosperidad a través de producción industrial. En este papel, la manufactura es un agente muy importante y esencial para la economía de un país y elevar la calidad de vida de la población [1].

Tan solo en México en 2021 la industria manufacturera representó el 17.1% del Producto Interno Bruto (PIB). Por otro lado, los últimos 3 meses del 2021, la misma industria generó \$145,607 millones de dólares, representando cerca del 57% del total de las ganancias que tuvo México en el sector secundario [2,3]. A través de estas cifras queda en manifiesto lo fundamental de la industria manufacturera en la economía del país.

Uno de los procesos de manufactura más importantes es el maquinado [4]. Su historia se relaciona con la Revolución Industrial, más preciso con la máquina de vapor, que introdujo la aparición de máquinas modernas. El principio de operación de estas máquinas se ha mantenido a la fecha, sin embargo, estas han evolucionado siendo cada vez más potentes, además, los procesos se han automatizado con la invención del control numérico en la década de los 50 [4].

Actualmente, los estudios en el maquinado están enfocados en la automatización y la optimización energética del proceso [5]. Además, se han realizado numerosas investigaciones que han estudiado el resultado del desgaste en las herramientas de corte al variar el material tanto de la pieza de trabajo, como de la herramienta, además de otros parámetros como: velocidad de corte profundidad de corte, avance y geometría de la herramienta [5].

Por otra parte, desde la fabricación de la fibra de vidrio en la década de los 40 [6], los materiales compuestos modernos han presentado un incremento en su uso, tanto en aplicaciones cotidianas como en productos de alta tecnología como telescopios espaciales, en la industria aeroespacial, automovilística y construcción naval. Muchos de los materiales compuestos de matriz metálica son desarrollados para la industria aeroespacial, pero se han encontrado nuevas aplicaciones en la industria automotriz, por ejemplo, en partes de motores de automóviles [7]. No obstante, el proceso de maquinado en materiales MMC es difícil de llevarse a cabo debido a la estructura heterogénea de los compuestos y a las características abrasivas de las partículas de refuerzo [7]. Esto típicamente se traduce en una pobre calidad en la superficie maquinada y un alto desgaste de la herramienta.

Por esta razón, es de vital importancia conocer los procesos de maquinado y cómo los parámetros empleados pueden afectar en el consumo de energía del proceso, al mismo tiempo que la elección del material de la pieza de trabajo afecta de manera directa en el desgaste de la herramienta.

El propósito del presente trabajo es el de crear un modelo, el cual será evaluado en paquetería comercial (específicamente en Mathematica®), que permita predecir las fuerzas de corte, el desgaste del flanco y duración de la herramienta en un proceso de torneado, donde el material de la pieza de trabajo es una aleación de aluminio reforzada con carburo de silicio. Esto permitirá comparar los resultados usando diferentes valores de los parámetros en el proceso de torneado y, además, variar el material de la pieza de trabajo, modificando el valor de sus propiedades, tanto de la matriz como del refuerzo.

La **hipótesis** con la que se parte en la presente tesis es la posibilidad de incorporar el modelo de corte ortogonal en el modelo de desgaste de Archard. Para ello se parte de la idea que la fuerza de empuje F_y es la responsable del desgaste en el flanco de la herramienta.

Para empezar, en este trabajo se describen los conceptos básicos de los procesos de maquinado y el desgaste de las herramientas. Se presenta una breve descripción de los materiales compuestos por matriz metálica. Se explican los factores económicos que están involucrados en el maquinado.

En segundo lugar, se explica la metodología llevada a cabo para el desarrollo del modelo, empezando por la incorporación del modelo de corte ortogonal en el modelo de desgaste más conocido: el modelo de desgaste de Archard. Después, se integra el efecto de la temperatura de maquinado en el desgaste de la herramienta. Para ello, se investigaron los modelos existentes en la literatura para predecir la temperatura de corte en el proceso de maquinado.

Una vez finalizado el modelo, se realizará un estudio paramétrico del proceso con ayuda de la paquetería comercial Mathematica®, obteniendo resultados tanto de las fuerzas de corte, tasas de desgaste y tiempos de vida en las herramientas. Los resultados se muestran en gráficas y tablas de datos obtenidos a través de Mathematica®, los cuales son descritos a detalle. Por último, se realiza una breve discusión de los resultados obtenidos, destacando las variables y parámetros más importantes del proceso de maquinado y, se destacarán las conclusiones obtenidas.

2. ANTECEDENTES

2.1 Conceptos generales de maquinado

En general, los procesos de remoción de material consisten en retirar material de la superficie de una pieza de trabajo produciendo viruta. Se clasifican según el método empleado para remover el material, en la Figura 2.1 se muestra un esquema de los procesos de remoción de material [4]. Los principales procesos de remoción corresponden a la familia de maquinado convencional, también llamado mecanizado, los cuales son los que se tratarán en el presente texto.

El principio de operación de los procesos de maquinado convencional radica en el uso de una herramienta aguda, la cual se desliza sobre la pieza, eliminando el material no deseado (*viruta*), creando una nueva superficie y la forma deseada [8]. Para poder llevar a cabo el maquinado, es necesario generar un movimiento relativo entre la pieza de trabajo y la herramienta, estos movimientos lo brindan las maquinas herramientas. Durante la operación de corte, se producen fuerzas que están directamente relacionadas con el acabado superficial de la superficie generada y el desgaste de la herramienta de corte [4].

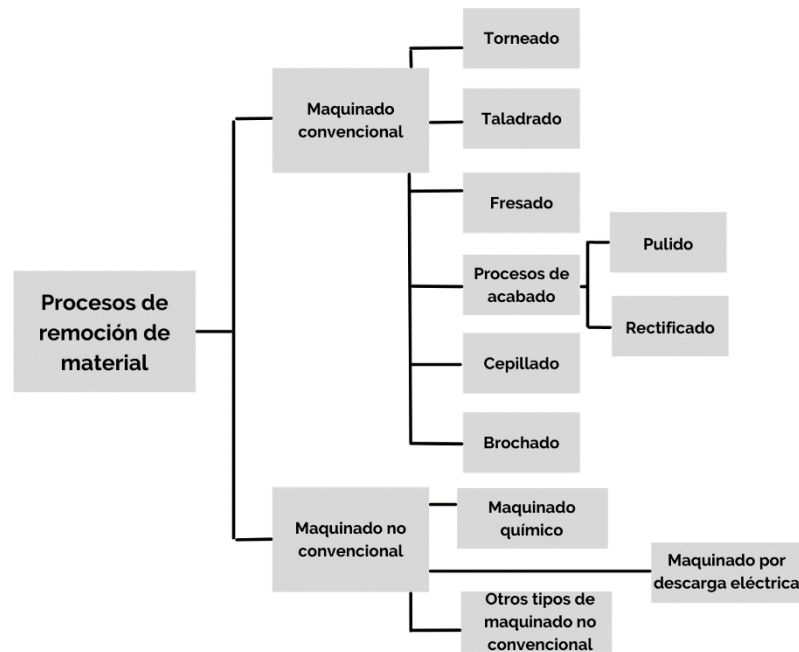


Figura 2.1. Esquema de los procesos de remoción de material [4].

Los procesos de maquinado se caracterizan por su gran versatilidad y flexibilidad, ya que se puede producir una gran variedad de piezas, y cada vez con mayor exigencia en su geometría, con tolerancias mejor controladas en comparación con otros procesos de manufactura como fundición o forja. Además, se pueden lograr mejores acabados

superficiales que en estos últimos mencionados. Sin embargo, la principal desventaja que se presenta en este proceso es el desperdicio de material propio de los procesos de maquinado además de los elevados costos y tiempos de producción [8].

2.1.1 Operaciones de maquinado convencional

En la Figura 2.1 se muestran las tres operaciones principales de maquinado convencional: torneado, fresado y taladrado. Estas se identifican de acuerdo con el movimiento relativo que existe entre la herramienta y la pieza de trabajo para poder generar la nueva superficie. En general, se distinguen entre dos movimientos relativos: el movimiento principal, o velocidad de corte, y el movimiento secundario, o avance. Los movimientos posibles de la herramienta y la pieza se muestran en el sistema coordenado de la Figura 2.2 [9].

- El *torneado a)* se caracteriza en que el movimiento principal de la pieza está dado por una rotación en el eje x , mientras que el movimiento secundario se da por el avance de la herramienta, de filo único, en dirección x y z .
- El *fresado b)* es un proceso que se usa para generar superficies planas, donde la herramienta de corte es de filos múltiples. El movimiento principal se da por la rotación de la herramienta sobre un eje, mientras que el movimiento secundario se define por el avance en dirección x , y y z .
- Por último, *taladrado c)* está enfocado en crear agujeros redondos donde, generalmente, la herramienta es de dos filos. El movimiento principal lo brinda la rotación de la herramienta de corte en dirección y , mientras que el movimiento secundario es el avance de la herramienta en dirección y .

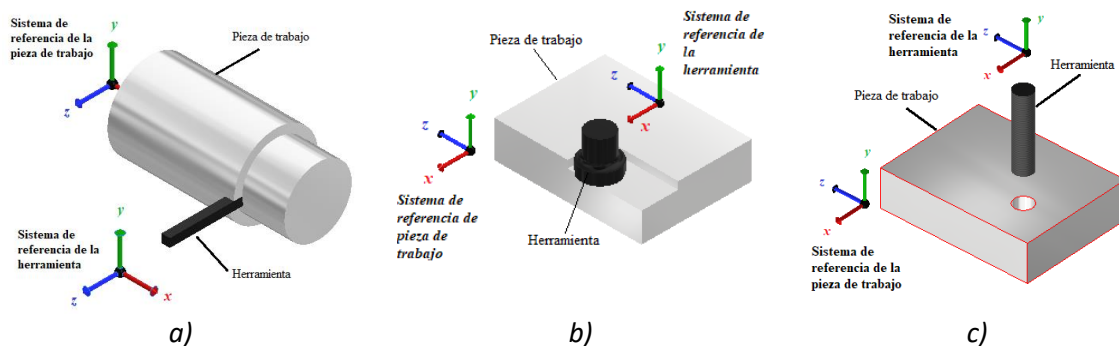


Figura 2.2. Sistema de coordenadas de los movimientos de la pieza y la herramienta: a) torneado, b) fresado vertical y c) taladrado

2.1.2 Parámetros de corte

Los parámetros de corte son aquellos valores del proceso de maquinado que son seleccionados por el operador de la máquina herramienta. Cada uno de estos parámetros tienen un efecto directo en el resultado del maquinado. Los principales parámetros se describen a continuación:

- *Velocidad de corte, v_c* : Esta velocidad se refiere al movimiento relativo entre el material y la herramienta, y que es básico para que se genere el arranque de material. En la práctica se mide en (m/min).
- *Avance, f* : Este movimiento secundario es necesario para que se dé continuidad a la remoción de material. En el caso de torneado se mide en (mm/rev).
- *Profundidad de corte, d* : Es el valor de la penetración de la herramienta. Esta dimensión se mide en (mm) en la práctica.

Al conjunto de la velocidad de corte, avance y profundidad de corte se le llama régimen de corte [4], en la Figura 2.3 se muestran estos parámetros para un proceso de torneado. La elección de cada uno de estos parámetros depende de otras entradas externas que han sido seleccionadas, estas son: la cantidad total de material removido, el material de la pieza de trabajo y de la herramienta, y el acabado requerido.

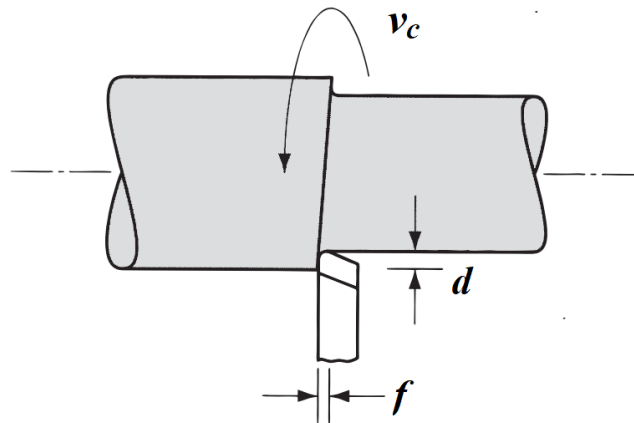


Figura 2.3. Condiciones de corte en un proceso de torneado: avance f , profundidad de corte d y velocidad de corte v_c [4].

En general, existen 2 tipos de condiciones de corte: el *desbaste primario* y el *de acabado*. El desbaste primario prioriza la remoción de gran cantidad de material en la menor cantidad de pasadas posibles, mientras que el acabado se usa para llegar a las tolerancias finales y para obtener un buen acabado superficial. En la Tabla 2.1 se muestran los parámetros de corte más comunes para estos tipos de condiciones; en general, se emplean relaciones desde 1 a 5 hasta 1 a 10 del avance respecto de la profundidad.

Tabla 2.1. Parámetros de corte más comunes para el desbaste y acabado.

<i>Tipo de corte</i>	<i>Avance (mm/rev)</i>	<i>Profundidad (mm)</i>
<i>Desbaste primario</i>	0.4-1.25	2.5-20
<i>Acabado</i>	0.125-0.4	0.75-2

*Datos obtenidos de [4]

2.1.3 Teoría de la formación de la viruta. Modelo de corte ortogonal

Uno de los parámetros menos comprendidos en las operaciones de maquinado es la fuerza de corte [10]. Sus tres componentes se definen a través del sistema coordenado de la herramienta mostrado en la Figura 2.4. De estas tres componentes, la vertical F_y y la fuerza de corte F_x son las fuerzas relevantes en el presente texto debido a que pueden ser medidas fácilmente mediante la instrumentación de la herramienta.

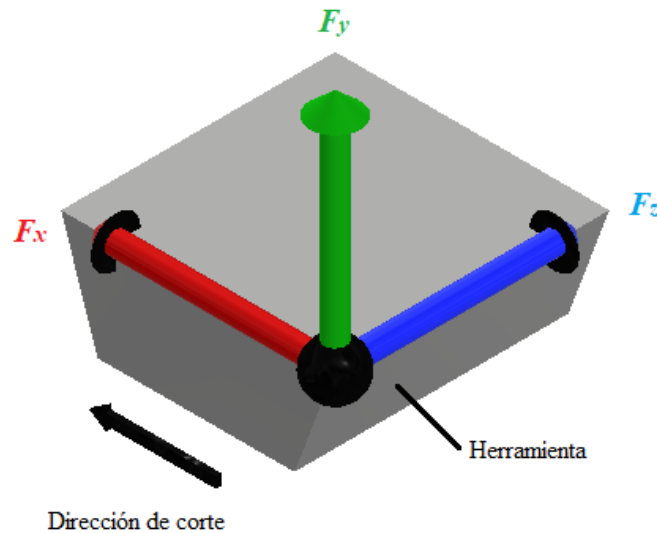


Figura 2.4. Sistema de referencia de la herramienta.

La determinación teórica de la fuerza de corte se obtiene a partir de la simplificación propuesta por *Merchant*, en la década de los 40, en donde se trata la mecánica del proceso de corte. En este artículo, Merchant [10] propuso un modelo simplificado donde las componentes son perpendiculares entre sí, conocido como modelo de corte ortogonal o círculo de fuerzas de Merchant [10]. Este modelo es una simplificación del corte, representando un problema bidimensional en lugar de uno tridimensional (Figura 2.5) [9], que bajo algunas condiciones que presentan ciertos procesos es una buena aproximación y el cual es apropiado para la eliminación de variables no esenciales como la geometría compleja de la herramienta de corte.

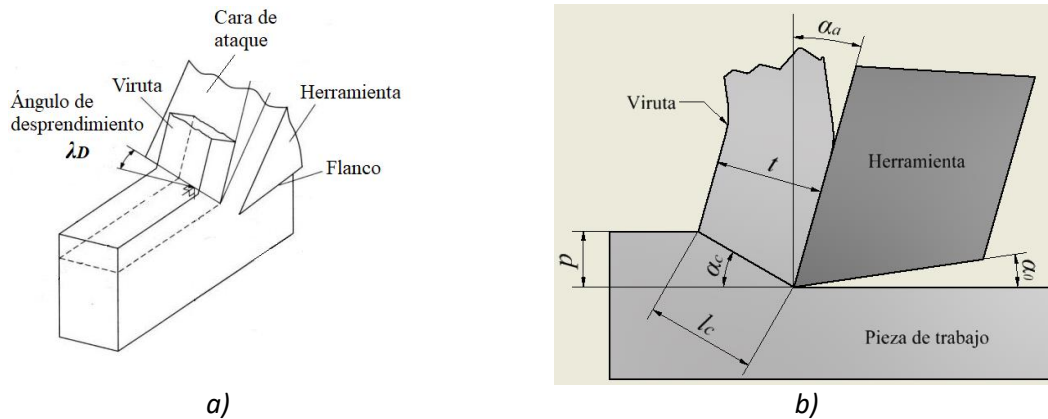


Figura 2.5. Corte ortogonal: a) corte oblicuo, donde el ángulo de desprendimiento λ_D es distinto a 0° y, b) modelo simplificado de dos dimensiones, donde λ_D es igual a 0° , α_a es el ángulo de ataque, α_c es el ángulo de corte, α_0 es el ángulo de flanco, p es el espesor de la viruta antes del corte, t es el espesor de la viruta y l_c es largo del plano de corte [4].

Modelo de corte ortogonal

Se trata del caso de una deformación plana de la viruta; por lo tanto, la pieza de trabajo se idealiza como rectangular y de un ancho a lo suficientemente grande para que la variación de los esfuerzos y velocidades de deformación en esa dirección sean despreciables. La herramienta de corte es recta, en forma de cuña, donde el borde de corte (filo de la herramienta) es perpendicular a la dirección del movimiento. Además, solo se consideran dos elementos geométricos para la definición de la geometría de la herramienta: el *ángulo de ataque* α_a , medido desde la normal a la superficie hasta la cara de ataque de la herramienta y; el *ángulo de flanco* α_0 , medido desde la superficie maquinada hasta el flanco de la herramienta.

Lo que este modelo expone es que la viruta se produce debido a la deformación cortante a lo largo del plano de corte, el cual se produce a un ángulo α_c de la superficie de trabajo y tiene una longitud l_c , provocada por la presión del filo de la herramienta sobre la pieza de trabajo. La herramienta se coloca a cierta distancia de la superficie original, llamada *espesor de la viruta antes del corte* p . Una vez formada la viruta, esta aumentará su espesor a un valor t [4,8]. La relación entre p y t se le llama *relación de compresión la viruta* y se define como:

$$r = \frac{p}{t} \quad (1)$$

Relaciones geométricas

Existe una manera de asociar la relación de compresión de la viruta r , el ángulo de corte α_c y el ángulo de ataque α_a . Esta relación geométrica se obtiene a partir de la Figura 2.6. Se observa que se forman 2 triángulos rectángulos. Del primer triángulo formado por l_c , p y el ángulo α_c , se obtiene la siguiente relación:

$$p = l_c \sin \alpha_c \quad (2)$$

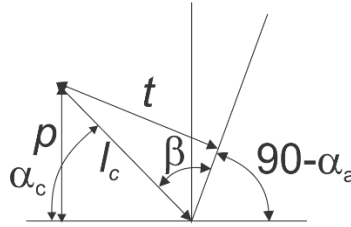


Figura 2.6. Relación geométrica de la zona de corte. $\beta = 90^\circ + \alpha_a - \alpha_c$.

La otra relación se obtiene del segundo triángulo rectángulo:

$$t = l_c \sin \beta = l_c \sin(90^\circ + \alpha_a - \alpha_c) \quad (3)$$

$$t = l_c \cos(\alpha_c - \alpha_a) \quad (4)$$

Con las ecuaciones anteriores, se puede definir la relación de compresión la viruta en función de α_c y α_a :

$$r = \frac{p}{t} = \frac{\sin \alpha_c}{\cos(\alpha_c - \alpha_a)} \quad (5)$$

La ecuación (5) permite determinar, de manera teórica, el ángulo α_c :

$$\tan \alpha_c = \frac{r \cos \alpha_a}{1 - r \sin \alpha_a} \quad (6)$$

Relaciones cinemáticas

Para establecer las relaciones cinemáticas se recurre al diagrama de velocidades mostrado en la Figura 2.7. Se muestra un triángulo construido a partir de las velocidades involucradas en el modelo de corte ortogonal. El triángulo puede ser resuelto mediante la ley de senos:

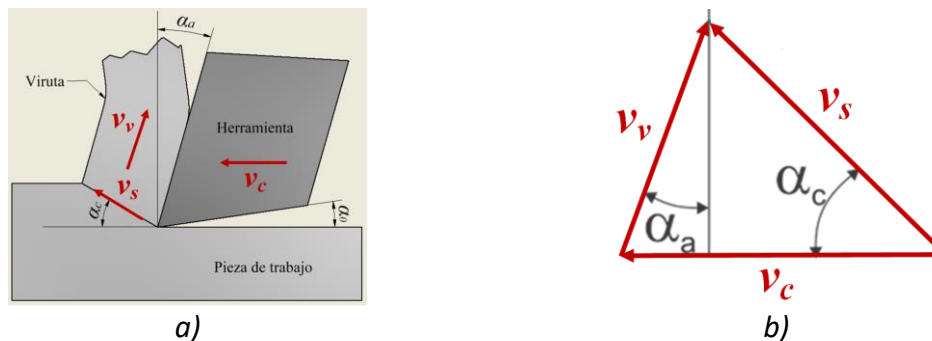


Figura 2.7. a) esquema de las velocidades involucradas en el proceso y b) diagrama de fuerzas. Donde v_c es la velocidad de corte, v_v es la velocidad de la viruta y v_s es la velocidad cortante.

$$\frac{\sin \alpha_c}{v_v} = \frac{\sin(90^\circ - \alpha_a)}{v_s} = \frac{\cos(\alpha_c - \alpha_a)}{v_c} \quad (7)$$

Donde, v_v es la velocidad de corte, v_s es la velocidad cortante y v_c es la velocidad en dirección x , la cual en este caso es la velocidad de corte. La ecuación anterior permite relacionar las velocidades involucradas en el modelo con los aspectos geométricos del mismo. Además, se debe cumplir la ecuación de la continuidad:

$$p v_c = t v_v \quad (8)$$

La ecuación anterior indica que la cantidad de material removido durante el maquinado se debe transformar en viruta. Al conjunto de las ecuaciones (7) y (8) se les conoce como relaciones cinemáticas.

Relación de fuerzas

Se consideran 2 principales fuerzas en el modelo de corte ortogonal, las cuales son de igual magnitud, colineales, pero de sentido contrario:

- Fuerza resultante que la herramienta aplica sobre la viruta, R
- Fuerza resultante que la pieza de trabajo aplica sobre la viruta, R'

Cada una de estas fuerzas se pueden separar en 2 componentes perpendiculares entre sí, las cuales se muestran en la Figura 2.8. La fuerza que la herramienta aplica sobre la viruta R se separa en: *la fuerza de fricción* F_t (fuerza tangente) la cual es la que resiste el flujo de la viruta a lo largo de la cara de ataque; y *la fuerza normal a la fuerza de fricción* F_n la cual es perpendicular a F_t [10].

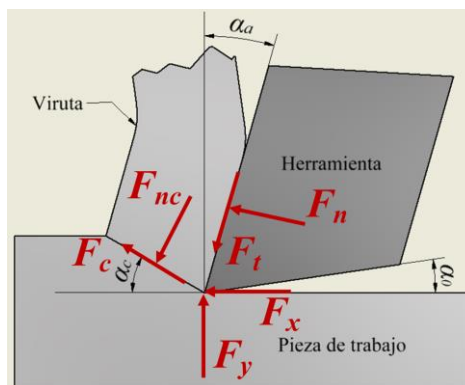


Figura 2.8. Diagrama de las fuerzas involucradas en el modelo de corte ortogonal. Donde F_x es la fuerza de corte, F_y es la fuerza de empuje, F_t es la fuerza de fricción, F_n es la fuerza normal a la fricción, F_c es la fuerza cortante y F_{nc} es la fuerza normal a la fuerza cortante.

Las componentes F_t y F_n se relacionan a través del *coeficiente de fricción* μ entre la herramienta y la viruta mediante la siguiente expresión:

$$\mu = \frac{F_t}{F_n} \quad (9)$$

Además, la fuerza que la pieza ejerce sobre la viruta R' también se puede separar en 2 componentes: *la fuerza cortante* F_c , que es la responsable de la deformación de corte que ocurre en el plano de corte, y *la fuerza normal a la cortante* F_{nc} . Con estos componentes se define el *esfuerzo cortante* que actúa sobre en plano de corte:

$$\tau_c = \frac{F_c}{A_c} \quad (10)$$

en donde A_c es *el área del plano cortante*, en la cual se aplica F_c , y se define como:

$$A_c = l_c a = \frac{p a}{\sin \alpha_c} \quad (11)$$

Para que se dé lugar al proceso de corte, el esfuerzo cortante debe ser igual a la resistencia al corte del material de la pieza de trabajo. En la realidad, no se conoce el esfuerzo cortante requerido, pero el producto $A_c \tau_c$ con la velocidad tangente a este plano es la potencia requerida para el corte. Esta se puede calcular sin que se conozcan los detalles del mecanismo de formación de la viruta y se puede obtener de manera experimental mediante el análisis aquí presentado.

Con base en las en las ecuaciones (9), (10) y (11) se definen un par de relaciones básicas:

$$F_c = \frac{p a}{\sin \alpha_c} \tau_c \quad (12)$$

$$F_t = \mu F_n \quad (13)$$

Es posible instrumentar un dinamómetro en la herramienta de corte con el fin de determinar la fuerza de reacción que experimenta la herramienta, R'' . Esta fuerza es importante debido a que permite conocer el valor de las componentes F_t , F_n , F_c y F_{nc} . Esta reacción se divide en dos componentes: *la fuerza de corte* F_x (no confundirse con la fuerza cortante), la cual va en dirección de v_c , y *la fuerza de empuje* F_y .

Equilibrio de fuerzas. Círculo de Merchant

Una de las posibles formas de la determinación teórica de la fuerza y energía de corte en el maquinado de metales se basa en el modelo de fuerzas ortogonales simplificado conocido como *círculo de fuerzas de Merchant* [9]. De este modo, las componentes de las fuerzas están circunscritas dentro del círculo, cuyo diámetro es igual las resultantes R, R' y R'' . Al mismo tiempo, las componentes de cada una de las fuerzas forman los catetos de un triángulo rectángulo, este diagrama se muestra en la Figura 2.9. Del diagrama de fuerzas se obtienen las siguientes relaciones trigonométricas:

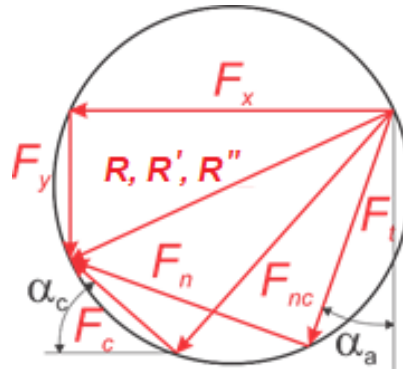


Figura 2.9. Círculo de fuerzas de Merchant.

Relaciones trigonométricas:

$$F_x = F_t \sin \alpha_a + F_n \cos \alpha_a \quad (14)$$

$$F_y = F_t \cos \alpha_a - F_n \sin \alpha_a \quad (15)$$

$$F_x = F_{nc} \sin \alpha_c + F_c \cos \alpha_c \quad (16)$$

$$F_y = F_{nc} \cos \alpha_c - F_c \sin \alpha_c \quad (17)$$

Del conjunto de ecuaciones anteriores se observa que al cortar con una herramienta con un ángulo de ataque $\alpha_a = 0$, $F_x = F_n$ y $F_y = F_t$.

Predicción de la fuerza de corte, la fuerza de empuje y la potencia de corte

El análisis del modelo de corte ortogonal tiene el propósito de predecir la fuerza y potencia de corte. Dichos datos permiten responder preguntas como: ¿Cuál debe ser la capacidad de la máquina? o ¿Cuánto será el gasto energético?

Recapitulando, se tiene una gran variedad de variables, las cuales se dividen en tres categorías: datos de entrada (parámetros), datos que se pueden medir fácilmente y variables desconocidas, mostradas en la Tabla 2.2.

Tabla 2.2. Parámetros y variables involucradas en el modelo de corte ortogonal.

<i>Datos de entrada</i>	<i>Datos que se pueden medir con facilidad</i>	<i>Variables desconocidas</i>
α_a : ángulo de ataque v_c : velocidad de corte p : espesor de la viruta antes del corte a : ancho de corte	F_x : fuerza de corte F_y : fuerza de empuje v_v : velocidad de viruta t : espesor de la viruta después del corte	α_c : ángulo de corte l_c : longitud del plano de corte F_c : fuerza cortante F_{nc} : fuerza normal a la cortante F_t : fuerza de fricción F_n : fuerza normal a la fricción

Se ha demostrado en trabajos experimentales que τ_c se mantiene constante para un material de trabajo dado en una amplia variedad de condiciones de corte [9]. Por esta razón, en el modelo de corte ortogonal, se toman μ y τ_c como propiedades del material y se consideran constantes durante el proceso de corte.

La deducción de la fuerza de corte comienza despejando F_{nc} , de la ecuación (17), y sustituirlo en la ecuación (16):

$$F_x = (F_y + F_c \sin \alpha_c) \tan \alpha_c + F_c \cos \alpha_c \quad (18)$$

Por otra parte, se sustituye la ecuación (9) en las ecuaciones (14) y (15) y, factorizando F_n para ambos casos:

$$F_x = F_n (\mu \sin \alpha_a + \cos \alpha_a) \quad (19)$$

$$F_y = F_n (\mu \cos \alpha_a - \sin \alpha_a) \quad (20)$$

Ahora, de (20) se despeja F_n y se sustituye en (19):

$$F_y = F_x \frac{\mu \cos \alpha_a - \sin \alpha_a}{\mu \sin \alpha_a + \cos \alpha_a} \quad (21)$$

La ecuación (21) muestra la relación entre la fuerza de corte y la fuerza de empuje. Para mayor simplicidad en la deducción, este factor de relación entre F_x y F_y se sustituye por un factor η , que depende de α_a y μ , de tal manera que:

$$\eta = \frac{\mu \cos \alpha_a - \sin \alpha_a}{\mu \sin \alpha_a + \cos \alpha_a} \quad (22)$$

$$F_y = \eta F_x \quad (23)$$

Después, se sustituye la ecuación (23) en (18):

$$F_x = (\eta F_x + F_c \sin \alpha_c) \tan \alpha_c + F_c \cos \alpha_c \quad (24)$$

Despejando y resolviendo para F_x :

$$F_x = F_c \frac{\sin \alpha_c \tan \alpha_c + \cos \alpha_c}{1 - \eta \tan \alpha_c} \quad (25)$$

Simplificando la expresión anterior:

$$F_x = F_c \frac{\sin \alpha_c \tan \alpha_c + \cos \alpha_c}{1 - \eta \tan \alpha_c} \quad (26)$$

Finalmente, retomando la definición de la fuerza cortante F_c de la ecuación (12), se obtienen las expresiones para predecir la fuerza de corte F_x y la fuerza de empuje F_y en función del ángulo de corte α_c y el parámetro η :

$$F_x = \tau_c p a \frac{\tan^2 \alpha_c + 1}{\tan \alpha_c - \eta \tan^2 \alpha_c} \quad (27)$$

$$F_y = \tau_c p a \frac{\eta(\tan^2 \alpha_c + 1)}{\tan \alpha_c - \eta \tan^2 \alpha_c} \quad (28)$$

Las ecuaciones anteriores permiten predecir la fuerza de corte y de empuje en el corte ortogonal, si se conocen la resistencia al corte del material, las condiciones de corte y la geometría de la herramienta.

Finalmente, la potencia de corte se calcula como:

$$\dot{W} = F_x v_c \quad (29)$$

La potencia define la energía requerida para el maquinado, las temperaturas de corte y la deformación plástica del material de trabajo, entre otros parámetros [10].

Minimización del ángulo de corte. La ecuación de Merchant

La hipótesis de Merchant dice que el comportamiento mecánico del proceso es aquel en el que se minimiza el trabajo. Es por esta razón que Merchant propone que existe un ángulo de corte α_c en el cual el esfuerzo cortante es igual a la resistencia al corte del material [4,9]. Este ángulo se puede encontrar minimizando el trabajo interno del material para deformarse, dicho valor de α_c cumple con la siguiente ecuación:

$$\frac{\partial F_x}{\partial \alpha_c} = 0 \quad (30)$$

Debido a la complejidad de la derivación de la ecuación anterior, es posible simplificar derivado en función de $\tan \alpha_c$, por lo que la derivación cambia a:

$$\frac{\partial F_x}{\partial \tan \alpha_c} = 0 \quad (31)$$

El resultado de la derivación anterior es:

$$\tan^2 \alpha_c + 2\eta \tan \alpha_c - 1 = 0 \quad (32)$$

Donde:

$$\tan \alpha_c = -\eta \pm \sqrt{1 + \eta^2} \quad (33)$$

Al analizar el resultado, se observa que se obtienen dos soluciones de la ecuación (32). Sin embargo, el resultado tomando el signo negativo da ángulos negativos de corte, lo cual es geoméricamente imposible. Por esa razón, se usa el resultado con signo positivo de la solución. Sustituyendo la solución de la ecuación (33) en la ecuación (27), se obtiene *la fuerza de corte que minimiza la energía del proceso* en función del parámetro η :

$$F_{x\text{mín}} = \tau_c p a \frac{1 + (-\eta + \sqrt{1 + \eta^2})^2}{-\eta + \sqrt{1 + \eta^2} - \eta(-\eta + \sqrt{1 + \eta^2})^2} \quad (34)$$

El valor de $F_{y\text{mín}}$ se puede obtener a partir de la ecuación (23):

$$F_{y\text{mín}} = \eta F_{x\text{mín}} \quad (35)$$

2.1.4 Formación de viruta

Como se mencionó en la sección anterior, el modelo de corte ortogonal se basa en que ocurre una deformación plana en el plano de corte, provocando que se separe la viruta del material original. Dicha deformación cortante γ puede estimarse con la ayuda de la Figura 2.10. En la figura se muestra que la deformación cortante se aproxima a una serie de placas paralelas que deslizan una sobre otra para formar la viruta. [4]. La deformación cortante γ se define como:

$$\gamma = \frac{AC}{BD} = \frac{AD + DC}{BD} \quad (36)$$

Lo cual puede ser reducido a:

$$\gamma = \tan(\alpha_c - \alpha_a) + \cot \alpha_c \quad (37)$$

La expresión anterior define la deformación cortante para corte de metales de manera teórica. Ahora, retomando el concepto del factor de la viruta r , mostrado en la ecuación (5), y las relaciones cinemáticas de la ecuación (7) se puede definir r en función de la velocidad de corte y la velocidad de la viruta:

$$r = \frac{\sin \alpha_c}{\cos(\alpha_c - \alpha_a)} = \frac{v_v}{v_c} \quad (38)$$

Por lo tanto, el aumento de α_c implica que la viruta se vuelva más delgada y salga a mayor velocidad [8]. Además, si se elige un ángulo de corte pequeño, la potencia de corte aumenta debido a que el área del plano cortante disminuye. Por esta razón, lo ideal es que el ángulo de corte sea lo más grande posible; sin embargo, este parámetro no puede ser controlado de forma sencilla.

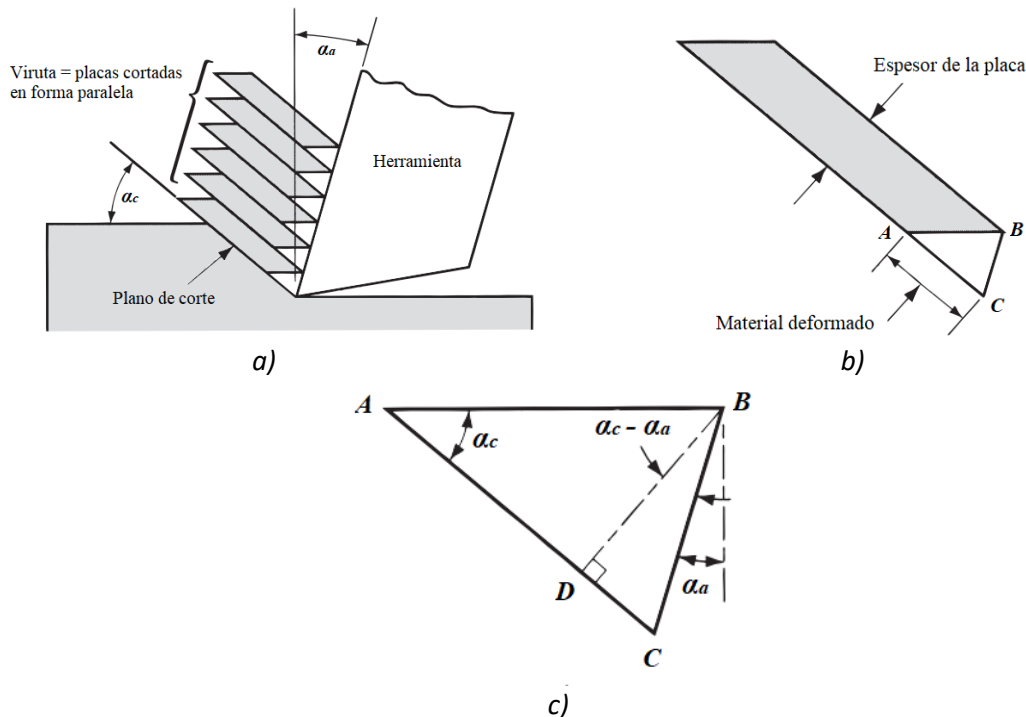


Figura 2.10. a) aproximación de la deformación cortante dentro del modelo de corte ortogonal, b) placa de aislada de viruta y c) material deformado [4].

Formación real de la viruta

A pesar de que el modelo de corte ortogonal brinda una buena aproximación al cálculo de la deformación cortante, el modelo está simplificado, adaptado para su fácil entendimiento, por lo que existen algunas diferencias con el proceso real. En primer lugar, la

zona de corte no es un plano sino una zona con espesor Δy finito, como el mostrado en la Figura 2.11. Esta zona es llamada *zona de corte primaria*.

En segundo lugar, existe otra zona de corte llamada *zona de corte secundaria*, y está se da por la elevada presión en la superficie entre la cara de ataque y la viruta, lo que provoca el inicio de la fricción adherente por el deslizamiento de la herramienta. Al existir material estancado en esta zona, la viruta no puede fluir por la herramienta y, comienza a curvarse.

Por último, la formación de la viruta depende del material de trabajo y de las condiciones de corte. En general, existen cuatro tipos de viruta, como se muestra en la Figura 2.12 [4,8,9]:

1. *Viruta continua*: se presenta en el corte de materiales dúctiles para altas velocidades de corte, y a pequeñas profundidades de corte. La superficie maquinada es lisa y la viruta es larga y continua. En términos generales, el corte bajo estas condiciones es un proceso estable.
2. *Viruta discontinua*: se presenta principalmente en materiales frágiles y a bajas velocidades de corte. La viruta se presenta en segmentos separados, fracturados en la zona de deformación primaria. También se presenta en materiales dúctiles a baja velocidad y avances grandes.
3. *Viruta continua con acumulación en el borde*: se presenta en maquinado de materiales dúctiles; a estas condiciones, la fricción entre la viruta y la herramienta es lo suficientemente grande para que la viruta se adhiera a la cara de ataque de la herramienta cerca del filo, Esta acumulación es llamada acumulación en el borde o borde acumulado (*built-up edge*, *BUE* por sus siglas en inglés). La BUE genera más fricción, lo que provoca que más viruta se siga acumulando hasta que se vuelve inestable y se rompe la BUE y, es arrastrada por la viruta y por la superficie generada afectando el acabado superficial.
4. *Viruta dentada*: son virutas semicontinuas que presentan una ondulación parecida a los dientes de una sierra. Se presenta en materiales difíciles de maquinar o, en materiales convencionales a muy elevadas velocidades.

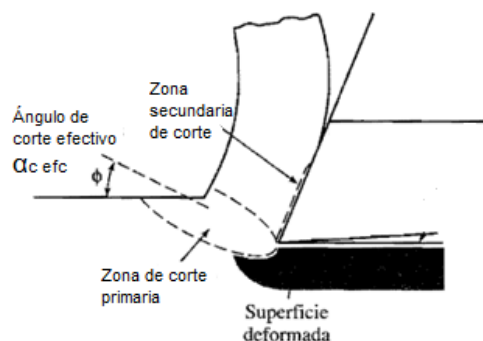


Figura 2.11. Identificación de las zonas donde se dan lugar diferentes fenómenos en un proceso de corte [8].

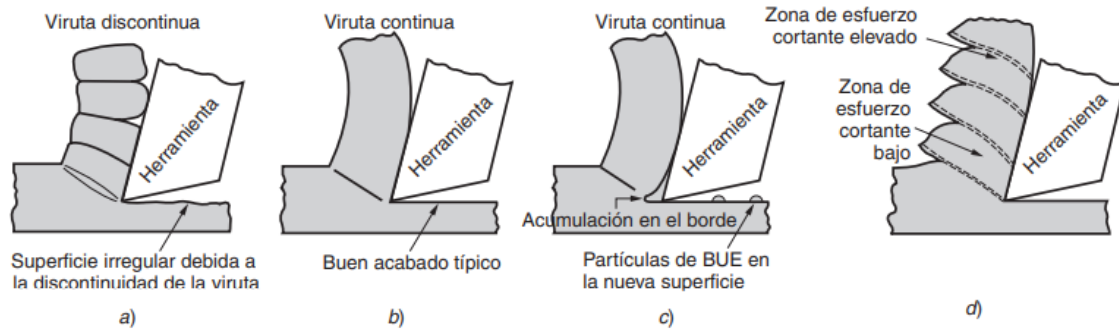


Figura 2.12. Tipos de formación de viruta en el corte de metales: a) discontinua, b) continua, c) continua con acumulación en el borde y d) dentada [4].

2.1.5 Fuerza de arado

La fuerza de arado es una fuerza inducida por el redondeo en el filo de la herramienta y el contacto en la cara del flanco. La investigación de la fuerza de arado es necesaria para monitorear el desgaste de la herramienta y evaluar el filo de la herramienta. Esta fuerza representa aproximadamente un 5% de la fuerza total y, generalmente, se desprecia cuando el radio del filo de la herramienta es menor a 0.02 mm [12]. A pesar de ello, es deseable la existencia de este redondeo ya que el borde de la herramienta se hace más resistente al astillado.

Existen algunos intentos para poder estimar la magnitud de estas fuerzas de arado, sin embargo, la más aceptada es la formulada a partir del modelo de los campos de líneas de deslizamiento (*slip-line field model*) [10, 12] para una cuña rígida deslizante. Watford en 1998 [12] presentó el modelo de líneas de deslizamiento para el caso de maquinado, el cual se muestra en la Figura 2.13. El campo incluye tres regiones de movimiento del material rígido: la zona I es conocida como la superficie libre, la zona II es adyacente al plano de corte y, la zona III que se localiza por debajo del material muerto adyacente al filo. Si bien, la teoría de líneas de deslizamiento no es parte del presente trabajo, es necesario explicarlo brevemente ya que éste explica el origen de las fuerzas de arado.

Considerando el modelo anteriormente mencionado, se pueden estimar las fuerzas de arado en dirección del corte F_{xa} y en dirección de la fuerza de empuje F_{ya} :

$$F_{xa} = \tau_c l r_f \tan\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\alpha_a}{2}\right) \quad (39)$$

$$F_{ya} = \tau_c l r_f \left[1 + \frac{\pi}{2}\right] \tan\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\alpha_a}{2}\right) \quad (40)$$

Donde, l es la longitud activa del filo de la herramienta, r_f es el radio del filo de la herramienta y τ_c es la resistencia al corte del material maquinado. El valor de la longitud activa del filo de la herramienta está dado por:

$$l = r_n \left[\kappa_r + \sin^{-1} \left(\frac{p}{2r_n} \right) \right] + \frac{a - r_n [1 - \cos \kappa_r]}{\sin \kappa_r} \quad (41)$$

Donde r_n es el radio de la nariz de la herramienta, κ_r es el ángulo de inclinación, p es el espesor de la viruta antes del corte y a es el ancho de corte. En la figura se muestran los aspectos geométricos considerados para la estimación de la fuerza de arado.

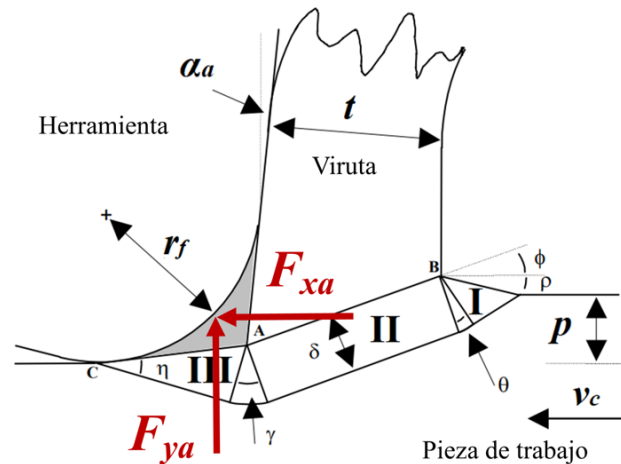


Figura 2.13. Teoría de líneas de deslizamiento para la zona de arado en el maquinado de metales. [12].

2.1.6 Justificación del uso del modelo de corte ortogonal y diferencias con el proceso real

Como se ha mencionado en la sección 2.1.2, el modelo de corte ortogonal es un modelo simplificado, que brinda aproximación cualitativa aceptable del proceso de corte. Por esta razón, este modelo es muy usado en las investigaciones sobre el maquinado. Sin embargo, se debe tomar algunas consideraciones en el modelo.

Para empezar, este modelo se usa para aproximar las operaciones de maquinado con una sola punta. Tomando en cuenta las consideraciones anteriores, se pueden trasladar el modelo de corte ortogonal a un proceso real. En la Figura 2.14, se muestra la aproximación del torneado al modelo de corte ortogonal. Además, en la Tabla 2.3, se muestra la tabla de conversión entre los parámetros del torneado al corte ortogonal.

Tabla 2.3. Conversión de los parámetros del torneado a parámetro del corte ortogonal.

<i>Modelo de corte ortogonal</i>	<i>Torneado</i>
<i>Espesor de la viruta antes de deformar, p</i>	<i>Avance, f</i>
<i>Ancho de corte, a</i>	<i>Profundidad de corte, d</i>
<i>Velocidad de corte, v_c</i>	<i>Velocidad de corte, v_c</i>
<i>Fuerza de corte, F_x</i>	<i>Fuerza de corte, F_x</i>
<i>Fuerza de empuje, F_y</i>	<i>Fuerza de avance, F_f</i>

Después, el modelo de corte ortogonal lleva errores inherentes a las simplificaciones que se toman en cuenta, principalmente en la determinación de la fuerza de corte. Un problema importante [10] es suponer que el esfuerzo cortante τ_c es constante, además, Merchant [9] encontró que los resultados predichos eran pobres para acero mecanizado con herramientas de carburo. En los casos extremos, hay diferencias de un 50% entre modelo y experimento. Existen otros problemas inherentes a la simplificación del modelo, en el cual hay parámetros que se desprecian. En la Tabla 4 se muestra un cuadro de las diferencias entre el modelo de corte ortogonal y un proceso de maquinado real.

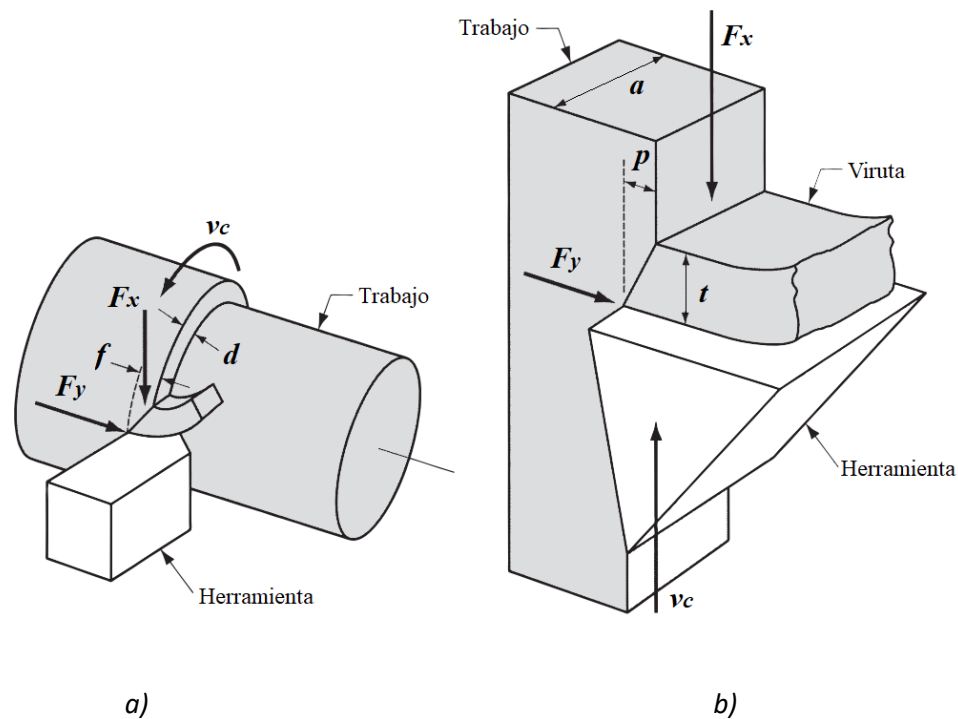
**Figura 2.14.** Aproximación del torneado por el modelo de corte ortogonal: a) torneado y b) corte ortogonal [4].

Tabla 2.4. Comparación entre el modelo de corte ortogonal y un proceso real de maquinado.

<i>Modelo de corte ortogonal</i>	<i>Maquinado real</i>
<i>La deformación cortante ocurre sobre un plano.</i>	<i>La deformación ocurre en una zona.</i>
<i>Se utiliza una herramienta de corte básica, de filo recto, con solo 2 aspectos geométricos.</i>	<i>La herramienta de corte es más compleja y, generalmente, el filo no es recto</i>
<i>La formación de la viruta está aproximada en forma de placas paralelas.</i>	<i>La formación de la viruta difiere respecto del material y de las condiciones de corte</i>
<i>Corte ortogonal: considera una herramienta recta, con un ángulo de inclinación de 90°.</i>	<i>Corte oblicuo: debido a la optimización del corte, se consideran ángulos de inclinación menores de 90°.</i>

2.2 Herramientas de corte

Las herramientas son parte fundamental del proceso de maquinado ya que son las responsables del arranque de viruta de la pieza de trabajo. Estas varían dependiendo de la operación de maquinado realizada, llámese torneado, fresado o taladrado; sin embargo, comparten ciertas características. La selección de materiales que se utilizan en las herramientas de corte es uno de los factores más importantes en la operación de maquinado. Por norma general, este debe ser más duro que el material de la pieza de trabajo.

Debido al maquinado, las herramientas están sometidas a condiciones de trabajo extremas tanto de temperatura, como a los esfuerzos sometidos por las fuerzas de corte. Por lo tanto, la geometría y las propiedades de la herramienta deben de ser los aspectos más importantes para considerar en el maquinado.

2.2.1 Geometría de las herramientas de corte

La configuración geométrica de las herramientas ha sido de gran interés desde la aparición de las maquinas CNC con el fin de optimizar el proceso de corte. Sin embargo, a principios de la década de los 50 [10] no existían métodos para calcular los parámetros de corte, lo que también dificultaba la reproducción de las herramientas. Actualmente, existe paquetería especializada que brinda a la industria metalmecánica los elementos suficientes para el diseño de las herramientas enfocados en la optimización del proceso de corte. [10].

La geometría de las herramientas de corte es de vital importancia porque afecta directamente a los siguientes parámetros:

- Control de la viruta
- Productividad del maquinado
- Vida de la herramienta
- Dirección y magnitud de las fuerzas de corte y, por ende, la potencia de corte
- Calidad del maquinado

Los elementos más básicos e importantes de la herramienta son los filos y las caras [9]. En la Figura 2.15 se muestran los elementos mencionados, los cuales se describen a continuación:

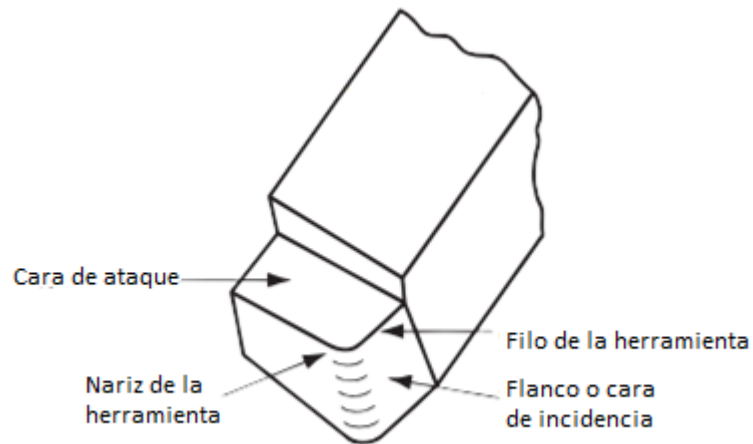


Figura 2.15. Esquema de una herramienta de corte de una sola punta [4].

- Cara de ataque: Es la superficie por donde fluye la viruta:
- Flanco o cara de incidencia. Es la que está en un contacto constante con la superficie transitoria.
- Filo principal o mayor: Es el borde que produce el desprendimiento de la viruta. Se forma a partir de la intersección de la cara de ataque y la cara de incidencia.
- Filo secundario o menor: Es el borde adyacente al filo principal.

La definición de los parámetros geométricos [10] es relativamente complicada, incluso tratándose de herramientas de corte de filo único. La norma ISO/DIS 3002 distingue 2 sistemas para definir la geometría de la herramienta; el primero es el de *herramienta en mano* y se usa con fines de fabricación y afilado y, el segundo es el de *herramienta en uso* y se define cuando la herramienta está cortando. A pesar de ello, la única gran diferencia entre ellos es la dirección de la velocidad cortante y la dirección de la sujeción en el montaje. Para

el alcance de la tesis, bastará con la definición mediante el sistema de herramienta en mano debido a su facilidad de interpretación y la visualización de la proyección ortogonal.

El sistema de herramienta en mano considera la herramienta como un elemento aislado y definiendo 5 planos básicos mostrados en la Figura 2.16. La proyección ortogonal, se encuentra dentro del plano ortogonal. Con esta proyección se puede definir los tres ángulos básicos que definen a la herramienta en el modelo de corte ortogonal.

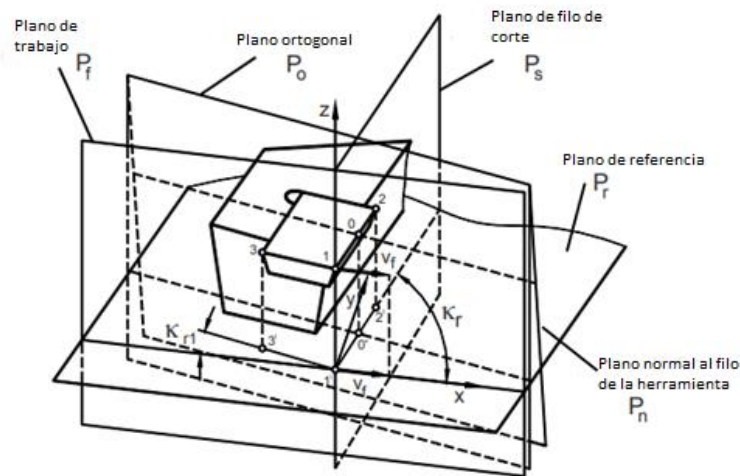


Figura 2.16. Planos de referencia [10].

Influencia de los ángulos de la herramienta

Ángulo de ataque, α_a : Este ángulo se define entre el plano de referencia y la cara de ataque. Existen tres variantes, positivo, cero y negativo [10]. A medida que se aumenta el ángulo de ataque (a partir de $\alpha_a = 20^\circ$) disminuye la potencia de corte y, por tanto, la fuerza de corte y la temperatura de la superficie de contacto viruta-herramienta; sin embargo, existen algunos inconvenientes prácticos al seleccionar ángulos cada vez más grandes, siendo el principal la pérdida de resistencia de la cuña provocando que se astille o se doble. Por el contrario, si se usan ángulos de ataque negativos aumentarán las fuerzas de compresión en la herramienta y provocará un mayor contacto entre la viruta y la herramienta a altas temperaturas lo que disminuye la vida de la herramienta. La elección de este ángulo depende en mayor medida de las propiedades del material de la herramienta y, si esta cuenta con un rompevirutas.

Ángulo de flanco, α_0 : Este ángulo se define entre el plano de filo y la cara de ataque y el flanco. El ángulo de flanco afecta el rendimiento de la herramienta. Si el ángulo de flanco es igual a 0° , el flanco de la herramienta está en pleno contacto con la pieza de trabajo disminuyendo la vida de la herramienta debido a la fricción. En general, si el espesor de la viruta sin cortar es pequeño (menor de 0.02 mm), el ángulo de flanco va de los $30\text{-}35^\circ$ [10].

Ángulo de filo, β_f : Este ángulo es el ángulo complementario de los ángulos α_a y α_0 .

En la Figura 2.17 se muestran un esquema muestra los ángulos de la herramienta.

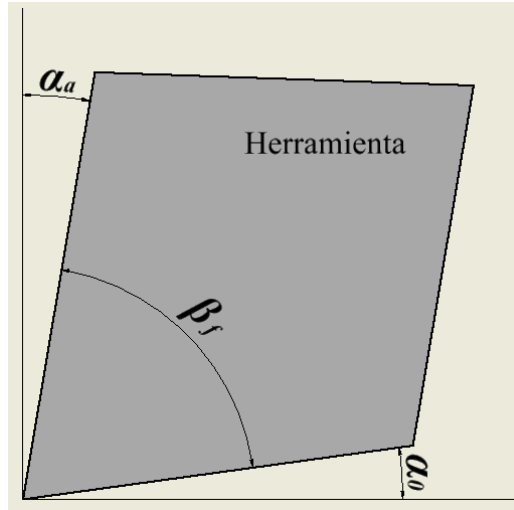


Figura 2.17. Esquema que muestra los ángulos de la herramienta.

2.2.2 Materiales para herramientas de corte

Actualmente, existen una gran variedad de materiales, que se utilizan en la industria, para la elaboración de herramientas de corte. Estos, se deben seleccionar de acuerdo con las propiedades que se requieren en las distintas operaciones de maquinado. En general, existen tres principales propiedades para tener en cuenta [10]:

Dureza. Se define como la capacidad de un material para deformarse plásticamente por efecto abrasivo y está correlacionada con la resistencia del material. Para aplicaciones de maquinado, se busca que se pueda mantener la dureza del material a elevadas temperaturas. En la Figura 2.18 se muestra el comportamiento de la dureza de algunos materiales al aumentar la temperatura.

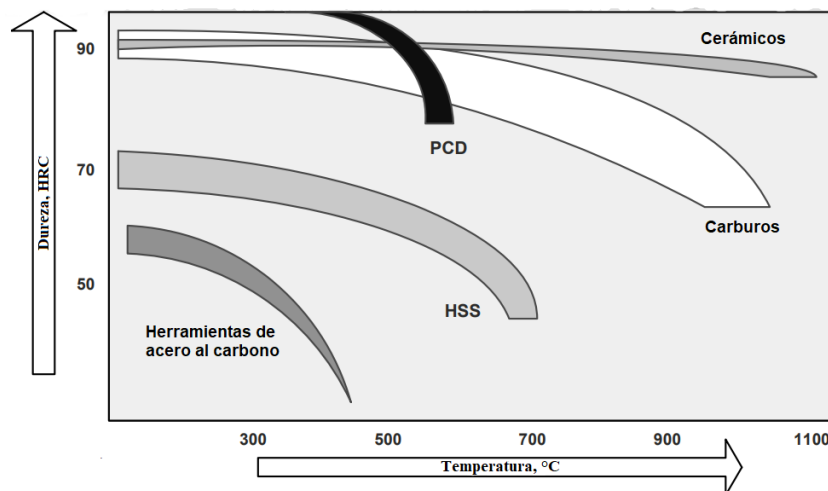


Figura 2.18. Dureza de la herramienta en función de la temperatura [10].

Tenacidad. Se define como la habilidad del material de absorber energía hasta su ruptura. Una mayor tenacidad a la fractura asegura una mayor resistencia al choque, a las astilladuras y a la fractura. Sin embargo, se debe buscar un equilibrio entre tenacidad y dureza del material. En la Figura 2.19 se muestra una gráfica que muestra la tenacidad de la herramienta en función de la dureza.

Resistencia al desgaste. Se define como la capacidad de resistir el desgaste abrasivo por parte de la herramienta. Es la propiedad más importante debido a que está directamente relacionada con el tiempo de vida de la herramienta.

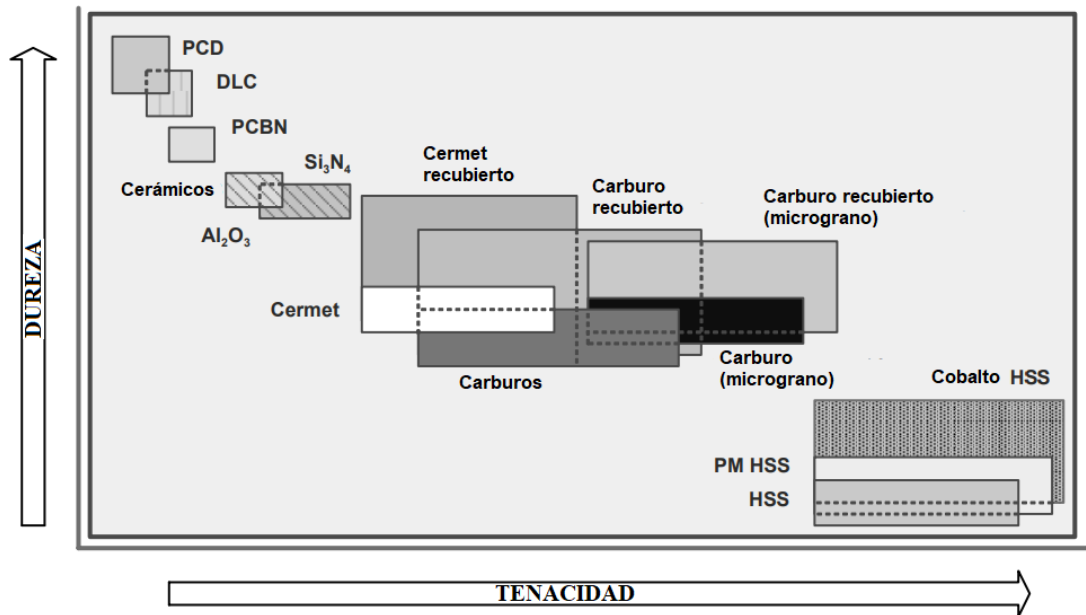


Figura 2.19. Dureza y tenacidad de materiales de las herramientas [10].

Material para herramientas de corte

Existe una gran variedad de materiales, los cuales pueden ser clasificados en 5 grupos: 1) aceros rápidos, 2) fundiciones de aleaciones de cobalto, 3) carburos, 4) cerámicos y 5) diamantes sintéticos. A continuación, se presenta un breve resumen de cada uno de ellos:

- 1) *Aceros rápidos (HSS):* los aceros rápidos son aceros aleados principalmente con tungsteno, cromo y molibdeno. La manufactura de este tipo de herramientas es mediante laminación o forja y, antes del esmerilado final, se someten a un tratamiento térmico para aumentar su dureza y tenacidad [4,8,10].
- 2) *Fundiciones de aleaciones de cobalto:* este tipo de herramientas se constituyen de un 40 a 50% de cobalto; de 25 a 35% de cromo y de 15 a 20% de tungsteno, además de adiciones menores. Este tipo de herramientas suelen ser utilizadas a unas velocidades ligeramente mayores a las HSS y, se utilizan para maquinarse hierros fundidos, hierros maleables y bronce duros [4,10].

- 3) *Carburos*: los carburos se pueden clasificar en 4 tipos: carburos fundidos, carburos cementados, carburos recubiertos y cermets.
 - a. Los carburos fundidos tienen una matriz de cobalto que contiene carburos de cromo y tungsteno.
 - b. Los carburos cementados son materiales duros realizados con carburo de tungsteno, manufacturados mediante metalurgia de polvos; generalmente, la matriz es de cobalto y esta dictamina la dureza y tenacidad de la herramienta. Su funcionamiento está recomendado para procesos a altas temperaturas.
 - c. Los carburos recubiertos son insertos de carburos cementados, aplicados mediante deposición química o física de vapor al sustrato. Los recubrimientos suelen ser muy resistentes al desgaste como el carburo de titanio, nitruro de titanio u óxido de aluminio. El espesor de las capas va desde 2.5-13 μm ; un espesor mayor fragiliza la herramienta y provoca agrietamiento y separación del sustrato. Su uso recomendado es en el maquinado de hierros y aceros fundidos, a altas velocidades [4,10].
 - d. Los cermets son cerámicos aglutinados en una fase metálica. Generalmente, se utilizan combinaciones de TiC, TiN y carbonitruro de titanio, con níquel y molibdeno de aglutinante. Su uso recomendado es en el maquinado de acero inoxidable, a alta velocidad en el acabado o en partes de forma casi neta [4,9].

Las aplicaciones para cada material están descritas en la norma ISO/TC29 [20], la cual, la clasifica en tres grupos: P para materiales dúctiles, M para mecanizado de materiales abrasivos, K para materiales frágiles y los numera de acuerdo con su resistencia al desgaste del 1 al 50. Esta clasificación se muestra en la tabla 5.

- 4) *Cerámicos*: consisten principalmente de óxido de aluminio, prensado en frío y sinterizado a elevada presión y temperatura. Este tipo de cerámicos son llamados *cerámicos blancos*, mientras que la adición de carburo de titanio y óxido de zirconio resulta en *cerámicos negros*. La principal ventaja es su elevada dureza y su resistencia al desgaste y a la temperatura. Su uso recomendado es para la mayoría de los materiales ferrosos, incluyendo las aleaciones de base níquel, cobalto y titanio [10].
- 5) *Diamantes sintéticos*: su principal ventaja respecto a los demás materiales es su muy elevada dureza, siendo el sustrato más duro conocido, y su elevada conductividad térmica. Su manufactura consiste en el sinterizado de polvos finos de cristales de diamantes granulados, con poco o ningún aglutinante. Su uso recomendado es el maquinado a alta velocidad de metales no ferrosos y abrasivos no metálicos [4,10].

Las aplicaciones para cada material están descritas en la norma ISO/TC29 [20], la cual la clasifica en tres grupos: P para materiales dúctiles, M para mecanizado de materiales abrasivos, K para materiales frágiles y los numera de acuerdo con su resistencia al desgaste del 1 al 50. Esta clasificación se muestra en la Tabla 2.5.

2.2.1 Fluidos de corte

Los fluidos de corte son líquidos o gases utilizados para mejorar las condiciones de corte. Actúan, principalmente, de dos maneras, como refrigerante y lubricante; sin embargo, también cumplen otras funciones secundarias como: el lavado de la viruta, reducción de la temperatura de la herramienta, mejorar la estabilidad dimensional de la pieza final y mejorar el acabado superficial [8,10]. En el presente trabajo se describirán las 2 aplicaciones principales.

Refrigerantes: Es la función principal de los fluidos de corte. Los refrigerantes son fluidos que ayudan a disminuir las temperaturas de corte, permitiendo trabajar a unas velocidades mayores. Su modo de operación consiste en extraer el calor que se genera en la zona de corte, por lo que, las propiedades térmicas son importantes debido a que de estas depende la cantidad de calor extraída. La mayoría de los refrigerantes tienen como base aceites minerales o vegetales disueltos en agua. Las principales ventajas del uso de refrigerantes son las siguientes [4]:

1. Incremento de la vida de la herramienta.
2. Manejo más fácil de la pieza terminada
3. Reducción de la distorsión dimensional debida a los gradientes de temperatura generados dentro de la pieza de trabajo.

Lubricación: Su función principal es disminuir las fuerzas de fricción entre la herramienta y la viruta. Los lubricantes son formulados a base de aceite, pero a diferencia de los refrigerantes, estos no suelen estar disueltos en agua. Forman una capa delgada que permite separar la cara de la viruta y la cara de la herramienta. Su uso es adecuado a velocidades bajas de corte (por debajo de 120 m/min), ya que a velocidades altas es difícil lograr el acceso a la superficie entre viruta-herramienta [4]. El beneficio de reducir la fricción del proceso es la disminución de la potencia del proceso, logrando una viruta más delgada y un mejor acabado superficial.

Existen algunas consideraciones al momento de seleccionar los fluidos de corte. Sin embargo, estos pueden clasificarse en dos grandes categorías principales:

1. *Aceites empleados en el corte:* consisten en minerales con aditivos y, su uso se recomienda en maquinado con herramientas de acero rápido a bajas velocidades.
2. *Fluidos con base de agua:* pueden ser emulsiones, los cuales son fluidos que forman pequeñas de gotas suspendidas en agua; fluidos semisintéticos, que son fluidos químicos los cuales contiene pequeñas cantidades de aceite emulsificado; y

2. ANTECEDENTES

fluidos sintéticos, que no contienen aceite, solamente agentes humectantes solubles en agua, inhibidores de corrosión y sales [9].

Tabla 2.5. Guía para la selección del grado de carburo para una aplicación dada [10].

<i>Condiciones de corte</i>	<i>Código</i>	<i>Color</i>
<i>Acabado en aceros, corte a altas velocidades, bajos avances, condiciones favorables de corte.</i>	<i>P01</i>	<i>Azul</i>
<i>Acabado y desbaste ligero de aceros y fundiciones sin refrigerante.</i>	<i>P10</i>	
<i>Desbaste medio en aceros con condiciones de corte poco favorables. Velocidades de corte y avances moderadas</i>	<i>P20</i>	
<i>Corte en general en torno para aceros y fundiciones. Desbaste medio.</i>	<i>P30</i>	
<i>Grandes desbastes de aceros y fundiciones, cortes intermitentes, velocidades de corte y avances bajos.</i>	<i>P40</i>	
<i>Condiciones de corte difíciles, grandes desbastes, velocidades de corte y avances bajos.</i>	<i>P50</i>	
<i>Acabado en aceros inoxidables a altas velocidades de corte.</i>	<i>M10</i>	<i>Amarillo</i>
<i>Acabado y desbaste medio en aleaciones ferrosas.</i>	<i>M20</i>	
<i>De desbaste ligero a grande en aceros inoxidables y materiales difíciles de cortar.</i>	<i>M30</i>	
<i>Desbaste en materiales de piel dura a bajas velocidades de corte.</i>	<i>M40</i>	
<i>Acabado en plásticos y en hierros fundidos.</i>	<i>K01</i>	<i>Rojo</i>
<i>Acabado en latón y, en bronce a velocidades de corte y avances altas.</i>	<i>K10</i>	
<i>Desbaste general en hierros fundidos, cortes intermitentes, bajas velocidades de corte y altos avances.</i>	<i>K20</i>	
<i>Acabado en hierros fundidos y materiales no ferrosos. Condiciones de corte favorables.</i>	<i>K30</i>	

Las técnicas de aplicación de los fluidos de corte son variadas y dependen del tipo de maquinado y de las condiciones de corte, entre las más comunes se encuentran [9]:

- *Aplicación manual:* se utiliza una aceitera o brocha para aplicar en operaciones de roscado a velocidades bajas. Debido a que no está estandarizado, no es aceptable en el trabajo de taller.
- *Inundación:* se utilizan en máquinas herramientas equipadas con un sistema recirculante hacia la superficie herramienta-trabajo y herramienta-viruta.
- *Herramienta alimentada con refrigerante:* consiste en herramientas que cuentan con agujeros a través de su cuerpo, de manera que el fluido presurizado puede fluir a través de ella hasta el o los filos de corte.
- *Atomización de refrigerante:* se forman gotas de fluido suspendidas en el aire, las cuales proporcionan un enfriamiento por medio de la evaporación del fluido. Suele ser una alternativa a la técnica de inundación cuando se trabaja a altas velocidades de corte.

2.2.2 Temperatura de corte

Prácticamente toda la energía mecánica asociada en el maquinado se transforma en calor. De acuerdo con los estudios realizados por *Taylor y Quinney* [11] entre el 97-99% de la energía mecánica total se transforma en calor en un proceso de maquinado convencional. Estas temperaturas tienen efecto en el desgaste de la herramienta y la fricción de la viruta y la herramienta. El incremento de temperatura es un factor muy importante, principalmente por la reducción de la resistencia al desgaste y la dureza de la herramienta. Otros efectos de una elevada temperatura de maquinado son: bajo control en la precisión dimensional y daño de la pieza de trabajo.

Las fuentes de calor en el proceso de maquinado son las zonas de corte primaria y secundaria, vistas en la *sección 2.1.4*. En la *Figura 2.20* se muestran las zonas de generación de calor en la aproximación del corte ortogonal.

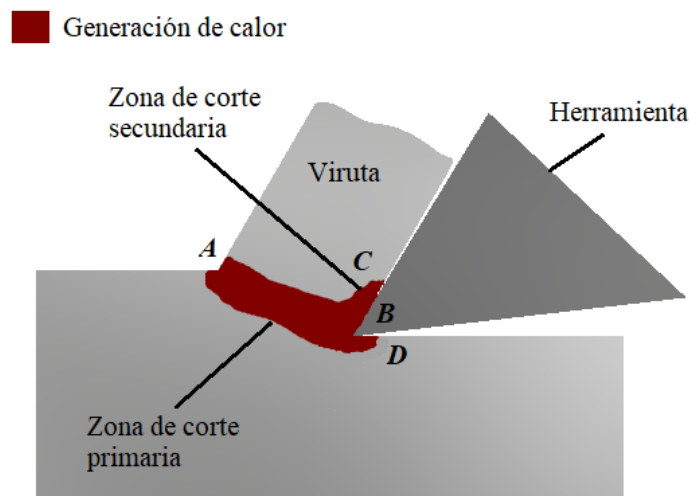


Figura 2.20. Zonas de generación de calor en el modelo de corte ortogonal [9]. En la zona primaria de deformación excede los 250 °C [10].

De las zonas mostradas en la *Figura 2.20*, las dos regiones principales son la zona primaria AB y la zona secundaria BC. La zona BD aparece por una deficiencia en el afilado de la herramienta y se presenta debido a la fricción entre el flanco de la herramienta y la superficie maquinada [9]. La temperatura que se toma en cuenta en el proceso de corte es la de la superficie de contacto herramienta-viruta θ_{TC} .

Han existido numerosos intentos para la estimación de la temperatura de corte. Uno de los primeros intentos exitosos fue realizado por *Weiner y Rapier* [4], cuya estimación de partía de la suposición que en la zona primaria de corte se define como:

$$\Delta\theta_p = \frac{P_p}{\rho C v_c p a} \quad (42)$$

Donde $P_p = F_x v_c - F_f v_v$, es la potencia necesaria para la deformación de la zona primaria, la cual se considera una fuente de calor. Además, consideraban que no existían pérdidas de calor a través de las superficies libres de viruta. La ecuación anterior es válida para velocidades de corte muy altas, en donde se puede omitir la conducción de calor.

Por su parte, *Cook* en 1972 [4] estudió el desgaste de las herramientas de corte y llegó a una expresión que podía estimar el aumento de temperatura medio de la superficie herramienta-viruta. Su estimación se define como:

$$\Theta_{TC} = \frac{0.4E_p}{\rho c_p} \left(\frac{v p}{\alpha} \right)^{\frac{1}{3}} + \Theta_{amb} \quad (43)$$

Donde E_p es la energía específica de la operación y se define como:

$$E_p = \frac{F_x}{p a} \quad (44)$$

La estimación anterior desprecia los efectos de fluidos de corte. Las unidades de E_p son $[\text{J}/\text{m}^3]$; ρ , c_p y α son la densidad $[\text{kg}/\text{m}^3]$, el calor específico $[\text{J}/\text{kg } ^\circ\text{C}]$ y la difusividad térmica $[\text{m}^2/\text{s}]$ del material de trabajo, respectivamente. De la ecuación se observa que la θ_{TC} aumenta al aumentar la velocidad de corte o la profundidad de la viruta antes de deformar. En la Figura 2.21 se muestra la temperatura de la superficie de contacto viruta-herramienta para herramientas de diferentes materiales.

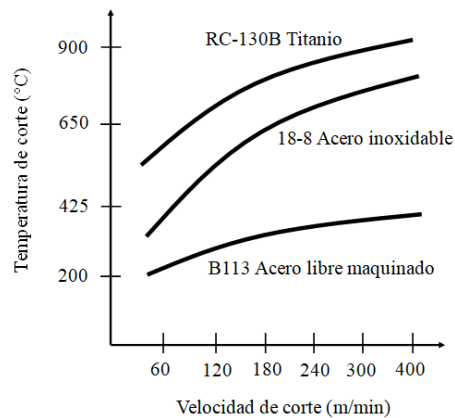


Figura 2.21. Temperatura de la superficie de contacto viruta-herramienta en función de la velocidad de corte [4].

2.2.3 Dureza de la herramienta en función de la temperatura

La dureza es uno de los factores más determinantes en el rendimiento de la herramienta. Sin embargo, esta no es constante durante todo el proceso de maquinado. El aumento de temperatura de maquinado reblandece la herramienta, es decir, disminuye su dureza a medida que crece la temperatura de corte. Por eso la capacidad de retener la dureza a altas temperaturas es una de las propiedades más importantes a considerar al momento de seleccionar el material de trabajo. Esta propiedad es llamada *dureza en caliente* [8]. En la Figura 2.22 se muestra el comportamiento de la dureza en función de la temperatura para diversos materiales.

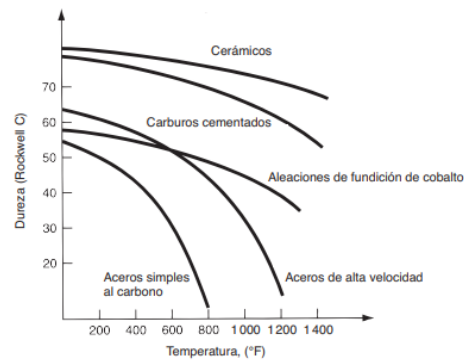


Figura 2.22. Dureza de la herramienta en función de la temperatura. [4].

Modelos de la dureza en función de la temperatura

Usui [13] propone un modelo para el cálculo de la dureza en función de la temperatura, en el que se desprecia la deformación de la herramienta fabricada de carburo de tungsteno. El modelo propuesto se define como:

$$H = A_1 \exp\left(\frac{A_2}{\Theta}\right) \quad (45)$$

Donde A_1 y A_2 son constantes y Θ es la temperatura de la superficie de la viruta. Tanto la resistencia del material como la difusión son afectados de forma similar por la temperatura [13].

Por otra parte, en el campo de la mecánica de contacto, *Tabor* llegó a una fórmula empírica, basada en la ley de *Meyer*, que relaciona la presión de contacto p_m con el esfuerzo de indentación σ_i :

$$p_m \approx 3 \sigma_i \quad (46)$$

Debido a que la dureza se define como la presión media de contacto, se puede igualar $p_m = H$, por otro lado, el esfuerzo de indentación es aproximadamente igual al esfuerzo de cedencia para un ensayo uniaxial. Por lo tanto, la ecuación (46) puede transformarse a:

$$H = 3 \sigma_c \quad (47)$$

La ecuación solamente es válida si E/σ_c es lo suficientemente grande. Por otra parte, una de las herramientas comunes para estimar el esfuerzo de cedencia, considerando los efectos de la velocidad de deformación y temperatura, es el modelo experimental de *Johnson-Cook* [17]:

$$\sigma_c = (\sigma_0 + k\varepsilon^n) \left(1 + c \ln \ln \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right) \left(1 - \left(\frac{\Theta_{TC} - \Theta_{amb}}{\Theta_f - \Theta_{amb}}\right)^m\right) \quad (48)$$

Donde σ_0 es el esfuerzo de cedencia a temperatura ambiente, k es el coeficiente de endurecimiento, n es el exponente de endurecimiento, c es el coeficiente de la velocidad de deformación, m es el exponente de reblandecimiento térmico, Θ_f es la temperatura de fusión del material y Θ_{amb} es la temperatura ambiente. Tanto los coeficientes y los exponentes deben ser determinados para cada material.

2.3 Materiales compuestos

Los materiales compuestos están formados por dos o más materiales, con propiedades diferentes. De manera general, estos materiales están formados por una fase discontinua, también llamada *refuerzo*, y por una fase continua, también llamada *matriz* [18]. Su principal objetivo es obtener materiales cuyas propiedades no pueden ser obtenidos por sus componentes por separado.

El propósito principal del refuerzo es:

- Proveer las propiedades mecánicas al material compuesto
- Reforzar la matriz en una dirección preferencial.

El propósito principal de la matriz es:

- Proteger el material de refuerzo: protección térmica y ambiental.
- Distribuir los esfuerzos al material de refuerzo
- Proveer la forma final del material compuesto

Clasificación

Los materiales compuestos pueden ser clasificados con base en el material usado para la fabricación de la matriz [19], los cuales se describen brevemente a continuación:

- *Compuestos de Matriz Metálica (MMC)*: la matriz consta de un material dúctil, por lo que tiene un buen comportamiento a la fluencia. Además, tienen una mejor resistencia respecto al metal base, pero sacrificando la tenacidad. Estos materiales pueden usarse en aplicaciones a media temperatura, ya que el refuerzo le provee de resistencia a la abrasión, resistencia a la fluencia y resistencia térmica. Los materiales de la matriz suelen ser aleaciones de aluminio, magnesio, zinc, titanio y cobre.
- *Compuestos de matriz cerámica (CMC)*: lo que se busca con estos materiales es contar con la resistencia térmica de un cerámico, pero con un grado de tenacidad que permita su uso en aplicaciones estructurales. Son ideales para aplicaciones de alta temperatura y esfuerzos severos. El refuerzo común de este tipo de materiales son la alúmina y el carburo de silicio.
- *Compuestos de matriz polimérica (PMC)*: son de los materiales más usados a nivel industrial. Consiste en el uso de fibras duras y frágiles incorporadas dentro de una matriz polimérica suave y dúctil. Su uso se ha extendido debido a sus buenas propiedades mecánicas a temperatura ambiente, acompañado de su ligereza. Estos, se clasifican de acuerdo con el tipo del reforzamiento: vidrio, carbón y poliamida sinterizada.

Existe una clasificación que los divide por el tipo de refuerzo: refuerzos continuos y discontinuos. Sin embargo, la clasificación brindada anteriormente será suficiente para el alcance de la tesis.

2.3.1 Materiales compuestos de matriz metálica

Como se mencionó en la sección anterior, los materiales compuestos proporcionan mayores ventajas en cuanto a las propiedades frente a los metales base. Por ejemplo, el uso de aleaciones de aluminio es extendido hoy en día, principalmente en la manufactura aeroespacial y en estructuras de automóviles debido a su relación resistencia-peso, su rendimiento a temperaturas moderadas y su resistencia a la corrosión. Sin embargo, las aleaciones de aluminio no pueden cubrir los requerimientos de los campos de la ciencia y tecnología avanzada. Principalmente, por su pobre rendimiento a altas temperaturas y su baja resistencia al desgaste. Para solucionar estos problemas, se refuerzan las aleaciones de aluminio con partículas cerámicas.

Los principales materiales compuestos a base de aleaciones de aluminio son los reforzados con alúmina y carburo de silicio, ya que son actualmente los que han recibido mayor atención debido a su disponibilidad y a sus propiedades mecánicas [10].

Los MMC tienen una gran aplicación en la industria automotriz, principalmente en los frenos de disco, y en la industria aeroespacial. Las principales ventajas que tiene el uso de los MMC son: buena relación resistencia-peso, buena relación rigidez-peso, aceptable resistencia a la fatiga, resistencia a la corrosión, resistencia al desgaste, alta conductividad térmica y bajo coeficiente de expansión térmica. En la Tabla 2.6 se muestra un resumen de las propiedades de materiales compuestos reforzados con Al_2O_3 y SiC. Sin embargo, el uso de MMC tiene algunas limitantes [20], entre ellas están:

- Dificultad en el maquinado. Elevados costos debido al desgaste de la herramienta.
- Elevados costos en la producción de los MMC

Tabla 2.6. Propiedades de materiales compuestos reforzados con Al_2O_3 y SiC [26].

<i>Composición con % en peso de Al_2O_3</i>	<i>Densidad (g/cm^3)</i>	<i>Dureza (HB)</i>	<i>Esfuerzo de cedencia (MPa)</i>	<i>Coficiente de expansión térmica $\alpha(10^{-6} \cdot ^\circ C)$</i>	<i>Relación resistencia-densidad</i>
100% Al	2.70	70	241.5	21.5	1.54
Al con 5% Al_2O_3	2.76	76	262.2	18.4	1.615
Al con 10% Al_2O_3	2.83	80	276.0	16.3	1.663
Al con 15% Al_2O_3	2.89	82	282.9	14.7	1.705
<i>Composición con % en peso de SiC</i>	<i>Densidad (g/cm^3)</i>	<i>Dureza (HB)</i>	<i>Esfuerzo de cedencia (MPa)</i>	<i>Coficiente de expansión térmica $\alpha(10^{-6} \cdot ^\circ C)$</i>	<i>Relación resistencia-densidad</i>
Al con 5% SiC	2.73	75	258.8	18.1	1.662
Al con 10% SiC	2.76	85	293.3	15.6	1.685
Al con 15% SiC	2.79	90	310.5	13.8	1.74

2.3.2 Maquinado en materiales compuestos de matriz metálica (MMC)

El maquinado de materiales compuestos lleva consigo una dificultad (Figura 2.23) mayor debido a la anisotropía que se presenta y por la alta capacidad abrasiva de las partículas de refuerzo, por lo que, las herramientas de corte tienden a desgastarse severamente durante el proceso de maquinado, dando lugar a un pobre acabado superficial e incrementando los costos de producción [7,10]. Por lo anterior, las investigaciones en este campo han tenido un gran auge recientemente, dando prioridad a minimizar los costos de producción, obteniendo una buena calidad superficial.

Formación de viruta

La forma de la viruta que se obtiene en el maquinado de los MMC depende de la forma de la herramienta y del tamaño de las partículas de refuerzo. Una herramienta afilada, especialmente, las herramientas de diamante producen virutas largas; mientras que, una herramienta desafilada o desgastada produce virutas cortas. De manera general, se recomienda que el proceso se dé a bajos avances (0.05-1.1 mm/rev), velocidades de un rango de 100-800 m/min y a profundidades de corte entre 0.25-1 mm para obtener un buen acabado superficial. Con la variación de la velocidad de corte, se modifica la longitud y curvatura de la viruta. Para velocidades bajas de corte (100-200 m/min) se obtienen virutas espirales. Con el aumento de la velocidad las virutas se vuelven más rectas. Para velocidades de corte altas (~800 m/min), se forman algunas virutas curvas y delgadas junto con virutas muy largas y rectas.

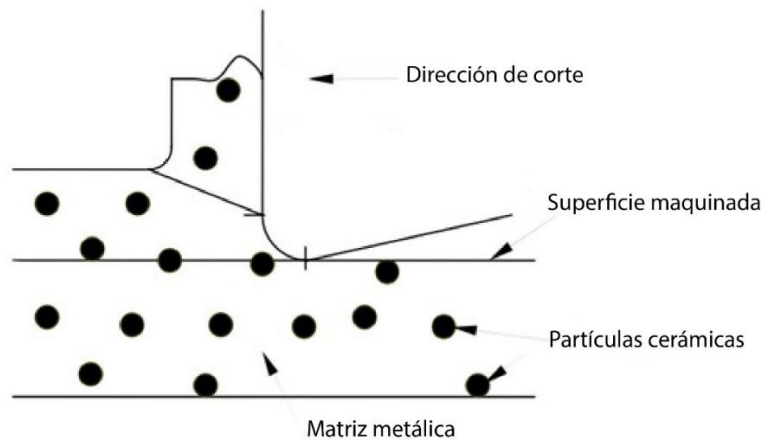


Figura 2.23. Maquinado en materiales compuestos de matriz metálica [10].

De manera general, un material más duro producirá virutas más delgadas y frágiles, las cuales son fáciles de desechar. Por otra parte, un material dúctil producirá virutas más largas, las cuales pueden afectar la nueva superficie generada. Lo deseable es obtener virutas cortas de materiales dúctiles.

2.3.3 Desgaste de la herramienta en el maquinado de MMC

El estudio del desgaste en herramientas durante el maquinado de MMC es más complejo que en el maquinado de aleaciones comunes debido al número de parámetros que involucra el proceso, principalmente, el efecto de las partículas de refuerzo debido a su elevada dureza. Una alta tasa de desgaste en la herramienta se traduce en un proceso altamente costoso e ineficiente [10].

El desgaste en la herramienta crece debido a las interacciones herramienta-partícula, por lo que el porcentaje de refuerzo juega un papel importante en el desgaste. A altas

velocidades de corte y bajo avance, la interacción entre herramienta y partículas se vuelve más frecuente, lo que acelera la tasa de desgaste. La tasa de desgaste de la herramienta baja cuando las partículas son más pequeñas y los volúmenes de reforzamiento son bajos, así como con el uso de herramientas de elevada dureza.

El mecanismo de desgaste que domina durante el maquinado de MMC es mediante abrasión, las partículas duras entran en contacto intermitente con la herramienta, actuando como una rueda de amolar. Esto causa picaduras, astillas, fisuras y microfisuras en la herramienta, provocando una pobre calidad en la superficie maquinada. En adición, algunos investigadores han mostrado que también se presenta desgaste por adhesión, ya que se han encontrado capas delgadas del material de trabajo adheridas en la herramienta [10], provocado por la fricción y las altas temperaturas y presiones del proceso. En cambio, no se han reportado indicios de desgaste químico durante el maquinado, debido a que los constituyentes del MMC son químicamente inertes a la mayoría de los materiales de las herramientas de corte. En general, derivado de los diversos estudios se ha llegado a la conclusión que las herramientas con un mejor rendimiento, en cuanto a la vida de la herramienta, son las herramientas de diamante policristalino (PCD), entre mayor sea el espesor del recubrimiento, mayor será el rendimiento de la herramienta. Sin embargo, debido a los altos costos de los PCD se han encontrado alternativas como el nitruro de boro cúbico policristalino (PCBN), herramientas recubiertas con TiCN/TiN y carburos sin recubrimiento. A pesar de ello, los mecanismos de desgaste durante el maquinado de MMC no se han explorado por completo.

2.4 Modelos de desgaste y vida útil de la herramienta

2.4.1 Desgaste de la herramienta

Las herramientas de corte están sometidas a presiones y temperaturas muy altas, y debido a esto, la vida de las herramientas se reduce por consecuencia del desgaste. Por lo anterior, el desgaste de la herramienta es uno de los factores que más se debe cuidar durante el proceso. En general, la vida de las herramientas es de apenas unas decenas de minutos, y solo duran unas cuantas horas en líneas de producción en masa. Por lo tanto, la economía del maquinado está directamente relacionada con la vida útil de las herramientas y la velocidad de corte [8].

Otras de las causas que acortan la vida útil de la herramienta son las fallas por fractura y temperatura. Estas dos formas de falla son fallas catastróficas que causan la pérdida de la herramienta. Sin embargo, estas están relacionadas con una mala elección de los parámetros de corte y del material de la herramienta. Por esta razón, en el presente texto solo se abordará la falla por desgaste gradual, la cual es inevitable en los procesos de maquinado.

El desgaste es un daño progresivo que involucra pérdida de material debido a la fricción implícita en el movimiento relativo de dos elementos [21]. El desgaste provoca una alteración

en la geometría de la herramienta hasta llegar a inutilizarla. Generalmente, el desgaste en herramientas de corte depende del material de la herramienta y su geometría, el material de la pieza de trabajo, los parámetros de corte, fluidos de corte y de las características de la máquina herramienta [10].

En el corte de metales, el desgaste puede ocurrir en las siguientes tres formas [9]:

- *Desgaste por adhesión*: Las altas presiones y temperaturas del proceso de maquinado provocan que las asperezas de la herramienta y del material de trabajo se suelden. El desgaste por adhesión ocurre por la fractura de las asperezas de los dos materiales soldados entre sí, provocado por el movimiento entre la viruta y herramienta.
- *Desgaste por abrasión*: Este mecanismo ocurre cuando las partículas endurecidas localizadas en la viruta pasan por la cara y remueven el material mecánicamente. Esta acción abrasiva ocurre tanto en el flanco como en la cara de la herramienta.
- *Desgaste por difusión*: Este mecanismo depende de la temperatura del proceso y ocurre cuando los átomos de un metal se desplazan de una región de concentración atómica alta a una de concentración baja.

Formas de desgaste en el maquinado

Debido al desgaste de la herramienta su geometría cambia. Este cambio de la geometría tiene una influencia directa en las fuerzas de corte, en la potencia consumida y en la calidad superficial. El desgaste progresivo puede presentarse en diversas formas, sin embargo, dos de ellas son las más importantes:

- *Desgaste de cráter*: se forma en la cara de ataque de la herramienta, por lo que también es conocido como desgaste de cara. Su área está limitada al lugar de contacto entre la viruta y la cara de la herramienta y se caracteriza por la formación de un cráter en la herramienta (Figura 2.24). Se mide a partir de la distancia máxima entre la superficie original de la cara de la herramienta hasta el lugar más profundo del cráter, llamado *profundidad de cráter* KT [4, 9].
- *Desgaste del flanco*: es provocado por la fricción entre la superficie maquinada y el flanco de la herramienta. Se caracteriza por generar una zona desgastada en el flanco de la herramienta (Figura 2.25). El ancho de la zona se considera como una medida del desgaste, y se conoce como el *ancho de la banda de desgaste del flanco* VB_B .

En la Figura 2.26 se muestran las longitudes características que sirven para medir el desgaste, tanto de flanco como de cráter.

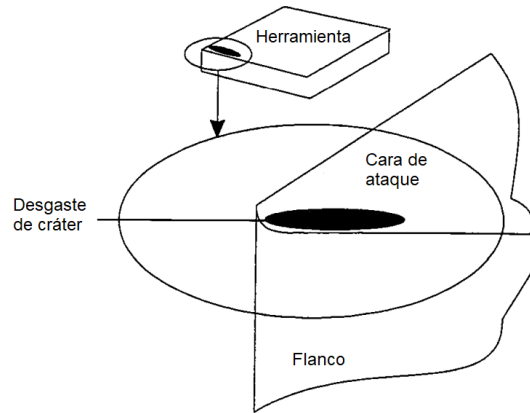


Figura 2.24. Desgaste de cráter en la herramienta [15].

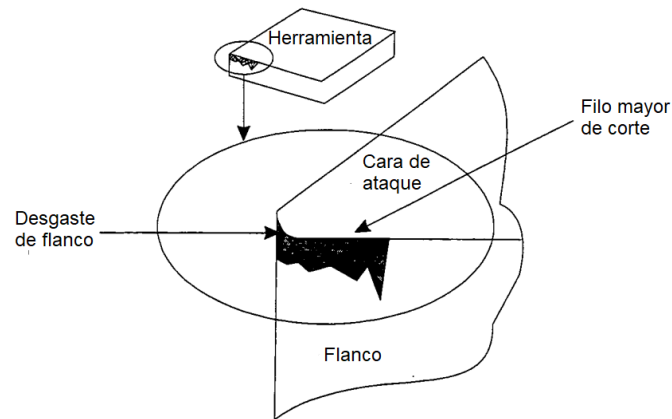


Figura 2.25. Desgaste del flanco en la herramienta [15].

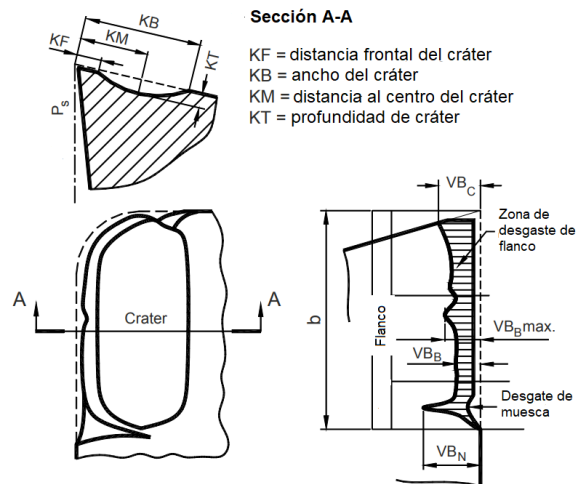


Figura 2.26. Tipos de desgaste y longitudes características [10].

2.4.1 Vida útil de la herramienta

La vida o duración de la herramienta se define como el periodo de tiempo, en minutos, en que la herramienta se puede usar. Algunos autores [9] la definen como el tiempo de operación total hasta que ocurre la falla catastrófica en la herramienta. Si bien lo anterior por definición es verdadero, es poco viable económicamente, determinar de esta manera la vida útil de la herramienta debido a las costosas consecuencias que esto involucra, sin mencionar los pobres acabados superficiales que se obtienen de herramientas desgastadas. Una alternativa más económica, y comúnmente usada, es medir el tiempo que es necesario para alcanzar un cierto nivel de desgaste bajo determinadas condiciones del proceso y reemplazarla cuando alcance este nivel.

La razón por la cual es usado el desgaste de la herramienta como un criterio para la vida de la herramienta es por su fácil medición. En la Figura 2.27, se muestra la relación entre el desgaste del flanco y el tiempo de corte.

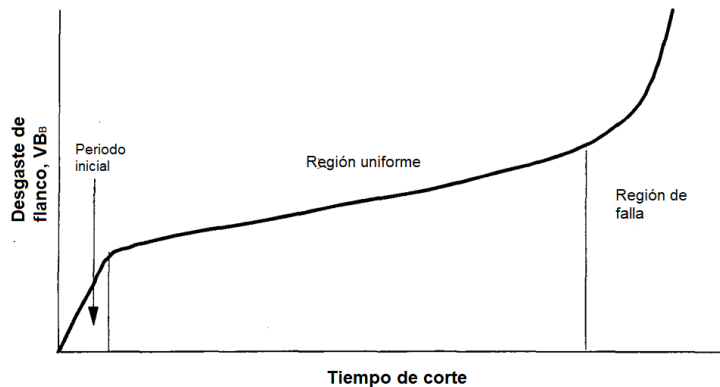


Figura 2.27. Desgaste del flanco en función del tiempo de maquinado [10].

En la Figura 2.27 se observan 3 diferentes regiones:

- **Periodo de rompimiento inicial:** Se presenta en los primeros minutos de la operación, en la cual hay un desgaste acelerado del filo.
- **Región uniforme del desgaste:** Se presenta durante la mayor parte de la vida de la herramienta. Idealmente, se presenta como una función lineal del tiempo.
- **Región de falla:** Se presenta en los últimos minutos de vida de la herramienta, en la cual existe un desgaste acelerado de la herramienta hasta la falla catastrófica.

Si se realizan más curvas del desgaste del flanco en función del tiempo de corte a diferentes velocidades, se obtiene una gráfica como la mostrada en la Figura 2.28. La intersección de cada una de estas curvas con el desgaste del flanco limite dará la vida útil de la herramienta. La pendiente de la curva de desgaste se ve alterada por la velocidad, siendo más alta para grandes velocidades, lo que implica una menor vida de la herramienta.

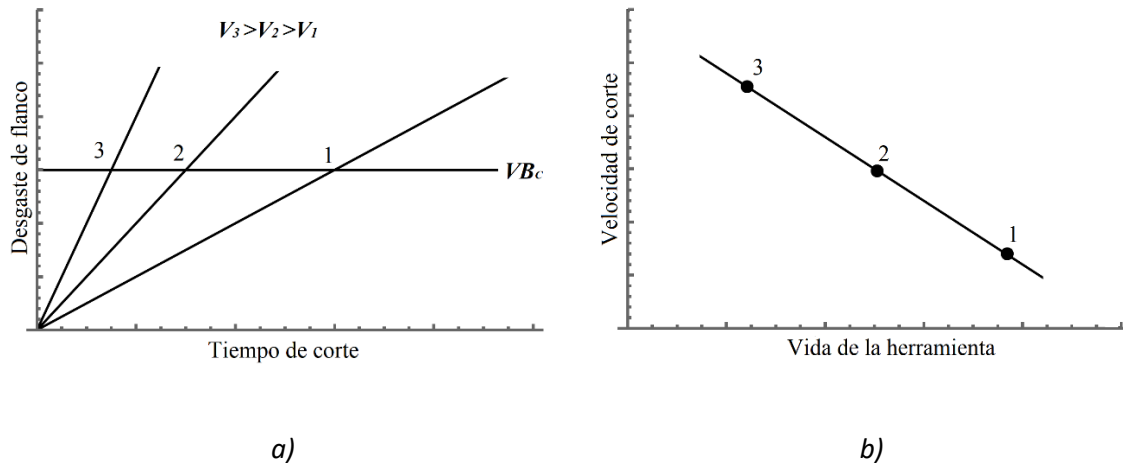


Figura 2.28. a) Curvas de desgaste para algunas velocidades de corte y b) curva de vida de la herramienta. Se muestra la vida de la herramienta para tres diferentes velocidades [10].

2.4.1 Modelo de Taylor

Si se ubican los puntos obtenidos en la Figura 2.28 a) en una gráfica log-log de la velocidad de corte contra la vida de la herramienta se obtiene una línea recta, como en la Figura 2.28 b). Taylor fue el primero en observar que esta relación sigue una ley de potencias [8]:

$$v_c T^n = C \quad (49)$$

Donde, v_c (m/min) es la velocidad de corte, T (min) es la vida o duración de la herramienta para cierto valor de desgaste del flanco VB , n es un exponente que depende de los parámetros de corte y C es una constante. Cada combinación de materiales de la pieza y de la herramienta y cada condición de corte tiene sus propios valores para n y C , que son determinados experimentalmente. En la Tabla 2.7 se muestran valores representativos para los valores de n y C para algunos valores seleccionados de herramienta.

Tabla 2.7. Valores representativos de n y C de la ecuación de Taylor.

Material de herramienta	n	C	
		Corte en materiales diferentes al acero (m/min)	Corte en acero (m/min)
Acero para herramientas simple al carbono	0.1	700	20
Acero de alta velocidad	0.125	120	70
Carburo cementado	0.25	900	500
Cermet	0.25		600
Carburo recubierto	0.25		700
Cerámico	0.6		3000

*Datos obtenidos de [4]

2.4.2 Modelo de desgaste de Archard

En 1956, *Archard* y *Hirst* [22] realizaron experimentos para medir la velocidad de desgaste de un perno, de varios materiales, en contacto con un anillo rodante, en condiciones sin lubricación. De las pruebas realizadas se obtuvieron las siguientes conclusiones:

1. La tasa de desgaste es independiente del área aparente de contacto.
2. Bajo las mismas condiciones de superficie, la tasa de desgaste es proporcional a la carga.

Las anteriores conclusiones las nombró leyes generales de desgaste y son válidas cuando se alcanza el estado estacionario, es decir, la región de desgaste uniforme mostrada en la Figura 2.27. Con ello, se llegó a la siguiente expresión para el cálculo del volumen desgastado:

$$V_{des} = K \frac{F_n}{H} s \quad (50)$$

Donde V_{des} es el volumen desgastado, F_n es la carga normal sobre la superficie, H es la dureza del material desgastado, s es la distancia deslizada y K es un coeficiente adimensional llamado coeficiente de desgaste y proporciona un medio para medir la severidad de diferentes procesos de desgaste [23].

En procesos de maquinado, la ecuación de Archard es útil debido a que es posible determinar la tasa de desgaste del flanco o cráter en la herramienta de corte. Para ello, la ecuación (50) se deriva respecto al tiempo:

$$\frac{dV_{des}}{dt} = K \frac{F_n}{H} \frac{ds}{dt} \quad (51)$$

En este caso, la derivada de la distancia deslizada respecto al tiempo sería igual a la velocidad de corte v_c .

2.4.3 Optimización de la velocidad de corte: rapidez de producción máxima y criterio de costo mínimo unitario

En producciones a gran escala, se hace necesario cuidar cada aspecto del proceso y buscar la manera en aprovechar al máximo los recursos con los que se cuentan, ya sea materia prima o herramientas. Por esta razón, en un mundo competitivo se hace necesaria la optimización del proceso de corte.

En general, existen dos criterios de optimización de la velocidad de producción, los cuales se describen a continuación [8,21]:

- *Rapidez de producción máxima:* Este criterio se enfoca en producir una pieza en el menor tiempo posible. Principalmente, este criterio se suele elegir cuando existe un gran rezago en la orden del cliente. Por lo regular, es costoso debido al consumo de muchas herramientas.
- *Criterio de costo mínimo unitario:* Este criterio se enfoca en producir una pieza con el menor costo posible. Para este criterio el tiempo no es una limitante, por lo que pueden llegar a existir grandes tiempos muertos.

Actualmente, el uso de paquetería econométrica ha simplificado la tarea de encontrar estos valores de velocidad óptimos. Sin embargo, es necesario contar con datos precisos y actualizados para obtener resultados confiables. A continuación, se describen los métodos de optimización más simples para cada criterio.

Rapidez de producción máxima

En este criterio, se busca minimizar el tiempo de maquinado con el fin de maximizar la velocidad de producción. Para ello, se busca el valor de la velocidad de corte para el cual el tiempo total de producción por pieza sea mínimo.

En primer lugar, se define el tiempo de ciclo T_c de producción de una pieza:

$$T_c = T_h + T_m + \frac{T_t}{N_p} \quad (52)$$

Donde: T_h es el tiempo de manejo de la pieza (min/pza), T_m es el tiempo de maquinado (min/pza), T_t es el tiempo de cambio de la herramienta (min) y N_p es el número de piezas fabricadas. El tiempo ciclo T_c está dado en (min/pza) y es función de la velocidad de corte. En la Figura 2.29 se muestra una gráfica de los tiempos involucrados en el proceso.

Cada uno de los tiempos que componen el tiempo de ciclo se definen en función de la velocidad de corte, a excepción de T_h que es independiente de v_c , de la siguiente manera:

$$T_c = T_h + \frac{l}{v_c} + \frac{T_t l (v_c^{n-1})}{C^n} \quad (53)$$

En donde, el tiempo de maquinado T_m se define como el tiempo en maquinar una cierta longitud l a una velocidad de corte v_c ; mientras que el número de piezas fabricadas por una herramienta N_p se define como el tiempo de maquinado entre el tiempo de vida de la herramienta. En este caso se utiliza el modelo de Taylor para el cálculo de la vida de la herramienta.

Para obtener la velocidad de corte a la cual el tiempo ciclo del proceso es mínimo se debe resolver la siguiente ecuación:

$$\frac{dT_c}{dv_c} = 0 \quad (54)$$

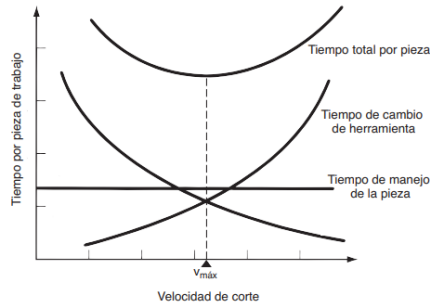


Figura 2.29. Variación de los tiempos en el maquinado en función de la velocidad de corte. Al incrementarse la velocidad de corte se disminuye el tiempo de producción de una pieza, y a su vez aumenta el tiempo de cambio de herramienta debido a que esta sufre mayor desgaste [4].

Al resolver la ecuación anterior la ecuación para v_c , se obtiene la velocidad de corte máxima que permite obtener la máxima rapidez de producción:

$$v_{\text{máx}} = \frac{C}{\left[\left(\frac{1}{n} - 1\right)T_t\right]^n} \quad (55)$$

Donde n y C son las constantes del modelo de Taylor, las cuales deben obtenerse para cada material y para las condiciones de corte trabajadas.

Criterio de costo mínimo unitario

Este criterio se basa en encontrar la velocidad de corte que minimice el costo unitario de la pieza. Este método supone que las restricciones como la capacidad de la máquina y el acabado superficial no son dominantes y que se conoce los factores de costo. Además, se descarta el costo del material de la pieza al ser independiente de la velocidad de corte.

El costo de producción de una pieza se define como:

$$C_p = R_t T_h + R_t T_m + \frac{R_t T_t}{N_p} + \frac{C_t}{N_p} \quad (56)$$

Donde existen dos principales factores: R_t es la tasa total de cobro R_t (\$/min), donde se incluye el pago del operador, los gastos indirectos y el cargo por la máquina herramienta y, C_t es el costo por herramienta (\$/herramienta). Además, está compuesto por los siguientes factores: el primero es el *costo del manejo de la pieza*, el cual es el costo por la carga y descarga de la pieza de trabajo cuyo valor es igual a $R_t T_h$. El segundo es el *costo del tiempo de maquinado*, el cual es el costo del tiempo de maquinado, su valor depende del costo del

operador y de la máquina herramienta cuyo valor es igual a $R_t T_m$. El tercero es el *Costo por cambio en la herramienta*, el cual hace referencia al *costo por el tiempo de cambio de herramienta*, su valor es igual a $R_t T_t / N_p$. Y, por último, el *costo de la herramienta*, el cual es el precio relativo a las piezas producidas por herramienta, su valor es igual a C_t / N_p . El valor de cada uno de estos factores depende de la velocidad de corte como se muestra en la Figura 2.30.

Al igual que el tiempo de corte, el costo unitario también es función de la velocidad de corte. Al reordenar la ecuación anterior se obtiene C_p en función de la velocidad de corte:

$$C_p = R_t T_h + \frac{R_t l}{v} + \frac{lv^{\frac{1}{n}-1}}{C^{\frac{1}{n}}} (R_t T_t + C_t) \quad (57)$$

Para obtener la velocidad de corte a la cual el costo del proceso es mínimo se debe resolver la siguiente ecuación:

$$\frac{dC_p}{dv} = 0 \quad (58)$$

Al resolver la ecuación para v_c , se obtiene la velocidad de corte que permite obtener el costo mínimo de producción:

$$v_{\min} = C \left(\frac{n}{n+1} \frac{R_t}{R_t T_t + C_t} \right) \quad (59)$$

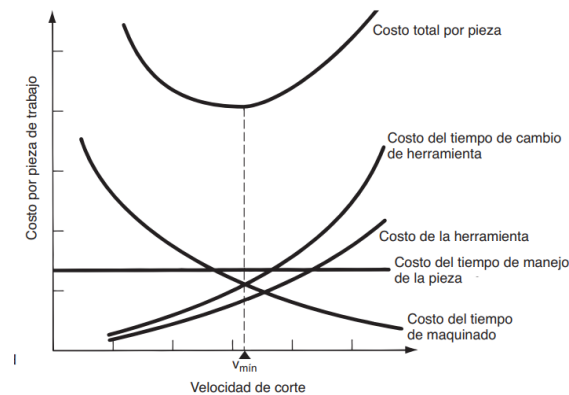


Figura 2.30. Variación de los costos en el maquinado en función de la velocidad de corte [8].

3. MODELO DE DESGASTE Y VIDA DE LA HERRAMIENTA PROPUESTO

3.1 Descripción del modelo

En el presente capítulo se presenta el desarrollo de un modelo que permita predecir el desgaste del flanco de la herramienta, en función del tiempo de maquinado. A partir de este modelo, será posible predecir la vida de la herramienta en función del tiempo de maquinado.

Primero, se realiza el cálculo del volumen desgastado de la herramienta en función de un desgaste de flanco dado VB_B , tomando en cuenta los aspectos geométricos de la misma. Posteriormente, se obtendrá una expresión que permita calcular la tasa de desgaste usando el modelo propuesto por Archard. Esto es posible debido a que tanto el cálculo del volumen desgastado, como el modelo que propone Archard son válidos para el desgaste abrasivo.

El modelado de la fuerza vertical, responsable del desgaste del flanco, se hará mediante dos formas: la primera aproximación se realizará usando la fuerza de empuje obtenida a través del modelo de corte ortogonal y, la segunda será mediante la fuerza de arado presente en los procesos de maquinado. En el capítulo 5 se harán notar cuales son las ventajas e inconvenientes de usar una u otra.

Con el fin de poder calibrar el modelo, se tomará como base el modelo de vida de la herramienta propuesto por Taylor. Se tomarán los parámetros de corte propuestos por la norma ISO3685:1993 para determinar la tasa de desgaste y la vida de una herramienta de carburo de tungsteno. Lo anterior es válido debido a que las curvas de vida de la herramienta propuestas por Taylor vieron la luz a principios del siglo XX, y para su obtención se requieren de cientos de experimentos, los cuales han sido reportados en múltiples libros, artículos y normas, por lo cual es internacionalmente aceptado. Con lo anterior, se obtiene un primer modelo para poder calcular la tasa de desgaste en función de los aspectos geométricos de la herramienta (ángulo de ataque y ángulo de flanco), la fricción involucrada en el proceso, la dureza de la herramienta y la resistencia de material de trabajo y los parámetros de corte.

Posteriormente, se propone un nuevo modelo termo-mecánico, en el cual se incluye el efecto de la temperatura en el reblandecimiento de la herramienta. Para ello, se partirá del modelo propuesto por Cook para el cálculo la temperatura de corte. Por otra parte, el cálculo de la dureza se tomó la ley de endurecimiento de Johnson-Cook para obtener el esfuerzo de cedencia de la herramienta, y con ella, la dureza de la herramienta a través de la relación de Tabor.

3.2 Modelado del desgaste del flanco de la herramienta

3.2.1 Volumen desgastado

Se busca calcular el volumen desgastado de la herramienta en función de un valor de desgaste del flanco VB_B dado, para ello, se sigue un método similar al realizado por Zhang [24]. Se toma como base el diagrama de la herramienta de la Figura 3.1 y se define el diferencial del volumen desgastado como:

$$dV_{des} = a dA_{des} \quad (60)$$

Donde a es el ancho de corte y dA_{des} es el diferencial de área desgastada, cuyo valor puede obtenerse mediante:

$$dA_{des} = h \Delta y \quad (61)$$

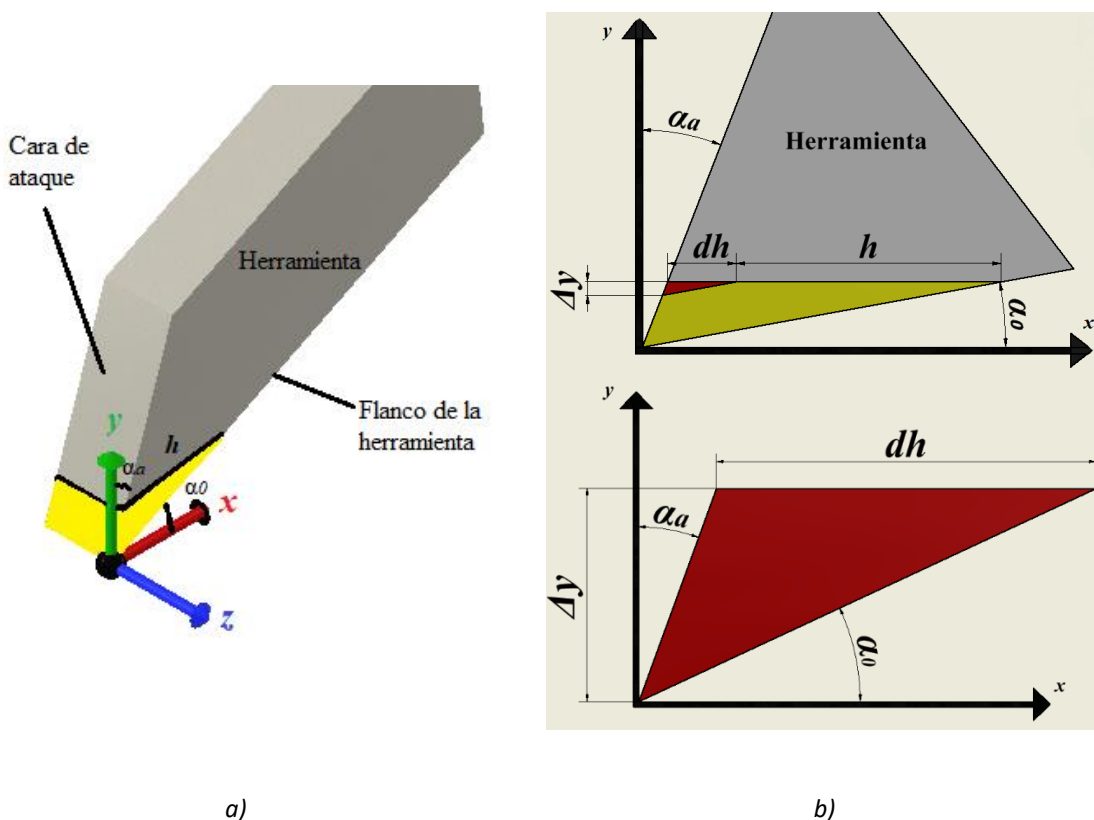


Figura 3.1. Esquema del volumen desgastado de la herramienta: a) vista en tres dimensiones donde el volumen amarillo es el volumen desgastado y b) vista de la herramienta en el plano xy. Además, se muestra el diferencial del área desgastada donde se observan los aspectos geométricos de la herramienta.

Donde h es la variable que mide el cambio del valor del ancho del desgaste del flanco y Δy es un incremento en el desgaste en dirección de y . Debido a que el interés es buscar el volumen desgastado en función del incremento del desgaste del flanco dh , se busca la manera de relacionar Δy y dh . La Figura 3.1 b) muestra la relación geométrica entre Δy y dh , la cual se expresa mediante la ley de senos como:

$$\frac{\sin \alpha_0}{\frac{\Delta y}{\cos \alpha_a}} = \frac{\sin(90^\circ - \alpha_0 - \alpha_a)}{dh} \quad (62)$$

Al simplificar y manipular algebraicamente, se obtiene la siguiente expresión para el valor de Δy :

$$\Delta y = dh \frac{\tan \alpha_0}{1 - \tan \alpha_0 \tan \alpha_a} \quad (63)$$

Donde α_0 es el ángulo de flanco y α_a es el ángulo de ataque de la herramienta. Sustituyendo la ecuación (63) en (60), se encuentra la expresión que permite calcular el diferencial de volumen desgastado de la herramienta como:

$$dV_{des} = a \frac{\tan \alpha_0}{1 - \tan \alpha_0 \tan \alpha_a} h dh \quad (64)$$

Por lo tanto, la tasa de desgaste de la herramienta puede ser expresada como:

$$\frac{dV_{des}}{dt} = a \frac{\tan \alpha_0}{1 - \tan \alpha_0 \tan \alpha_a} h \frac{dh}{dt} \quad (65)$$

3.2.1 Incorporación del modelo de Archard

El modelado de la tasa de desgaste se realiza tomando como base el modelo de desgaste de Archard (véase sección 2.4.2). Las consideraciones que se toman en el modelo son:

- El mecanismo de desgaste es abrasivo
- El área aparente de contacto no juega un papel importante
- La dureza es constante durante el maquinado

El modelado comienza igualando la tasa de desgaste calculada en la ecuación (65) con la expresión propuesta por Archard (60):

$$a \frac{\tan \alpha_0}{1 - \tan \alpha_0 \tan \alpha_a} h \frac{dh}{dt} = K v_c \frac{F_n}{H} \quad (66)$$

Donde K es el coeficiente de desgaste, v_c es la velocidad de corte, H es la dureza de la herramienta, F_n es la fuerza normal a la superficie y dh/dt es la razón de cambio del desgaste del flanco en el tiempo. La resolución de la ecuación anterior se obtiene por separación de variables. Integrando ambos lados de la ecuación, estableciendo los límites de integración desde el inicio del desgaste $h = 0$ para un $t = 0$ hasta un valor del ancho de desgaste del flanco $h = VB_B$, para un tiempo de maquinado t_m .

$$\int_0^{VB_B} h \, dh = K v_c \frac{F_n}{H} \left(\frac{1}{a} \frac{1 - \tan \alpha_0 \tan \alpha_a}{\tan \alpha_0} \right) \int_0^{t_m} dt \quad (67)$$

$$\frac{1}{2} VB_B^2 = K v_c \frac{F_n}{H} \left(\frac{1}{a} \frac{1 - \tan \alpha_0 \tan \alpha_a}{\tan \alpha_0} \right) t_m \quad (68)$$

Al despejar VB_B , se obtiene una expresión que permite calcular el desgaste del flanco en función de los parámetros de corte, propiedades de la herramienta y del tiempo de maquinado t_m :

$$VB_B = \sqrt{2 \frac{K v_c F_n}{a H} \left(\frac{1 - \tan \alpha_0 \tan \alpha_a}{\tan \alpha_0} \right) t_m} \quad (69)$$

Fuerza normal a la superficie

En esta primera aproximación, se propone que la fuerza normal sea la fuerza de empuje F_y minimizada (Figura 3.2), obtenida del modelo de corte ortogonal de Merchant y la minimización del ángulo de corte, por lo tanto:

$$F_n = F_{y\min} = \eta F_{x\min} \quad (70)$$

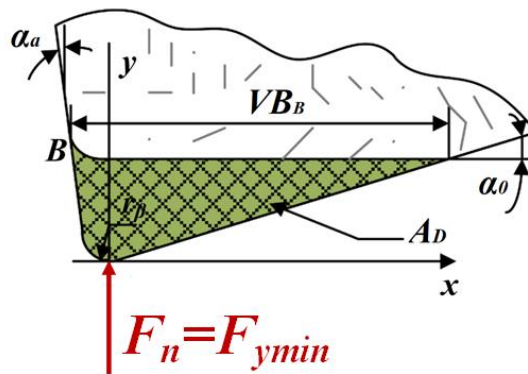


Figura 3.2. Fuerza de empuje minimizada como la fuerza normal a la superficie del flanco de la herramienta. El área de color verde muestra el área desgastada [14].

Donde $F_{x\min}$ la fuerza de corte minimizada, cuyo valor está dado por la ecuación (34). El valor de η está dado por la ecuación (22). Sustituyendo la ecuación (70) en la ecuación (69) se obtiene la siguiente expresión:

$$VB_B = \sqrt{\frac{2Kv_c p \tau_c}{H} \frac{\eta + \eta(-\eta + \sqrt{1 + \eta^2})^2}{-\eta + \sqrt{1 + \eta^2} - \eta(-\eta + \sqrt{1 + \eta^2})^2} \left(\frac{1 - \tan \alpha_0 \tan \alpha_a}{\tan \alpha_0}\right) t_m} \quad (71)$$

3.2.2 Curva de la vida de la herramienta

La ecuación que describe la curva de vida de la herramienta se obtiene a partir de la ecuación (71). Para ello, se debe indicar un valor de desgaste del flanco, en el cual sea necesario reemplazar la herramienta de corte. Este valor de desgaste se le conoce como *desgaste del flanco crítico* VB_c y, el tiempo en que se alcanza este valor es el *tiempo de vida de la herramienta* T . De tal manera que:

$$VB_B = VB_c \quad (72)$$

$$t_m = T \quad (73)$$

Entonces, sustituyendo en la ecuación (71) y despejando v_c se obtiene:

$$v_c = \frac{H VB_c^2}{2K p \tau_c} \frac{-\eta + \sqrt{1 + \eta^2} - \eta(-\eta + \sqrt{1 + \eta^2})^2}{\eta + \eta(-\eta + \sqrt{1 + \eta^2})^2} \left(\frac{\tan \alpha_0}{1 - \tan \alpha_0 \tan \alpha_a}\right) \frac{1}{T} \quad (74)$$

Donde $2K$ puede ser agrupada en una constante para simplificar el modelo, por lo tanto:

$$k_a = 2K \quad (75)$$

Donde k_a es la *constante propuesta* adimensional. Sustituyendo k_a en la ecuación anterior:

$$v_c = \frac{H VB_c^2}{k_a p \tau_c} \frac{-\eta + \sqrt{1 + \eta^2} - \eta(-\eta + \sqrt{1 + \eta^2})^2}{\eta + \eta(-\eta + \sqrt{1 + \eta^2})^2} \left(\frac{\tan \alpha_0}{1 - \tan \alpha_0 \tan \alpha_a}\right) \frac{1}{T} \quad (76)$$

La expresión anterior permite obtener la curva de la vida de la herramienta en función del tiempo de maquinado. Sin embargo, de la ecuación (75) aún es desconocido el valor k_a , además, es necesario aclarar que el valor de τ_c puede obtenerse experimentalmente con ayuda de un dinamómetro.

3.2.3 Incorporación del modelo de la vida de herramienta de Taylor

Con el fin de encontrar el valor de la constante k_a , se tomaron las condiciones de corte sugeridas por la norma ISO3685:1993 para el cálculo de la curva de la vida de la herramienta a través del modelo de Taylor.

Las condiciones de corte y la geometría de la herramienta tomadas por la norma para los ensayos de vida de la herramienta, fabricada de carburo de tungsteno son:

Tabla 3.1. Parámetros de corte.

Parámetro/Propiedad	Valor
Angulo de ataque, α_a	6°
Angulo de flanco, α_f	5°
Profundidad de la viruta antes del corte, p	0.1 mm
Ancho de corte, a	1 mm

La norma anteriormente mencionada establece un valor de desgaste del flanco crítico VB_c para herramientas de carburo cementado de 0.3 mm. Los valores considerados para las constantes de Taylor son: $n = 0.25$ y $C = 900$ (m/min) que corresponden al maquinado de una pieza de aluminio reforzado con partículas de silicio con una herramienta de carburo de tungsteno, obtenidas a través de la norma ISO3685:1993. En la Figura 3.3 se muestra la curva de la vida de la herramienta con las condiciones mencionadas.

Para calibrar el modelo, se recurrió a la paquetería Mathematica ® para ajustar el modelo propuesto con la curva obtenida en la Figura 3.3. Para ello, se utilizaron las mismas condiciones propuestas por la norma en el modelo propuesto para el corte en aleaciones no ferrosas. En la Tabla 3.2 se muestran las consideraciones tomadas para la calibración del modelo.

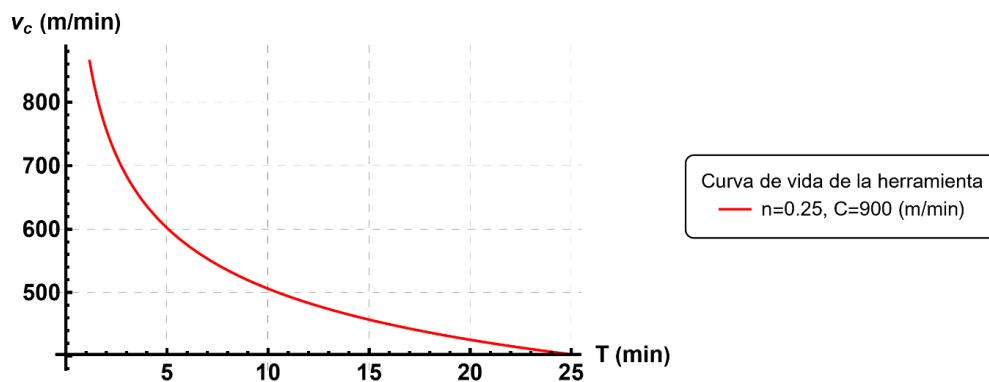


Figura 3.3. Curva de vida de una herramienta de carburo de tungsteno obtenida de la norma ISO3685:1993.

Tabla 3.2. Propiedades consideradas para el modelo.

Propiedad	Valor
Dureza de la herramienta, H	9 GPa
Resistencia al corte del Al con 15% SiC	296 MPa
Desgaste del flanco crítico, VB_c	0.3 mm

*Datos obtenidos de [10,25]

Los resultados del ajuste de la curva se muestran el valor de las constantes k_a que mejor se ajustan a la curva de Taylor. En la Figura 3.4 se muestran las curvas obtenidas para diferentes constantes comparadas con el modelo de Taylor.

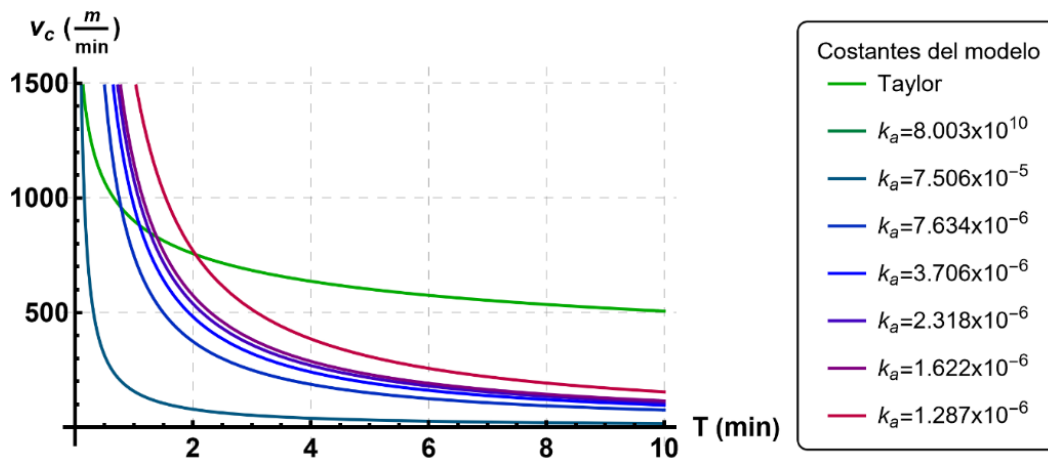


Figura 3.4. Resultado de la calibración del modelo de desgaste propuesto para diferentes constantes.

3.3 Refinamiento del modelo

Utilizar la fuerza de empuje mínima $F_{y\text{mín}}$ en el modelo de Archard representa un error de sobresimplificación, debido que esta fuerza se obtuvo del análisis del modelo de corte ortogonal, y su análisis se basa en el equilibrio con las fuerzas del proceso, entre ellas, la fuerza de fricción. Debido a esto, el modelo de corte ortogonal no puede predecir de forma correcta el desgaste del flanco. Por esta razón, se incorpora la fuerza de arado en dirección vertical en el modelo de Archard para poder predecir el desgaste del flanco. Además, en este modelo refinado se toma en cuenta el efecto del reblandecimiento de la herramienta por la temperatura de corte, lo anterior con el fin de obtener un modelo más completo.

3.3.1 Inclusión de la fuerza de arado

La fuerza de arado (véase sección 2.1.5) en el corte ortogonal en dirección vertical, mostrada en la Figura 3.5, está dada por la siguiente expresión:

$$F_{ya} = \tau_c l r_f \left[1 + \frac{\pi}{2} \right] \tan \left(\frac{\pi}{4} + \frac{\alpha_a}{2} \right) \quad (77)$$

Donde r_f es el radio del filo de la herramienta y l es la longitud del filo activo de la herramienta, el cual, para el corte ortogonal es igual a:

$$l = r_n \left[\frac{\pi}{2} + \sin^{-1} \left(\frac{p}{2r_n} \right) \right] + a - r_n \quad (78)$$

Donde r_n es el radio de la nariz de la herramienta. Para el modelado refinado, se tomará F_{ya} como la fuerza normal a la superficie en el modelo de desgaste de Archard. Entonces, sustituyendo F_{ya} en la ecuación (69) se obtiene:

$$VB_B = \sqrt{2 K v_c t_m \frac{F_{ya}}{H} \left(\frac{1}{a} \frac{1 - \tan \alpha_0 \tan \alpha_a}{\tan \alpha_0} \right)} \quad (79)$$

Al sustituir el valor de la constante propuesta y de la fuerza de arado:

$$VB_B = \sqrt{k_a \frac{v_c}{H} \left(\tau_c \left(r_\epsilon \left[\frac{\pi}{2} + \sin^{-1} \left(\frac{p}{2r_\epsilon} \right) \right] + a - r_\epsilon \right) r_n \left[1 + \frac{\pi}{2} \right] \tan \left(\frac{\pi}{4} + \frac{\alpha_a}{2} \right) \right) \left(\frac{1}{a} \frac{1 - \tan \alpha_0 \tan \alpha_a}{\tan \alpha_0} \right) t_m} \quad (80)$$

Donde k_a es la constante propuesta. La ecuación anterior permite predecir el desgaste del flanco de la herramienta, tomando en cuenta la fuerza de arado en dirección vertical como la fuerza normal a la superficie.

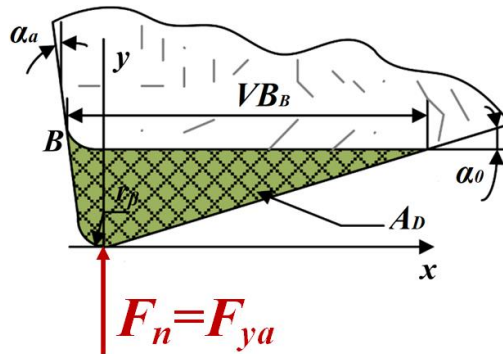


Figura 3.5. Fuerza de arado como la fuerza normal a la superficie del flanco de la herramienta. El área de color verde muestra el área desgastada [14].

Curva de vida de la herramienta

La curva de la vida de la herramienta se obtiene a partir de la ecuación (80) despejando la velocidad de corte. De esta manera, la curva de la vida de la herramienta usando el modelo refinado está dada por la siguiente expresión:

$$v_c = \frac{1}{k_a} H (VB_c)^2 \frac{1}{F_{ya}} \left(a \frac{\tan \alpha_0}{1 - \tan \alpha_0 \tan \alpha_a} \right) \frac{1}{T} \quad (81)$$

$$v_c = \frac{1}{k_a} H (VB_c)^2 \left(\tau_c \left(r_n \left[\frac{\pi}{2} + \sin^{-1} \left(\frac{p}{2r_n} \right) \right] + a - r_n \right) r_f \left[1 + \frac{\pi}{2} \tan \left(\frac{\pi}{4} + \frac{\alpha_a}{2} \right) \right]^{-1} \left(a \frac{\tan \alpha_a}{1 - \tan \alpha_0 \tan \alpha_a} \right) \right) \frac{1}{T} \quad (82)$$

Al igual que el modelo simplificado, es necesario obtener el valor de la constante propuesta. Para ello, se procede de manera similar que el modelo simplificado al ajustar la curva del modelo propuesto con la curva de la vida de la herramienta de Taylor de una herramienta de carburo de tungsteno.

3.3.2 Calibración del modelo refinado

La calibración del modelo se llevó a cabo con los mismos valores de las constantes parámetros y propiedades que en el modelo simplificado que considera la fuerza de empuje (sección 3.2.3), mostrados en la Tabla 3.2. Las características geométricas de la herramienta se muestran en la Tabla 3.3.

Tabla 3.3. Características geométricas de la herramienta.

Ángulos de la herramienta	Valor
Ángulo de ataque, α_a	6°
Ángulo de flanco α_0	5°
Radio de filo de la herramienta, r_f	0.05 mm
Radio de la nariz de la herramienta, r_n	0.5 mm

Con la ayuda de la paquetería comercial Mathematica ® se realizaron dos ajustes para la obtención de la constante k_a . El primero, considera puntos de la curva de Taylor para un intervalo de tiempos de la vida de la herramienta de 0 a 15 (min). Por otra parte, el segundo ajuste considera la recomendación de la norma ISO de realizar los ensayos con velocidades de corte que signifiquen un tiempo de vida de la herramienta de 5 (min), como mínimo; por lo que, el rango considerado es de 5 a 15 (min). Los resultados de la calibración del modelo se muestran en la Figura 3.6 a), en la cual se observa que, para el primer ajuste, los tiempos de vida predichos por el modelo refinado son similares a los obtenidos mediante el modelo de Taylor para velocidades altas (arriba de los 600 (m/min)); sin embargo, cuando la velocidad de corte disminuye, los resultados tienen mayor discrepancia. Por otro lado, el

segundo ajuste muestra una mayor discrepancia en los datos para velocidades altas y, estos tienen a parecerse al disminuir la velocidad. Tomando en cuenta las velocidades recomendadas por la norma descritas anteriormente, se tomará el segundo ajuste, donde el valor de la constante propuesta es $k_a = 2.6 \times 10^{-7}$, para la realización del análisis paramétrico posterior. En la Figura 3.6 b) se muestra el ajuste del modelo, limitado a los rangos mencionados.

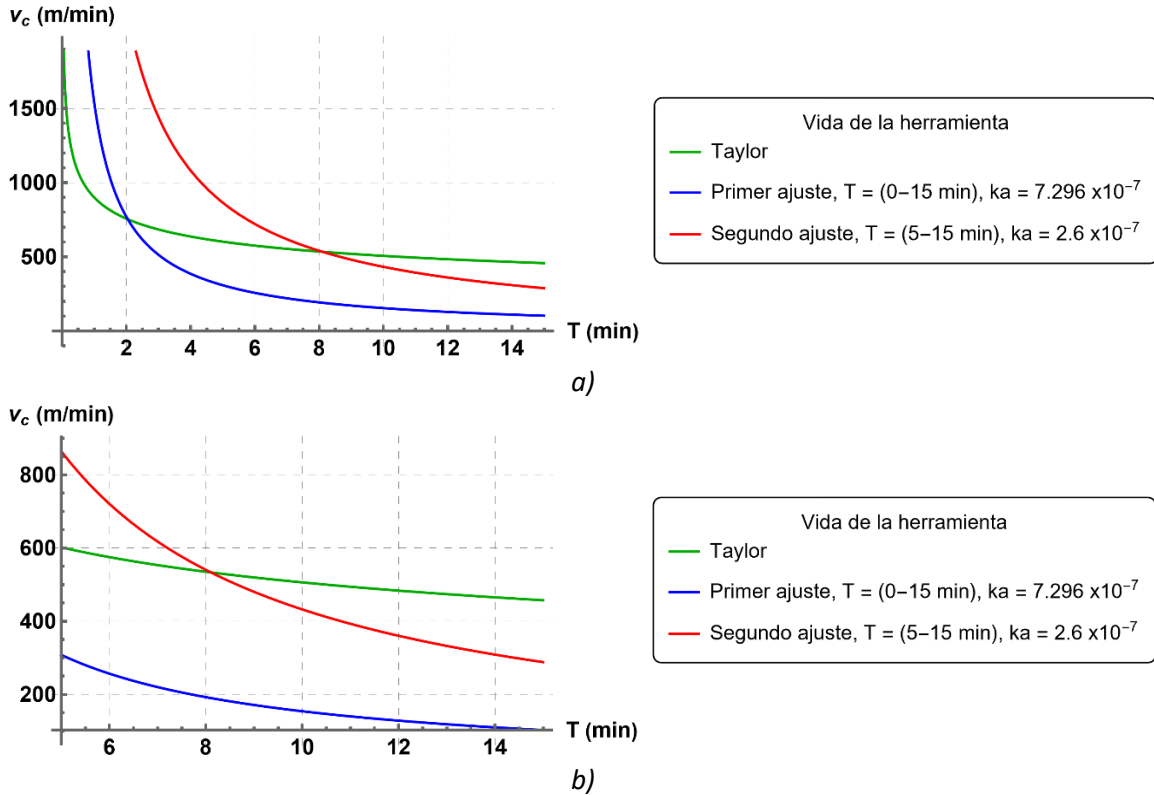


Figura 3.6. Resultado de la calibración del modelo refinado; a) se muestra el resultado de ambos ajustes para tiempos de vida de la herramienta de 0 a 15 minutos y, b) se muestra solo el rango de interés de los tiempos de vida de la herramienta.

3.3.3 Dureza en función de la temperatura

Para determinar la dureza en función de la temperatura se usará la aproximación de Tabor para conocer el valor de la dureza. Además, el esfuerzo de cedencia se determinará con la ley de endurecimiento de Johnson-Cook. Entonces, la dureza de la herramienta está dada por:

$$H = 3\sigma_c \quad (83)$$

$$H = 3 \left[(\sigma_0 + k\varepsilon^n) \left(\left(1 + c \ln \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \left(1 - \left(\frac{\Theta_{TC} - \Theta_{amb}}{\Theta_f - \Theta_{amb}} \right)^m \right) \right) \right] \quad (84)$$

En la Tabla 3.4 se muestran los coeficientes y exponentes de la ecuación de Johnson-Cook para carburo de tungsteno.

Tabla 3.4. Constantes de la ecuación de Johnson-Cook para carburo de tungsteno.

<i>Constantes</i>	<i>Valor</i>
<i>Esfuerzo de cedencia, σ_0</i>	<i>3.0 GPa</i>
<i>Coefficiente de endurecimiento, k</i>	<i>89.0 GPa</i>
<i>Exponente de endurecimiento, n</i>	<i>0.65</i>
<i>Coefficiente de rapidez de deformación, c</i>	<i>0.0</i>
<i>Exponente de reblandecimiento térmico</i>	<i>1.0</i>
<i>Temperatura de fusión, Θ_f</i>	<i>1495 °C</i>

**Datos obtenidos de [25]*

Para el modelado se toma como consideración que la herramienta es rígida, por lo tanto, esta no sufrirá deformación a lo largo del proceso de maquinado, entonces, $\varepsilon = 0$. Por consiguiente, el modelado de la dureza se reduce a la expresión:

$$H = 3 \left[\sigma_0 \left(1 - \left(\frac{\Theta_{TC} - \Theta_{amb}}{\Theta_f - \Theta_{amb}} \right) \right) \right] \quad (85)$$

Donde, Θ_{TC} es la temperatura de la superficie de contacto viruta herramienta. Después, para predecir la temperatura de corte se utilizará el modelo desarrollado por Cook (véase sección 2.2.2) para estimar la temperatura de la superficie herramienta-viruta. Por lo tanto, la expresión que permite estimar la dureza durante el proceso de maquinado se define como:

$$H = 3 \left[\sigma_0 \left(1 - \left(\frac{0.4 F_{xmin} \left(\frac{v_c p}{\alpha} \right)^{\frac{1}{3}}}{\rho c_p a p \left(\frac{v_c p}{\alpha} \right)^{\frac{1}{3}}} \right) \right) \right] \quad (86)$$

Analizando la ecuación anterior se puede observar que la dureza de la herramienta depende de la fuerza de corte, que se tomará como la fuerza minimizada por el ángulo de corte, y por la velocidad de corte. En la Tabla 3.5 se muestran las propiedades térmicas del material de trabajo, en este caso es Al con 15% en peso de SiC, utilizadas para el cálculo de la temperatura de corte. Las propiedades del material de la herramienta son las mismas que las mostradas en la Tabla 3.4.

Tabla 3.5. Propiedades térmicas del Al con 15% en peso de SiC.

Propiedad	Valor
Densidad, ρ	2790 (kg/m ³)
Calor específico, c_p	836 (J/kg °C)
Difusividad térmica, α_T	750 x 10 ⁻⁶ (m ² /min)

*Datos obtenidos de [26,27]

3.3.4 Modelo de la vida de la herramienta con reblandecimiento de la herramienta

La obtención del modelo que permite estimar la vida de la herramienta se obtiene sustituyendo el valor de la dureza de la ecuación (86) en el modelo obtenido en la ecuación (85). De esta manera, se obtiene un modelo que toma en cuenta el reblandecimiento de la herramienta:

$$v_c = \frac{1}{k_a} H (VB_c)^2 \left(\tau_c \left(r_\epsilon \left[\frac{\pi}{2} + \sin^{-1} \left(\frac{p}{2r_\epsilon} \right) \right] + a - r_\epsilon \right) r_n \left[1 + \frac{\pi}{2} \tan \left(\frac{\pi}{4} + \frac{\alpha_a}{2} \right) \right]^{-1} \left(a \frac{\tan \alpha_a}{1 - \tan \alpha_a \tan \alpha_0} \right) \frac{1}{T} \right) \quad (87)$$

Donde, la dureza H , mostrada en la ecuación (86), está en función de la temperatura de maquinado. Sin embargo, el objetivo del modelado es obtener una expresión de la velocidad de corte en función de la vida de la herramienta $v_c = f(T)$. Al analizar el modelo anterior se puede observar que la velocidad de corte v_c aparece en ambos lados de la ecuación, por lo que es necesario resolver la expresión para v_c , dando como resultado una ecuación de tercer grado. Debido a que la resolución de la ecuación cúbica no es tan sencilla, se recurrió nuevamente a la paquetería Mathematica ® para resolver la ecuación; además, definieron nuevos símbolos para grupos de variables que aparecen en las ecuaciones. Al ser una ecuación de tercer grado se obtienen tres soluciones: 2 soluciones complejas conjugadas y una solución real. En el modelo que se propone el en presente texto se tomará en cuenta la solución real obtenida. El modelo que se obtuvo es el siguiente.

$$v_c = A - B + C \quad (88)$$

Donde:

$$A = \frac{\lambda}{\Gamma F_{ya} T} \quad (89)$$

$$B = \frac{\left(\frac{2}{3} \right)^{\frac{1}{3}} (\lambda \phi)^3}{\left(\Gamma F_{ya} T \right)^3 \left(-\frac{9 \Delta \theta^6 \lambda^4 \phi^3}{\Gamma F_{ya} T} + \frac{\sqrt{3} \sqrt{27 \Gamma F_{ya} T \Delta \theta^{12} \lambda^8 \phi^6 + 4 (\Delta \theta \lambda \phi)^9}}{\left(\Gamma F_{ya} T \right)^{\frac{9}{2}}} \right)^{\frac{1}{3}}} \quad (90)$$

$$C = \frac{\left(-\frac{9 \Delta\theta^6 \lambda^4 \phi^3}{\Gamma F_{ya} T} + \frac{\sqrt{3} \sqrt{27 \Gamma F_{ya} T \Delta\theta^{12} \lambda^8 \phi^6 + 4(\Delta\theta \lambda \phi)^9}}{(\Gamma F_{ya} T)^{\frac{9}{2}}} \right)^{\frac{1}{3}}}{18^{\frac{1}{3}} \Delta\theta^3} \quad (91)$$

A continuación, se muestran las variables que se utilizaron para agrupar algunos parámetros con el fin de simplificar el modelo:

$$\Gamma = \frac{1}{a} \frac{1 - \tan \alpha_0 \tan \alpha_0}{\tan \alpha_0} \quad (92)$$

$$\lambda = \frac{3VB_c^2 \sigma_0}{k_a} \quad (93)$$

$$\phi = \frac{0.4\tau_c}{\rho c_p} \frac{1 + (-\eta + \sqrt{1 + \eta^2})^2}{(-\eta + \sqrt{1 + \eta^2} - \eta(-\eta + \sqrt{1 + \eta^2}))^2} \left(\frac{p}{\alpha_T} \right)^{\frac{1}{3}} \quad (94)$$

$$\Delta\theta = \theta_f - \theta_{amb} \quad (95)$$

4. ANÁLISIS PARAMÉTRICO

4.1 Predicción de las fuerzas de corte

En la presente sección se muestran las gráficas que describen el comportamiento de la fuerza de corte en función del ángulo de corte y, el comportamiento de las fuerzas de corte para el ángulo de corte que minimiza la energía del proceso para distintos ángulos de ataque y coeficientes de fricción. Además, se hace el comparativo de la fuerza de corte con la fuerza de arado para conocer su comportamiento.

Los resultados obtenidos se realizan tomando en cuenta las propiedades del MMC base Al con 15% en peso de SiC. Las condiciones de corte, la geometría de la herramienta y demás cuestiones se describirán explícitamente en cada sección. Las gráficas se obtuvieron a partir de la programación del modelo de corte ortogonal en la paquetería Mathematica ®.

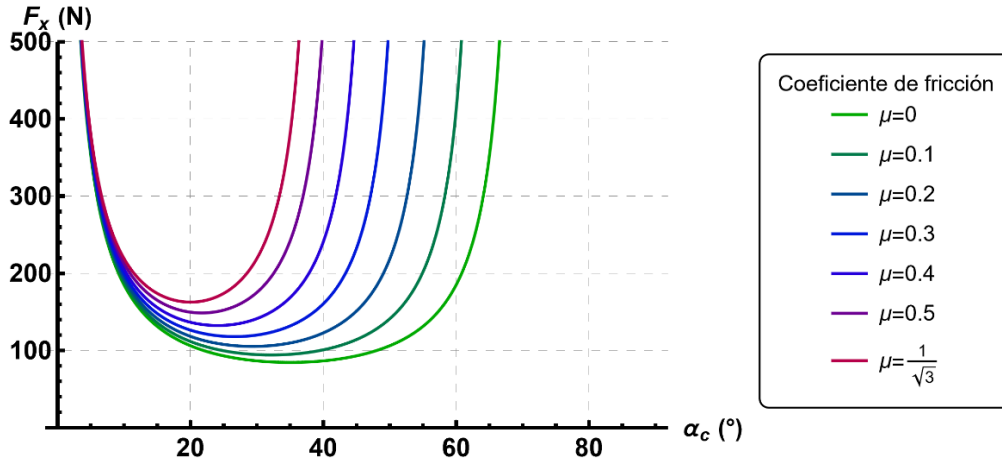
4.1.1 Fuerzas de corte en función del ángulo de corte

En la figura se muestra el comportamiento de la fuerza de corte F_x en función de ángulo de corte α_c para tres distintos valores del ángulo de ataque: $\alpha_a = -20^\circ$, $\alpha_a = 0$ y $\alpha_a = 20^\circ$. Los valores se seleccionaron con el fin de conocer cómo afecta la fuerza de corte al usar herramientas con ángulos negativos, ángulos neutros y ángulos positivos. Por último, para cada ángulo se grafican para distintos valores de coeficiente de fricción. Las condiciones de corte seleccionadas se muestran en la Tabla 4.1.

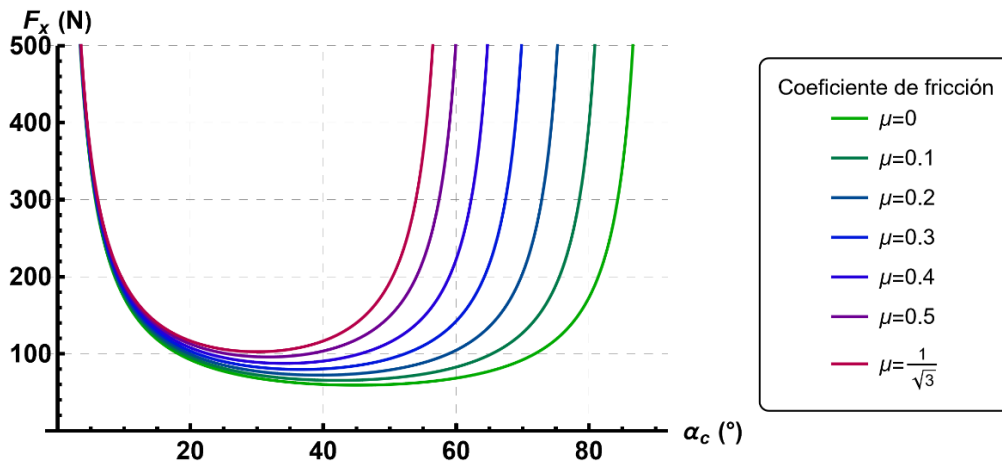
Tabla 4.1. Condiciones de corte.

<i>Parámetro</i>	<i>Valor</i>
<i>Avance, f</i>	<i>0.1 (mm/rev)</i>
<i>Ancho de corte, d</i>	<i>1 mm</i>

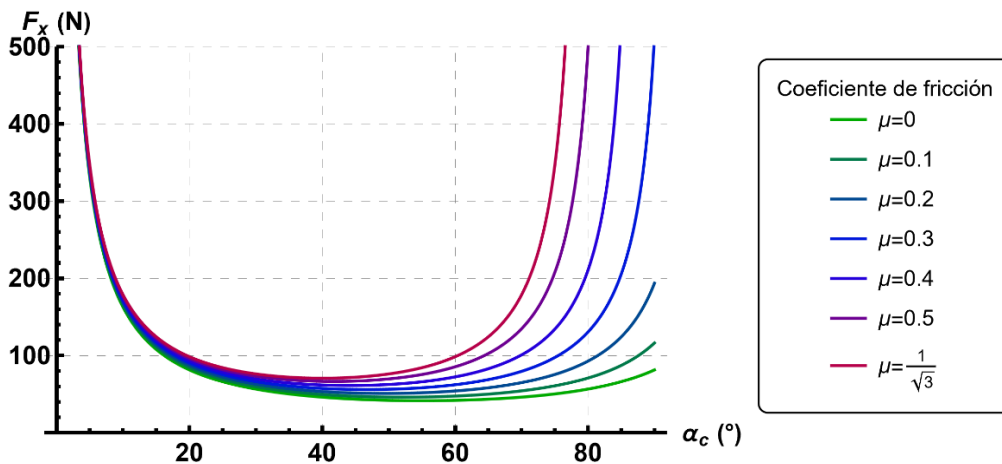
En la Figura 4.1 se muestran las gráficas correspondientes. Lo primero que se puede observar es algo lógico y que se esperaba desde antes de obtener la gráfica: un valor alto en el coeficiente de fricción se traduce en un aumento de la fuerza de corte, para todas las condiciones de corte, así como de los ángulos de corte. Por otro lado, se observa que al ir incrementado α_c la fuerza de corte disminuye hasta alcanzar un mínimo. Si se incrementa α_c volverá a crecer F_x . El valor del mínimo se ve afectado por el valor del coeficiente de fricción, para valores de μ mayores, el valor de α_c para el cual F_x es mínimo, crece.



a)



b)



c)

Figura 4.1. Fuerza de corte en función del ángulo de corte para tres valores diferentes de ángulos de ataque: a) $\alpha_a = -20^\circ$, b) $\alpha_a = 0$ y c) $\alpha_a = 20^\circ$.

Por último, se observa que el ángulo de ataque α_a juega un papel importante en el maquinado, al incrementar su valor, el valor de la fuerza de corte disminuye y, además, el valor de α_c para el cual F_x es mínimo aumenta. Por lo que, se comprueba la hipótesis de Merchant (véase sección 2.1.3), en la cual menciona que el ángulo de corte α_c no es una variable libre y depende de los valores de μ y α_a . Los resultados de la minimización de α_c se muestran en la siguiente sección.

4.1.2 Fuerza de corte con α_c mínimo

Los resultados de la minimización de la fuerza se obtienen a partir de la ecuación (34). Las condiciones de corte se mantienen iguales que en la sección anterior (Tabla 4.1). Debido a que la minimización eliminó la variable α_c , solo se puede variar α_a y μ , por lo que solo se analiza las dos variables anteriormente mencionadas.

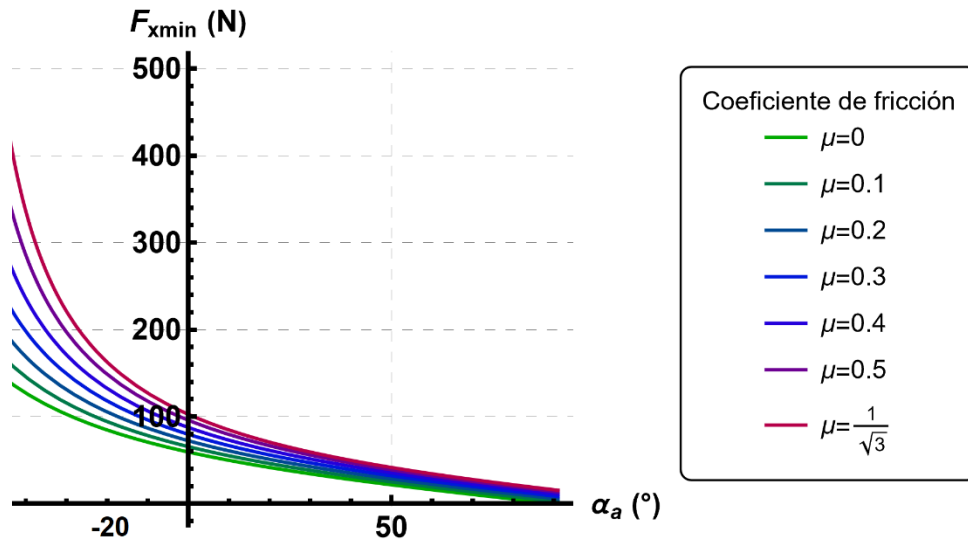


Figura 4.2. Fuerza de corte minimizada en función de ángulo de ataque.

En la Figura 4.2 se muestra la gráfica de la fuerza minimizada en función del ángulo de ataque. Al igual que en la sección anterior, se observa que el incremento en el coeficiente de fricción conlleva un incremento en la fuerza de corte. Además, se confirma que para α_a negativos se obtienen altas fuerzas de corte, las cuales disminuyen al incrementar el ángulo de ataque.

En la Figura 4.3 se muestra una gráfica de tres ejes, en la cual se observa de una forma más ilustrativa la influencia del ángulo de ataque y el coeficiente de fricción en la fuerza de corte minimizada. Por otro lado, en la Figura 4.4 se muestra la fuerza de empuje minimizada $F_{y\min}$, para poder observar el comportamiento de la fuerza vertical en función del ángulo de ataque. En la gráfica se observa que, a partir de un valor del ángulo de ataque, la fuerza vertical cambia de sentido. Este ángulo depende del coeficiente de fricción y está dado por

la relación: $\mu = \tan \alpha_a$. Se cumple que, para la relación anterior, la fuerza de empuje F_{ymin} es cero, si se incrementa el ángulo de ataque cambia la dirección de la fuerza de empuje.

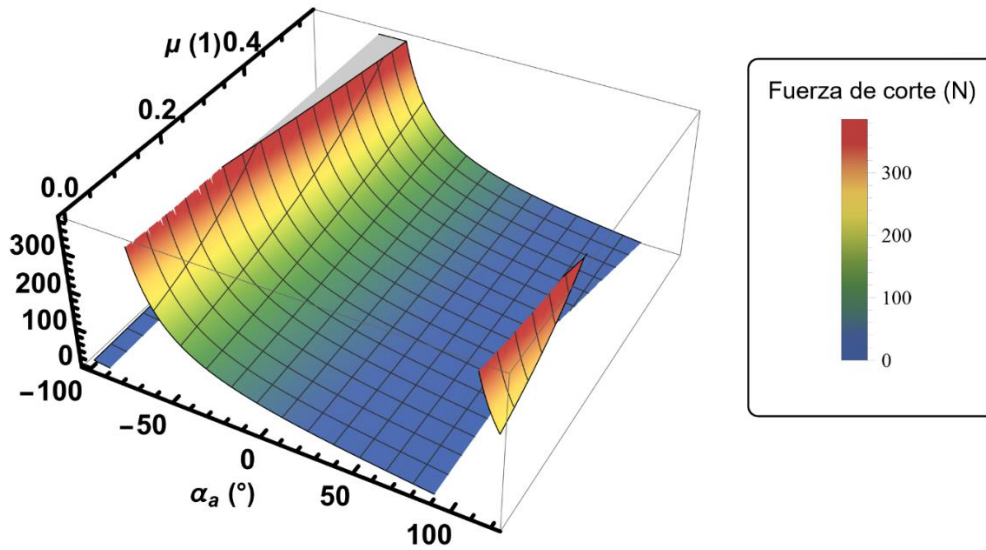


Figura 4.3. Grafica de tres ejes de la fuerza de corte en función del ángulo de corte y el coeficiente de fricción.

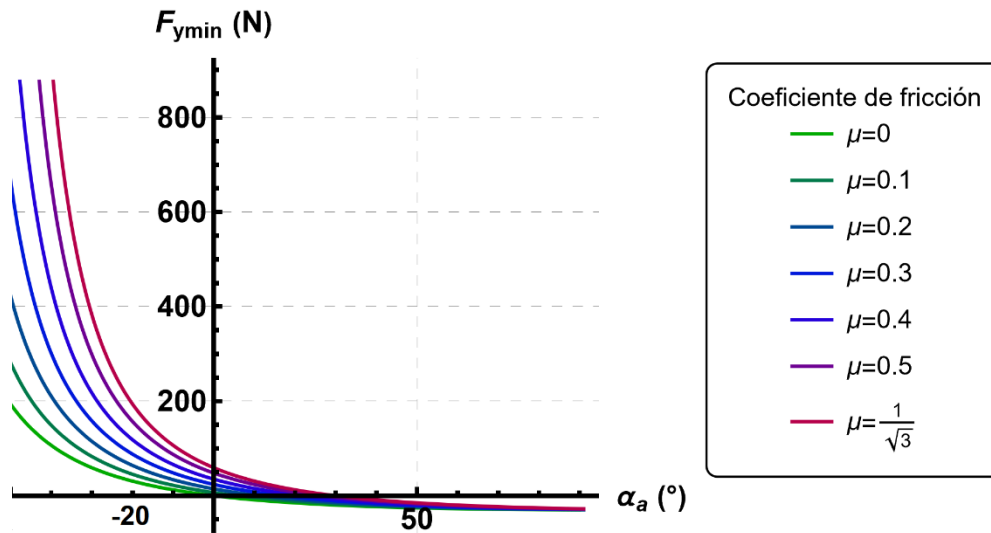


Figura 4.4. Fuerza de empuje en función del tiempo para Al 15% SiC.

4.1.3 Evolución de la fuerza de arado

Como se mencionó, la fuerza de arado F_{ya} se tomó como alternativa a la fuerza de empuje mínima $F_{ymín}$ para el modelado del desgaste del flanco. Al analizar la expresión que define la ecuación que define la fuerza de arado (sección 2.1.5), se nota que F_{ya} depende de 2 variables principalmente: en ángulo de ataque α_a y el radio del filo de la herramienta r_f .

En la Figura 4.5 se muestra el efecto del ángulo de ataque en la fuerza de arado. Cuando se maquina con herramientas de ángulos de ataque negativos, la fuerza de arado disminuye, y esta aumenta a medida que crece el ángulo de ataque. Sin embargo, su efecto no es tan significativo como el mostrado en la Figura 4.6, en donde se muestra el efecto del radio del filo de corte de la herramienta. En la figura se aprecia un comportamiento lineal de la fuerza de corte con el radio de filo. En el caso teórico de una herramienta con $r_f = 0$, la fuerza de arado es cero. Sin embargo, en este caso teórico, el desgaste por astillamiento podría ser severo.

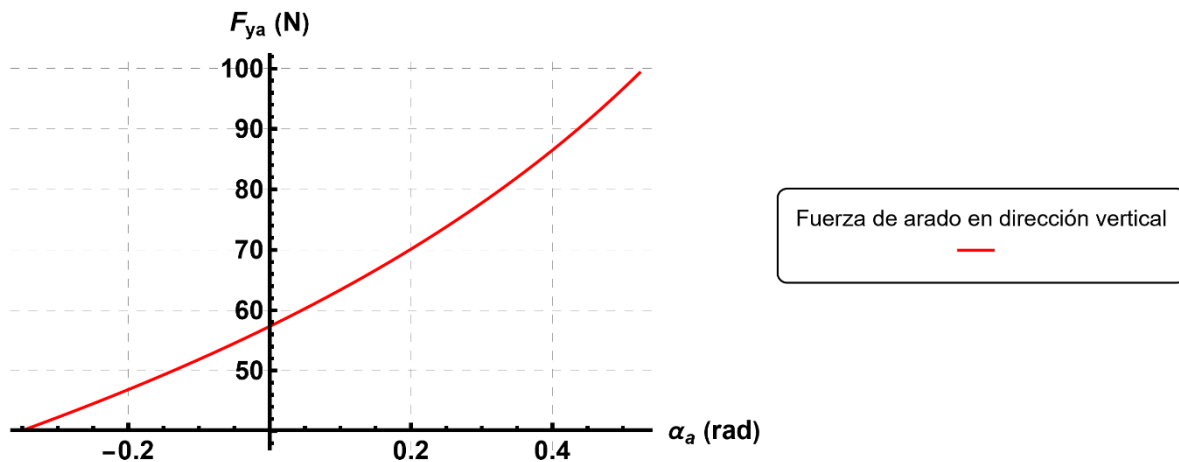


Figura 4.5. Fuerza de arado en función del ángulo de ataque.

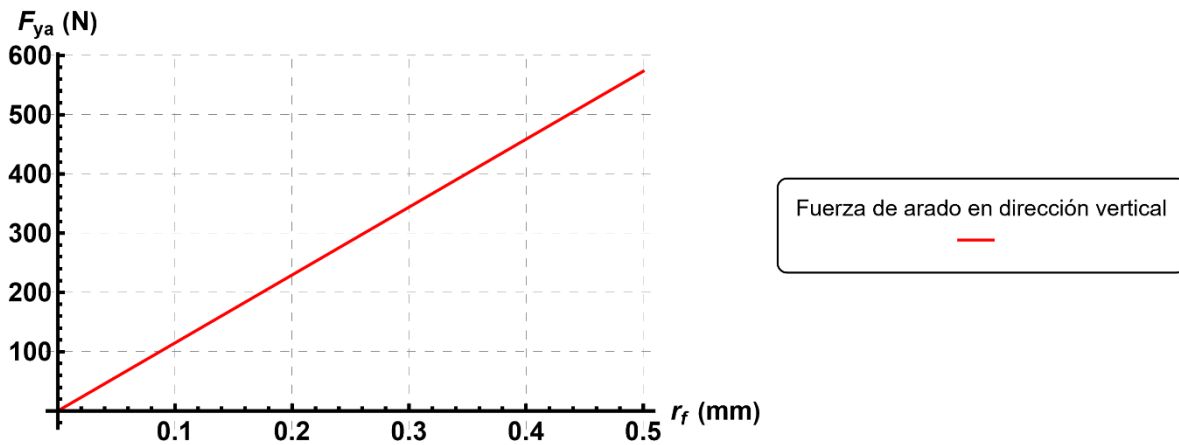


Figura 4.6. Fuerza de arado en función del radio de filo.

4.2 Evolución del desgaste del flanco

En la presente sección se muestra la evolución del desgaste del flanco de una herramienta de carburo de tungsteno en el maquinado de un MMC con matriz de aluminio y reforzado con partículas de SiC en un 15% del peso total. Las gráficas que se muestran son obtenidas a partir de los modelos desarrollados en el capítulo 3. Se realiza un análisis para conocer cómo afectan las variaciones en los parámetros de corte en el desgaste de la herramienta. Además, se hace las comparaciones entre la primera aproximación del modelo y el modelo con y sin reblandecimiento de la herramienta.

4.2.1 Predicción del desgaste del flanco usando la primera aproximación del modelo

En esta sección se analiza el modelo simplificado despreciando el reblandecimiento de la herramienta propuesto (*ecuación (59)*) para predecir el desgaste del flanco de la herramienta. Es importante recordar que esta primera aproximación toma $F_{y\text{mín}}$ como la responsable del desgaste del flanco.

Para esta aproximación se tomará una velocidad de corte constante de $v_c = 250$ m/min y, el valor de la constante propuesta es igual a $k_a = 1.28 \times 10^{-6}$. Además, en la Tabla 4.2 se muestran las propiedades de la herramienta y de la pieza de trabajo utilizadas.

Tabla 4.2. Propiedades usadas para la primera aproximación.

Propiedades	Valor
Resistencia al corte del Al con 15% SiC	296 MPa
Dureza de la herramienta	9 GPa

*Datos obtenidos de [25,27]

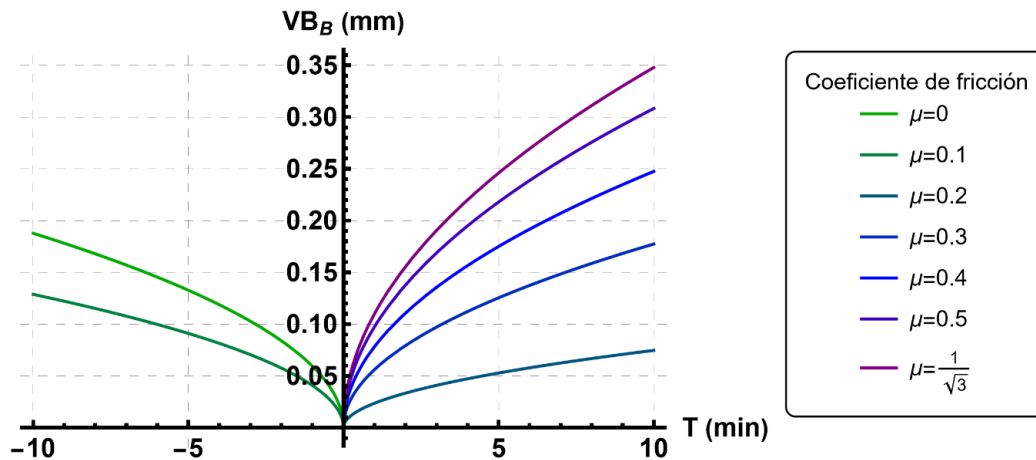


Figura 4.7. Evolución del desgaste del flanco para diversos valores de coeficiente de fricción usando la primera aproximación.

En la Figura 4.7 se observa que para los valores de μ igual a 0 y 0.1 se obtienen velocidades de desgaste para tiempos negativos, lo cual físicamente no tiene sentido, mientras que para los demás valores se observa un comportamiento lógico. Estos resultados negativos están directamente relacionados con los resultados obtenidos en la Figura 4.4, donde se obtienen que valores negativos para la fuerza vertical. Debido a esto, se descartará este modelo para los posteriores análisis y, en su lugar se tomará el modelo refinado desarrollado en la siguiente sección, el cual considera la fuerza de arado en dirección vertical como la responsable del desgaste del flanco, desarrollado en la sección 3.3. En el capítulo 5 se retomará esta primera aproximación para comprender el error en el modelado.

4.2.2 Predicción del desgaste de la herramienta usando el modelo refinado sin reblandecimiento de la herramienta

En esta sección se muestran los resultados de la evolución del desgaste tomando en cuenta el modelo propuesto desarrollado en la sección 3.3. Es importante recordar que este modelo contempla la fuerza de arado en dirección vertical F_{ya} como la responsable del desgaste del flanco de la herramienta en lugar de la fuerza de empuje F_y . Al no considerarse el reblandecimiento de la herramienta, la dureza de la herramienta se mantiene constante a lo largo del proceso. Además, el valor de la constante propuesta es $k_a = 2.6 \times 10^{-7}$, obtenido a partir del segundo ajuste mostrado en la sección 3.3.2.

Los parámetros del corte, geometría de la herramienta y propiedades de los materiales contemplados en el modelo se muestran en la Tabla 4.3.

Tabla 4.3. Parámetros considerados para el modelo refinado.

<i>Parámetro</i>	<i>Valor</i>
<i>Avance, f</i>	<i>0.1 mm/rev</i>
<i>Profundidad de corte, d</i>	<i>1 mm</i>
<i>Geometría de la herramienta</i>	
<i>Ángulo de ataque, α_a</i>	<i>6°</i>
<i>Ángulo de flanco, α_0</i>	<i>5°</i>
<i>Radio de la nariz, r_n</i>	<i>0.8 mm</i>
<i>Radio del filo, r_f</i>	<i>0.05 mm</i>
<i>Propiedades</i>	
<i>Resistencia al corte del Al con 15% de SiC, τ_c</i>	<i>296 MPa</i>
<i>Dureza de la herramienta a temperatura ambiente, H_0</i>	<i>9 GPa</i>

**Datos obtenidos de [25,27]*

En la Figura 4.8 se muestran los resultados obtenidos del modelo sin reblandecimiento para el desgaste de la herramienta. Se puede observar como la velocidad juega un papel

importante en el desgaste, ya que a mayores velocidades de corte se presenta un mayor desgaste del flanco. Sin embargo, esto solo es válido en el rango de velocidades del maquinado convencional, sin tomar en cuenta el maquinado a alta velocidad.

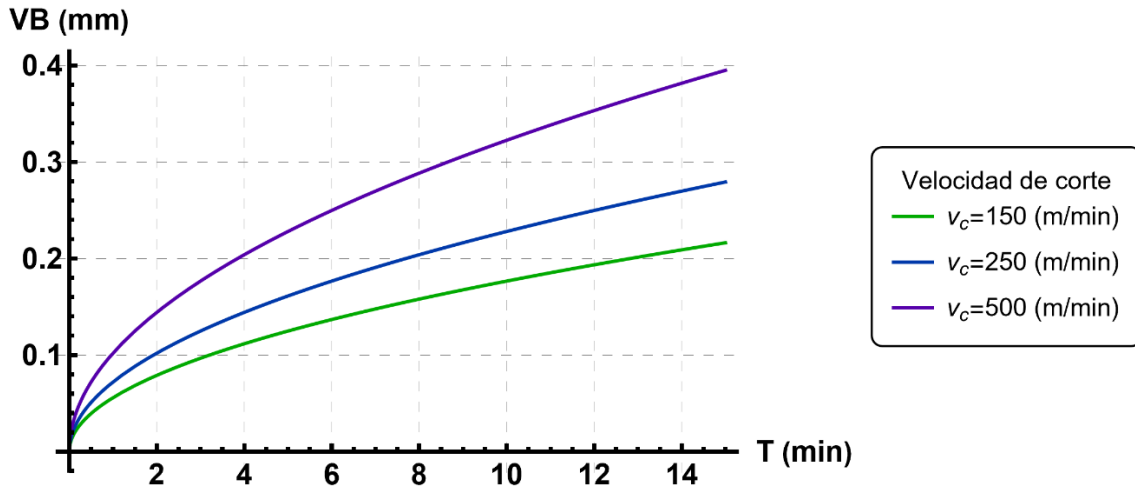


Figura 4.8. Desgasta de flanco de la herramienta para diferentes velocidades usando el modelo refinado sin reblandecimiento.

Analizando el modelo (ecuación (80)) se observa que la fricción que existe entre la cara de la herramienta y la viruta no afecta a la evolución del desgaste del flanco, como en el modelo anterior. Por lo tanto, μ no será un parámetro para analizar. Además, recordando que los principales parámetros que afectan el valor de la fuerza de arado son: el ángulo de ataque α_a y el radio del filo de la herramienta r_f , por lo que serán los parámetros para analizar. Para ello, se mantendrá una velocidad constante a lo largo del maquinado igual a $v_c = 250$ m/min. En la Figura 4.9 se muestra el resultado del análisis del ángulo de ataque. En las curvas se observa que el incremento en el ángulo de ataque se traduce en un aumento del desgaste de la herramienta.

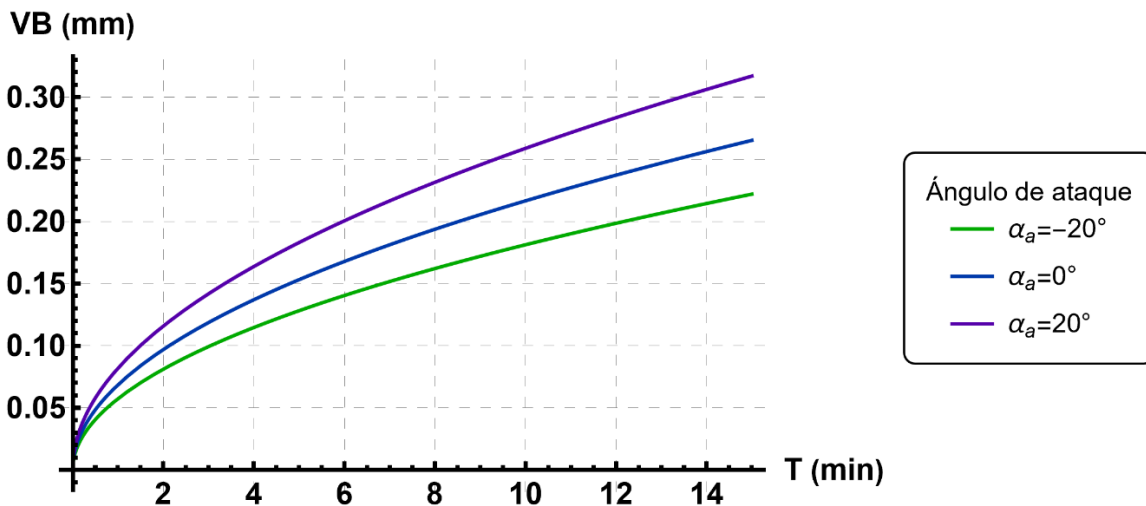


Figura 4.9. Desgaste del flanco para tres valores de ángulo de ataque.

Por otro lado, en la Figura 4.10 se muestra el efecto de la variación del radio del filo de la herramienta en el desgaste del flanco. En un principio, la magnitud del desgaste no se ve afectada para r_f muy bajos ($r_f < 0.02$ mm); sin embargo, al ir aumentando r_f el desgaste aumenta considerablemente, teniendo para $r_f = 0.5$ mm un desgaste del flanco igual a $VB_B = 0.7$ mm, lo cual es excesivo considerando que el criterio para el cambio de la herramienta es un desgaste igual a $VB_C = 0.3 - 0.6$ mm. Lo anterior se debe al efecto que tiene el radio del filo de la herramienta en la fuerza de arado, haciendo que esta crezca a medida que crece r_f . En el caso teórico de tener una herramienta con $r_f = 0$, el valor de F_{ya} es cero, por lo que no existiría desgaste del flanco.

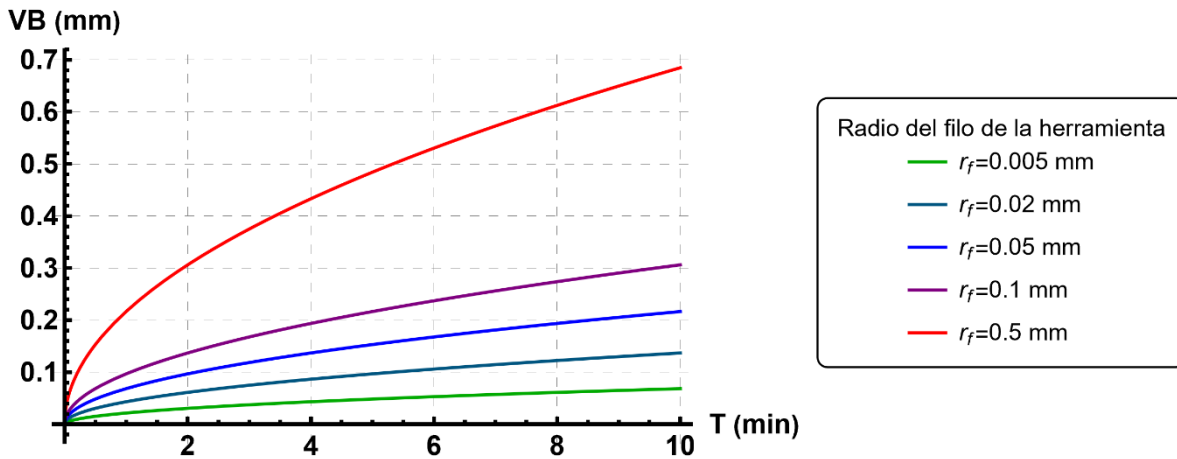


Figura 4.10. Desgaste del flanco para cinco valores del radio del filo de la herramienta.

4.2.3 Predicción del desgaste de la herramienta usando el modelo refinado con reblandecimiento de la herramienta

En esta sección se muestran los resultados de la evolución del desgaste tomando en cuenta el modelo propuesto desarrollado en la sección 3.3.4. Al igual que en el modelo anterior, se contempla la fuerza de arado en dirección vertical F_{ya} como la responsable del desgaste del flanco. Sin embargo, este modelo considera el efecto de la temperatura en la dureza de la herramienta y, por ende, en el desgaste de la misma.

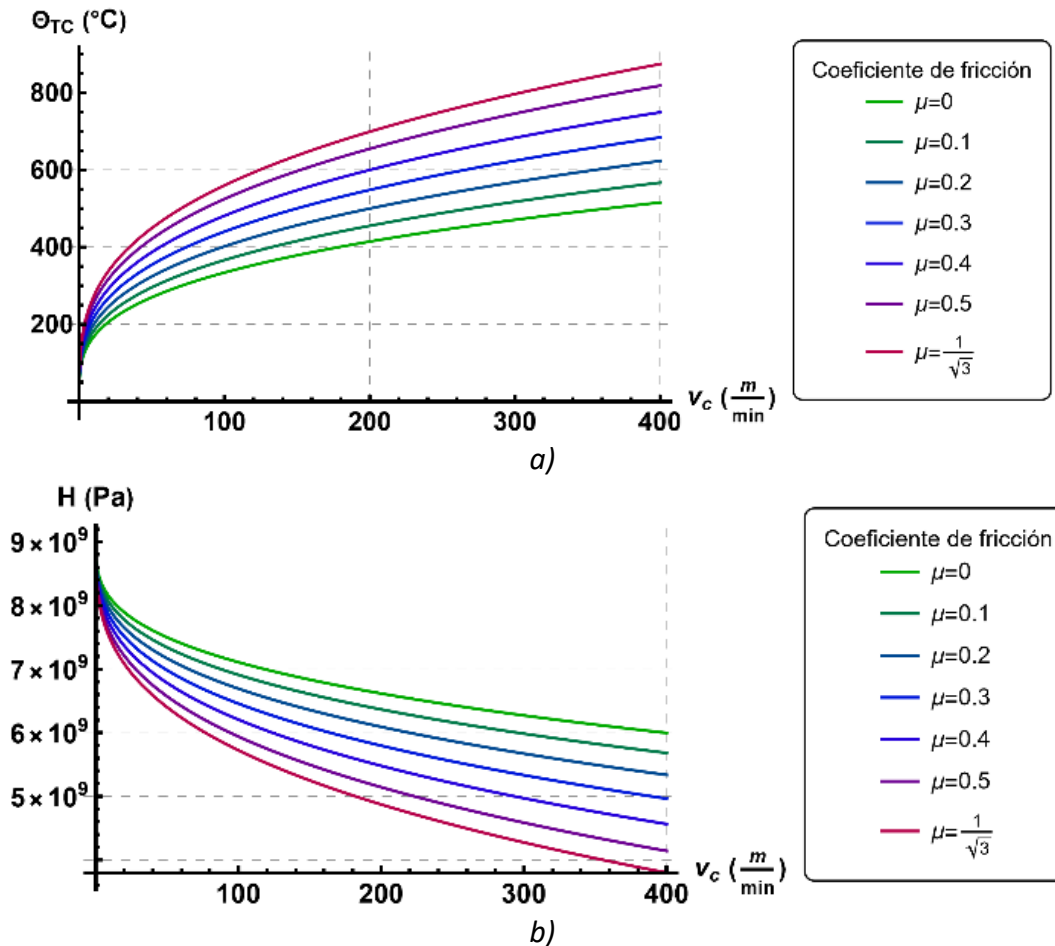
Los parámetros del corte, geometría de la herramienta, el valor de la constante propuesta k_a y propiedades de los materiales contemplados son los mismos que los considerados para el modelo anterior (Tabla 4.3). Las propiedades de la herramienta son las mismas que las de la Tabla 3.4, mientras que, las propiedades térmicas de la pieza de trabajo se muestran en la Tabla 4.4.

Tabla 4.4. Propiedades térmicas del Al con 15% de SiC.

Propiedad	Valor
Densidad del Al con 15% SiC, ρ	2790 (kg/m ³)
Calor específico del Al con 15% SiC, c_p	800 (J/kg °C)
Difusividad térmica del Al con 15% SiC, α_T	4.03×10^{-3} (m ² /min)

*Datos obtenidos de [22,27]

Para comenzar, se analiza en efecto de la temperatura en la dureza de la herramienta. El primer aspecto para destacar es el efecto de μ y v_c . En la Figura 4.11 se muestra que, al aumentar el valor de μ y v_c aumenta la temperatura de corte. Por lo tanto, a altas velocidades de corte y altos coeficientes de fricción, la temperatura de corte será alta. Después, la dureza de la herramienta tiene dependencia al valor de la temperatura de corte, por lo tanto, también tiene dependencia a la velocidad de corte. Entonces, si v_c aumenta, aumentará la temperatura y, por ende, la dureza de la herramienta disminuye.

**Figura 4.11.** Efecto de la velocidad en: a) la temperatura de corte y b) dureza de la herramienta.

En la Figura 4.12 se muestran los resultados del desgaste del flanco usando el modelo con y sin reblandecimiento de la herramienta. Se aprecia que los datos muestran un desgaste del flanco ligeramente mayor para el modelo que toma en cuenta el reblandecimiento en comparación al que no lo toma. Los resultados son los esperados, y están provocados por la disminución de la dureza de la herramienta cuando aumenta la velocidad de corte. Precisamente, en la figura se muestra que la diferencia del desgaste entre ambos modelos aumenta cuando crece la velocidad de corte.

Por último, en la Figura 4.13 se muestra el efecto del coeficiente de fricción en el desgaste del flanco. En la figura se muestran los valores de desgaste del flanco alcanzados a los 10 minutos de maquinado, para el modelo sin reblandecimiento y, para distintos valores de μ usando el modelo con reblandecimiento. Los resultados muestran que el aumento del coeficiente μ se traduce en un aumento del desgaste del flanco, debido a un incremento en la temperatura de corte.

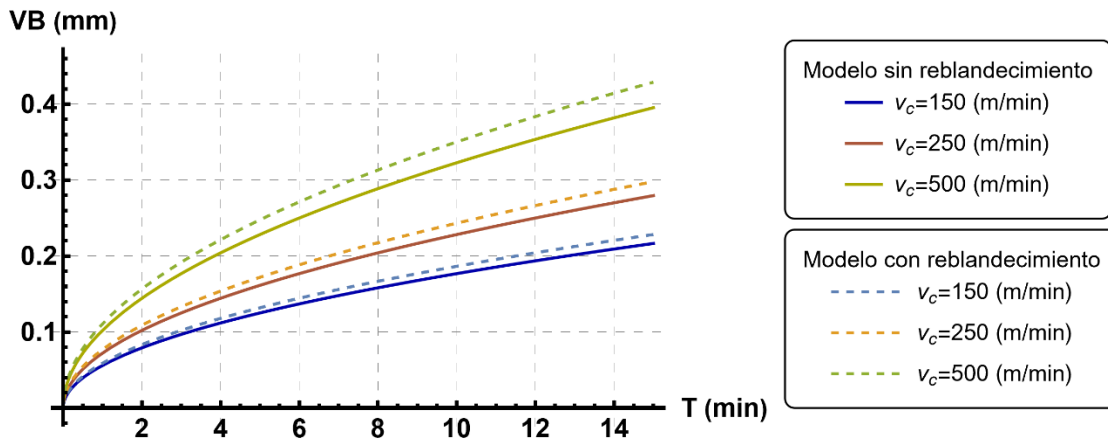


Figura 4.12. Desgaste del flanco usando el modelo sin y con reblandecimiento de la herramienta. Gráficas obtenidas para $\mu = 0$ y $\alpha_a = 0$.

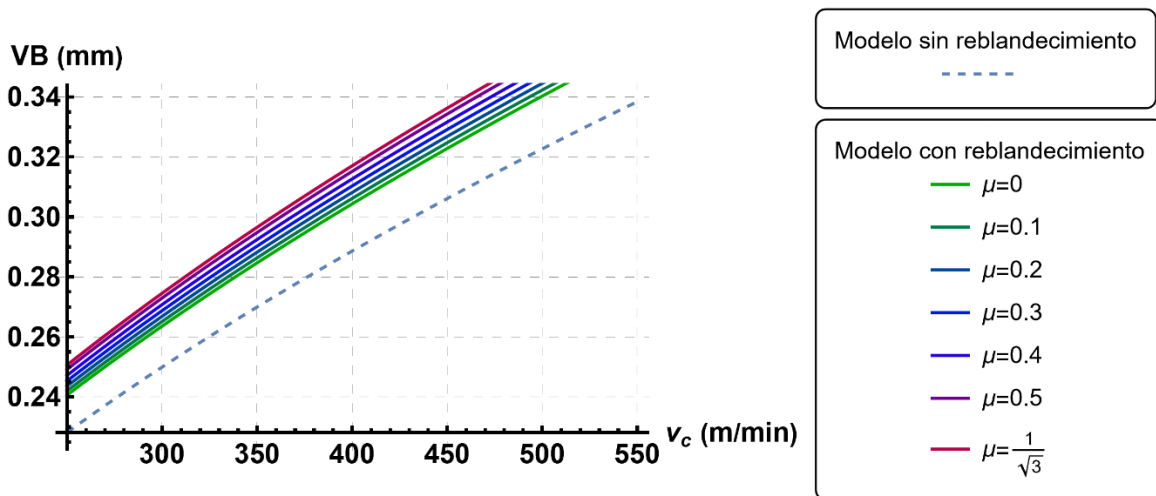


Figura 4.13. Comparación del desgaste del flanco alcanzado usando el modelo sin y con reblandecimiento, en un tiempo de maquinado de 10 minutos.

4.3 Comparación de la vida de la herramienta entre Taylor y el modelo propuesto

Por último, se comparan los modelos desarrollados para predecir la vida de la herramienta con y sin reblandecimiento de la herramienta, con el modelo de Taylor. Los parámetros para el modelo propuesto son los mismos que se usaron en las anteriores secciones (Tabla 4.3); mientras que los valores para las constantes de la ecuación de Taylor son los mismos que se usaron para calibrar el modelo en la sección 3.2.3.

En la Figura 4.14 se muestra la comparación entre el modelo de la vida de la herramienta de Taylor y los modelos que se proponen en el presente texto, con y sin reblandecimiento de la herramienta. Se observa en la gráfica que, para los primeros seis minutos de maquinado el modelo de Taylor predice tiempos de la vida de la herramienta menores que los modelos propuestos para una misma velocidad de corte; después, los modelos coinciden en un punto y luego, el tiempo de vida estimado disminuye para los modelos propuestos en comparación con el modelo de Taylor, siendo menor para el modelo con reblandecimiento. Es lógico pensar que para un mayor μ , el tiempo de vida de la herramienta disminuya, ya que aumenta el desgaste. Lo anterior se comprueba en la misma figura. Se observa que para el caso de fricción adherente ($\mu = 1/\sqrt{3}$) la curva se “desplaza” para la izquierda, lo que indica que la vida de la herramienta disminuye para una misma velocidad con respecto a la simulación anterior.

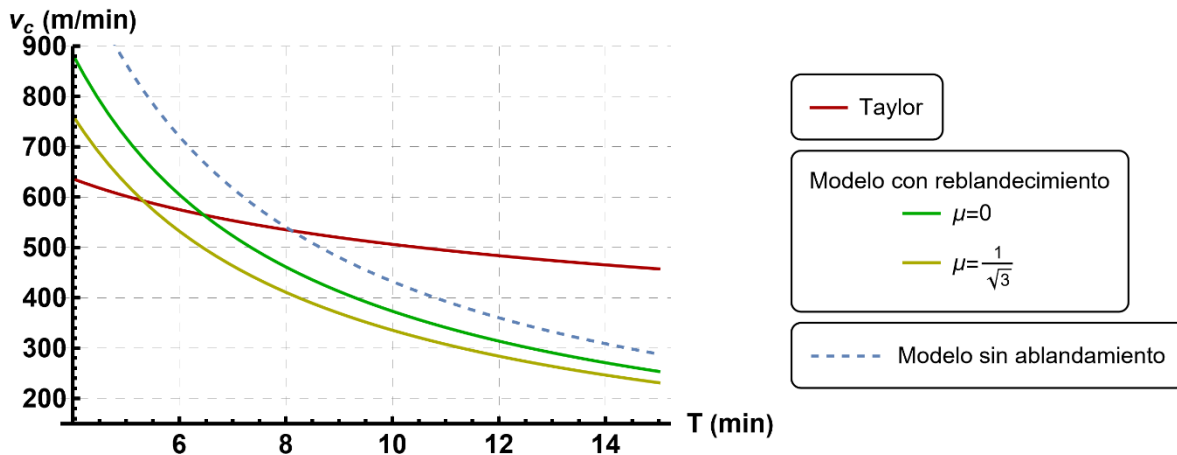


Figura 4.14. Comparación de la vida de la herramienta usando el modelo de Taylor y los modelos propuestos: con y sin reblandecimiento de la herramienta. Ambos modelos propuestos con $\alpha_a = 0$.

Por último, en la Figura 4.15 se muestran los tiempos de vida de la herramienta de carburo de tungsteno según el modelo de Taylor, el modelo con y sin reblandecimiento. Los parámetros del modelo son los mismos que los usados en el inicio de esta sección. El criterio seleccionado para el cambio de la herramienta es el indicado por la norma ISO3685:1993, el cual indica que, la vida de la herramienta termina cuando alcanza un valor de desgaste crítico de $VB_c = 0.3$ mm. Con el fin de obtener una imagen clara, los datos en la figura solo

se calcularon para $\mu = 0$. En la Tabla 4.5 se muestra con más detalle los tiempos de vida de la herramienta para otros valores de μ .

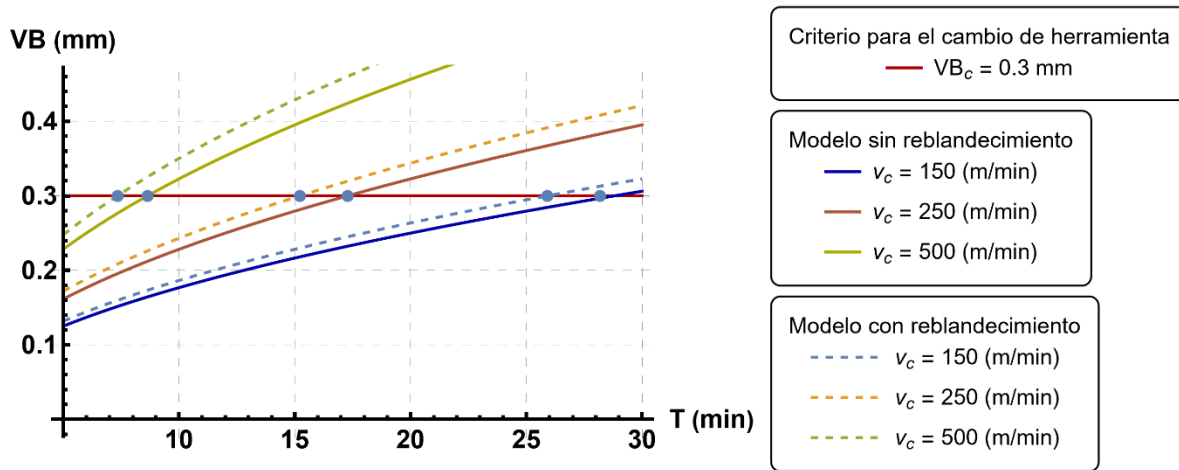


Figura 4.15. Comparación del tiempo de vida de la herramienta usando ambos modelos. Para el modelo con reblandecimiento se considera $\mu = 0$.

Tabla 4.5. Tiempos de vida de la herramienta usando el modelo de Taylor y los modelos propuestos.

	T (min) para $v_c = 150$ (m/min)	T (min) para $v_c = 250$ (m/min)	T (min) para $v_c = 500$ (m/min)
Modelo de Taylor	1296	167.96	10.49
Modelo sin reblandecimiento	28.175	17.289	8.644
Modelo con reblandecimiento			
$\mu = 0$	25.913	15.225	7.344
$\mu = 0.1$	25.608	15.008	7.207
$\mu = 0.2$	25.279	14.773	7.060
$\mu = 0.3$	24.926	14.522	6.902
$\mu = 0.4$	24.553	14.257	6.738
$\mu = 0.5$	24.163	13.980	6.560
$\mu = \frac{1}{\sqrt{3}}$	23.882	13.780	6.434

5. DISCUSIÓN

Una vez realizado el análisis paramétrico en el capítulo anterior, se pueden realizar algunos comentarios importantes a destacar. En primer lugar, se obtuvieron resultados lógicos, acorde con los modelos existentes y el proceso real de maquinado. Gracias al modelado se puede analizar el efecto de las diversas variables y parámetros involucrados en el proceso.

El primer modelo realizado para predecir la evolución del desgaste del flanco se realizó considerando la fuerza de empuje F_y , obtenida del modelo ortogonal, como la responsable del desgaste. Sin embargo, al obtener los resultados del modelado de las fuerzas se obtuvieron valores negativos de la fuerza F_y , lo que indicaría que la fuerza cambia de sentido. Con lo anterior, se llegó a la conclusión que F_y no puede ayudar a predecir el desgaste del flanco, ya que esta está equilibrada con la fricción de la cara de la herramienta, la cual no aporta en nada en el desgaste del flanco. Con ello, se realizó un segundo modelo, el cual tomaba la fuerza de arado como la responsable del desgaste. Este segundo modelo dio resultados positivos e, indicó que uno de los principales factores del desgaste del flanco es el radio del filo de la herramienta. A este modelo refinado se buscó añadir el efecto de la temperatura de maquinado. Para ello, se recurrió al modelo de Cook para la predicción de la temperatura de corte y a la ley de endurecimiento de Johnson-Cook para modelar la dureza de la herramienta. Este último modelo fue considerado como el modelo final, con el cual se realizó el análisis paramétrico.

La principal variable que se tomó en cuenta para las fuerzas de corte, desgaste y vida de la herramienta fue la velocidad de corte v_c . A lo largo del presente texto se resaltó su importancia, desde los antecedentes hasta el análisis paramétrico. Esto es de esperarse, debido a que la energía consumida del proceso depende de esta variable, que juega un papel importante en la parte económica. En cuanto al desgaste, se logró conocer su importancia desde el momento que esta aparece en el modelo de desgaste de Archard y en el modelo de la vida de la herramienta de Taylor. Los resultados obtenidos muestran que las altas velocidades de corte se traducen en un elevado valor de desgaste del flanco. Además, al incorporar el efecto del reblandecimiento de la herramienta al modelo con reblandecimiento se nota una vez más la importancia de v_c , ya que al aumentar la velocidad de corte aumenta la temperatura de maquinado. En la Figura 4.11 se muestra que el alza en el valor de la temperatura afectó en el valor de la dureza, sufriendo esta un reblandecimiento debido a la disminución de la dureza, pasando de una dureza de 9 GPa a temperatura ambiente, a 5 GPa cuando la temperatura de maquinado fue igual a 700 °C, la cual se alcanza a una velocidad de corte igual a 200 m/min para una condición sin lubricación. El reblandecimiento de la herramienta es un factor importante, debido a que el desgaste de la herramienta es inversamente proporcional a la dureza de la herramienta. Al disminuir la dureza, la tasa de desgaste se eleva.

Otros parámetros importantes dentro del proceso son los ángulos que definen la geometría de la herramienta. El ángulo de ataque α_a tiene influencia directa en el valor de la fuerza de corte F_x . Al cortar con una herramienta con un α_a negativo se obtiene una elevada F_x , la cual disminuía al aumentar el valor de α_a . Lo anterior se podría interpretar como una regla el usar α_a altos para disminuir el valor de F_x . Sin embargo, se ha reportado en libros y artículos [9, 10] que el elevar demasiado el valor de α_a deja vulnerable la herramienta a las astilladuras y fracturas. Por lo tanto, la predicción de la fuerza de corte brinda una buena guía para la elección del ángulo de corte sin tener fuerzas excesivas y, a la vez cuidar la integridad de la herramienta.

El coeficiente de fricción es la última de las variables dentro del modelo de corte ortogonal que influyen en el desgaste de la herramienta. Sin embargo, su efecto solo se pudo observar en el modelo con reblandecimiento de la herramienta. En los resultados se observó como el aumento de μ incrementó las temperaturas de corte, provocando que la herramienta se ablande y sufra mayor desgaste. A pesar de ello, su efecto no fue muy relevante. Revisando los resultados de la Figura 4.13, se observa que la diferencia del desgaste del flanco entre una condición sin fricción y una sin lubricación es entre 0.01 y 0.03 mm para una misma velocidad de corte. Entonces, no es un valor relevante dentro del desgaste del flanco. Sin embargo, el coeficiente de fricción sí tuvo una gran influencia en la temperatura de corte, ya que entre una condición sin fricción y una condición sin lubricación existe una diferencia de 400 °C para unas mismas condiciones de corte.

Ahora, al comparar los resultados obtenidos con ambos modelos con el modelo de Taylor se observan diferencias considerables, principalmente en la estimación de la vida de la herramienta para velocidades pequeñas. Las principales responsables de estas diferencias son las simplificaciones. Tanto el modelo de Taylor como los modelos propuestos ignoran muchos de los parámetros involucrados en el maquinado. En primer lugar, el modelo de Taylor es un modelo empírico y el valor de las constantes de la ecuación deben obtenerse de manera experimental para cada una de las condiciones de corte, la única variable que considera el modelo es la velocidad de corte. Por lo tanto, las curvas cambian si se realizan cambios en el ángulo de corte, el ángulo de flanco o el radio de filo. Por otro lado, el modelo propuesto añade otra serie de simplificaciones. Para empezar, se basa en el modelo de corte ortogonal y, como ya se ha mencionado es un modelo simplificado del proceso real. Además, el considerar que la fuerza de arado es la única responsable del desgaste del flanco en el maquinado de materiales compuestos de matriz metálica MMC también es una simplificación. Davim [10] propone que a esta fuerza se le debe sumar fuerza provocada por la fractura de las partículas.

Otro de los posibles fallos es la falta de experimentación. Los valores de las constantes para la ecuación de Taylor para el maquinado de MMC fueron obtenidos de diversas fuentes bibliográficas y, a pesar de ello, no fue posible obtener todas las condiciones de corte que usaron los autores en la experimentación. Por lo tanto, los datos usados en el modelo pueden no coincidir con los realizados en la literatura. Por último, el modelo buscaba poder calibrar una función de la forma $C/T^{0.25}$ (Taylor) con una función de la forma k_a/T lo cual no es

posible matemáticamente. Sin embargo, el modelo descrito en la ecuación (87) brinda una gran herramienta para el estudio del desgaste del flanco en trabajos futuros.

A pesar de todo lo anterior, el modelado matemático, tanto del modelo sin reblandecimiento como el que lo considera, aporta elementos valiosos. Brindó una buena representación del fenómeno de desgaste del flanco de la herramienta. En vez de utilizar un modelo puramente empírico, se combinó un modelo clásico de equilibrio de fuerzas con un modelo ampliamente utilizado para el desgaste, permitiendo identificar la importancia relativa de la gran cantidad de variables, constantes y parámetros que están involucrados. El modelo desarrollado en la presente tesis es una herramienta para conocer la influencia de la variación de los parámetros en la vida de la herramienta. Además, su uso no se limita al estudio de maquinado de MMC o herramientas de carburo de tungsteno. Puede ser replicado para diversos materiales, a modificar las propiedades y tomar las consideraciones pertinentes.

Para finalizar, las acciones más importantes que se pueden llevar a cabo para el mejoramiento del modelo son las siguientes:

1. Llevar a cabo los ensayos de maquinado en laboratorio con el fin de definir algunas incógnitas presentadas en este trabajo, como lo son el valor de τ_c y μ .
2. Estudiar de manera experimental, mediante técnicas microscópicas, los mecanismos de desgaste en las herramientas utilizadas.
3. En el maquinado de materiales compuestos, tomar en cuenta el efecto de la fractura de las partículas de refuerzo en el modelado de la fuerza vertical.

CONCLUSIONES

En la presente tesis se lograron incorporar los elementos generales del modelo de corte ortogonal y el modelo de desgaste de Archard. La hipótesis inicial de la investigación se tuvo que modificar a lo largo del análisis. Se llegó a la conclusión que la fuerza de empuje obtenida del modelo de corte ortogonal no puede predecir el desgaste del flanco, y en su lugar se optó por la fuerza de arado como la responsable del desgaste de flanco. La temperatura de maquinado se calculó a partir del modelo de corte ortogonal.

Como resultado se obtuvieron dos modelos: uno que no considera el efecto del reblandecimiento de la herramienta en el desgaste del flanco y uno que si lo considera. Estos modelos fueron programados en la paquetería comercial Mathematica ® para obtener la predicción de las fuerzas de corte, desgaste del flanco y vida de la herramienta. El beneficio del modelo propuesto es el de poder entender y analizar los diferentes parámetros y variables del proceso con ayuda de recursos computacionales, disminuyendo así el número de experimentos que se requieren en la optimización de un proceso de corte.

Además, se ha llegado a demostrar cuales son los parámetros más significativos en los procesos de maquinado. Gracias a ello, se puede generar un boceto para la optimización del proceso, disminuyendo los costos de producción o incrementando la velocidad de producción en los procesos de maquinado convencional.

Para finalizar, se tiene el conocimiento que el modelo desarrollado se basa en simplificaciones y que, además, en el desarrollo de este se toman en cuenta más simplificaciones. Por lo tanto, no se espera que los resultados documentados coincidan al 100% con un modelo empírico como es el modelo de Taylor. Además, se mostró que Taylor no contempla factores térmicos o complejidades en la herramienta. Como trabajos a futuro, se recomienda para obtener un modelo más preciso, tomar en cuenta las consideraciones redactadas al final del capítulo anterior, así como establecer un esquema de experimentos que pueden aclarar los valores de los parámetros usados en el modelo. Más que un resultado definitivo, se obtuvo una indicación de los aspectos principales por enfrentar en investigaciones futuras.

BIBLIOGRAFÍA

1. Mital, A., Noriega, S., Castaño, V. (2017). *Ingeniería en México en el siglo XXI. Un enfoque Estructural para Desarrollo, Diseño y Manufactura de Productos de Consumo*. (Primera edición). México, CDMX. Publicaciones de la AIM.
2. Instituto Nacional de Estadística y Geografía. (2022). *Industria manufacturera*. Recuperado el 10 de enero de 2021 de: <https://www.inegi.org.mx/temas/manufacturas/#Herramientas>
3. Universidad de Estudios Avanzados. (2020). *Industria Manufacturera en México*. Recuperado el 21 de mayo de 2021, de: <https://www.unea.edu.mx/blog/index.php/industria-manufacturera-en-mexico>
4. Groover, M. (2010). *Fundamentals of modern manufacturing: materials, processes, and systems*. (4ta. ed.). Estados Unidos. John Wiley & Sons, Inc.
5. Lu, C. (2008). Study on prediction of surface quality in machining process. *Journal of Materials Processing Technology*, 205(1–3), 439–450.
6. Williams, J. (2018). *The science and technology of composite materials*. Australian Academy of Science. Recuperado el 22 de febrero de 2021 de: <https://www.science.org.au/curious/technology-future/composite-materials>
7. Teti, R. (2002). *Machining of composite materials*. CIRP Annals - Manufacturing Technology, 51(2), 611–634.
8. Schey, J. (1977). *Introduction to manufacturing processes*. (First edition). New York. McGraw-Hill.
9. Boothroyd, G. (1978). *Fundamentos del corte de metales y de las máquinas herramienta*. (Primera edición). Estados Unidos. McGraw-Hill.
10. Davim, J. (2008). *Machining*. (Primera edición). Portugal. Springer.
11. Shaw, M. (2005). *Metal cutting principles*. (2nd. Ed.). New York. Oxford University Press.
12. Walford, D. (2006). *A simplified model for ploughing in turning*. Journal of Manufacturing Processes. <https://doi.org/10.1016/2Fs1526-6125/2807/2900005-9>
13. Usui, E., Shirakashi, T., & Kitagawa, T. (1984). *Analytical prediction of cutting tool wear*. In *Wear*. Vol.100. 129-151.
14. Kong, X., Wang, J., Wang, M., Wang, B., Zheng, Y., & Yang, L. (2021). *Mechanisms involved in the tool life improvement of laser assisted machining 45%SiCp/Al composites*. *Optics and Laser Technology*, 139. <https://doi.org/10.1016/j.optlastec.2021.106919>
15. Alamin, B. (1996). *Tool life prediction and management for an integrated tool selection system*. Tesis de doctorado. University of Durham.

16. Tomas, C., Maekawa, K., & Obikawa, T. (2000). *Metal Machining. Theory and Applications*. New York: John Wiley & Sons.
17. Steden, J., & Thimm, B. (2021). *A Comprehensive Sensitivity Analysis of Johnson-Cook Plasticity Parameters on Orthogonal Cutting Simulations*. *Procedia CIRP*, 102, 423–428. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2021.09.072>
18. Shackelford, J., F. (2005). *Introduction to materials science for engineers*. (8th. Ed.). New Jersey. Pearson Education.
19. Callister, W., Rethwisch, D. (2009). *Materials Science and Engineering*. (8va. Ed.). Estados Unidos. John Wiley & Sons.
20. Durantea, S., Rutellib, G., & Rabezana, F. (1997). *Aluminum-based MMC machining with diamond-coated cutting tools*. In *Surface and Coatings Technology* (Vol. 94).
21. Amestoy, M. E. (2007). *Principios de Mecanizado y Planificación de Procesos*. Cartagena: Universidad Politécnica de Cartagena.
22. Archard J.F. and Hirst, W. (1956). *The wear of metals under unlubricated condition*. *Proc. Roy.soc. Lond.*, 397-410
23. Stachowiak, G. W. (2005). *Wear-Materials, mechanisms and practice* . England: John Wiley & Sons.
24. Zhang, W., Zou, F., Li, Y., Xiao, M., Geng, G., Zhang, H., Nie, X., & Yang, W. (2017). *Research on tool wear prediction based on Archard agglomeration scavenging theory*. *Advances in Mechanical Engineering*, 9(10). <https://doi.org/10.1177/1687814017724086>
25. Holmquist, T. J., Johnson, G. R., & Gooch, W. A. (2014). *Modeling the 14.5 mm BS41 projectile for ballistic impact computations* (pp. 73–86). <https://doi.org/10.2495/978-1-84564-879-4/008>
26. Sujan, D. Rahman, M. (2012). *Physio-mechanical Properties of Aluminium Metal Matrix Composites Reinforced with Al₂O₃ and SiC*. *International Journal of Engineering and Applied Sciences*. 288-291.
27. Japan Fine Ceramics. *Physical Properties of MCC*. Recuperado el 28 de noviembre de 2021 de: <https://www.japan-fc.co.jp/en/products/cate01/cate0104/mmc.html>