

UNIVERSIDAD AUTÓNOMA DE NUEVO LEÓN
FACULTAD DE INGENIERÍA MECÁNICA Y ELÉCTRICA
SUBDIRECCIÓN DE ESTUDIOS DE POSGRADO



**ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DE LA FRICCIÓN EN HERRAMIENTAS
DE CORTE A BASE DE CARBURO DE TUNGSTENO-COBALTO AL
MAQUINAR ALEACIONES DE ALUMINIO-SILICIO.**

Por:

CLAUDIA ESMERALDA MUÑOZ MARTÍNEZ

Como requisito parcial para obtener el grado de
**MAESTRÍA EN CIENCIAS DE LA INGENIERÍA CON ORIENTACIÓN EN
MATERIALES**

San Nicolás de los Garza, Nuevo León

Octubre 2020

UNIVERSIDAD AUTÓNOMA DE NUEVO LEÓN
FACULTAD DE INGENIERÍA MECÁNICA Y ELÉCTRICA
SUBDIRECCIÓN DE ESTUDIOS DE POSGRADO



**ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DE LA FRICCIÓN EN HERRAMIENTAS
DE CORTE A BASE DE CARBURO DE TUNGSTENO-COBALTO AL
MAQUINAR ALEACIONES DE ALUMINIO-SILICIO.**

Por:

CLAUDIA ESMERALDA MUÑOZ MARTÍNEZ

Como requisito parcial para obtener el grado de
**MAESTRÍA EN CIENCIAS DE LA INGENIERÍA CON ORIENTACIÓN EN
MATERIALES**

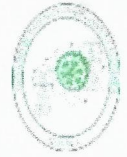
San Nicolás de los Garza, Nuevo León

Octubre 2020



UANL

UNIVERSIDAD AUTÓNOMA DE NUEVO LEÓN



FACULTAD DE INGENIERÍA MECÁNICA Y ELÉCTRICA

Universidad Autónoma de Nuevo León
Facultad de Ingeniería Mecánica y Eléctrica
Subdirección de Estudios de Posgrado

Los miembros del Comité de Tesis recomendamos que la Tesis “Estudio del comportamiento de la fricción en herramientas de corte a base de carburo de tungsteno-cobalto al maquinar aleaciones de aluminio-silicio”, realizada por el alumno Claudia Esmeralda Muñoz Martínez, con número de matrícula 1691289, sea aceptada para su defensa como requisito para obtener el grado de Maestría en Ciencias de la Ingeniería con Orientación en Materiales.

El Comité de Tesis

Dr. Alberto Javier Pérez Unzueta
Director

Dr. Marco Antonio L. Hernández Rodríguez
Revisor

Dra. Enedely Silerio Benavides
Revisor

Vo. Bo.

Dr. Simón Martínez Martínez
Subdirector de Estudios de Posgrado



058

San Nicolás de los Garza, Nuevo León, octubre de 2020

AGRADECIMIENTOS

Una tesis de posgrado se compone no sólo del trabajo plasmado en hojas, sino también de compromiso, estrés, llantos y sacrificios, pero sobre todo se compone de personas e instituciones. Personas que brindan su apoyo incondicional, compañía, amor y sobre todo paciencia. Personas que con su apoyo intelectual y asesoramiento guían cada paso en la dirección correcta. Instituciones las cuales a través de sus profesores complementan la formación y otorgan las bases del conocimiento y que en conjunto con instituciones que otorgan apoyos económicos permiten al alumnado ampliar su mundo intelectual.

A aquellos que contribuyeron a la realización de esta tesis, gracias.

DEDICATORIA

Soy la suma de pequeños granitos de arena que acomodados de cierta manera forman el ser que soy, soy la suma de pequeños granitos de arena que no eran míos y otras personas aún sin darse cuenta me otorgaron, pero aquellos granitos de arena más especiales en mí son de aquellos que con sus sacrificios, enseñanzas y apoyo me guiaron para lograr mis metas, a todos ellos mi trabajo.

PRÓLOGO

El tiempo actual es de una enorme exigencia de reducir los contaminantes. El uso extensivo de combustibles fósiles para mover el mundo nos está llevando a niveles de calentamiento global por efecto de gases invernadero que ponen en peligro el equilibrio de nuestro medio ambiente. La industria automotriz y aeronáutica, conscientes de este reto, buscan mejorar sus productos para hacer más eficientes los motores de combustión interna en los automóviles y las turbinas en los aviones. Al ser más eficientes, se reduce la emanación de gases tipo invernadero. Una manera de hacer los automóviles y aviones más ligeros es el desarrollo de nuevas aleaciones y en este sentido las aleaciones de aluminio en general y las aleaciones de aluminio silicio toman un papel importante. Y al igual que se desarrollan nuevas aleaciones, también es necesario desarrollar o mejorar los procesos de manufactura. El maquinado es un proceso de vital importancia para la fabricación de componentes automotrices y aeronáuticos. Y las nuevas aleaciones base aluminio presentan nuevos retos en este proceso. El trabajo aquí presentado es una novedosa visión de la interacción de la rebaba generada en el proceso de barrenado y el cuerpo de las brocas. El control de la rugosidad del canal de salida de la rebaba mejorará el desempeño tribológico de las herramientas y por ende del proceso. Esto redundará en mejores prácticas de manufactura y hacer más competitivo el proceso de maquinado. Por los resultados obtenidos, se encuentra un valor crítico de rugosidad para la reducción de la fricción. Esta metodología puede ser de gran utilidad en la industria y es un aporte para mantener el alto nivel competitivo de la industria mexicana en estos importantes sectores. Además de contribuir a la cooperación industria-universidades y a la formación de recurso humano de alto nivel.

Alberto Pérez Unzueta,
Cd. Universitaria, San Nicolás de los Garza, N.L.
22 de septiembre del 2020.

CONTENIDO

AGRADECIMIENTOS	i
DEDICATORIA.....	ii
PRÓLOGO.....	iii
NOMENCLATURA	A
CAPÍTULO 1- Introducción.....	1
1.1.- Generalidades	1
1.2.- Objetivo	5
1.3.- Hipótesis.....	6
1.4.- Alcance.....	6
1.5.- Limitaciones	7
1.6.- Estado del arte	7
1.7.- Referencias	10
CAPÍTULO 2- Aleaciones de carburo de tungsteno y cobalto	13
2.1.- Fabricación.....	16
2.1.1.- Otros métodos de consolidación	19
2.1.1.1.- Prensado isostático en caliente (HIP por sus siglas en inglés) .	19
2.1.1.2.-Sinterización/HIP	20
2.1.1.3.- Moldeo por inyección de polvo (PIM)	21
2.1.2.- Contenido de carbono	22
2.2.- Clasificación	23
2.3.- Propiedades y tipos de carburo de tungsteno y cobalto	27
2.3.1.- Microestructura.....	29
2.3.1.1.- Grano fino	29
2.3.1.2.- Grano grueso	30
2.3.1.3.- Grano bimodal	31
2.5.- Referencias	33

CAPÍTULO 3- Aleaciones de aluminio-silicio vaciadas	36
3.1.- Aluminio.....	36
3.1.1.- Designaciones.....	37
3.1.1.1.- Tratamientos térmicos de las aleaciones de aluminio.....	39
3.1.1.2.- Atributos de las aleaciones de aluminio vaciadas	40
3.2.- Aleaciones aluminio-silicio.....	42
3.2.1.- Tipos de aleaciones de aluminio-silicio	45
3.2.1.1.- Hipo-eutécticas	46
3.2.1.2.- Eutécticas	47
3.2.1.3.- Hiper-eutécticas	48
3.2.1.4.- Aleaciones aluminio silicio con contenido de otros elementos. .	49
3.3.- Referencias	50
CAPÍTULO 4- Mecanizado	52
4.1.- El Barrenado	58
4.1.1.- Clasificación de las brocas para barrenado	60
4.2.- Parámetros de corte	65
4.2.1.- Fluidos de corte y refrigeración en el mecanizado	68
4.2.1.1.- Fluidos de corte	69
4.2.1.1.1.- Tipos de fluidos de corte.....	73
4.2.1.2.- Mecanizado en seco	74
4.2.1.3.- Fabricación sostenible	76
4.2.1.4.- Lubricación en el barrenado de aleaciones de aluminio	79
4.3.- Geometría de la herramienta para barrenado	80
4.5.- Referencias	92
CAPÍTULO 5- Tribología	96
5.1.- Teorías de corte en el barrenado	97
5.2.- Formación de viruta.....	102
5.3.- Fuerzas de corte.....	112
5.3.1.- Fuerzas de corte en el modelo ortogonal	112
5.4.- Fricción.....	119
5.5.- Determinación de parámetros de rugosidad.....	136
5.6.- Referencias	142

CAPÍTULO 6- Metodología	146
6.1.- Generalidades	146
6.2.- Referencias	151
CAPÍTULO 7- Desarrollo, resultados y discusión	152
7.1.- Formalización del modelo.....	152
7.2.- Bases del modelo	156
7.3.- Consideraciones para el desarrollo del modelo.....	165
7.4.- Desarrollo del modelo.....	166
7.4.1.- Desarrollo del modelo por teorías de adhesión y enclavamiento ..	166
7.4.2.- Desarrollo del modelo por teorías de contacto.....	170
7.5.- Caracterización de los perfiles de rugosidad.....	174
7.6.- Resultados obtenidos por contacto plástico y elástico	179
7.6.1.- Resultados contacto plástico.....	181
7.6.2.- Resultados contacto elástico.....	184
7.6.3.- Gráficas del comportamiento de la fricción	190
7.7.- Velocidad de deslizamiento de la viruta	193
7.7.1.- Contacto plástico.....	194
7.7.2.- Contacto elástico.....	195
7.7.1.- Gráficas de la velocidad de deslizamiento de la viruta.....	197
7.8.- Discusión de los resultados.....	198
7.9.- Referencias	206
CAPÍTULO 8- Conclusiones y recomendaciones.....	210
8.1.- Conclusiones.....	210
8.2.- Recomendaciones para trabajo futuro.....	213
Anexo I.....	214

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2.1. Proceso general de producción de carburos cementado	16
Figura 2.2. Proceso de fabricación de carburos cementados con cobalto	18
Figura 2.3. Proceso HIP	19
Figura 2.4. Proceso Sinter/HIP.....	20
Figura 2.5. Proceso de modelo por inyección de polvo	22
Figura 2.6. Diagrama de fase WC-Co pseudo binario construido por Griiter	23
Figura 3.1 Diagrama de fases Al-Si	46
Figura 4.1. (a) perforación vertical (b) perforación horizontal.....	59
Figura 4.2. (a) Barreno ciego: El barreno no tiene salida al lado opuesto de la pieza. (b) Barreno pasado: El barreno pasa al lado opuesto de la pieza	60
Figura 4.3. Brocas homogéneas	60
Figura 4.4. Broca con punta PCD	61
Figura 4.5. Insertos indexables	61
Figura 4.6. (a) una sola fluta, (b) dos flutas, (c) tres flutas	62
Figura 4.7. Brocas comunes utilizadas en el barrenado	62
Figura 4.8. Suministro de refrigerante interno	63
Figura 4.9. Broca de barrenado utilizada en autopilotaje	63
Figura 4.10. Broca central	64
Figura 4.11. Microbrocas	64
Figura 4.12. Componentes del régimen del barrenado en una broca solida.....	65
Figura 4.13. Movimiento de barrenado	66

Figura 4.14. Visualización del volumen de material retirado en un barrenado sólido	68
Figura 4.15. Tipo de viruta obtenidos en el corte de meta. (a) Viruta continua, (b) Viruta continua con una zona secundaria cortante, (c) Viruta continua con una zona primaria cortante, (d) BUE en viruta continua, (e) Viruta continua no homogénea con regiones cortantes en la zona primaria baja y alta	70
Figura 4.16. Gráfico circular de: (a) costo de manufactura en una industria automotriz, (b) Costos de los fluidos de corte.....	71
Figura 4.17. Ilustración de suministro interno y externo MQL	72
Figura 4.18. Utilización de los fluidos de corte en US	74
Figura 4.19. Técnicas sustentables de manufactura.....	77
Figura 4.20. Dirección de la textura de acuerdo con el flujo de la viruta (a) perpendicular, (b) paralela, (c) cruzada	78
Figura 4.21. Formas de lubricación	79
Figura 4.22. Temperatura de la herramienta durante el barrenado con diferentes tipos de refrigeración	80
Figura 4.23. Ilustración de los términos de la broca helicoidal.....	82
Figura 4.24. Ángulos de la broca: κ_r ángulo de posición del filo principal: α ángulo de incidencia, γ ángulo de desprendimiento.....	83
Figura 4.25. Cálculo del ángulo de hélice	87
Figura 4.26. Perfiles comunes de la fluta	88
Figura 4.27. Geometría de las flutas modificadas con rompe virutas	89
Figura 4.28. Ancho convencional del núcleo.....	89
Figura 4.29. Ilustración del núcleo en una broca helicoidal.....	90
Figura 4.30. Efecto del núcleo sobre la fuerza axial.....	90
Figura 4.31. Ilustración de la geometría del borde del cincel	91

Figura 4.32. (a) Borde de cincel con 2 superficies, (b) borde de cincel con 3 superficies.....	92
Figura 5.1. (a) Corte oblicuo y (b) corte ortogonal.....	98
Figura 5.2. Elementos del corte ortogonal	98
Figura 5.3. Deformación plástica en la zona primaria del corte ortogonal.....	101
Figura 5.4 Geometría de la herramienta de barrenado en la cual se presenta el corte ortogonal	101
Figura 5.5 Parámetros de la formación de viruta	103
Figura 5.6 Diagrama de velocidades en la formación de virutas.....	104
Figura 5.7 Zonas de deformación en el corte ortogonal.....	105
Figura 5.8 Zonas de corte en el barrenado	107
Figura 5.9 Formación de la viruta durante el barrenado	108
Figura 5.10. Viruta en forma cónica/sacacorchos	108
Figura 5.11 Formación típica de las virutas durante el corte.....	109
Figura 5.12 Seis tipos básicos de virutas.....	110
Figura 5.13 Ejemplo de una broca para barrenado con viruta enredada en el cuerpo	111
Figura 5.14 Formación de viruta ideal durante el barrenado.....	111
Figura 5.15. Fuerzas que actúan durante el corte ortogonal.....	112
Figura 5.16. Diagrama de fuerza durante el corte ortogonal.....	115
Figura 5.17. Parámetros de la viruta sin cortar durante el barrenado	116
Figura 5.18 Superficies de contacto.....	122
Figura 5.19 Superficie de contacto adhesivo y contacto con enclavamiento ..	122
Figura 5.20 Representación de la teoría adhesiva y la deformación (enclavamiento)	122
Figura 5.21. Área aparente y área real en (a) zona de deslizamiento y (b) zona de adhesión	126

Figura 5.22 Representación de la parte plástica en la interfaz herramienta-viruta.....	127
Figura 5.23 Modelo de Zorev	127
Figura 5.24. Grafica de la curva del área de apoyo	139
Figura 5.25 Parámetros del perfil de rugosidad	140
Figura 6.1 Variables y problemas en el proceso de barrenado.....	147
Figura 6.2 Metodología del proyecto.....	147
Figura 7.1. (a) Representación esquemática del contacto deslizante de la viruta sobre la cara de desprendimiento de la herramienta. (b) Dependencia de la relación de esfuerzo cizallante normalizado con respecto a la relación de área de contacto	153
Figura 7.2 Gráfica del coeficiente de fricción contra la rugosidad superficial en pruebas pin on disk para cobre sobre cobre sin lubricar.....	159
Figura 7.3 Contacto entre dos superficies (a) bajas rugosidades (b) altas rugosidades	160
Figura 7.4 Contacto entre superficies rugosas.....	161
Figura 7.5 Dependencia de k_1 y $k_1v(v - 1)$ con el valor v	164
Figura 7.6 Gráfica del comportamiento de la fricción en la aleación A319 T6 por teorías de adhesión y enclavamiento	168
Figura 7.7 Gráfica del comportamiento de la fricción en la aleación A356 T6 por teorías de adhesión y enclavamiento	168
Figura 7.8 Gráfica del comportamiento de la fricción en la aleación A339 T6 por teorías de adhesión y enclavamiento	169
Figura 7.9 Contacto de la herramienta con la viruta.....	171
Figura 7.10 Perfil de rugosidad antes de pulir Ra=0.371	175
Figura 7.11 Perfil de rugosidad después de pulir. Ra=0.037	175

Figura 7.12 Perfil de rugosidad con $Ra=0.41$	178
Figura 7.13 Perfil de rugosidad con $Ra=0.046$	178
Figura 7.14 Gráfica del comportamiento elástico y la teoría de enclavamiento para el material de trabajo A319 T6 y la herramienta a base de WC-Co.....	187
Figura 7.15 Gráfica del comportamiento elástico y la teoría de enclavamiento para el material de trabajo A356 T6 y la herramienta a base de WC-Co.....	187
Figura 7.16 Gráfica del comportamiento elástico y la teoría de enclavamiento para el material de trabajo A339 T6 y la herramienta a base de WC-Co.....	188
Figura 7.17 Gráfica del esfuerzo de fricción contra la rugosidad superficial de la fluta de la herramienta (A319 T6/ WC-Co).....	190
Figura 7.18 Gráfica del esfuerzo de fricción contra la rugosidad superficial de la fluta de la herramienta (A356 T6/ WC-Co).....	190
Figura 7.19 Gráfica del esfuerzo de fricción contra la rugosidad superficial de la fluta de la herramienta (A339 T6/ WC-Co).....	191
Figura 7.20 Gráfica del coeficiente de fricción contra la rugosidad superficial de la fluta de la herramienta (A319 T6/ WC-Co).....	191
Figura 7.21 Gráfica del coeficiente de fricción contra la rugosidad superficial de la fluta de la herramienta (A356 T6/ WC-Co).....	192
Figura 7.22 Gráfica del coeficiente de fricción contra la rugosidad superficial de la fluta de la herramienta (A339 T6/ WC-Co).....	192
Figura 7.23. Ángulo de desprendimiento (a) en la herramienta (b) en el diagrama ortogonal.....	193
Figura 7.24 Gráfica de la velocidad de deslizamiento de la contra la rugosidad superficial de la fluta de la herramienta (A319 T6/ WC-Co)	197
Figura 7.25 Gráfica de la velocidad de deslizamiento de la contra la rugosidad superficial de la fluta de la herramienta (A356 T6/ WC-Co)	197

Figura 7.26 Gráfica de la velocidad de deslizamiento de la contra la rugosidad superficial de la fluta de la herramienta (A339 T6/ WC-Co)	198
Figura 7.27 (a) Zorev (b) Usui y Takeyama (c) Childs y (d) Lee	199
Figura 7.28 Resultados del tribómetro lineal realizados por Zhou Y. et al.	202
Figura 7.29. Comportamiento de fricción teórico típico contra la rugosidad superficial de la fluta de las herramientas a base de WC-Co al maquinar aleaciones de aluminio-silicio	204
Figura 7.30 Comportamiento típico de la velocidad de deslizamiento de la viruta por la fluta helicoidal de la herramienta a base de WC-Co al maquinar aleaciones de aluminio-silicio.....	205

ÍNDICE DE TABLAS

Tabla 2.1 Comparación de la sinterización en vacío (VS) y VS + proceso HIP del WC-Co (<13% Co)	21
Tabla 2.2. Clasificación de aleaciones WC-Co según código Buick.....	25
Tabla 2.3. Clasificación de aleaciones WC-Co según norma ISO.....	26
Tabla 2.4. Propiedades del carburo de tungsteno	28
Tabla 2.5. Enumeración de las propiedades representativas de varias aleaciones WC-Co rectas	32
Tabla 3.1. Designación de las aleaciones de aluminio	38
Tabla 3.2. Designación de los tratamientos térmicos de las aleaciones de aluminio	39
Tabla 3.3. Subdivisión de la designación T	40
Tabla 4.1. Maquinabilidad relativa de aleaciones de aluminio. (1) fácil de mecanizar, (5) difícil de mecanizar	55
Tabla 4.2. Ecuaciones de los parámetros de corte.....	66
Tabla 5.1 Comparación entre el corte ortogonal y el corte oblicuo.....	100
Tabla 5.2. Modelos de fricción.....	135
Tabla 5.3 Parámetros para la obtención de la rugosidad y su significado	137
Tabla 6.1 Composición química nominal de las aleaciones consideradas (% en peso)	148
Tabla 6.2 Propiedades mecánicas nominales de las aleaciones.....	148
Tabla 6.3. Propiedades de la aleación WC-6Co.....	149
Tabla 7.1 Ecuaciones para la obtención de la presión real	163
Tabla 7.2 Ecuaciones para encontrar la presión de contorno	164

Tabla 7.3 Parámetros directos que se obtienen del perfil de rugosidad	176
Tabla 7.4 Resumen de los parámetros adicionales de rugosidad y sus ecuaciones.....	177
Tabla 7.5 Parámetros obtenidos de la rugosidad superficial	178
Tabla 7.6 Propiedades de los materiales de trabajo.....	180
Tabla 7.7 Propiedades del material de la herramienta	180
Tabla 7.8 Ecuaciones a utilizar para la obtención de la presión real y de contorno de acuerdo con el tipo de contacto	180
Tabla 7.9 Valores obtenidos de la presión de contorno en función de la rugosidad para el contacto plástico	181
Tabla 7.10 Valores obtenidos de la presión real en función de la rugosidad para el contacto plástico	181
Tabla 7.11 Valores obtenidos de la relación de áreas en función de la rugosidad para el contacto plástico	182
Tabla 7.12 Valores obtenidos para el esfuerzo de fricción en función de la rugosidad para el contacto plástico	183
Tabla 7.13 Valores obtenidos para el coeficiente de fricción en función de la rugosidad para el contacto plástico	183
Tabla 7.14 Valores obtenidos de la presión de contorno en función de la rugosidad para el contacto elástico	184
Tabla 7.15 Valores obtenidos de la presión real en función de la rugosidad para el contacto elástico	184
Tabla 7.16 Valores obtenidos de la relación de áreas en función de la rugosidad para el contacto elástico	185
Tabla 7.17 Valores obtenidos para el esfuerzo de fricción en función de la rugosidad para el contacto elástico. Variando el valor de “n” entre 1 y 3.	186

Tabla 7.18 Valores obtenidos para el esfuerzo de fricción en función de la rugosidad para la teoría de enclavamiento	186
Tabla 7.19 Valores obtenidos para el esfuerzo de fricción en función de la rugosidad para el contacto elástico. Variando el valor de “n” calibrado (entre 2 y 7 aproximadamente).....	189
Tabla 7.20 Valores obtenidos para el coeficiente de fricción en función de la rugosidad para el contacto elástico. Utilizando la ecuación para la obtención del coeficiente de fricción de Coulomb	189
Tabla 7.21 Valores obtenidos para el ángulo de fricción en contacto plástico	194
Tabla 7.22 Valores obtenidos para el ángulo de corte en contacto plástico	194
Tabla 7.23 Valores obtenidos para la velocidad de deslizamiento de la viruta en contacto plástico	195
Tabla 7.24 Valores obtenidos para el ángulo de fricción en contacto elástico	195
Tabla 7.25 Valores obtenidos para el ángulo de corte en contacto elástico	196
Tabla 7.26 Valores obtenidos para la velocidad de deslizamiento de la viruta en contacto elástico	196

NOMENCLATURA

A_a	Área de contacto aparente también llamado área nominal A_n
A_c	Área de la sección de viruta sin cortar
A_{co}	Área de contorno
A_D	Área de sección transversal nominal
A_r	Área de contacto real
A_s	Área del plano de cizallamiento
A_w	Área de sección transversal de la viruta sin cortar
a_p	Profundidad de corte
b	Parámetro de aproximación exponencial de la porción inicial de la curva de área de apoyo (desde el origen hasta la línea media)
b_D	Ancho nominal
d_{dr}	Diámetro de la broca
d_i	Ancho de los picos tomados a una distancia h_i de la cresta
d_0	Diámetro del borde del cince
d_w	Ancho de la viruta sin cortar
d_{w1}	Ancho de la viruta
E	Módulo elástico del material
F_c	Fuerza de corte
F_f	Fuerza de fricción
F_{fci}	Fricción cinética
F_{fes}	Fricción estática

F_{f0}	Fuerza de fricción en el corte ortogonal
F_n	Fuerza normal al plano de cizalladura
F_r	Fuerza resultante
F_s	Fuerza de cizalladura
F_t	Fuerza de avance
f	Avance de corte
f_z	Avance por diente
G_{ch}	Peso de la viruta
g	Gravedad
H	Microdureza
HV	Dureza Vickers
HB	Dureza Brinell
h	Distancia igual $0.3 Ra$ o $0.06 Rmax$ desde el pico y en dirección a la línea media
h_c	Espesor de la viruta
h_D	Espesor nominal o espesor de la viruta sin cortar
k	Esfuerzo de cedencia al corte
L_1	Longitud de la viruta sin cortar
L_2	Longitud de la viruta
l_a	Longitud de contacto de la parte plástica
l	Longitud de muestreo
l_c	Longitud de contacto
l_e	Longitud de contacto de la parte elástica
MMR	Tasa de eliminación de material

<i>m</i>	Factor de fricción dependiente de la lubricación
<i>N</i>	Fuerza normal
<i>n</i>	Controla la transición de la adhesión al deslizamiento
<i>P_c</i>	Potencia de corte
<i>P_{co}</i>	Presión de contorno
<i>P_o</i>	Criterio de Poletica
<i>P_r</i>	Presión real
<i>P_s</i>	Energía específica de corte o presión específica de corte
<i>p</i>	Presión de contacto
<i>p_{hl}</i>	Avance de la hélice
<i>R_a</i>	Rugosidad promedio
<i>R_{max}</i>	Rugosidad medida como la altura máxima del perfil de pico a valle
<i>R_p</i>	Rugosidad medida como la distancia entre la línea media y el punto más alto
<i>R_v</i>	Rugosidad medida como la distancia entre la línea media y el valle más bajo
<i>R_t</i>	Rugosidad medida como la altura máxima de pico a valle
<i>R_z</i>	Rugosidad considerando diez puntos (cinco picos y cinco valles)
<i>R_{ZISO}</i>	Rugosidad promedio de pico a valle
<i>r</i>	Radio efectivo
<i>r_{ln}</i>	Radio longitudinal
<i>r_{pi}</i>	Radio de cada pico
<i>r_{tr}</i>	Radio transversal
<i>tm</i>	Longitud media relativa del perfil a lo largo de la línea media

tm_i	Longitud relativa del perfil a lo largo de la línea media
v	Parámetro de aproximación exponencial de la porción inicial de la curva de área de apoyo (desde el origen hasta la línea media)
v_c	Velocidad de corte
v_{ch}	Velocidad de deslizamiento de la viruta
v_f	Velocidad de avance
v_n	Velocidad normal al plano
v_s	Velocidad de cizalladura
w	Velocidad rotacional
w_{dr}	Velocidad de rotación de la broca
w_w	Velocidad de rotación de la pieza
Z_w	Caudal de la viruta cortada
α	Ángulo de incidencia
β	Ángulo de fricción
γ	Ángulo de desprendimiento
γ_0	Ángulo de desprendimiento en el corte ortogonal
Δ	Característica compleja de la rugosidad superficial
Δlm_i	Longitud de la sección del pico al nivel de la línea media
ε	Esfuerzo cortante
ζ	Relación de compresión de la viruta
Θ	Constante elástica del material
Θ_Σ	Sumatoria de constantes elásticas de los materiales involucrados
θ	Ángulo de inclinación promedio de las asperezas
θ_i	Inclinación de cada aspereza

κ_r	Ángulo de posición del filo principal
λ	Ángulo de inclinación de la herramienta
μ	Coeficiente de fricción
μ_a	Coeficiente de fricción en la teoría de adhesión
μ_{ci}	Coeficiente de fricción cinética
μ_d	Coeficiente de fricción en la teoría de enclavamiento
μ_{es}	Coeficiente de fricción estática
ρ_w	Densidad del material de trabajo
σ	Esfuerzo normal
σ_c	Esfuerzo normal medio
σ_{max}	Esfuerzo normal máximo
σ_0	Esfuerzo normal hasta el punto “o”
σ_{UTS}	Resistencia a la tracción final
τ	Esfuerzo de fricción
τ_c	Esfuerzo de fricción medio
τ_s	Resistencia a la cizalladura
Υ_h	Aumento horizontal
Υ_v	Aumento vertical
ν	Relación de Poisson
Φ_p	Ángulo de la punta
φ	Ángulo de corte
ψ	Ángulo de filo
ω_d	Ángulo de hélice

CAPÍTULO 1

Introducción

1.1.- Generalidades

La industria automotriz moderna, en la optimización de los vehículos automotores, busca que los vehículos sean más eficientes, seguros y ligeros. Además, con la constante preocupación por el cambio climático se busca que los vehículos consuman menos combustibles fósiles y reducir la emanación de gases tipo invernadero. Una alternativa es el uso de motores eléctricos para sustituir a los motores de combustión interna. Posibilidad que se vislumbra a mediano plazo. Los esfuerzos actuales se concentran en incorporar componentes tanto del motor como de partes estructurales manufacturados con aleaciones ligeras, como lo son las aleaciones de aluminio.

El aluminio es el tercer elemento más abundante en la tierra y es uno de los materiales más utilizados en la industria, presenta muchas ventajas tecnológicas, entre ellas baja densidad, buena resistencia mecánica, alta resistencia a la corrosión y a la oxidación entre otras, que al ser combinados con otros elementos como el silicio puede conservar una baja densidad y tener una mayor resistencia

al desgaste. Las aleaciones de aluminio se dividen en aleaciones forjadas y vaciadas. Siendo las aleaciones de aluminio-silicio vaciadas las más utilizadas en la industria. Dentro de estas aleaciones se tienen subclasificaciones las cuales van de acuerdo con la cantidad de silicio de la aleación, se llaman aleaciones hipo-eutécticas a aquellas que se encuentran por debajo del 12.6% de contenido de silicio, las eutécticas son aquellas que cuentan con alrededor del 12.6% de silicio y las hiper-eutécticas las que se encuentran con un contenido de silicio superior al 12.6%. [1]. Las aleaciones con alto contenido de silicio son utilizadas en la industria automotriz, aeronáutica y militar debido a su buena relación resistencia-peso. Sin embargo, se presentan algunos retos como lo es el bajo índice de maquinabilidad.

Al maquinar aleaciones de aluminio hiper-eutéctico se necesita lidiar con dos fases: partículas duras de silicio en una matriz blanda de aluminio [2]. El desgaste más común presentado al maquinar aleaciones de aluminio es la adhesión de material de trabajo en una especie de micro-soldadura en la superficie de la herramienta, presentado en forma de “borde acumulado” (BUE, built-up-edge por sus siglas en inglés) o como “capa acumulada” (BUL, built-up-layer por sus siglas en inglés) [3]. Además, las piezas hechas con aleaciones aluminio-silicio hiper-eutécticas al tener altos contenidos de silicio resultan en una pieza altamente abrasiva para la herramienta [4]. Esto provoca que se incrementen las fuerzas de corte, la temperatura y la fricción.

Para la disminución de la fricción y la temperatura en el proceso de corte se tienen diferentes tipos de sistemas de refrigeración y lubricación, el método convencional utiliza fluidos de corte (MWF, metal working fluids por sus siglas en inglés) los cuales proporcionan el enfriamiento y lubricación necesaria para reducir la severidad de los procesos de contacto entre la herramienta-viruta y la herramienta-pieza de trabajo, es decir para disminuir la fricción y desgaste en la herramienta. Sin embargo, el uso de los fluidos de corte ha disminuido debido al daño que estos provocan al medio ambiente y los problemas generados en la salud de los trabajadores. Por ello, el mecanizado en seco es el objetivo ecológico

final, pero este no puede ser aplicado a todas las operaciones de corte ni a todos los materiales de trabajo, en especial aquellos materiales difíciles de mecanizar donde se tienen altas temperaturas de corte. Se han desarrollado diferentes tipos de sistemas de refrigeración y lubricación sostenibles enfocados en minimizar el impacto ambiental negativo, entre estos podemos destacar: tratamiento y refrigeración criogénica, refrigeración con aire/gas, cantidad mínima de lubricación (MQL, minimum quantity lubrication por sus siglas en inglés), superficies texturizadas y uso de recubrimientos [5]. La técnica sostenible utilizada para materiales difíciles de mecanizar es la cantidad mínima de lubricación incluyendo las combinaciones MQL/recubrimientos y MQL/modificación de la superficie de contacto.

La demanda de herramientas adecuadas y mejores para el mecanizado de aleaciones de aluminio hiper-eutécticas ha ido aumentando debido a la utilización de estas aleaciones en motores de combustión interna y piezas aeroespaciales [6]. Las herramientas de corte varían en diseño, geometría, material, y tecnología de recubrimiento. Su selección depende de la operación de maquinado en la que está involucrada.

El mecanizado abarca diferentes procesos en los cuales el objetivo es la eliminación de material no deseado de una pieza de trabajo para brindarle la forma deseada [7]. Uno de los principales procesos de eliminación de material es el barrenado el cual consiste en perforar una pieza de trabajo mediante dos movimientos uno de rotación y otro de forma lineal (avance). Es considerado el proceso de mecanizado más común y el más complejo debido a la geometría de la herramienta y la combinación de dos diferentes tipos de corte, el corte ortogonal y el corte oblicuo. Esto lleva a un análisis complejo el cual por simplicidad en muchos casos se llega a considerar solo el corte ortogonal.

Comprender los aspectos involucrados en el proceso de barrenado es esencial para su optimización ya que todos los aspectos se encuentran ligados y repercuten en la vida útil de la herramienta y la eficacia del proceso, por ello es necesario conocer el material y la geometría de la herramienta, los parámetros

de corte involucrados, el material de la pieza de trabajo y el tipo de refrigeración y lubricación a utilizar. Las optimizaciones en este proceso se centran en disminuir el tiempo del mecanizado y aumentar la productividad, por ello el mecanizado de alta velocidad (HSM) se ha posicionado como una de las tecnologías de fabricación más importantes y con ello el uso de herramientas que permitan una alta tasa de penetración. Para lograr esto se busca mejorar la geometría de la herramienta, la refrigeración y lubricación y el material de la herramienta a utilizar incluidos los recubrimientos de la herramienta [8]. Para el barrenado de aleaciones de aluminio-silicio las herramientas a base de WC-Co son la opción más empleada [9].

En general existen 3 direcciones para aumentar la tasa de penetración [8]:

- Disminuir la fuerza axial y el torque mediante la optimización de la geometría de la herramienta
- Aumentar la rigidez torsional y el pandeo de la broca
- Mejorar la forma de la viruta y su evacuación de la zona de mecanizado.

El proceso de barrenado tiene un acceso deficiente de los fluidos de corte lo cual perjudica no solo a la temperatura, sino que también presenta un aumento de la fricción lo cual complica la evacuación de la viruta y al tener un espacio reducido para el desalojo, se puede presentar viruta enredada [10]. Además, la profundidad del barreno juega un papel importante, entre más profundo sea el barreno más difícil es la evacuación de las virutas, esto es debido al aumento de las fuerzas de corte que en consecuencia aumentan la fricción y la presión tanto en la interfaz herramienta- pieza de trabajo como entre las virutas y las flutas de la herramienta, llamada interfaz herramienta-viruta [11]. Este aumento de fuerzas se ve aún más agravado en aleaciones de aluminio hiper-eutécticas debido a la dureza de las partículas de silicio en la aleación.

Varios investigadores incluidos Ernest y Merchant han concluido que la fricción en la interfaz herramienta-viruta es un factor importante en el proceso de corte [12]. Si la fricción en esta interfaz disminuye, el calor generado en el proceso de corte y las fuerzas de corte se verán reducidas, se tendrá un menor desgaste de

la herramienta, una reducción del tamaño de rebabas en la entrada del orificio y mejorará la evacuación de virutas [13].

El presente estudio se enfoca en la maquinabilidad de las aleaciones vaciadas de aluminio-silicio, centrándose en las relaciones tribológicas en la interfaz herramienta-viruta al barrenar con herramientas a base de WC-Co con el fin de disminuir la fricción en esta zona.

1.2.- Objetivo

Determinar las mejores condiciones superficiales de las flutas helicoidales de las herramientas de corte a base de WC-Co, tipo brocas de barrenado para el maquinado de aleaciones vaciadas de aluminio-silicio mediante gráficas de la fricción teórica en la interfaz herramienta-viruta.

Objetivos específicos:

- a) Desarrollar un modelo matemático para simular el comportamiento de la fricción en la interfaz herramienta-viruta.
- b) Obtener los parámetros de rugosidad estándar y adicionales a partir de los perfiles de rugosidad de la fluta helicoidal de brocas para barrenado a base de WC-Co.
- c) Graficar el esfuerzo de fricción teórico entre la viruta y las flutas helicoidales de las barrenas en función de la rugosidad superficial de la herramienta.
- d) Graficar el coeficiente de fricción teórico entre la viruta y las flutas helicoidales de las barrenas en función de la rugosidad superficial de la herramienta.

- e) Obtener teóricamente los ángulos de fricción y de corte mediante el coeficiente de fricción teórico.
- f) Graficar la velocidad de deslizamiento de la viruta sobre la herramienta en función de la rugosidad superficial de la herramienta.
- g) Sugerir parámetros óptimos de rugosidad en los flutas helicoidales de las barrenas de WC-Co para reducir la fricción y aumentar la velocidad de deslizamiento de la viruta para una rápida evacuación.

1.3.- Hipótesis

Al simular el comportamiento de la fricción en la interfaz herramienta-viruta se encontrará el valor de la rugosidad óptima el cual nos permitirá reducir los efectos de fricción en esta interfaz y aumentará la velocidad de deslizamiento de la viruta por la fluta de la herramienta, permitiendo una rápida evacuación de la viruta.

1.4.- Alcance

Este proyecto se enfoca en la determinación de la fricción a distintas rugosidades de las superficies de las flutas de las herramientas mediante el desarrollo de un modelo matemático que nos permita simular el comportamiento de la fricción en la interfaz herramienta-viruta con el fin de encontrar la rugosidad óptima en la cual los efectos de la fricción se vean reducidos lo cual aumentará la velocidad de deslizamiento de la viruta por la fluta de la herramienta mejorando su evacuación.

1.5.- Limitaciones

El proyecto se centra en el estudio de la fricción generada entre las flutas helicoidales de las brocas para barrenado a base de WC-Co con un contenido de cobalto del 6% y la viruta formada al maquinar aleaciones de aluminio-silicio. Mediante las teorías de adhesión y enclavamiento, tomando en cuenta la rugosidad superficial y la dureza de las flutas de las herramientas y las propiedades mecánicas de las aleaciones de aluminio-silicio. Para simplificación del modelado se tendrá en cuenta el barrenado como corte ortogonal, lo cual es válido para una aproximación de la velocidad de deslizamiento de la viruta por la fluta de las herramientas de barrenado.

1.6.- Estado del arte

El mecanizado es un proceso el cual consiste en remover el material no deseado mediante una herramienta de corte la cual “cizalla” el material indeseado de la pieza de trabajo (formando una rebaba o viruta) para brindarle las dimensiones y la forma deseada. Este cizallamiento fue observado por Mallock en 1881, el cual manifestó que la fricción en la interfaz herramienta-viruta es determinante para el proceso de la formación de viruta [14] desde entonces las relaciones tribológicas en la interfaz herramienta-viruta son un aspecto clave para la comprensión del mecanizado.

El científico e inventor Leonardo Da Vinci fue el primero en introducir el término de coeficiente de fricción en 1493 y dio pie a la formulación de las leyes de fricción las cuales fueron redescubiertas y publicadas en 1699 por Amontons [15]. Otro de los científicos que aportó grandes avances al tema de la fricción es Coulomb quien realizó investigaciones e introdujo una ecuación para la obtención del coeficiente de fricción en seco, además reafirmó las leyes de fricción previamente postuladas por Amontons y observadas por Leonardo Da Vinci.

Estas leyes mencionan que:

- La fuerza de fricción es proporcional a la fuerza normal, lo que significa que el coeficiente de fricción es constante.
- La fuerza de fricción y el coeficiente de fricción son independientes del área aparente de la interfaz deslizante.

Desde principios del siglo XXI el crecimiento de la industria obligó a la optimización de los procesos de fabricación. Los fabricantes de herramientas y máquinas han desarrollado nuevos materiales, revestimientos y nuevos diseños de herramientas de corte, potentes máquinas de precisión y controladores avanzados conduciendo a un aumento de las velocidades de corte y velocidades de avance, mejora en la vida útil de la herramienta y su fiabilidad. Estos cambios se llaman la revolución del mecanizado “silencioso” ya que sucedieron en un periodo de tiempo muy corto. El tiempo de mecanizado se ha convertido de suma importancia en la optimización, por lo tanto, la implementación de herramientas de alta tasa de penetración es una necesidad, volviendo a la tribología un punto clave de mejora en las operaciones de mecanizado [2].

En 1945 Ernest y Merchant desarrollaron el modelo de corte ortogonal el cual es el modelo de corte más simple. A pesar de que los valores de Ernest y Merchant no son precisos con los resultados experimentales su modelo sigue siendo uno de los más utilizados. Al trabajo de Ernest y Merchant se suman otros investigadores que han tratado de mejorar este modelo de corte ortogonal, entre los más populares se encuentran los trabajos de Lee y Shaffer en 1951 y de Oxley en 1963 el cual introdujo el modelo de formación de virutas para una teoría de mecanizado predictivo [16].

Incorporando los aspectos tribológicos en la interfaz herramienta-viruta se puede obtener el esfuerzo de fricción durante el contacto de la viruta y la herramienta, esto permite obtener una estimación de las fuerzas de corte y de avance.

En 1958 Usui y Takeyama [17] demostraron que la fricción en la interfaz herramienta viruta es casi igual a la resistencia a la cizalladura donde en el filo de la herramienta se presenta un pico en el esfuerzo de fricción seguido de una fricción casi constante formando una meseta antes de caer al final del contacto. Posteriormente en 1973 Usui y Shirakashi [18] proponen un modelo no lineal para la obtención del esfuerzo de fricción siguiendo las observaciones realizadas por Usui y Takeyama.

Por su parte Zorev [19] en 1963 propuso un modelo en el cual divide en dos regiones el contacto entre la viruta y la herramienta, en donde desde el filo de corte hasta aproximadamente la mitad de la longitud de contacto se produce un contacto plástico en el cual el esfuerzo de fricción es casi igual a resistencia a la cizalladura del material, mientras que en el resto del contacto la fricción se rige por la ecuación clásica de Coulomb.

En 1989 Childs [20] observó el mismo comportamiento que Usui y Takeyama al realizar experimentos con un acero de bajo contenido de carbono y posteriormente en base al modelo propuesto por Usui y Shirakashi [18] agregó un término “n” el cual mejora la transición entre la adhesión y el deslizamiento [21].

En muchas de las investigaciones el modelo de corte ortogonal para la obtención del coeficiente de fricción en el barrenado se sigue utilizando con buenos resultados. Como es el caso de la investigación de Wu Jian et. al. en 2012 [22], quienes obtuvieron el coeficiente de fricción experimental para brocas de barrenado helicoidales mediante la obtención del ángulo de corte y el ángulo de fricción, considerando un sistema de corte ortogonal.

Se ha tenido un fuerte interés en la aplicación de técnicas de fabricación sostenible para mejorar las relaciones tribológicas en esta interfaz, algunos de las investigaciones como en el caso de Rivero et al [12] en el 2005 investigaron el efecto de recubrimientos sobre herramientas de corte WC-Co para barrenado, para reducir el calor generado en la operación de barrenado. Por otro lado, en 2018 Niketh, et al [23] investigaron la influencia de la micro-textura en la superficie

del flanco helicoidal de evacuación de viruta en un proceso de barrenado con cantidad mínima de lubricante.

A partir del uso de aleaciones de aluminio-silicio hiper-eutectico para la producción de motores de combustión interna por parte de la empresa Nemark S.A de C.V se han realizado una serie de avances en colaboración con la Universidad Autónoma de Nuevo León, Facultad de Ingeniería Mecánica y Eléctrica dentro del macroproyecto titulado “Maquinabilidad de aleaciones de aluminio”. En el 2013, E. Silerio et al [24] diseñaron una nueva plataforma de prueba de mecanizado para aleaciones de Al-Si. Tiempo después E. Silerio et al [25] diseñaron y construyeron un dinamómetro basado en un CNC para realizar pruebas de maquinado en aleaciones Al-Si hipo e hiper-eutécticas vaciadas por gravedad y desarrollaron un modelo matemático para calcular los parámetros óptimos de maquinado tipo fresado en ese mismo tipo de aleaciones Al-Si. Los esfuerzos actuales se centran en la mejora de herramientas para barrenado ciego en el cual C. Lozano et. al. [26], también de la UANL-FIME, se encuentran en proceso de desarrollar un prototipo de máquina de pulido de herramientas de corte tipo brocas de WC-Co, los avances en este proyecto han llevado a reducir la rugosidad de las flutas helicoidales de las herramientas de barrenado de 0.3 $\mu\text{m Ra}$ a 0.03 $\mu\text{m Ra}$.

1.7.- Referencias

- [1] A.T. Santhanam, P. Tierney, and J.L. Hunt, Cemented carbides, *ASM International Metals Handbook*, 2 (1990).
- [2] V.P. Astakhov, S. Patel, and K.S. Woon, Drilling Technology Fundamentals and recent advances, *De Gruyter Oldenbourg*, 3 (2018).
- [3] M. Uddin, et.al. Evaluating hole quality in drilling of Al 6061 alloys, *Materials*, 11 (2018).
- [4] G.E. Totten, and D.S. MacKenzie, Handbook of Aluminum: Physical Metallurgy and processes, *Marcel Dekker Inc*, 1 (2003).

- [5] S. Ghosh, and P.V. Rao, Application of sustainable techniques in metal cutting for enhanced machinability: a review, *Journal of cleaner production*, 100 (2015) 17-34.
- [6] A.A. Farid, S. Sharif, and M.H. Idris, Chip morphology study in high speed drilling of Al–Si alloy, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 57 (2011) 555-564.
- [7] ASM International Handbook Committee, ASM Handbook: Machining, *ASM International*, 16 (1989).
- [8] V.P. Astakhov, Drills: science and technology of advanced operations, *CRC Press*, 2014.
- [9] S. Asghari, Innovative Cutting Tool Design for Machining Advanced Engineering Materials, *Master's Thesis, University of Bath*, 2019.
- [10] K. Liu, J. Li, J. Sun, Z. Zhu, and H. Meng, Investigation on chip morphology and properties in drilling aluminum and titanium stack with double cone drill, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 94 (2017).
- [11] C. Han, D. Zhang, M. Luo, and B. Wu, Chip evacuation force modelling for deep hole drilling with twist drills, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 98 (2018)
- [12] J.A De la Cruz Hernández, Análisis termomecánico del proceso de taladrado en seco de la aleación de titanio-Ti6Al4V: daño térmico en el material, *Ph.D. Thesis, Univ. Carlos III de Madrid*. España, 2015.
- [13] A. Rivero, G. Aramendi, S. Herranz, and L.N López de Lacalle. An experimental investigation of the effect of coatings and cutting parameters on the dry drilling performance of aluminium alloys, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 28 (2006).
- [14] A. Mallock, The action of cutting tools, *Proc. Royal Society*, 33 (1881).
- [15] F. Diaz del Castillo Rodríguez, Lecturas de ingeniería 2: Tribología: Fricción, desgaste y lubricación, *UNAM Cuautitlán*, 2007.
- [16] C. Kiliçaslan, Modelling and simulation of metal cutting by finite element method, *Master's Thesis, İzmir Institute of Technology*, 2009.
- [17] H. Takeyama and E. Usui, The effect of tool chip contact area in metal cutting, *Trans ASME*, 80 (1958).

- [18] T. Shirakashi, and E. Usui, Friction characteristics on tool face in metal machining, *JSPE*, 39 (1973).
- [19] N. N. Zorev, Interrelationship between shear processes occurring along tool face and on shear plane in metal cutting, *Inter. Research in Production Engineering*, ASME, 1963.
- [20] T. H. C. Childs, M. I. Mahdi and G. Barrow, On the stress distribution between the chip and tool during metal turning, *CIRP Aannals – Manufacturing Technology* 38 (1989) 55-58.
- [21] T. H. Childs, K. Maekawa, T. Obikawa, and Y. Yamane, Metal machining: theory and applications. *Arnold*, 2000.
- [22] J. Wu, Friction characteristics in green drilling titanium alloy Ti6Al4V. *Journal of Shanghai Jiaotong University (Science)*, 17 (2012) 684-689.
- [23] S. Niketh, and G.L. Samuel, Drilling performance of micro textured tools under dry, wet and MQL condition, *Journal of Manufacturing Processes*, 32 (2018).
- [24] E. Silerio Benavides, Diseño de un dispositivo experimental de maquinado para aleaciones de aluminio silicio, *Master's Thesis*, *Universidad Autónoma de Nuevo León*, 2012.
- [25] E. Silerio Benavides, Maquinabilidad de aleaciones de aluminio silicio, *Ph.D. Thesis*, *Universidad Autónoma de Nuevo León*, 2019.
- [26] J. C. Lozano de León. Estudio tribológico de herramientas de corte de carburo de tungsteno cementado (WC-Co) con superficies mejoradas, *Ph.D. Thesis en preparación*, *Universidad Autónoma de Nuevo León*, Consultada en agosto 2020.

CAPÍTULO 2

Aleaciones de carburo de tungsteno y cobalto

Originalmente el término “cerment” se utilizó para describir un material compuesto por partículas cerámicas y una matriz metálica [1], tomando en cuenta este tipo de definición los metales duros tipo WC-Co pueden entrar dentro de esta categoría, sin embargo, la definición dada por varios autores, a través de la historia, hace exclusión de los metales duros a base de WC-Co reservando dicho termino para aquellos basados en TiC, TiCN. Por lo que los metales duros a base de WC-Co entran dentro de la definición de los carburos cementados los cuales consiste en partículas de carburo de tungsteno dispersadas en una matriz de cobalto (WC-Co), son refractarios y tienen gran resistencia al desgaste donde las partículas de carburo se encuentran cementadas por un aglutinante metálico [2].

Los inicios de los metales duros se dieron después de la primera guerra mundial donde se buscaba un material con suficiente resistencia al desgaste que fuera un sustituto para el diamante. En 1923 Schröter solicitó la patente DRP 420.689

[3], la cual sólo se solicitó para Inglaterra y EE. UU, debido a que en aquel momento no se tenía la visión de la magnitud de tal invención [4].

Este material compuesto fue obtenido gracias a los avances en el conocimiento del carburo de tungsteno, como lo es su alta resistencia, la producción de partículas finas, ya sea por reacción de elementos o reducción de óxidos, una reducción en las temperaturas de sinterización; y que al combinarse con cobalto se obtenían propiedades como alta dureza, alta resistencia a la compresión, alto módulo elástico, resistencia a la abrasión y desgaste, buena tenacidad, resistencia al choque térmico, mejoría considerable de la ductilidad y reducción de fracturas frágiles [5,6]. Lo cual brinda excelentes propiedades para aplicaciones de corte y mecanizado, así como en minería y perforación de pozos petroleros.

Después de un tiempo la compañía Krupp otorgándole al WC-Co el nombre comercial "WIDIA" decidió comenzar una pequeña producción del nuevo material el cual, en 1927 durante la Feria de Primavera de Leipzig, las herramientas con insertos para el torneado y el fresado a base de WIDIA se mostraron internacionalmente por primera vez [7].

Durante la segunda guerra mundial la producción del metal duro "WIDIA" tuvo un aumento significativo. Sin embargo, en 1944 la producción de este material tuvo que ser detenida. Tras un permiso de trabajo en 1946 se reanuda la producción de WIDIA. Con las consecuencias de la posguerra la compañía Krupp se vio obligada a publicar casi todos los detalles de los productos Krupp-WIDIA los cuales fueron publicados por el subcomité de objetivos de inteligencia británicos (BIOS) convirtiendo de este un libro popular y muy usado al menos durante diez años. En 1994 WIDIA fue comprado por la compañía "Cincinnati Milacron", quien a su vez la vendió en 2002 a la empresa Kennametal Inc. [4].

Otra compañía productora de WC-Co es Sandvik, la cual en 1969 creó insertos de carburo cementado con revestimiento superficial y en 1994 fue el primero en recubrir estas herramientas de diamante y producirlos a gran escala [8].

Más del 50% de la producción de carburos cementados son utilizados para herramientas de corte, dentro de los cuales se encuentra el WC-Co y donde el 90% de su producción es aplicado para herramientas de corte. Conforme al paso de los años el metal duro WC-Co ha sido modificado para producir una gama de carburos cementados con diferentes aplicaciones. El WC-Co adicionado con Ti, Ta y Nb se usan para aplicaciones de alta temperatura, mientras que los que tienen cobre o plata se utilizan para aplicaciones eléctricas [6]. Las aleaciones de WC-Co con alto contenido de cobalto se utilizan principalmente para herramientas sujetas a impacto [9].

Los carburos cementados de grano fino han crecido rápidamente dentro de la industria debido a su alta resistencia, alta dureza, uniformidad microestructural y una tenacidad aún moderada. Son usadas principalmente en diferentes tipos de herramientas y variedad de insertos de corte, ya sea recubiertos y no recubiertos, con geometrías complejas [10]. Recientemente se ha visto un incremento en la aplicación de recubrimientos en las herramientas de WC-Co. Sin embargo, muchas aleaciones de WC-Co sin recubrimiento siguen siendo utilizadas. Algunos ejemplos son los grados K30, K20, C2 y C3 (para la clasificación de los grados de WC-Co, ver sección 2.2 del presente capítulo), usadas en aplicaciones de mecanizado de fundición de hierro gris, aceros inoxidable, aleaciones no ferrosas (aluminio) y materiales no metálicos. El grado K40 o C1 se usa para piezas difíciles de mecanizar como aceros tratados térmicamente [2].

Las propiedades del metal duro se definen por el tipo de carburo utilizado, el contenido de carburos y el tamaño de grano.

Generalmente los grados de carburo se seleccionan para una aplicación específica, haciendo que este pueda tener una mayor vida útil y predecir su modo de falla. Al modificar el contenido de cobalto, así como controlar el tamaño de grano y su microestructura, se pueden obtener diferentes propiedades. Las aleaciones comerciales contienen alrededor de 3 a 30% de cobalto, entre las cuales para aplicaciones de mecanizado las concentraciones se encuentran entre los 3 a 12% de contenido de cobalto y tamaños de grano de 0.5 a 5 μm [2].

Otra causa del aumento del consumo de los metales duros se debe a la automatización de los procesos de maquinado como el torneado, el fresado, el barrenado y el conformado, llevando también al desarrollo de insertos indexables para la automatización por control numérico (CNC), en donde la principal promotora es la industria automotriz.

2.1.- Fabricación

La pulvimetalurgia es el método convencional para obtener carburos cementados con cualquier combinación de materias primas obteniendo las propiedades necesarias para la aplicación deseada. En la figura 2.1 se muestra el diagrama de flujo del proceso de fabricación de herramientas de carburo de tungsteno y cobalto. [9]

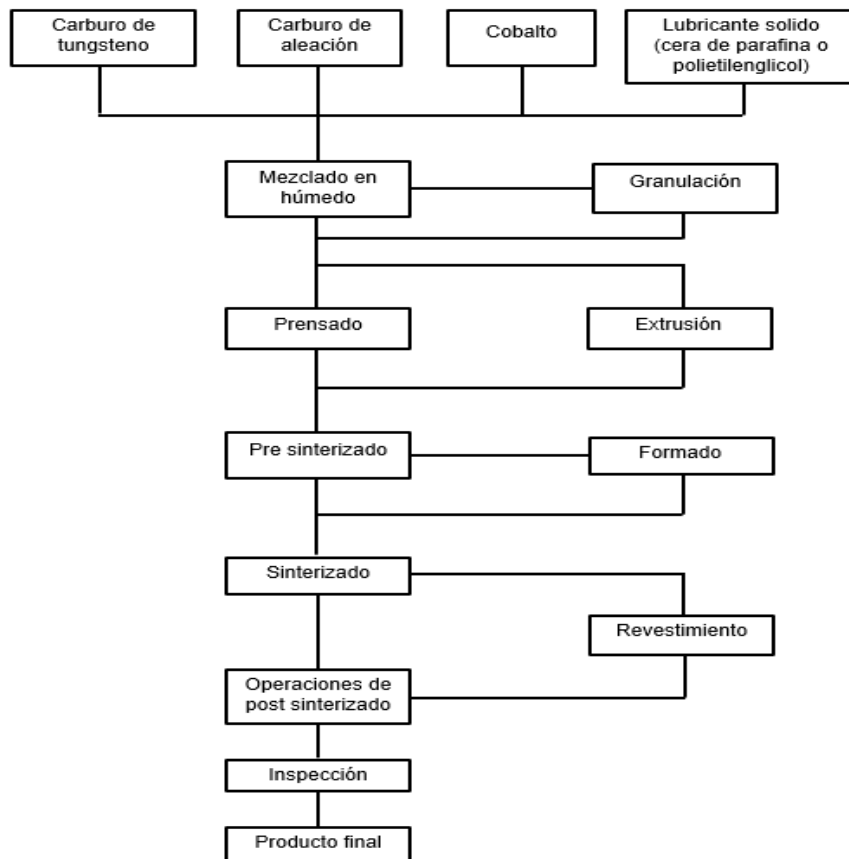


Figura 2.1. Proceso general de producción de carburos cementado [9].

El proceso anterior conlleva una serie de pasos los cuales involucra [2,5,9]:

(1) Obtención del polvo de carburo de tungsteno:

- Reacción de elementos: Reacciones químicas de carburización a diferentes temperaturas, dependiendo del carburo a obtener.

(2) Mezclado:

El aglutinante, que normalmente es cobalto (aunque también pueden ser utilizados níquel o hierro), se obtiene en forma de polvo y se mezcla con el carburo de tungsteno. Otros carburos tales como TiC, TaC y NbC, pueden ser adicionados como carburos de aleación, dependiendo de las propiedades que se desean obtener.

Se utilizan molinos con bolas de carburo de tungsteno para romper los carburos obtenidos inicialmente y dispersar el cobalto. En la molienda se agrega un líquido orgánico (hexano, heptano o acetona) para disminuir el calentamiento y evitar la oxidación del polvo. A su vez se agrega un lubricante sólido (cera de parafina o polietilenglicol) para suministrarle cohesión a la mezcla de polvos, a la hora de ser consolidada por prensado o extrusión. Posteriormente se elimina mediante el secado.

(3) Secado:

Es un proceso de secado por aspersion donde un gas inerte (como el nitrógeno) caliente incide en una corriente de partículas de carburo.

(4) Consolidación del polvo:

La mezcla obtenida se comprime en la forma deseada mediante prensas hidráulicas o mecánicas. Algunas formas pueden requerir una operación después de un pre-sinterizado como un mecanizado o rectificado.

Se tienen diferentes técnicas que dependen de la aplicación para la compactación:

- Pastillas (presión aplicada en una dirección): Minería, construcción, insertos de corte.
- Prensado isostático en frío (presión aplicada en todas las direcciones): Herramientas.
- Extrusión: Varillas y alambres.

(5) Sinterización:

- Se colocan en bandejas de grafito y se sinteriza al vacío para eliminar el lubricante (400-500°C). Se produce una densificación rápida entre los 1300 y 1350°C. La temperatura se eleva entre 1300 a 1600°C dependiendo de la composición química y de la microestructura que se desea.
- Durante este proceso el cobalto se funde y aglutina las partículas de carburo. Durante la densificación puede existir una reducción volumétrica del 17 a 25%, dependiendo del grado de WC-Co.

(6) Formado post sinterización:

Después de la sinterización para cumplir con los requisitos de acabado superficial, tolerancia o geometría se someten a rectificadas con herramientas de diamante o carburo de silicio.

En la figura 2.2 se muestra esquemáticamente el proceso de fabricación de carburos cementados con cobalto [5].

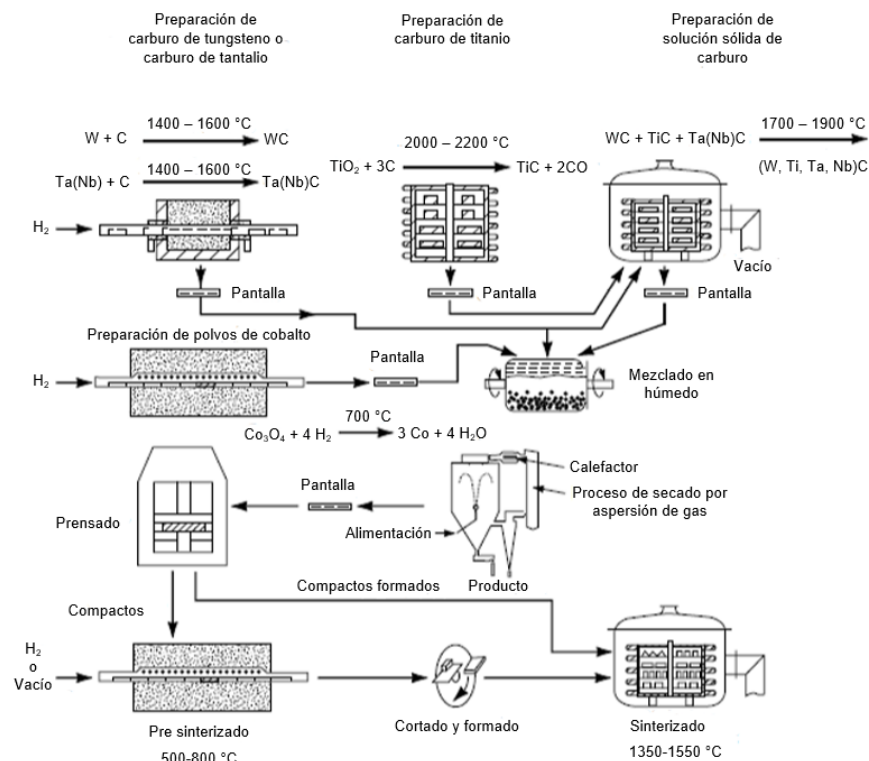


Figura 2.2. Proceso de fabricación de carburos cementados con cobalto [5].

2.1.1.- Otros métodos de consolidación

2.1.1.1.- Prensado isostático en caliente (HIP por sus siglas en inglés)

En el año de 1970 se adaptó el prensado isostático en caliente (HIP) utilizado para eliminar la porosidad interna residual o defectos y mejorar la resistencia [2,5]. Este proceso se lleva a cabo después de realizar la sinterización del material en un horno de vacío. Posteriormente el material sinterizado es colocado en un aparato de HIP y se calienta a una presión isostática de aproximadamente de 35 MPa utilizando un gas inerte, después se eleva la temperatura entre 1360° a 1420° aumentando la presión alrededor de 70 a 100 MPa.

Sin embargo, no es posible eliminar todos los defectos por completo. Una desventaja de este método es que se realiza en piezas ya sinterizadas, por lo que se tiene que calentar nuevamente bajo el gas inerte hasta que la fase aglutinante se vuelva líquida.

Este tratamiento por lo general se aplica adicionalmente en carburos cementados que, requieran un acabado superficial superior, o que contengan un alto contenido de cobalto [9]. En la figura 2.3 se muestra esquemáticamente un equipo de HIP [9].

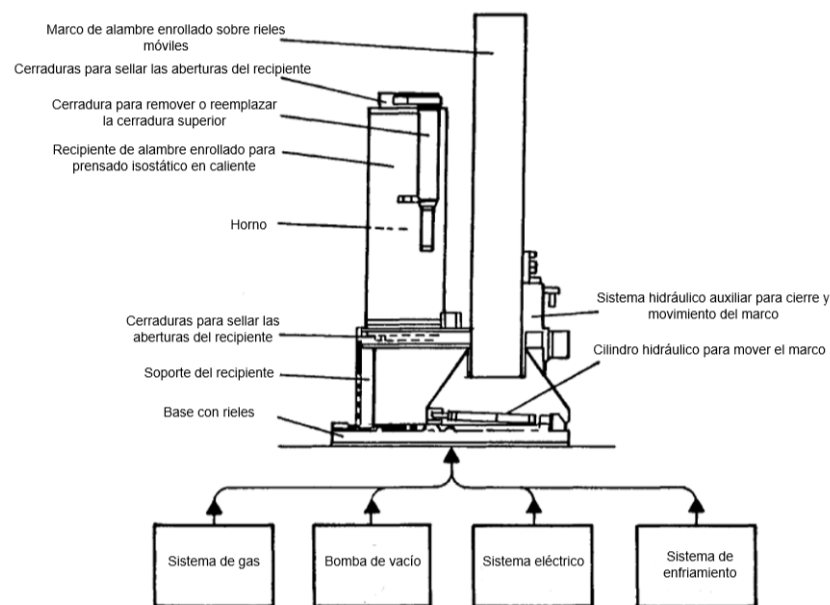


Figura 2.3. Proceso HIP [9].

2.1.1.2.-Sinterización/HIP

Este proceso surge ante la problemática de que el proceso de HIP se lleva a cabo en piezas ya sinterizadas, por lo que el sinter-HIP pretende realizar una combinación de los procesos de sinterización y el proceso HIP.

Este proceso combina 3 pasos [9]:

- (1) Eliminación del lubricante sólido
- (2) Sinterización
- (3) Aplicación de presión entre 6 a 10 MPa en la fase final de sinterización utilizando un gas inerte (proceso HIP).

Entre los beneficios del sinter-HIP se encuentran: (1) la realización de los anteriores pasos en un solo proceso lo que permite que las piezas no entren en contacto con el oxígeno y tener un control del contenido real de carbono, además que reduce costos de operación; (2) La pieza se compacta homogéneamente por lo que se reduce significativamente la porosidad y defectos en la pieza. (3) Ganancia en propiedades para los grados con bajo contenido de cobalto. La figura 2.4 muestra esquemáticamente el proceso de sinterización en vacío asistida por HIP. La tabla 2.1 muestra las principales ventajas de los procesos de sinterización en vacío (VS) y de sinterización asistida con HIP para elementos de WC-Co, con contenidos menores a 13% de Co [9].

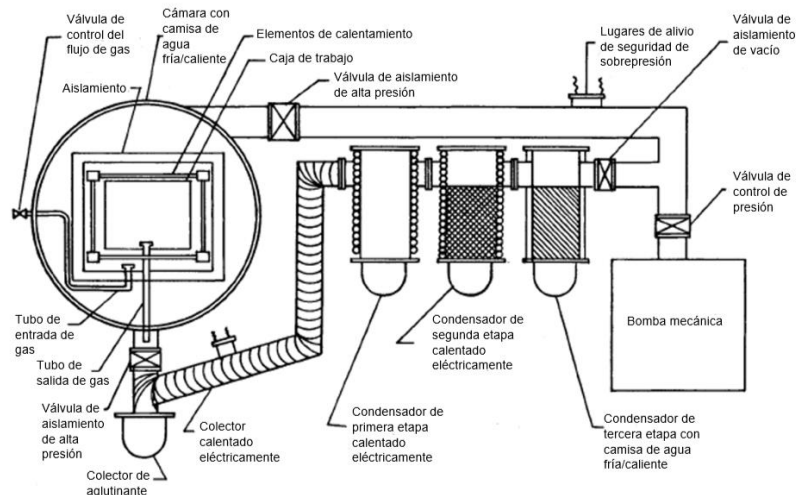


Figura 2.4. Proceso Sinter/HIP [9].

Tabla 2.1 Comparación de la sinterización en vacío (VS) y VS + proceso HIP del WC-Co (<13% Co) [9].

Densidad	Incremento en sinterización al vacío; Ligero incremento en VS+HIP; Disminución de densidad con aumento de cobalto.
Dureza	Sin cambio significativo de dureza; sin mejoría de dureza para contenidos de cobalto <6%.
Fuerza coercitiva	Disminución de la fuerza coercitiva desde VS a VS+HIP, y sinter/HIP. Microestructura gruesa, la dependencia desvanece al aumentar el contenido de cobalto.
Saturación Magnética	No tiene influencia
Resistencia a la ruptura transversal	Incremento al disminuir el contenido de cobalto

2.1.1.3.- Moldeo por inyección de polvo (PIM)

Este proceso se constituye de varios pasos, primero se obtienen los polvos del carburo y del aglutinante, estos polvos se mezclan y preparan de forma que la viscosidad de la mezcla pueda fluir suavemente en la matriz, posteriormente se hace la inyección del material en el molde y se procede a separar el eliminar el material de unión primario del componente moldeado. Posteriormente ésta se calienta para sinterizarse y ser llevada al proceso posterior de sinterización para el mejoramiento de sus propiedades. Este proceso permite la obtención de piezas resistentes, uniformes y complejas. Sin embargo, este proceso puede requerir de tiempos largos de operación. La figura 2.5 muestra esquemáticamente el proceso de moldeo por inyección de componentes de WC-Co [9].

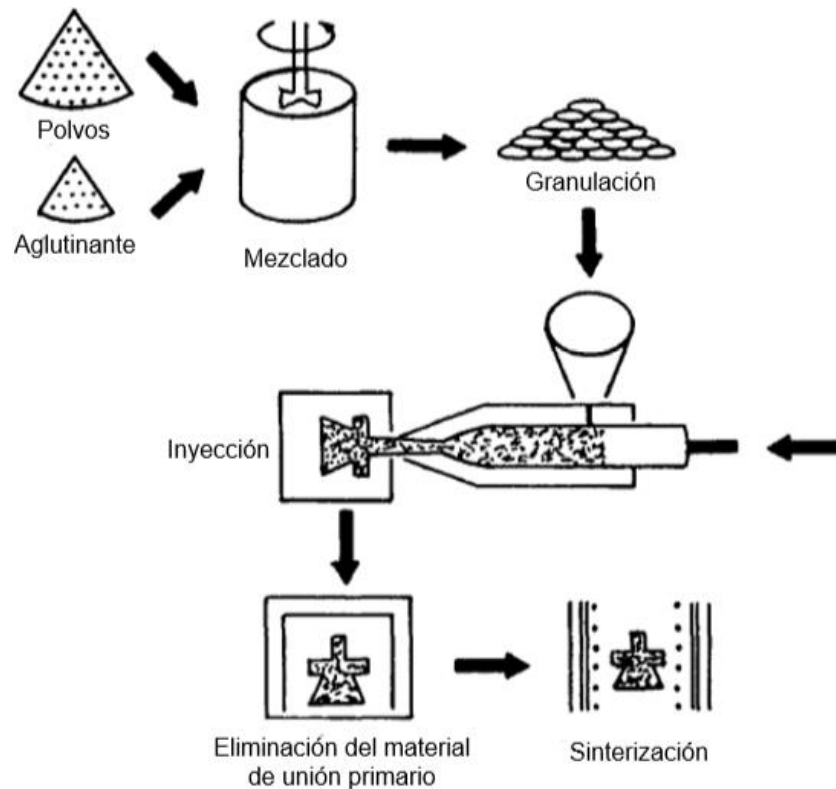


Figura 2.5. Proceso de modelo por inyección de polvo [9].

2.1.2.- Contenido de carbono

Controlar el contenido de carbono es crucial para la microestructura del componente, así como para sus propiedades mecánicas. Deficiencias en el contenido de carbono propician la precipitación de una tercera fase llamada “fase eta” (η) formando carburos complejos ($\text{Co}_3\text{W}_3\text{C}$ o $\text{Co}_6\text{W}_6\text{C}$) los cuales fragilizan el componente. Por otro lado, alto contenido de carbono genera la formación de grafito libre. Algunos autores mencionan que pequeñas cantidades de estas fases no tienen efectos adversos en el mecanizado [2]. Sin embargo, otros autores mencionan que la presencia de la fase η o de grafito libre, afectan adversamente la tenacidad de las piezas [11].

La fase η está determinada tanto por el contenido de carbono como por la velocidad de enfriamiento. En pocas cantidades, el enfriamiento lento puede reducir casi por completo la fase η ; mientras que a grandes cantidades la fase es

retenida independientemente de la velocidad de enfriamiento [9]. La figura 2.7 muestra el diagrama de fases pseudo-binario WC-Co, mostrando el hábitat de la fase η y la fase grafito [9].

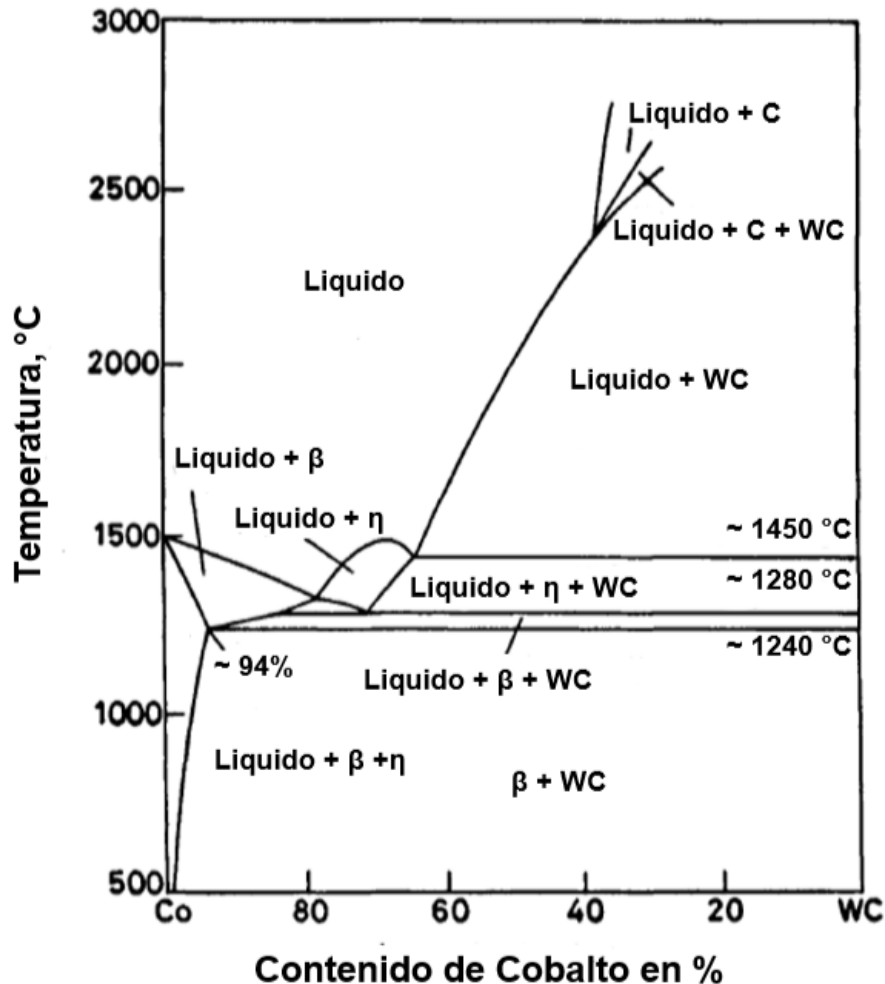


Figura 2.6. Diagrama de fase WC-Co pseudo binario construido por Griiter [9].

2.2.- Clasificación

Los carburos cementados se utilizan principalmente en la fabricación de herramientas de corte o maquinado de metales y otros materiales. Por lo cual es necesario clasificar los diferentes tipos de carburos cementados, sin embargo, no

existe una clasificación universal. Entre las clasificaciones más comunes se encuentran las siguientes, Código Buick, y el Sistema de clasificación ISO [2,9].

- Código Buick: Dentro de la industria de los cermetos en EE. UU. se introdujo un sistema de clasificación llamado “sistema de grado C”, industrialmente aceptado y el cual permitió identificar el grado de carburo a utilizar mediante sus aplicaciones. Al principio esta clasificación no brindaba información sobre las propiedades de los carburos, por lo que en 1942 se renovó y llamo código Buick el cual definía los detalles de la composición química, dureza, densidad y microestructura. Sin embargo, la industria, sigue utilizando el sistema de grado C.

- Sistema de clasificación ISO: En 1964 se emitió la norma ISO R513 “Aplicación de carburos para mecanizado por extracción de virutas”. Este código se divide en tres categorías las cuales incluyen color, letra y número asignado. Los números representan la máxima dureza hasta la máxima tenacidad.
 - Grados de carburo de tungsteno altamente aleado (“P”, azul, números del 1 al 50). Aplicación: Mecanizado de acero
 - Grados de carburo de tungsteno aleado (“M”, amarillo, números del 10 al 40). Aplicación: Multipropósito
 - Grados de carburo de tungsteno directo (“K”, rojo, número del 1 al 40). Aplicación: En hierro, metales no ferrosos y materiales no metálicos.

La tabla 2.2 muestra la clasificación Buick y su equivalente en el sistema anterior conocido como clasificación C, además de sus aplicaciones típicas [2,9].

Tabla 2.2. Clasificación de aleaciones WC-Co según código Buick [2,9].

Código Buick	Código Industrial (sistema de grado "C")	Aplicación
		Maquinado de hierro fundido, materiales no ferrosos y no metálicos
TC-1	C-1	Desbaste
TC-2	C-2	Maquinado multipropósito
TC-3	C-3	Acabado ligero
TC-4	C-4	Acabado de precisión
		Maquinado de aceros aleados
TC-5	C-5	Desbaste
TC-6	C-6	Maquinado multipropósito
TC-7	C-7	Acabado ligero
TC-8	C-8	Acabado de precisión
		Aplicaciones para Desgaste
TC-9	C-9	Sin choque
TC-10	C-10	Choque ligero
TC-11	C-11	Choque pesado
		Aplicaciones a Impacto
TC-12	C-12	Ligero
TC-13	C-13	Mediano
TC-14	C-14	Pesado
		Diversos
	C-15	Corte ligero para eliminación de soldadura en caliente
	C-15A	Corte pesado para eliminación de soldadura en caliente
	C-16	Perforación en roca
	C-17	Dados para "Cold heading"
	C-18	Desgaste a altas temperaturas y/o resistencia a reacciones químicas
	C-19	Contrapesos y aplicaciones cinéticas

Tabla 2.3. Clasificación de aleaciones WC-Co según norma ISO [2,9].

Letra	Color	Grupo	Material para maquinar	Condiciones de trabajo
P	Azul	P01	Acero, aceros fundidos	Acabado de torneado y mandrinado de alta precisión, altas velocidades de corte, sección transversal de viruta pequeña, precisión de dimensiones, acabado de superficie fino, mecanizado sin vibraciones.
		P10	Acero, aceros fundidos	Torneado, torneado de copia, roscado y fresado, altas velocidades de corte, sección transversal de viruta pequeña a mediana.
		P20	Acero, aceros fundidos, hierro fundido maleable con astillas largas	Torneado, torneado de copiado, fresado, velocidades de corte medias y sección transversal de viruta media; cepillado con sección transversal de viruta pequeña
		P30	Acero, aceros fundidos, hierro fundido maleable con astillas largas	Torneado, fresado, cepillado, velocidades de corte de medias a bajas, sección transversal de viruta de medianas a grandes, mecanizado en condiciones desfavorables.
		P40	Acero, aceros fundidos con inclusión de área y cavidades.	Torneado, cepillado, fresado, ranurado, conformado, bajas velocidades de corte, sección transversal de viruta grande, grandes ángulos de corte, mecanizado en condiciones desfavorables. Torneado automático.
		P50	Acero, acero fundido de resistencia a la tensión media o baja, con inclusión de arena y cavidades	Operaciones con carburo muy resistente: Torneado, cepillado, ranurado, modelado, bajas velocidades de corte, sección transversal de viruta grande, grandes ángulos de corte, mecanizado en condiciones desfavorables. Torneado automático.
M	Amarillo	M10	Acero, acero fundido, acero al manganeso, hierro fundido gris, aleaciones de hierro fundido	Torneado, velocidades de corte de medias a altas; sección transversal de viruta de pequeña a mediana.
		M20	Acero, acero fundido, acero austenítico o al manganeso, hierro fundido gris	Torneado, fresado; velocidades de corte medias; sección transversal de viruta media.
		M30	Acero, acero fundido, acero austenítico, hierro fundido gris, aleaciones	Torneado, fresado, cepillado, velocidades de corte medias; sección transversal de viruta de mediana a grande.

			resistentes a altas temperatura.	
		M40	Acero de corte suave, acero de baja resistencia, metales no ferrosos y aleaciones ligeras.	Torneado, torneado de forma, "parting off", rebaje, máquinas automáticas.
K	Rojo	K01	Hierro fundido gris muy duro, piezas fundidas enfriadas de más de 85 durezas de escleroscopio, aleaciones de aluminio con alto contenido de silicio, acero endurecido, plásticos altamente abrasivos, cartón duro, cerámica	Torneado, torneado de precisión, mandrinado de precisión, fresado, raspado
		K10	Hierro fundido gris sobre 220 HB, hierro fundido maleable con virutas cortas, acero endurecido, aleaciones de aluminio y silicio, aleaciones de cobre, plásticos, vidrio, caucho duro, cartón duro, porcelana, piedra.	Torneado, fresado, taladrado, mandrinado, avellanado, raspado, escariado, brochado.
		K20	Hierro fundido gris hasta 220 HB, metales no ferrosos; cobre, latón, aluminio	Torneado, fresado, cepillado, mandrinado, brochado, avellanado, raspado, escariado, demanda de carburo muy resistente (condiciones más duras que K10)
		K30	Hierro fundido gris de baja dureza, acero de baja resistencia, madera comprimida.	Torneado, fresado, cepillado, ranurado, conformado, mecanizado en condiciones desfavorables, posibilidad de grandes ángulos de corte.

2.3.- Propiedades y tipos de carburo de tungsteno y cobalto

Los carburos cementados tienen propiedades de alta dureza y resistencia al desgaste. Sin embargo, a comparación de los aceros presentan menor resistencia a la fractura y menores conductividades térmicas. Las propiedades del carburo cementado se definen tanto por el carburo utilizado, el grado de carburación, el tipo y cantidad de metal aglutinante y la microestructura.

Tabla 2.4. Propiedades del carburo de tungsteno [2,12].

Carburo	Estructura cristalina	Parámetros de red (nm)	Densidad g/cm ³	Microdureza (GPa)	Punto de fusión (°C)	Módulo de elasticidad (GPa)	Conductividad térmica (W/mK)
WC	Hexagonal	a=0.29058 c=0.28365	15.7	23	2776	696	120

Los carburos cementados WC-Co se conocen como grados directos donde el contenido de cobalto varía de 3 a 30%. Su propiedad más destacada es la resistencia al desgaste abrasivo simple lo que las vuelve buenas para aplicaciones en herramientas de corte.

Las aleaciones de WC-Co se clasifican según su composición como el contenido de cobalto y tamaño de grano del WC (μm). Al agregar otros carburos como lo es el carburo de titanio (TiC), el carburo de tantalio (TaC), y carburo de niobio (NbC) se mejora la estabilidad térmica, controla el crecimiento de grano y se aumenta la resistencia a la oxidación, este tipo de aleaciones WC-Co + (TiC, TaC o NbC) se denominan de grado complejo, multigrado, o grados de corte de acero [2, 6, 13]. Estos carburos y elementos metálicos como el níquel, vanadio, cromo u otros pueden ayudar al control de la microestructura, estabilidad química y a las propiedades mecánicas del componente [14]. Además, la resistencia a la corrosión se puede mejorar con el contenido de aglutinante [6].

En varios trabajos de investigación se concluyó que el contenido de cobalto, así como el tamaño de grano del WC influyen en el desgaste y rendimiento de las herramientas. Guo y col. determinaron que el grano de tamaño ultrafino posee mayor dureza y resistencia a la ruptura transversal [15]. Pirso y col. demostraron que la resistencia al desgaste disminuye con el aumento de la dureza del material y la disminución del aglutinante [16]. Mientras que Saito y col. concluyeron que el aumento del tamaño de grano aumenta el desgaste [17].

Se ha investigado también el uso de partículas finas de WC las cuales pueden mejorar las propiedades mecánicas de los componentes [14]. Cuando se tiene

WC-Co con una concentración de cobalto alrededor de 10 a 20% el tamaño de grano de WC puede variar entre 1 a 5 μm (granos micro) dando como resultado propiedades que combinan alta resistencia al desgaste con una buena tenacidad. Al tener concentraciones de 3 a 5% lo tamaños de grano son menores a 1 μm (granos finos) y son altamente duros y resistentes a la compresión y desgaste [6]. El tamaño de grano del WC puede ser monitoreado mediante difracción de rayos X o microscopía de transmisión de electrones (TEM) [12].

2.3.1.- Microestructura

La microestructura se encuentra determinada por el tamaño y distribución de los granos de WC, así como el contenido de Co [18]. La morfología de los granos de WC son rectangulares o triangulares incrustados en el aglutinante [14]. Idealmente el WC-Co tiene dos fases: granos angulares WC la cual es una fase dispersa y fase aglutinante de metal cobalto la cual es la fase matriz. Sin embargo, la deficiencia o el alto contenido de carbono puede generar una tercera fase η o grafito libre. Mientras que la deficiencia de aglutinante (Co) puede producir microporos [6].

2.3.1.1.- Grano fino

Los carburos cementados de grano fino (submicro, nano) han crecido rápidamente dentro de la industria desde 1980, debido a su resistencia a la abrasión, resistencia a la ruptura transversal, dureza que se mantiene hasta los 800 a 900°C, uniformidad microestructural, buena tenacidad y resistencia en el filo de la herramienta en comparación con los tamaños micro. Sin embargo, presentan una disminución de la conductividad térmica. Este tipo de aleaciones son usadas en insertos indexables, insertos con bordes afilados (fresado), taladros (para industria aeroespacial), micro taladros (para la industria electrónica) y una variedad de herramientas de corte de metal recubiertos y no

recubiertos con geometrías complejas, mejorando la productividad del mecanizado en aleaciones de titanio, níquel, entre otras [2, 6, 12, 10, 19].

Para lograr el tamaño deseado se utilizan pequeñas cantidades alrededor de 0.25 a 3% de otros carburos (TiC, TaC, NbC, VC o CrC) durante la carburación de tungsteno o más tarde en la mezcla de polvo [2, 5]. El proceso de sinter-HIP puede ser utilizado para una fabricación con mínimos defectos y se tiene la disponibilidad de recubrimientos por las técnicas de PVC y CVD que mejoren el rendimiento y productividad de la herramienta [2, 6].

La adición de otros carburos no solo mejora las propiedades y hace que el tamaño de grano disminuya, si no también afecta la forma de los granos de WC [12].

Los métodos convencionales pueden presentar inconvenientes a la hora de producir carburos cementados con un grano de WC menor a $0.2\mu\text{m}$ de tamaño [12], por tal motivo la producción a gran escala de este tipo de carburos cementados de grano fino no ha progresado. Sin embargo, se han llevado a cabo distintas investigaciones para la obtención de granos de WC a nanoescalas mediante la sinterización de estrategias como corrientes pulsadas, baja temperatura de sinterización o sinterización a presión [20].

2.3.1.2.- Grano grueso

Los carburos cementados de grano grueso ($>2.5\mu\text{m}$) poseen conductividad térmica superior, alta tenacidad y resistencia al impacto por lo que las hace ideales para perforaciones, minería, construcción, corte y mecanizado. Estas propiedades son atribuidas al buen revestimiento de cobalto en los granos de WC. La dureza es menor que la que se puede poseer con tamaños de grano ultrafino, pero los carburos de grano grueso pueden evitar la fractura [18, 21].

La microestructura de grano grueso en los WC-Co está formado de capas intermedias relativamente gruesas (de varios micrones) [18].

Es difícil la sinterización de carburos cementados de grano grueso con buena combinación de las propiedades, sin embargo, se puede obtener polvo de WC-Co de grano grueso por medio de recubrimiento de cobalto líquido en partículas de WC. Teniendo una distribución homogénea de cobalto en el polvo WC-Co [21].

2.3.1.3.- Grano bimodal

Este tipo de grano se caracteriza por el uso de dos materias primas de WC de diferente tamaño de grano. La distribución de este tipo de carburo cementado puede formarse de manera intencional o no intencional dotando a la pieza de una buena combinación de dureza y tenacidad [12].

Recientemente se han realizado investigaciones con respecto a granos bimodales, granos finos ($<1\mu\text{m}$) y granos micro (de 1 a $5\mu\text{m}$).

Liu y col. experimentaron con granos micrométricos de WC en la microestructura de granos finos, mostrando que los granos micrométricos tienen buena dureza y resistencia a la fractura [22], se mostró también que la dureza aumento debido a los granos finos mientras que la resistencia a la fractura se elevó debido a los granos micrométricos [23]. Yang y col. mostraron que los granos finos de 10% de WC en una microestructura de carburos cementados no homogéneos muestran una buena combinación de dureza y tenacidad [24]. Por lo tanto, se muestra una disminución del desgaste abrasivo proporcionado por los granos finos y disminución del desgaste por impacto debido a los granos micro.

Tabla 2.5. Enumeración de las propiedades representativas de varias aleaciones WC-Co rectas [2, 13]

Composición	Tamaño de grano	Dureza (HRA) ^a	Densidad (g/cm ³)	Fuerza de ruptura transversal (MPa)	Fuerza compresiva (MPa)	Módulo de elasticidad (GPa)	Resistencia relativa a la abrasión ^b	Coeficiente de expansión térmica		Conductividad térmica (W/mK)
								A 200°C	A 1000°C	
97WC-3Co	Mediano	92.5-93.2	15.3	1490	5860	641	100	4	-	121
94WC-6Co	Fino	92.5-93.1	15	1790	5930	614	100	4.3	5.9	-
	Mediano	91.7-92.2	15	2000	5450	648	58	4.3	5.4	100
	Grueso	90.5-91.5	15	2210	5170	641	25	4.3	5.6	121
90WC-10Co	Fino	90.7-91.3	14.6	3100	5170	620	22	-	-	-
	Grueso	87.4-88.2	14.5	2760	4000	552	7	5.2	-	112
84WC-16Co	Fino	89	13.9	3380	4070	524	5	-	-	-
	Grueso	86-87.5	13.9	2900	3860	524	5	5.8	7	88
75WC-25Co	Mediano	83-85	13	2550	3100	483	3	6.3	-	71
71WC-12.5TiC-12TaC-4.5Co	Mediano	92.1-92.8	12	1380	5790	565	11	5.2	6.5	35
72WC-8TiC-11.5TaC-8.5Co	Mediano	90.7-91.5	12.6	1720	5170	558	13	5.8	6.8	50

^a De acuerdo a la escala Rockwell Hardness A.
^b Basado en un valor de 100 para la más alta resistencia a la abrasión.

2.5.- Referencias

- [1] RM. German, A–Z of powder metallurgy, *Elsevier Advanced Technology*, 2005.
- [2] A.T. Santhanam, P. Tierney, and J.L. Hunt, Cemented carbides, *ASM International Metals Handbook, 2* (1990).
- [3] K. Schröter, Sintered hardmetal alloy and procedure for its fabrication, *Patent DRP 420.689*, 1923.
- [4] H. Kolaska, P. Ettmayer, *Geschichte der Hartmetalle (History of Hard Metals)*, 2013
- [5] A.T. Santhanam, Carbides, Cemented, *Kirk-Othmer Encyclopedia of Chemical Technology*, 2003.
- [6] P.K. Katiyar, P.K. Singh, R. Singh, and A.L. Kumar, Modes of failure of cemented tungsten carbide tool bits (WC/Co): A study of wear parts, *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, 54 (2016) 27-38.
- [7] H. Kolaska, Hardmetal — yesterday, today and tomorrow, *Metal*, 2007
- [8] H.M. Ortner, P. Ettmayer, and H. Kolaska, The history of the technological progress of hardmetals, *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, 44 (2014) 148-159.
- [9] G.S. Upadhyaya, Cemented tungsten carbides: production, properties, and testing, *Noyes publications*, 1998.
- [10] WD. Schubert, E. Lassner and W. Boehlke, Cemented carbides — a success story. in: Tungsten, *Int. Tungsten Industry Association (ITIA)*, 2010.
- [11] A. Pérez, Metalurgia del Carburo de Tungsteno, *Notas de Curso, Universidad Autónoma de Nuevo León*, 2016.

- [12] J. García, V. Collado Ciprés, A. Blomqvist, and B. Kaplan, Cemented carbide microstructures: a review, *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, 2019.
- [13] H. Warlimont, Cobalt and Cobalt Alloys. *Springer Handbook of Materials Data*, (2018) 267-274.
- [14] E. Chicardi, R. Bermejo, F. Gotor, L. Llanes, and Y. Torres, Influence of temperature on the biaxial strength of cemented carbides with different microstructures, *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, 71, 2018
- [15] Z. Guo, J. Xiong, M. Yang, G. Dong, W. Wan, Tool wear mechanism of WC–5TiC–10Co ultrafine cemented carbide during AISI 1045 carbon steel cutting process, *Int. Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, 35 (2012).
- [16] J. Pirso, S. Letunoviš, and M. Viljus, Friction and wear behaviour of cemented carbides. *Wear*, 257, (2004) 257-265
- [17] H. Saito, A. Iwabuchi, and T. Shimizu, Effects of Co content and WC grain size on wear of WC cemented carbide. *Wear*, 261 (2006) 126-132.
- [18] R.J. Cao, C.G. Lin, X.C. Xie, Z.K. Lin, Microstructure and mechanical properties of WC–Co-based cemented carbide with bimodal WC grain size distribution, *Rare metals*, 2018.
- [19] C. Liu, N. Lin, Y.H. He, W.S Liu and Y.Z. Ma. Influence of Micron WC Addition on the Microstructure and Mechanical Properties of Ultrafine WC–Co Cemented Carbides at the Elevated Temperature, *Journal of Superhard Materials*, 40 (2018) 40-46.
- [20] A. Michalski and D. Siemiaszko, Nanocrystalline cemented carbides sintered by the pulse plasma method, *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, 25 (2007) 153-158.
- [21] M. He, J. Wang, R. He, H. Yang, and J. Ruan, Effect of cobalt content on the microstructure and mechanical properties of coarse grained WC-Co cemented carbides fabricated from chemically coated composite powder, *Journal of Alloys and Compounds*, (2018).

- [22] C. Liu, N. Lin, Y. He, C. Wu, Y. Jiang, The effects of micron WC contents on the microstructure and mechanical properties of ultrafine WC-(micron WC–Co) cemented carbides, *Journal of alloys and compounds*, 594 (2014) 76-81.
- [23] C. Liu, N. Lin, Y.H. He, Y.C. Wang, and X. Zhang, Effect of coarse grained WC addition on microstructure and mechanical properties of WC–Co cemented carbide, *Mater Sci Eng Powder Metall*, 19 (2014).
- [24] Q. Yang, J. Yang, H. Yang, J. Ruan, The effects of fine WC contents and temperature on the microstructure and mechanical properties of inhomogeneous WC-(fine WC–Co) cemented carbides, *Ceramics International*, 42 (2016).

CAPÍTULO 3

Aleaciones de aluminio silicio vaciadas

3.1.- Aluminio

Con el desarrollo del automóvil a finales del siglo XIX y principios del siglo XX la búsqueda por mejoras continuas en el diseño, los materiales, y los procesos de producción constantes han provocado un desarrollo tecnológico importante con el fin de reducir costos, producir automóviles más eficientes, menor consumo de combustible y reducción de emisiones de CO₂, por lo cual, el objetivo de reducir el peso de los automóviles es de suma importancia. Una medida para la reducción de peso es el uso de aleaciones de aluminio para la fabricación de piezas como las cabezas de motor, pistones y monoblocks [1,2].

El aluminio es el tercer elemento más abundante en la Tierra, tiene una estructura cúbica centrada en las caras (FCC por sus siglas en ingles), es considerado un metal no ferroso y es uno de los materiales industrialmente más utilizados debido a sus buenas propiedades de baja densidad, buena resistencia mecánica, alta ductilidad, alta resistencia a la corrosión y oxidación, posee buena conductividad

térmica y eléctrica y además debido a su fácil fabricación, su costo es relativamente bajo [3,4]. Debido a estas propiedades el aluminio es muy atractivo para diversas aplicaciones tanto en la industria automotriz como en la aeronáutica.

El aluminio en su forma pura tiene una baja resistencia mecánica por lo que no puede ser utilizado en aplicaciones donde la resistencia a la deformación y la fractura sea esencial, por lo tanto, se le agregan otros elementos que lo ayuden a mejorar sus propiedades. Los elementos comúnmente utilizados son el zinc, el magnesio, el cobre y el silicio, estos elementos se denominan básicos o principales debido a que pueden ser introducidos al aluminio en grandes cantidades [5].

Las aleaciones de aluminio se dividen en aleaciones vaciadas y forjadas las cuales pueden ser o no tratadas térmicamente.

Las aleaciones vaciadas son las principales aleaciones de aluminio utilizadas en la industria. Los principales aspectos que se tienen que considerar en ésta, es la fluidez de la aleación, la resistencia al agrietamiento en caliente, la solidificación, así como las propiedades de resistencia, ductilidad, dureza, resistencia a la corrosión, respuesta al tratamiento térmico y maquinabilidad de la aleación resultante [6].

Algunos métodos para modificar las propiedades en las aleaciones de aluminio aplican algún trabajo mecánico o tratamiento térmico, mientras, que otros métodos modifican las propiedades durante la solidificación de las aleaciones [1].

3.1.1.- Designaciones

En E.U.A. la asociación de aluminio divide las aleaciones de aluminio en forjadas y vaciadas, las cuales pueden estar tratadas térmicamente o no tratadas térmicamente. En la tabla 3.1 se muestran la designación para las aleaciones de aluminio [4].

Tabla 3.1. Designación de las aleaciones de aluminio [4].

Aleaciones de aluminio forjadas		Aleaciones de aluminio vaciadas.	
Serie	Aleante principal	Serie	Aleante principal
1xxx	99% mínimo de aluminio	1xx.x	99% mínimo de aluminio
2xxx	Cobre	2xx.x	Cobre
3xxx	Manganeso	3xx.x	Silicio con cobre y/o magnesio
4xxx	Silicio	4xx.x	Silicio
5xxx	Magnesio	5xx.x	Magnesio
6xxx	Magnesio y silicio	6xx.x	No usado
7xxx	Zinc	7xx.x	Zinc
8xxx	Otro	8xx.x	Estaño
9xxx	No usado	9xx.x	Otro

La composición y la microestructura de las aleaciones de aluminio forjado y vaciado son diferentes, las aleaciones de aluminio forjado muestran menos segregación e inhomogeneidades que las vaciadas. Dentro de los principales procesos de fundición de aluminio se encuentra la fundición en arena, en molde permanente y a presión [6].

En el sistema de designación de las aleaciones de aluminio vaciadas el primer dígito de la nomenclatura de designación indica el elemento principal de aleación. Los dígitos segundo y tercero sirven para identificar aleaciones en la misma serie o indican la pureza. El dígito a la derecha del punto decimal indica la forma del producto: 0 cuando la pieza vaciada es el producto final y el 1 cuando es un lingote [6]. En los grupos del 2xx.x al 9xx.x los segundos dos dígitos no tienen significado específico ya que solo sirven para indicar diferentes aleaciones en el grupo y el último dígito a la derecha del punto decimal identifica la forma del producto [5].

El sistema de designación de tratamientos térmicos o mecánicos aplicados a la aleación se utiliza en aleación para fundición y trabajos mecánicos. La designación utilizada para los tratamientos básicos consiste en letras [6].

3.1.1.1.- *Tratamientos térmicos de las aleaciones de aluminio*

La designación básica de los tratamientos térmicos y mecánicos consiste en una letra mayúscula, seguida por uno o más dígitos que representan la subdivisión general [7].

Tabla 3.2. Designación de los tratamientos térmicos de las aleaciones de aluminio [7].

Letra	Significado	Características
F	Piezas y productos en bruto	Es el material tal como sale del proceso de fabricación
H	Endurecimiento por deformación	Se aplica a productos conformados mecánicamente y que son endurecidas por deformación en frío. No aplica en piezas fundidas.
O	Recocido	Puede seguir de un dígito diferente a cero. Se aplica a materiales conformados mecánicamente o a piezas de fundición que son tratadas térmicamente para obtener mejor resistencia tensil, ductilidad, exactitud dimensional etc.
T	Tratamiento térmico de solución y precipitación	Se aplica a aleaciones que han sido endurecidas por tratamiento térmico con o sin endurecimiento por deformación complementario.
W	Tratamiento térmico de solución	Específicamente cuando se tiene un envejecimiento natural.

La designación T siempre tiene una subdivisión representada por un número entre 1 y 10.

Tabla 3.3. Subdivisión de la designación T [7].

Número	Características
T1	Enfriado de un proceso de formado a temperatura elevada y envejecido naturalmente a una condición sustancialmente estable.
T2	Enfriado de un proceso de formado a temperatura elevada, trabajado en frío y envejecido naturalmente a una condición sustancialmente estable.
T3	Solución tratada térmicamente, trabajada en frío y envejecida naturalmente hasta una condición sustancialmente estable.
T4	Solución tratada térmicamente y envejecida de forma natural hasta una condición sustancialmente estable.
T5	Enfriado por un proceso de formado a temperatura elevada y envejecido artificialmente.
T6	Solución tratada térmicamente y envejecida artificialmente.
T7	Solución tratada térmicamente y sobrepasada o estabilizada.
T8	Solución tratada térmicamente, trabajada en frío y envejecida artificialmente.
T9	Solución tratada térmicamente, envejecida artificialmente y trabajada en frío.
T10	Enfriado de un proceso de formado a temperatura elevada, trabajado en frío y envejecido artificialmente.

3.1.1.2.- Atributos de las aleaciones de aluminio vaciadas

A continuación se presentan los atributos más destacados de las aleaciones aluminio vaciadas [4]:

Aleaciones 2xx.x Al-Cu:

- Térmicamente tratables
- Fundición por: arena y moldes permanentes

- Resistencia a temperatura ambiente y alta temperatura
- Algunas aleaciones de esta serie presentan alta resistencia
- Rango aproximado de resistencia a la tracción máxima: 131-448 MPa

Aleaciones 3xx.x Al-Si + Cu o Mg

- Térmicamente tratables
- Fundición por: arena, molde permanente y a presión
- Excelente fluidez
- Aleaciones de alta resistencia
- Algunas aleaciones de esta serie presentan alta tenacidad
- Fácil soldabilidad
- Rango aproximado de resistencia a la tracción máxima: 131-276 MPa

Aleaciones 4xx.x Al-Si

- Térmicamente no tratable
- Fundición por: arena, molde permanente y a presión
- Excelente fluidez
- Bueno para moldes intrincados
- Rango aproximado de resistencia a la tracción: 117-172 MPa

Aleaciones 5xx.x Al-Mg

- Térmicamente no tratable
- Fundición por: arena, molde permanente y a presión
- Buenas características de acabado
- Excelente resistencia a la corrosión
- Buena maquinabilidad
- Buena apariencia superficial
- Rango aproximado de resistencia a la tracción: 117-172 MPa.

Aleaciones 7xx.x Al-Zn

- Térmicamente tratable

- Fundición por: areana y molde permanente (dificiles de moldear)
- Excelente maquinabilidad
- Buena apariencia
- Rango aproximado de resistencia a la tracción: 207-379MPa

Aleaciones 8xx.x Al-Sn

- Térmicamente tratable
- Fundición por: arena y molde permanente
- Excelente maquinabilidad
- Rango aproximado de resistencia a la tracción: 103-207 MPa

Las aleaciones de aluminio silicio (3xx) son las más utilizadas dentro de la industria debido a sus propiedades de buena fluidez, buena resistencia obtenida mediante el endurecimiento por dispersión de compuestos intermetálicos, tiene buena respuesta a los tratamientos térmicos los cuales proporcionan alta resistencia mecánica, creando piezas capaces de soportar presiones y las altas temperaturas en los motores [2, 8]. Los sistemas de aleación Al-Si-Mg, Al-Si-Cu y Al-Si-Cu-Mg son los tres principales sistemas de aleación en la serie 3xx.x.

3.2.- Aleaciones aluminio-silicio

Las aleaciones de aluminio más importantes son aquellas aleadas con silicio como elemento principal para el proceso de fundición, ya que este elemento provee de una alta fluidez en la fundición de la aleación. Este tipo de aleaciones también otorgan alta resistencia a la corrosión, alta conductividad térmica, buena soldabilidad, reducción de la fractura en caliente y buenas propiedades físicas y mecánicas a altas temperaturas [6]. La diferencia entre la densidad del aluminio (2.70 g/cm³) y la del silicio (2.33 g/cm³) es pequeña, por lo cual, no genera un cambio significativo en la densidad del producto final conservando un bajo peso en las piezas [9]. Estas propiedades son muy valoradas por la industria

aeronáutica y la automotriz. Sin embargo, la ductilidad y la maquinabilidad se reducen con el contenido de silicio [2].

Se ha reportado que la morfología, el tamaño y el contenido de las partículas de silicio afectan en la resistencia al desgaste de estas aleaciones. Una morfología uniforme y redondea puede retrasar la nucleación de grietas y los procesos del crecimiento de grano, por lo que el refinamiento de las partículas de silicio puede mejorar la resistencia al desgaste [10].

El control de la microestructura incluye las partículas constituyentes y dispersadas. Estas partículas constituyentes son compuestos intermetálicos gruesos que se forman por descomposición eutéctica durante la solidificación. Algunos son solubles, mientras que otros no lo son, los compuestos insolubles generalmente contienen elementos de impureza de hierro o silicio [4].

Las propiedades de las aleaciones Al-Si dependen de la composición química y las características microestructurales desarrolladas durante la solidificación, los métodos de tratamiento térmico, y los procesos de deformación. Las mejoras de estas aleaciones se llevan a cabo por tratamientos de fusión, refinado y modificación de granos mediante la adición de ciertos elementos donde se modifica la morfología y el tamaño de las partículas eutécticas del silicio [6]. Dentro de la solidificación de las aleaciones Al-Si, el silicio es el que controla la manera en que el eutéctico solidifica mientras que el aluminio tiene una mínima participación [11].

El silicio es un elemento no metálico el cual crece de forma facetada en los cuales el cristal se encuentra limitado por planos cristalográficos definidos, creciendo únicamente en ciertas direcciones cristalográficas. Cuando aún no se le agregado ningún otro elemento el crecimiento de las partículas de silicio se da solo en la dirección [112] donde las fases largas del cristal se encuentran en los planos (111). Durante la cristalización del silicio se pueden formar fácilmente planos maclados, estos planos se forman a través de los planos (111). La cristalización del silicio se tiene en forma de escalones o de dientes, estos

originan las maclas. El silicio sin modificar se presenta esencialmente en forma de placas planas sin ramificaciones [9].

Entre más pequeño sea el tamaño de las partículas de silicio mejor calidad de piezas se obtiene, debido a que el grano fino mejora las propiedades mecánicas de las aleaciones de aluminio silicio [2]. La obtención de un grano fino de silicio se puede lograr de diferentes maneras, variando las condiciones de solidificación, agregando elementos que modifiquen el crecimiento de grano y refinamiento de grano [1,9].

El control del tamaño de grano del silicio variando las condiciones de solidificación se lleva acabo modificando la velocidad de enfriamiento. Se ha demostrado que el incremento en la velocidad de enfriamiento induce una reducción del espaciamiento de las laminillas del silicio, aumentando la resistencia a la tensión y la ductilidad de la aleación, esto se puede presentar aun sin aditivos modificadores como el sodio o el estroncio [9].

Otro de los métodos de refinamiento de las partículas de silicio es mediante la adición de elementos como Ca, K, Li, Mg, Na, P, Rb y Sr o sus compuestos pueden tener un resultado similar a la modificación por variación del enfriamiento en la solidificación [9].

Durante muchos años el sodio fue el único elemento modificador en las aleaciones Al-Si, pero este puede tener consecuencias desfavorables y se requiere un estricto control del contenido de sodio en la aleación ya que es muy reactivo [9]. El sodio retrasa la precipitación del silicio cuando se alcanza la temperatura eutéctica y provoca un desplazamiento de la composición eutéctica hacia la derecha en el diagrama de fase, es decir, el silicio puede estar presente en una aleación modificada sin ningún cristal primario de silicio en su estructura. El sodio se acumula en los cristales de silicio recién formados, inhibiendo y retrasando el crecimiento de los granos de silicio, esto genera la formación de nuevos núcleos de silicio en grandes cantidades, lo que resulta un grano fino, por lo que se tiene una microestructura más homogénea [4].

El sodio es el modificador más potente, sin embargo, sus efectos suelen ser transitorios debido a la oxidación [5], atribuido a la reactividad del elemento. Por ello se desarrollaron diversas investigaciones donde se comprobó que un buen sustituto es el estroncio, solucionando los problemas del sodio. El estroncio al igual que el sodio suprime la formación de partículas de silicio primario [4]. El contenido de silicio y la velocidad de solidificación en la aleación influye en la cantidad de estroncio añadido, además, el estroncio mejora la ductilidad, la ruptura en tensión, el acabado superficial de la pieza y mejora la maquinabilidad [9]. La resistencia y ductilidad de las aleaciones Al-Si especialmente con mayor contenido de silicio (mayor a 5%) se mejoran mediante la modificación [12]. Sin embargo, la adición de estroncio puede generar la creación de compuestos intermetálicos ricos en hierro [9].

Las aleaciones de aluminio tienden a poseer un tamaño de grano grueso a causa de sobrecalentamientos, mantenimientos prolongados en estado líquido, entre otras causas, provocando la formación de grietas y perjudicando a la pieza. En este caso el refinamiento del grano se hace agregando un agente refinador que contenga titanio y/o boro los cuales actúan como agentes nucleantes disminuyendo el tamaño de grano de la aleación [2].

3.2.1.- Tipos de aleaciones de aluminio-silicio

Las aleaciones aluminio-silicio con menos del 12.6% de Si se denominan hipoeutéticas, las eutéticas contienen aproximadamente 12.6% de Si, mientras que las hiper-eutéticas contienen más del 12.6% de Si. [10]. En la figura 3.1 se presenta el diagrama de fases de las aleaciones aluminio-silicio.

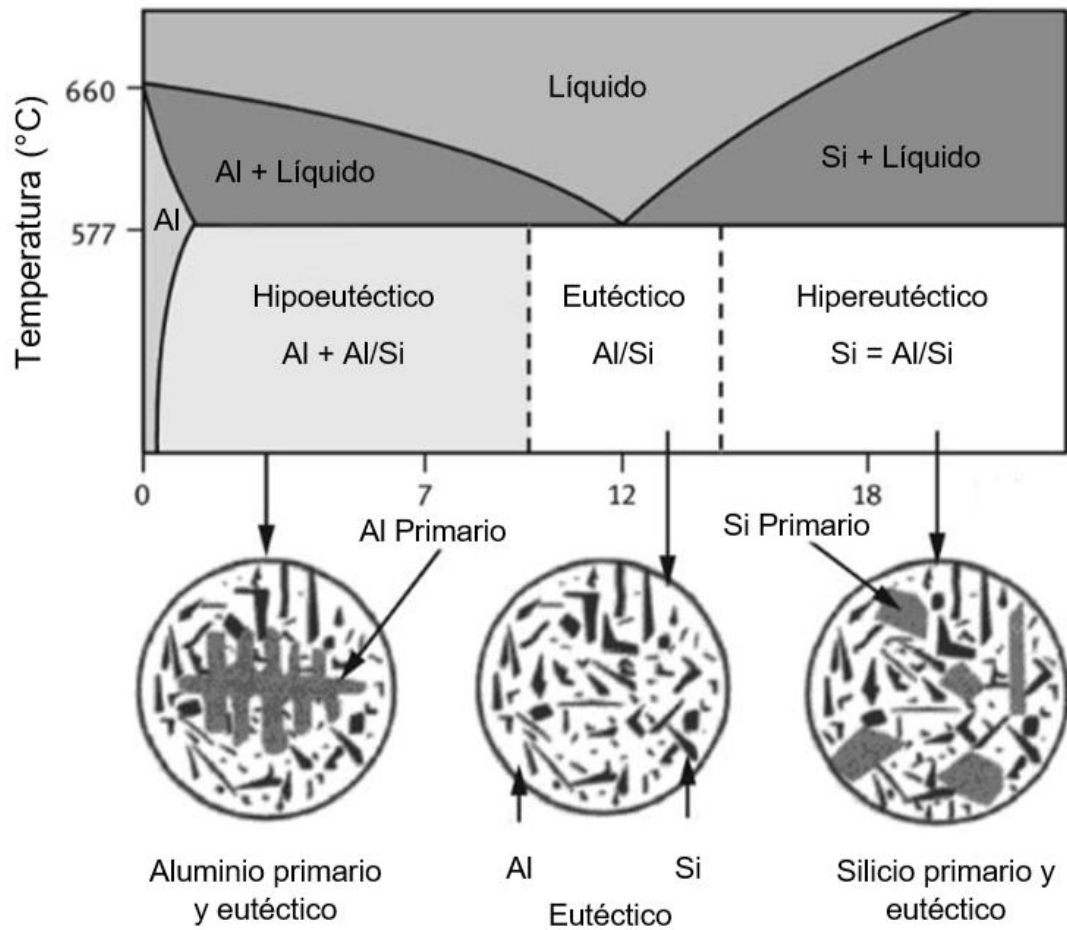


Figura 3.1 Diagrama de fases Al-Si [11].

3.2.1.1.- Hipo-eutécticas

Estas aleaciones se identifican por tener menos del 12.6% de contenido de silicio, presentan baja dureza y tienden a adherirse a la herramienta de corte durante el mecanizado, también produce problemas de borde acumulado. Se caracteriza por bajas temperaturas de fusión [13].

La estructura de las aleaciones aluminio-silicio hipo-eutécticas es gruesa, afilada, en forma de placa la cual puede ser modificada mediante la adición de elementos como el estroncio, aunque también se pueden agregar otros elementos, dando

como resultado una estructura fibrosa más fina con partículas de silicio largas en forma de aguja y con bordes redondeados lo que mejora la ductilidad [12]. El estroncio es un modificador efectivo, sin embargo, en las aleaciones Al-Si hipo-eutécticas el estroncio puede dar lugar a dendritas que afectan las propiedades mecánicas de la aleación [14].

Las adiciones por debajo de 0.01% de contenido de silicio se disuelven en la matriz de aluminio, lo que aumenta las propiedades mecánicas [15].

Cuando a las aleaciones Al-Si hipo-eutécticas se le agregan pequeñas cantidades de Cu, Mg o Ni, el silicio provee buenas propiedades de colada mientras que el cobre aumenta la resistencia a la tensión, la maquinabilidad y la conductividad térmica, sin embargo, se reduce la ductilidad y la resistencia a la corrosión [9].

3.2.1.2.- Eutécticas

Este tipo de aleaciones tienen un contenido de 12.6% de silicio teniendo una excelente vaciabilidad y buena resistencia a la corrosión [12]. El silicio eutéctico sin ningún otro elemento que altere la forma de generación de las maclas presenta una baja cantidad de estas y cristaliza de manera similar a placas casi paralelas. Cuando se le agrega un elemento como el estroncio este se adhiere a la superficie del silicio distorsionando la red y presentando mayor cantidad de maclas. Entre mayor cantidad de estroncio es añadido se presenta mayor cantidad de maclas, aumentando la maquinabilidad [1].

El silicio con la adición de estroncio crece en diferentes direcciones, iniciando cristales en forma de fibras entrelazadas [1]. Las fibras de silicio son imperfectas y cada imperfección es un sitio potencial para que ocurra la ramificación. Las fibras del eutéctico pueden doblarse, curvarse y dividirse para crear una microestructura fina [9].

3.2.1.3.- Hiper-eutécticas

El contenido de silicio en estas aleaciones suele ser superior al 12.6% [12]. El aumento de silicio brinda propiedades de baja densidad, alta resistencia al desgaste, alta dureza, bajo coeficiente de expansión térmica, estabilidad dimensional, buena capacidad de moldeo y vaciabilidad, además de tener mejores propiedades tribológicas [16]. Dentro de la industria automotriz estas aleaciones son usadas en pistones y monoblocks [15].

La microestructura de las aleaciones Al-Si hiper-eutécticas está conformada por partículas de silicio primario prácticamente puro, en una matriz de aluminio-silicio eutéctica [17]. Al tener un alto contenido de silicio se tiene como resultado piezas abrasivas debido a las partículas duras de silicio que se dispersan en el material las cuales afectan y disminuyen la maquinabilidad de las piezas [13].

Las partículas de silicio primario tienen forma de placas o poliedros que se fragilizan fácilmente exponiendo la matriz de aluminio al desgaste [9, 15]. Además, que los procesos de fundición convencionales pueden conllevar a un deterioro de las propiedades mecánicas. Por lo que el refinamiento de las partículas de silicio primario y la distribución homogénea del silicio en la matriz de aluminio es de suma importancia para la mejora de las propiedades de esta aleación [17].

Este refinamiento se puede llevar a cabo de diferentes maneras como la adición de elementos modificadores, tratamiento de sobrecalentamiento por fusión o variación en la velocidad de enfriamiento [17].

El método más común en el refinamiento de las partículas de silicio primario grande y grueso es la modificación al agregar elementos modificadores. A diferencia de las aleaciones hipo-eutécticas y eutécticas de Al-Si en las hiper-eutécticas se usa el fósforo para la modificación. La adición de fósforo proporciona mejoras en la maquinabilidad de la aleación [12].

Otro método de modificar las aleaciones Al-Si hiper-eutécticas más efectivas es la adición de la aleación de Al-Cu-P y Cu-P debido a la formación de AIP que

actúa como refinador del grano de silicio primario. Sin embargo, la distribución del silicio primario se vuelve irregular [17].

3.2.1.4.- Aleaciones aluminio-silicio con contenido de otros elementos.

Las aleaciones de Al-Si se pueden clasificar en primarias y secundarias (las cuales son recicladas). Ambos tipos y en especial las recicladas pueden contener otros elementos como el magnesio, níquel, cobre y zinc en gran cantidad y/o estroncio, fósforo, titanio y boro en menores cantidades o se pueden tener elementos de impurezas (Fe, Pb, Sb, Sn) las cuales son más comunes en las aleaciones recicladas. El contenido de estos elementos modifica las propiedades y la microestructura de la aleación [15].

Los elementos que se agregan en mayor cantidad como el magnesio, níquel, cobre y zinc, son agregados con el objetivo de mejorar las propiedades mecánicas y físicas, estos pueden llegar a ser mejorados al aplicarse algún tratamiento térmico o refinando la microestructura [15].

Las aleaciones Al-Si-Cu son ampliamente usadas en componentes que requieren alta resistencia en la industria aeronautica y automotriz. Estas aleaciones tienen buenas propiedades de vaciado debido al silicio, mientras que el cobre aumenta la resistencia a la tracción y la dureza, en aleaciones de 4 a 6% de cobre tienen una mejor respuesta al tratamiento térmico, además brinda una mejora en la maquinabilidad, sin embargo, reduce la ductilidad, la resistencia a la corrosión y la resistencia a la fractura en caliente [1,5]. Las adiciones de magnesio brindan alta resistencia y dureza [12]. La adición de níquel mejora la resistencia mecánica en caliente y la resistencia al desgaste y se presenta un coeficiente bajo de dilatación. Los elementos como el estroncio, el fósforo, el titanio y el boro son agregados con el fin de modificar la microestructura mejorando las características mecánicas de la aleación [15].

3.3.- Referencias

- [1] V. Páramo López, Esferoidización del eutéctico en las aleaciones aluminio silicio, *Master's Thesis, Universidad Autónoma de Nuevo León*, 1998.
- [2] A.G. Esmeralda Gómez, Propiedades mecánicas en aleaciones de aluminio vaciadas desde temperatura ambiente hasta 300°C, *Masters's Thesis, Universidad Autónoma de Nuevo León*, 2012.
- [3] M.C. Santos, A.R. Machado, W.F. Sales, M.A. Barrozo, and E.O. Ezugwu, Machining of aluminum alloys: a review, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2016.
- [4] F.C. Campbell, Elements of metallurgy and engineering alloys. *ASM International*, 2008.
- [5] M.A. Delgado López, Efecto del tratamiento térmico en la difracción de rayos x en aleaciones vaciadas de aluminio utilizadas en la industria automotriz, *Master's Thesis, Universidad Autónoma de Nuevo León*, 2014.
- [6] G.H. Garza Elizondo, Machinability of Al-(7-11%) Si casting alloys: role of free-cutting elements, *Master's Thesis, Université du Québec à Chicoutimi*, 2010.
- [7] ASM International Handbook Committee, ASM Handbook: Properties and Selection: Nonferrous Alloys and Special-Purpose Materials, *ASM International*, 2 (1990).
- [8] M. Kutz, Handbook of materials selection, *John Wiley & Sons Inc.*, 2002.
- [9] M.A. Alvarado Ramírez, Relación entre microestructura y propiedades mecánicas en piezas vaciadas de aluminio, *Master's Thesis, Universidad Autónoma de Nuevo León*, 1999
- [10] R. Ahmad, S.S Abdulmalik, O.Y. Usman, and S.B. Danjuma, Microstructure and wear behavior of friction stir processed cast hypereutectic aluminum silicon, *MATEC Web of Conferences*, 135 (2017).

- [11] V.P. Astakhov, S. Patel, and K.S. Woon, Drilling Technology Fundamentals and recent advances, *De Gruyter Oldenbourg*, 3 (2018).
- [12] A.T. Santhanam, P. Tierney, and J.L. Hunt, Cemented carbides, *ASM International Metals Handbook*, 2 (1990).
- [13] G.E. Totten, and D.S. MacKenzie, Handbook of Aluminum: Physical Metallurgy and processes, *Marcel Dekker Inc*, 1 (2003).
- [14] A.S. Haselhuhn, P.G. Sanders, and J.M. Pearce, Hypoeutectic aluminum–silicon alloy development for GMAW-based 3-D printing using wedge castings. *International Journal of Metalcasting*, 2017.
- [15] F.C. Robles Hernández, J.M. Herrera Ramírez, and R. Mackay, Al-Si Alloys, Minor, Major, and Impurity Elements, *Springer*, 2017.
- [16] D.M. Goudar, M.R. Alavandi, S.H.S. Khaji, G.B. Rudrakshi, and V.C. Srivastava, Comparative study on wear behavior of as cast and spray cast hypereutectic Al-Si alloy, *Journal of the Mechanical Behavior of Materials*, 2018.
- [17] J. Park, M.G. Kim, J.H. Kim, J. Shin, and K. Lee, Continuous Casting of Hypereutectic Aluminum-Silicon Alloy Billets Using Electromagnetic Stirring Technique, *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, 424 2018.

CAPÍTULO 4

Mecanizado

El mecanizado es un término que abarca diversos procesos de eliminación de material no deseado en una pieza para darle la forma, el tamaño y el acabado deseado [1]. Es usado en más del 90% de las piezas fabricadas antes de estar lista, representando el 15% del valor de los productos manufacturados [2].

El mecanizado se puede clasificar en tres categorías:

- Mecanizado convencional: Utiliza una herramienta mecánica para eliminar el exceso de material.
- Mecanizado no tradicional: Hace uso de diferentes formas de energía.
- Procesos abrasivos: Procesos que eliminan el material mecánicamente por acción de partículas duras y abrasivas.

Los procesos convencionales principales de maquinado son [1]:

- Torneado
- Barrenado
- Fresado
- Formado
- Serruchado
- Mecanizado abrasivo

La maquinabilidad es una propiedad del sistema entre la pieza de trabajo, la herramienta de corte y los parámetros de corte. Se define como la facilidad relativa con la que se puede cortar o mecanizar un metal en un proceso de eliminación de material indeseado, en condiciones específicas [2]. Se encuentra influenciado por el material de la pieza de trabajo, la herramienta de corte y parámetros de operación como la profundidad de corte y la velocidad de corte y de avance [3].

Los factores que afectan la maquinabilidad son:

- Tipo de herramienta
- Geometría de la herramienta
- Condiciones de corte
- Características de la pieza de trabajo

Dentro de las características de la pieza de trabajo se encuentran [2, 3]

- Elementos de aleación y aditivos
- Morfología, tamaño de grano y fracción de volumen de las fases constituyentes
- Microestructura de la aleación
- Tratamientos térmicos y mecánicos
- Métodos de fundición
- Defectos como la porosidad
- Propiedades físicas, mecánicas y térmicas

El continuo desarrollo de nuevos materiales introduce en el mecanizado nuevos desafíos que requieren de la optimización de los procesos de mecanizado por lo tal las áreas de interés son [4]:

- Mecanizado de alta velocidad (HSM, High speed machining por sus siglas en inglés): Aumenta la eficiencia del mecanizado y reduce costos. Sin embargo, aumenta la temperatura de corte en la interfaz herramienta-viruta promoviendo el desgaste de la herramienta y disminuyendo la vida útil de la herramienta.
- Mecanizado de alta precisión (HPM, High precision machining por sus siglas en inglés): Determina la calidad y fiabilidad del producto.
- Mecanizado de baja contaminación (LPM, Low pollution machining por sus siglas en inglés): La tendencia es el uso de mecanizado respetuoso con el medio ambiente.

La tendencia en el maquinado es aumentar la velocidad (mecanizado HSM) y eliminar el lubricante de las operaciones de corte para respetar las normas ambientales y seguridad laboral [5].

La evaluación de la maquinabilidad es compleja, por lo cual se toman diversos criterios de evaluación en cuenta. Los más importantes son [2]:

- Vida útil de la herramienta: Medida por el desgaste de la herramienta.
- Fuerzas de corte: Medición por dinamometría.
- Formación de viruta: Incluye la ruptura de viruta, la morfología de viruta y el borde acumulado (BUE).
- Integridad de la superficie: Relacionada con la rugosidad, el desgaste y la fatiga de la superficie.

Además, se deben tener en cuenta otros factores como el aumento de la temperatura, la potencia, la tasa de eliminación de material, la precisión dimensional y el costo [2].

Las aleaciones de aluminio han ganado terreno en las industrias debido a sus buenas propiedades como la alta conductividad térmica, disipación de calor y alta resistencia a la corrosión. Sus propiedades pueden ser modificadas mediante tratamientos térmicos. Sin embargo, algunas de las aleaciones de aluminio son difíciles de mecanizar. En la tabla 4.1 se presenta la maquinabilidad relativa de las aleaciones de aluminio, donde el número 1 es para materiales fáciles de mecanizar mientras que el número 5 es para materiales difíciles de mecanizar [6].

Tabla 4.1. Maquinabilidad relativa de aleaciones de aluminio. (1) fácil, (5) difícil [6].

Grupo		Tipo de aleación	Maquinabilidad relativa
Aluminio puro		Al 99.9	5
Aleaciones trabajadas	No endurecidas	Al Mn	4-5
		Al Mg	3-5
		Al Mg Mn	3-4
		Aleaciones para tornos automáticos	1-2
	Endurecidas	Al Mg Si	3-4
		Al Cu Mg	2-3
		Al Cu Si Mg	3
		Al Zn Mg Cu	2
Aleación de fundición		Al Si hipo	3
		Al Si Mg	2-3
		Al Si Cu	2
		Al Mg	2
		Al Mg Si	2
		Al Cu Ti	2
		Al Si Cu Mg Ni	2-3
		Al Si hiper	5

Las aleaciones de aluminio usadas en las industrias comúnmente tienen una baja maquinabilidad. Podemos observar en la tabla 4.1 que las aleaciones aluminio-silicio hiper-eutécticas son difíciles de mecanizar. Las aleaciones aluminio-silicio hiper-eutécticas también llamadas HSAA (High-silicon aluminum alloys por sus siglas en inglés) tienen como principal característica una buena relación resistencia-peso, debido a las bajas densidades de sus componentes aleantes principales, por esta razón son ampliamente utilizados en la industria automotriz [7].

Otros elementos que se agregan a estas aleaciones para mejorar sus propiedades es el cobre, el cual aumenta la dureza. Las HSAA con bajo contenido de cobre son adecuadas para entornos marinos mientras que los HSAA con más de 13% de cobre se utilizan en transmisiones automotrices y motores [7]. Sin embargo, la resistencia a la corrosión disminuye con el contenido de cobre, el hierro y el magnesio disminuyen la ductilidad, mientras que el silicio provoca problemas de maquinado [8].

Las aleaciones HSAA son materiales compuestos, por lo cual se necesita lidiar con la maquinabilidad de dos fases sólidas: una matriz de aluminio suave y partículas duras de silicio. Esto tiene como resultado dos diferentes tipos de desgaste: adherencia y abrasión [7].

Mientras que el aluminio causa problemas de adhesión de material, los altos contenidos de silicio (arriba de la composición eutéctica) provocan en la estructura de la aleación granos de silicio grandes y gruesos los cuales dificultan la maquinabilidad y aceleran el desgaste de la herramienta, disminuyendo su vida útil [8,9] Por lo tanto, se requieren grados de carburo duro WC-Co resistente a la abrasión [10].

El material de la herramienta es uno de los principales parámetros que afectan la maquinabilidad, un material bien seleccionado puede reducir las fuerzas de corte, mejorar la vida útil de la herramienta y reducir el costo total del mecanizado [2]. Su selección depende de la operación de maquinado en la que está involucrada [4].

Para seleccionar un material de herramienta es necesario que se tengan ciertas características [2,4]:

- Mayor dureza que la pieza de trabajo.
- Dureza en caliente: capacidad de mantener su dureza a altas temperaturas.
- Alta resistencia al impacto.
- Baja afinidad química: no reacciona con el material bajo altas presiones y temperaturas.
- Resistencia: Resiste cargas externas ya sea estáticas o dinámicas y tensiones mecánicas.
- Resistencia al choque térmico: para soportar de fluctuaciones bruscas de temperatura que provocan tensiones en el material de herramienta.
- Resistencia a la oxidación: capacidad de no reaccionar químicamente con el oxígeno.
- Alta conductividad térmica: Tolerar temperaturas elevadas.
- Baja adherencia.
- Bajo coeficiente de fricción.
- Baja difusividad al material de la pieza de trabajo.

Además de una buena selección del material de la herramienta es necesario un buen diseño de la herramienta. Las herramientas de corte varían en diseño, geometría, material, y tecnología de recubrimiento. La geometría afecta los principales aspectos de la maquinabilidad como la formación de virutas, las fuerzas de corte, la productividad, la calidad de la superficie y la vida útil de la herramienta [2].

Las herramientas a base de WC-Co son la opción más popular para eliminar el material en aleaciones difíciles [4].

Los grados más comunes de WC-Co contienen 10-12% (o incluso más) de cobalto como material matriz (aglutinante) que mantiene unidas las partículas de carburo. Poseen una buena combinación de dureza y tenacidad. Sin embargo, el

alto contenido de cobalto causa una adhesión del aluminio en la superficie de la herramienta, llamado borde acumulado (BUE) [11]. El aluminio no forma enlaces con los granos WC, por lo que solo se adhiere a la matriz de cobalto, entre más contenido de cobalto, más fuertes serán los enlaces de adhesión [7]. El efecto combinado de presión y temperatura activa la difusión del material, se recomienda mantener la temperatura de corte por debajo de 300-350°C ya que la solubilidad del aluminio en el cobalto aumenta a esta temperatura [12].

Por lo tanto, se deben usar grados de carburo bajos en cobalto, los cuales tienen como principal atractivo una gran dureza capaz de resistir la abrasión de las partículas de silicio [11]. El contenido 6% de cobalto en una herramienta para perforación puede aumentar la vida útil de la herramienta hasta en un 30% a 50% [7]. Sin embargo, cuanto menor sea el contenido de cobalto, más frágil es el grado de carburo. El tamaño de grano del cobalto varía de 0.2 μm . hasta 5 μm , en las herramientas de corte el rango se encuentra entre 0.2 μm a 1.4 μm [4].

4.1.- El Barrenado

El barrenado es un proceso de maquinado el cual consiste en perforar las piezas de trabajo cuando la herramienta gira alrededor de su propio eje removiendo finas capas del material de la pieza de trabajo debido al diseño de la herramienta, el cual cuenta con dos o tres bordes de corte y extrae el material de trabajo removido a través del fluta, el cual es una vía en la herramienta de corte con cierto ángulo con respecto al eje de perforación (ángulo de hélice), por donde el material removido es evacuado del orificio durante la perforación [4,13]. Este proceso es muy usado en la industria aeroespacial, electrónica y la automotriz, en el cual la fuerza de empuje, el par, la tolerancia y la tribología (rugosidad de la superficie) están relacionados con la condición de corte y la geometría de la herramienta [14].

El barrenado es el proceso de mecanizado más común, se considera un proceso complementario a otros procesos. Sin embargo, el 70% de la viruta proviene del

barrenado, consumiendo alrededor del 36% al 40% del tiempo de mecanizado [2,12]. Un proceso de mecanizado típico se compone 30% de barrenado, 20% de torneado, 16% fresado, 15% roscado, 6% de grabado y 13% de otros [12].

Las especificaciones del barrenado difieren del fresado y el torneado. Los principales parámetros geométricos en el barrenado son el ángulo de inclinación (ángulo de hélice), el ángulo de punto, el ángulo incidencia y el ángulo del borde del cincel. En el barrenado la evacuación de la viruta es más difícil y se tiene un acceso deficiente de los fluidos de corte. Además, en el barrenado la productividad y la vida útil de la herramienta son aspectos importantes que tratar, en donde el material de la pieza de trabajo, el tipo de máquina y la concentricidad del barreno son factores que determinan la vida útil de la herramienta y productividad del barrenado [4, 14].

Las operaciones de barrenado o perforación se pueden llevar acabo tanto vertical como horizontalmente, como se muestra en la figura 4.1.

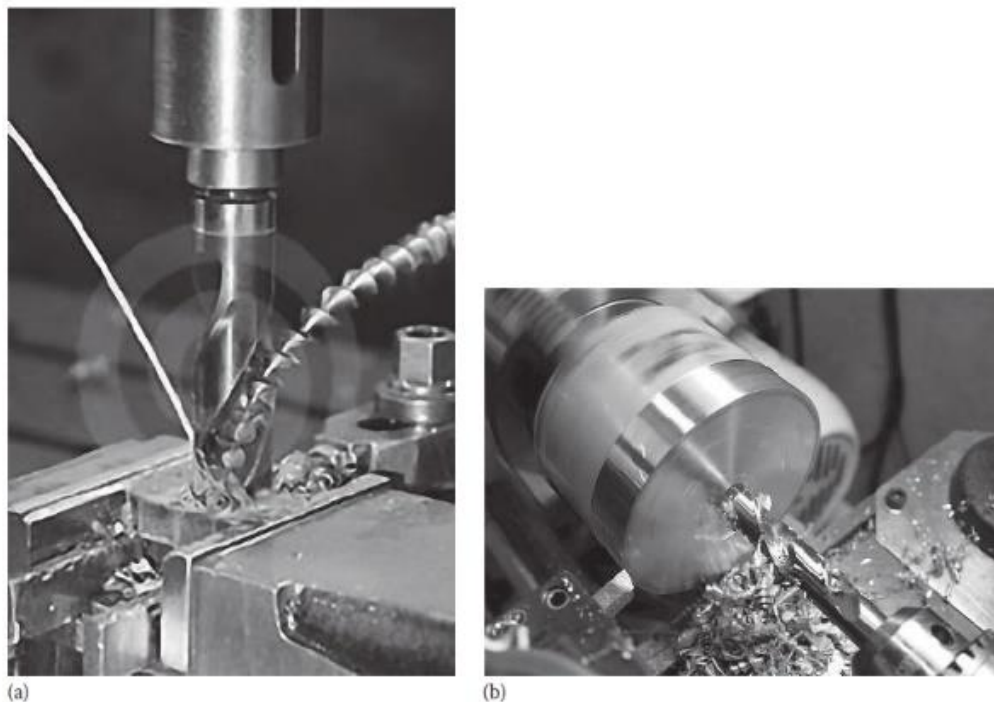


Figura 4.1. (a) Barrenado vertical (b) Barrenado horizontal [15].

El barrenado puede ser un barreno ciego o pasado, ver figura 4.2.

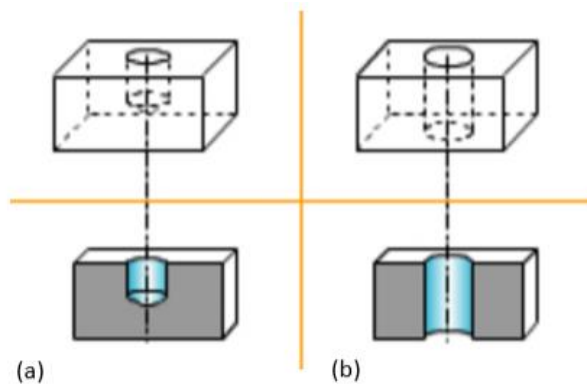


Figura 4.2. (a) Barreno ciego: El barreno no tiene salida al lado opuesto de la pieza. (b) Barreno pasado: El barreno pasa al lado opuesto de la pieza. [16]

4.1.1.- Clasificación de las brocas para barrenado

Las herramientas para el barrenado pueden ser clasificadas de la siguiente manera [13, 15, 17]:

Según su construcción:

1. **Homogénea:** Hechos de un solo material.



Figura 4.3. Brocas homogéneas [13].

2. **Con punta:** El cuerpo está hecho de un material con labios cortantes de otro material soldado o unido.



Figura 4.4. Broca con punta PCD [13].

3. **Inserción indexable:** tiene insertos de corte indexables.



Figura 4.5. Insertos indexables [13].

4. **De punta intercambiable:** Con cabeza reemplazable.

Según la configuración del mango:

1. **Mango recto:** Mangos cilíndricos con diámetro igual o diferente al cuerpo de la broca.
2. **Mango cónico:** Adecuados para el montaje directo en orificios cónicos en los husillos de máquinas.

Según la relación longitud-diámetro:

1. **Cortos:** Longitud corporal muy corta.
2. **Longitud regular:** Relación longitud-diámetro menor o igual a 10.
3. **Largos:** Relación longitud-diámetro mayor a 10.

Según el número de flutas:

1. **Una sola fluta:** ejemplo: gundrills
2. **Dos flutas:** Ejemplo helicoidal con dos flutas
3. **Múltiple:** tiene más de dos flutas

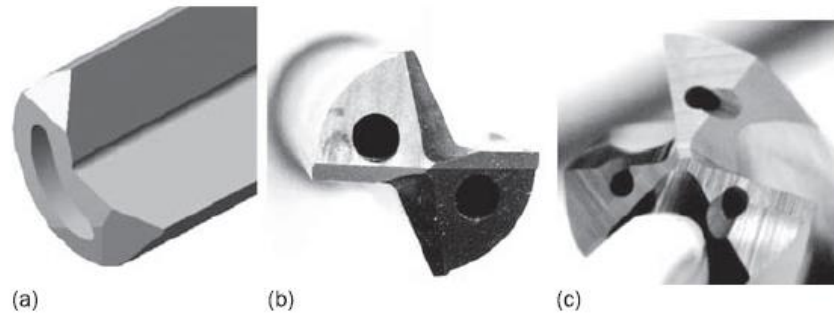


Figura 4.6. (a) Una sola fluta, (b) dos flutas, (c) tres flutas [13].

Según el ángulo de hélice:

1. **Helicoidal:** Fluta helicoidal
2. **Recto:** Fluta recta.

Algunas herramientas son mostradas en la figura 4.7 [1].

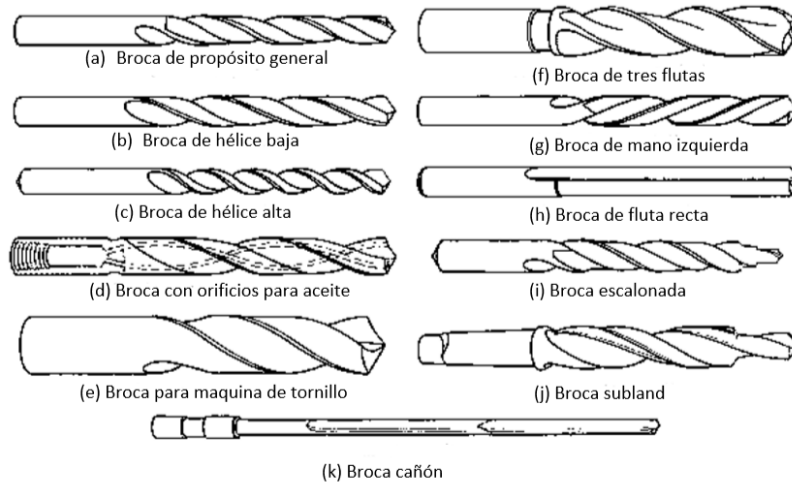


Figura 4.7. Brocas comunes utilizadas en el barrenado [1].

Según el suministro de MWF (Fluido de corte):

1. **Externo:** No tiene medios especiales para el suministro
2. **Interno:** La herramienta tiene orificios internos.

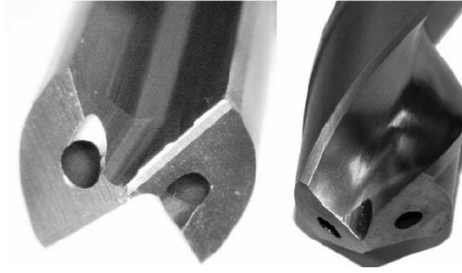


Figura 4.8. Suministro de refrigerante interno [13].

Según el equilibrio de fuerza asumido:

1. **Transitoriamente equilibradas:** Solo tienen márgenes laterales adyacentes a las esquinas de los bordes de corte principales como medios de soporte en la dirección radial y por lo tanto transmiten el equilibrio completo al barrenado.
2. **Equilibrada transitoriamente con soportes adicionales:** Basadas en el equilibrio de fuerza completo en el barrenado mientras tienen márgenes de soporte adicionales para mejorar la estabilidad del barrenado.
3. **Autopilotaje:** Diseñados para que la fuerza radial desequilibrada que aumenta en el barrenado actúe sobre los elementos de soporte en contacto con las paredes del orificio que se está perforando. Como consecuente una broca autopilotaje se guía durante la perforación utilizando las paredes del orificio que se perfora como superficie piloto.

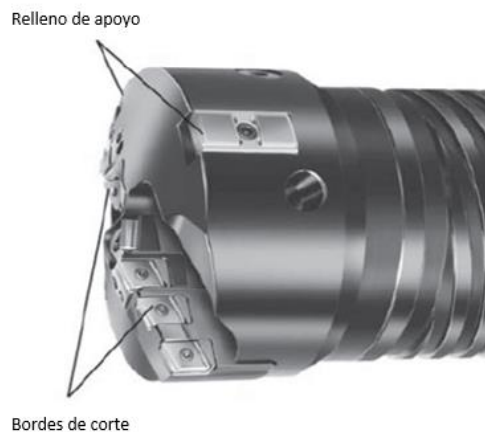


Figura 4.9. Broca de barrenado utilizada en autopilotaje [13].

Según las funciones y aplicaciones:

1. **Sólidos:** Hacen orificios en una pieza de trabajo sólida
2. **Núcleo:** No tienen un corte en el punto central, pero se usan para agrandar o terminar agujeros previamente realizados.
3. **Puntuales:** Brocas sólidas cortas y rígidas utilizadas para un orificio de inicio.
4. **Centrales:** Hacen orificios centrales en las piezas de trabajo para proporcionar un orificio inicial para un taladro de mayor tamaño, o una muesca cónica en el extremo de una pieza de trabajo.

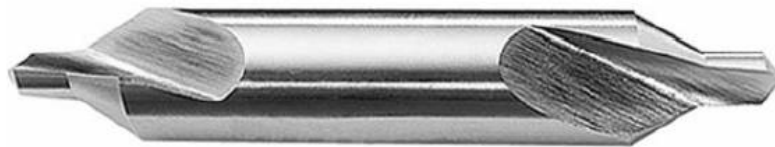


Figura 4.10. Broca central [13].

5. **Microbrocas:** Utilizados para orificios pequeños, principalmente para perforar placas de circuitos para equipos electrónicos.

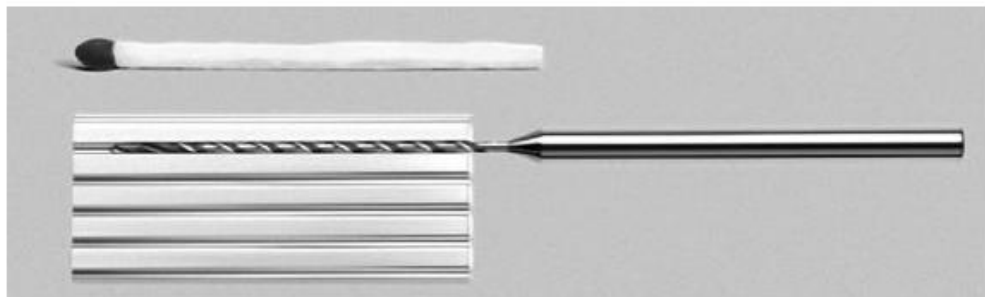


Figura 4.11. Microbrocas [13].

4.2.- Parámetros de corte

La figura 4.12 muestra los componentes básicos del régimen de barrenado, como el avance, la profundidad de corte y el grosor de la viruta [15].

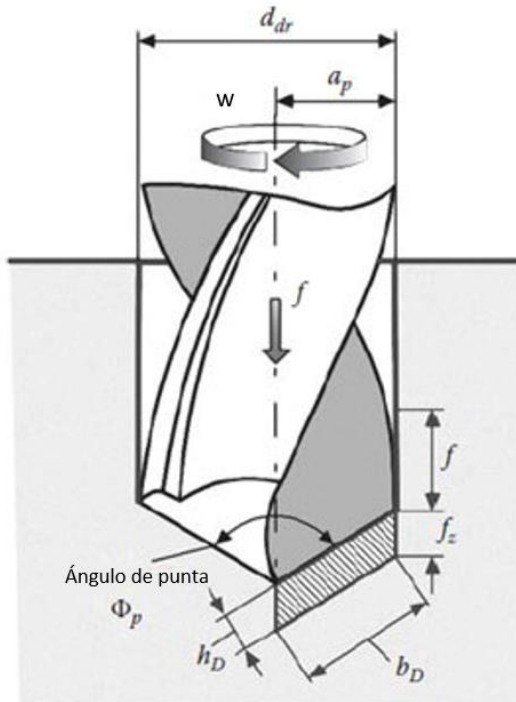


Figura 4.12. Componentes del régimen del barrenado en una broca sólida [15].

Los parámetros geométricos son:

- Área de sección transversal nominal, A_D
- Espesor nominal, h_D
- Ancho nominal, b_D

El movimiento de avance se proporciona a la herramienta cuando se le agrega el movimiento primario, lo cual conduce a una extracción de viruta y la formación de la superficie mecanizada deseada [15].

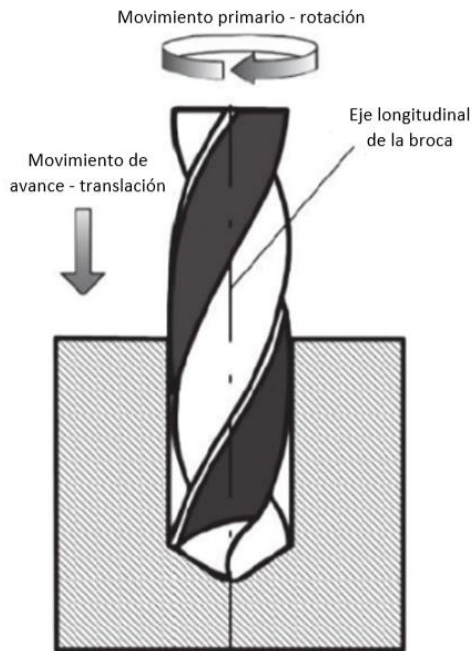


Figura 4.13. Movimiento de barrenado [15].

El avance de corte f , es la distancia en la dirección del movimiento de alimentación a la que la herramienta de perforación avanza hacia la pieza de trabajo por 1 rev (mm/rev o ipm)

La velocidad de avance v_f es la velocidad de la herramienta en la dirección de avance (mm/min) o pulgadas por minuto (ipm) a menudo también se conoce como tasa de penetración. La tabla 4.2 muestra las fórmulas para los parámetros de corte [15, 18]

Tabla 4.2. Ecuaciones de los parámetros de corte [15, 18, 19].

Símbolo	Nombre	Ecuación	Donde	Unidades	Número de ec.
f_z	Avance por diente	$f_z = \frac{f}{z}$	z = el número de dientes cortantes.	mm/rev	Ec. 4.1
v_f	Velocidad de avance o tasa de penetración	$v_f = f \cdot w$ $= k_{dt} f v$	f = el avance (mm/rev o ipm) $k_{dt} = \frac{1000}{(\pi d_{dr})}$	mm/min	Ec. 4.2

w	Velocidad rotacional (rpm)	$w = \frac{1000v}{\pi d_{dr}}$	$v =$ velocidad de corte de la herramienta (m/min) $d_{dr} =$ es el diámetro de la herramienta de barrenado (mm) $\pi = 3.1416$	rpm	Ec. 4.3
v	Velocidad de corte	$v = \frac{\pi d_{dr} w}{1000}$		m/min	Ec. 4.5
a_p	Profundidad de corte	$a_p = \frac{d_{dr}}{2}$		mm	Ec. 4.6
MMR	Tasa de eliminación de material	$MMR = \frac{\pi d_{dr}^2}{4} v_f$ $= \frac{\pi d_{dr}^2}{4} \frac{1000}{\pi d_{dr}} f v$ $= 250 f v d_{dr}$		mm^3/min	Ec. 4.7
h_D	Espesor nominal o espesor de viruta sin cortar	$h_D = f_z \sin\left(\frac{\Phi_p}{2}\right)$ $= \left(\frac{f}{z}\right) \sin\left(\frac{\Phi_p}{2}\right)$	$\Phi_p =$ Ángulo del punto	mm	Ec. 4.8
h_D	Para una broca de barrenado	$h_D = \frac{f}{2} \sin \kappa_r$	$\kappa_r = \frac{\Phi_p}{2}$	mm	Ec. 4.9
b_D	Ancho nominal	$b_D = \frac{a_p}{\sin(\Phi_p/2)}$ $= \frac{(d_{dr}/2)}{\sin(\Phi_p/2)}$		mm	Ec. 4.10
A_D	Área de sección transversal nominal	$A_D = h_D b_D$ $= \frac{f_z d_{dr}}{2} = \frac{f d_{dr}}{2z}$		mm^2	Ec. 4.11
A_c	Área de la sección de viruta sin cortar para el barrenado	$A_c = \frac{f}{2} \left(\frac{d_{dr}}{2} - \frac{d_0}{2} \right)$	$d_0 =$ Diámetro del borde de cincel		Ec. 4.12
t_m	Tiempo de mecanizado	$t_m = \left(\frac{l_w}{f n} \right)$	$l_w =$ longitud por mecanizar	min	Ec. 4.13
Z_w	Caudal de viruta cortada	$Z_w = \frac{V_{cortado}}{t_m}$ $\cong \frac{\pi}{4} d_{dr}^2 f w$	$V_{cortado} =$ Volumen de material cortado	mm^3/min	Ec. 4.14

Si tanto el taladro o la pieza de trabajo gira en direcciones opuestas entonces m es la suma de las velocidades de rotación w_{dr} de la broca y w_w de la pieza de trabajo, por lo tanto $w = w_{dr} + w_w$ [18].

La velocidad en la que se puede barrenar es crucial para los centros de maquinado CNC debido a los costos involucrados. Por lo tanto, el aumentar la tasa de penetración equivale a grandes ahorros anuales por máquina [4].

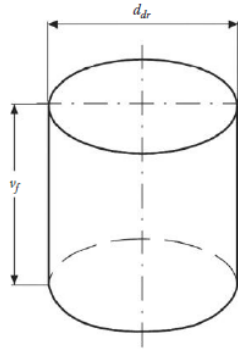


Figura 4.14. Visualización del volumen de material retirado en un barrenado sólido [15].

4.2.1.- Fluidos de corte y refrigeración en el mecanizado

Durante el mecanizado se generan altas temperaturas por lo que puede causar fallas en la herramienta como [20]:

- (a) Deformación plástica del filo
- (b) Desgaste de difusión
- (c) Desgaste de adhesión
- (d) Formación de borde acumulado (BUE)

El calor y la fricción en la interfaz herramienta-viruta limita el rendimiento del mecanizado, por lo cual, los refrigerantes o los lubricantes se usan en grandes cantidades para reducir la temperatura y la fricción. Sin embargo, se tienen problemas con los fluidos de corte como los altos costos, el daño ambiental, la eliminación de fluidos. Por ello existen otras alternativas como el mecanizado en seco y otros métodos de refrigeración. El mecanizado en seco resuelve los problemas con los fluidos de corte. Sin embargo, por las altas temperaturas generadas con este método aún no se ha podido implementar en algunos materiales sobre todo aquellos difíciles de cortar como por ejemplo en las

aleaciones de aluminio-silicio, por lo que no puede ser un buen candidato para algunas operaciones [21].

4.2.1.1.- Fluidos de corte

Los fluidos de corte también son llamados fluidos para trabajar metal (MWF, metal working fluids por sus siglas en inglés) [20]. Las funciones básicas de estos fluidos de corte son proporcionar enfriamiento y lubricación, reduciendo la severidad de los procesos de contacto en la interfaz herramienta-viruta y herramienta-pieza de trabajo [11]. Sus beneficios son los siguientes [1,11]:

- Enfriamiento de la herramienta y la pieza de trabajo
- Lubricante, el cual reduce la fricción en la interfaz herramienta-viruta
- Reduce el desgaste y controla la adhesión de material de trabajo en la herramienta.
- Ayuda a la eliminación de viruta
- Prevenir oxidación y corrosión
- Permiten la formación de viruta continua cuando las bajas velocidades de corte dan como resultado virutas discontinuas o virutas continuas dentadas.
- Reduce el radio de curvatura de la viruta cuanto menor sea la conductividad térmica del material de trabajo.
- Reducen las fuerzas de fricción en la cara del rastrillo de la herramienta
- Reduce el tamaño del borde acumulado (BUE), en algunos casos lo elimina produciendo un acabado superior.
- Reduce el desgaste adhesivo entra la herramienta y la viruta o la pieza de trabajo.
- Mejora la precisión del mecanizado debido a la reducción de las deformaciones térmicas.

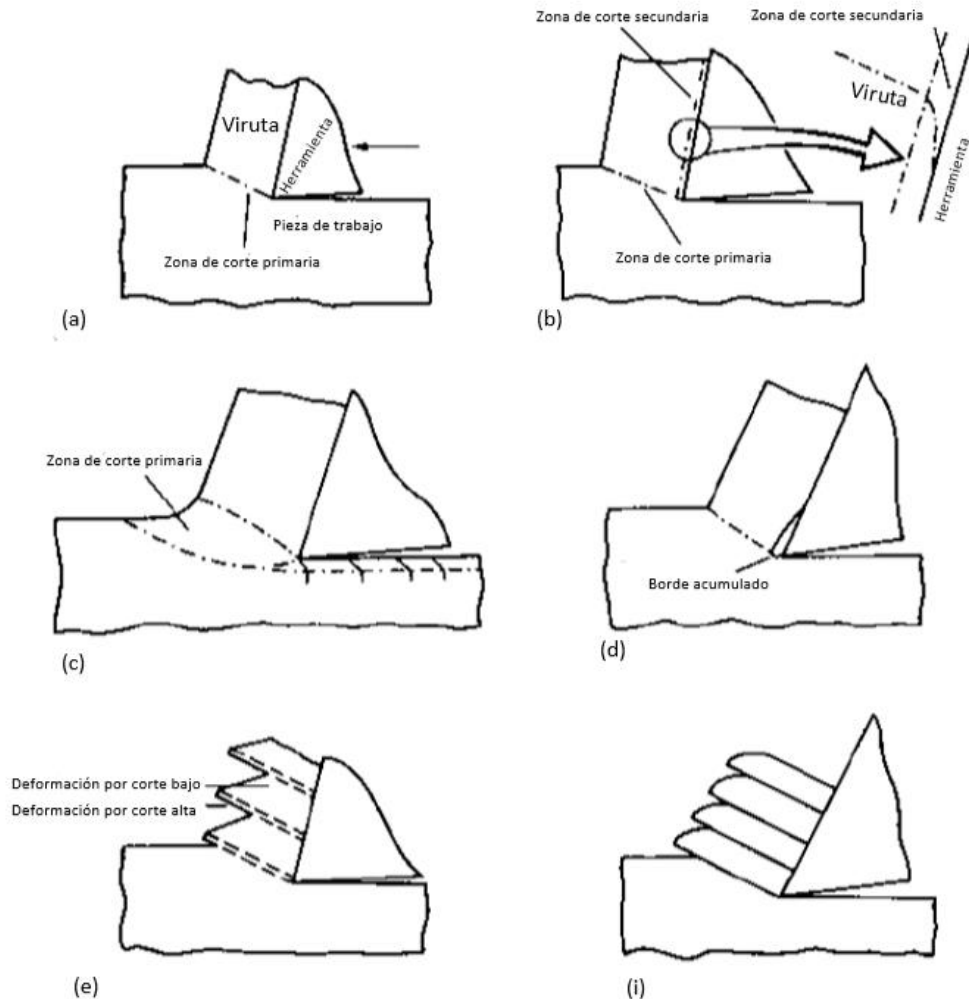


Figura 4.15. Tipo de viruta obtenidos en el corte de meta. (a) Viruta continua, (b) Viruta continua con una zona secundaria cortante, (c) Viruta continua con una zona primaria cortante, (d) BUE en viruta continua, (e) Viruta continua no homogénea con regiones cortantes en la zona primaria baja y alta [1].

Cuando se aplican correctamente pueden aumentar la productividad, aumenta la velocidad de corte, velocidad de avance y la profundidad de corte por lo que reduce costos. También puede prolongar la vida útil de la herramienta, disminuye la rugosidad de la superficie y aumenta la precisión dimensional [1]. Los fluidos de corte representan una parte importante de los costos de fabricación, estos representan hasta el 16.9% del costo de producción total como se muestra en la figura 4.16, los costos de compra, cuidado y eliminación de fluidos son más costosos que el costo relacionado con la herramienta [11].

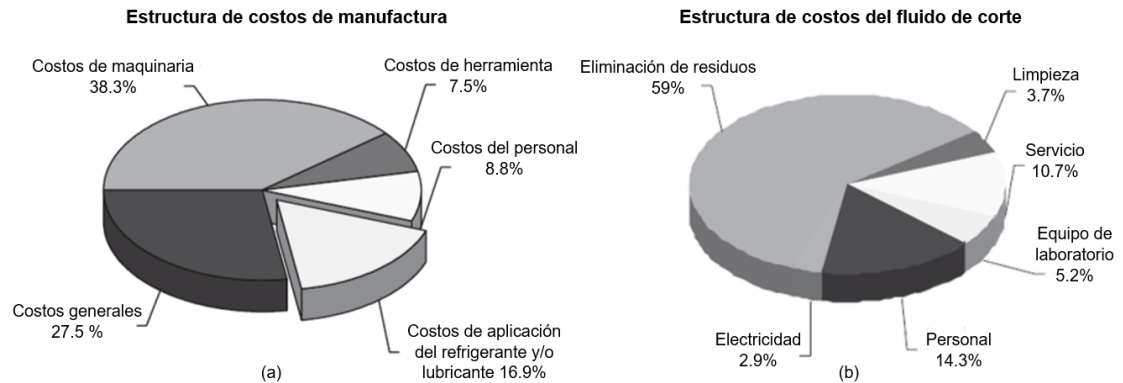


Figura 4.16. Gráfico circular de: (a) costo de manufactura en una industria automotriz, (b) costos de los fluidos de corte [11].

El fluido de corte puede afectar significativamente las condiciones tribológicas de estas interfaces herramienta-viruta y herramienta-pieza de trabajo al cambiar la temperatura de contacto, las tensiones normales y de corte y sus distribuciones y puede afectar la integridad de la superficie mecanizada [11].

La efectividad del fluido de corte se determina por [1]:

- El diseño, la rigidez y las condiciones de funcionamiento de la herramienta.
- La velocidad, avance y profundidad de corte.
- La composición, acabado y geometría de la herramienta de corte.
- El modo de la aplicación del fluido.
- El recubrimiento de la superficie.
- La composición y microestructura de la pieza de trabajo.

La acción de enfriamiento del fluido de corte ayuda al proceso conforme se acerca la temperatura a la temperatura de corte óptima, de lo contrario, el uso de fluidos de corte reduce la vida útil de la herramienta. Algunos efectos negativos del enfriamiento son [1, 11]:

- Aumento de la resistencia al corte del material, lo que las fuerzas requeridas. Por lo general este efecto es pequeño para la mayoría de los metales.

- Los cambios bruscos de temperatura pueden causar fractura y despostillamiento de la herramienta.
- Las propiedades lubricantes influyen en la cantidad de calor generado.
- La efectividad del enfriamiento depende de la cantidad de humectación de la superficie, la viscosidad del fluido, la reactividad química y el tamaño molecular, y las características físicas del flujo del fluido.
- Reduce la longitud de contacto herramienta-viruta dando como resultado mayores tensiones de contacto reduciendo la vida útil de la herramienta.
- Aumenta el choque térmico en cortes interrumpidos, pueden causar grietas térmicas.

En el barrenado existen dos tipos de suministro de fluidos, externo e interno (figura 4.17). Los sistemas internos se clasifican en suministro de canal único (SC, single channel por sus siglas en ingles) y suministro de doble canal (DC, double channel por sus siglas en ingles).

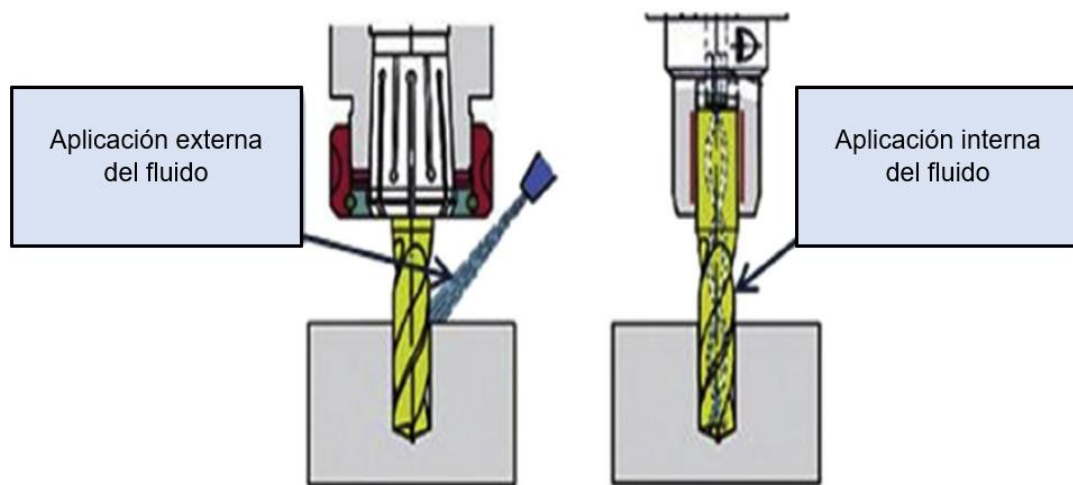


Figura 4.17. Ilustración de suministro interno y externo MQL [20].

4.2.1.1.1.- Tipos de fluidos de corte

En 1883 Taylor uso el agua como medio de enfriamiento, demostrando que una fuerte corriente de agua que inundaba la zona de corte aumentaba la velocidad de corte permitida. Aunque el agua es un excelente refrigerante debido a su alta capacidad térmica y disponibilidad, fue utilizado hasta el XIX debido a que no provee lubricación y provoca corrosión de piezas y máquinas. Se desarrollaron aceites minerales para brindar la lubricación necesaria, sin embargo, este tipo de fluidos proveen menor capacidad de enfriamiento y son de alto costo. Finalmente, entre 1910 y 1920 se desarrollaron aceites solubles los cuales tenían mayores propiedades de enfriamiento y resistencia al fuego. A estos también se le añades otras sustancias para controlar la formación de espuma, bacterias y hongos [11].

Existen dos tipos de fluidos de corte [1]:

- Soluciones: Consisten en un fluido base como aceite de petróleo, un solvente de petróleo, un fluido sintético o agua. En todas las soluciones se seleccionan aditivos que son solubles o, en algunos casos, dispersables en el fluido. En combinación el fluido y el aditivo muestran propiedades deseadas.
- Emulsiones: Se componen de dos fases, una fase continua que consiste en agua y una fase discontinua que consiste en pequeñas partículas de aceite, petróleo o fluido sintético suspendido en el agua. Son fluidos que forman una mezcla relativamente estable debido a los emulsionantes o químicos de superficie activa (solubles en los fluidos). Denominados comúnmente aceites solubles.

Además, también se desarrollaron fluidos de corte semisintéticos y sintéticos para mejorar el rendimiento de muchas operaciones de mecanizado. Hay cuatro tipos principales de fluidos de corte [11]:

- Aceites de corte (sin agua)
- Fluidos sintéticos
- Fluidos semisintéticos (Semi-químicos) (micro emulsiones)
- Aceites solubles (emulsiones)

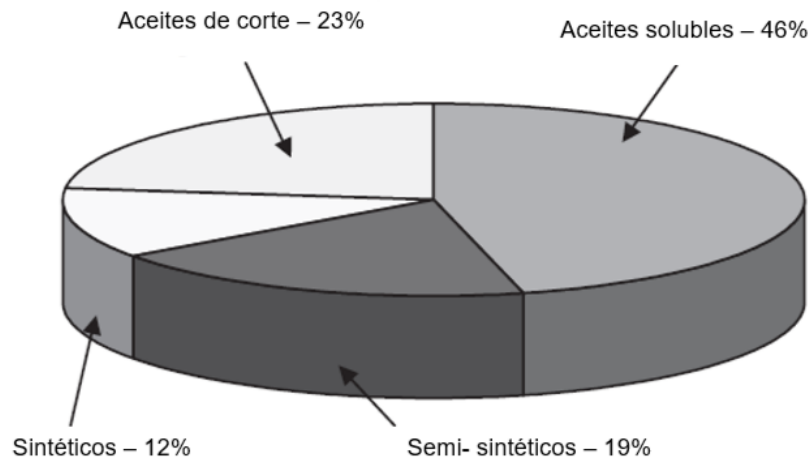


Figura 4.18. Utilización de los fluidos de corte en US [11].

4.2.1.2.- Mecanizado en seco

Existen diversas problemáticas en la utilización de fluidos de corte, estas van desde el alto costo de los fluidos de corte, almacenamiento y limpieza, efectos dañinos para la salud de los trabajadores ya que provocan daños en la piel y enfermedades respiratorias hasta problemáticas ambientales, puesto que la mayoría de los fluidos de corte se basan en extractos de petróleo crudo no sostenible. Además, estos fluidos de corte se han clasificado como desechos peligrosos siendo un gran inconveniente la eliminación de dichos fluidos para las industrias manufactureras [11, 20, 22].

Por estas razones se han desarrollado procesos de mecanizado avanzados utilizando menos o nada de fluidos de corte. El mecanizado en seco es una técnica que se lleva a cabo en ausencia de fluidos de corte, siendo la técnica más

respetuosa con el medio ambiente. Además, mediante esta técnica se tienen piezas más limpias, es más fácil la recolección de virutas con fines de reciclaje, se reducen los costos y se tiene mejor satisfacción entre los trabajadores, ya que algunos fluidos de corte afectan la salud de estos [11, 20].

Una gran desventaja del mecanizado en seco es el alto costo requerido para comenzar con una operación de mecanizado en seco. Las máquinas y herramientas diseñadas para el uso de fluidos de corte no son óptimas para el uso del mecanizado en seco. Por ello, se tienen que comprar máquinas más potentes y herramientas especiales para soportar las altas temperaturas del mecanizado en seco [11].

Los problemas con el maquinado en seco se deben a la generación de altas temperaturas durante la operación de mecanizado y al estar en ausencia de fluidos de corte u otro método de refrigeración se puede presentar una fuerte adhesión entre la fluta de la herramienta y la viruta. Además, el aumento de las temperaturas promueve en la herramienta otros tipos de desgaste derivados térmicamente, como la deformación plástica y el desgaste por difusión. Así como también la herramienta pierde su dureza y su borde de corte puede deformarse. Una herramienta dañada o desgastada afecta a la tasa de eliminación de material y a la integridad de la superficie de componentes terminados [20, 22]. Otros problemas con el mecanizado en seco relacionadas con la temperatura se dan en la pieza de trabajo, las altas temperaturas modifican las propiedades de la superficie mecanizada, afectan la integridad de la superficie y puede perder su precisión dimensional y dificultar la manipulación de las piezas de trabajo [11].

El material de la pieza de trabajo tiene un papel importante en el maquinado en seco, el uso de esta técnica se ha implementado con éxito solo para pocos materiales de piezas de trabajo y para ciertas operaciones de maquinado como el fresado y el torneado. Por lo cual no ha sido aplicado a gran escala debido a sus exigentes condiciones. Por esto el maquinado en seco requiere adaptar otros enfoques o el implemento de técnicas de fabricación sostenibles [20, 22, 23].

Dado que el mecanizado genera calor el material de la herramienta toma un papel importante para la reducción de los problemas derivados por las altas temperaturas. El material de la herramienta de corte debe tener la capacidad de retener la dureza a alta temperatura y resistir las altas tensiones. Entre los materiales que se utilizan para maquinado en seco se encuentran [22]:

- Carburos de tungsteno, titanio y tantalio
- Cermets a base de carbonitrado de titanio
- Cerámica
- Nitruro de boro cúbico
- Diamante

Las herramientas de corte a base de carburo de tungsteno para el maquinado en seco tienen un tamaño de grano entre 10 a 1 μ m, debido a que los carburos de grano más fino tienen alta resistencia al desgaste y dureza en caliente [22].

4.2.1.3.- Fabricación sostenible

Las principales contribuciones de los fluidos de corte es la reducción del calor generado durante el proceso, lubricando el área de contacto de la interfaz herramienta-viruta. En el mecanizado en seco la ausencia de fluidos de corte genera altas temperaturas lo que causa acumulación del material de trabajo en el flanco de la herramienta aumentando las fuerzas de corte y disminuyendo la calidad de las piezas mecanizadas [12]. Por lo cual, los métodos de fabricación sostenible son una alternativa para cuando el mecanizado en seco no se puede llevar a cabo. La fabricación sostenible se enfoca en minimizar los impactos ambientales negativos, conservar energía y recursos naturales, seguros para los empleados y económicos. Además, busca minimizar y/o erradicar el uso de MWF (fluidos de corte). La fabricación sostenible en el mecanizado se puede clasificar basado en el procesamiento de herramientas de corte, refrigeración y lubricación [20], ver figura 4.19.



Figura 4.19. Técnicas sustentables de manufactura [20].

Tipos de técnicas sustentables:

- Tratamiento criogénico: Consiste en enfriar la herramienta de trabajo por debajo de los 0°C.
- Estructuración o texturizado de la superficie de la herramienta: Ayuda a reducir el área de contacto en la interfaz herramienta-viruta. Se pueden tener diferentes patrones que van de acuerdo con la dirección de la viruta [20, 24].

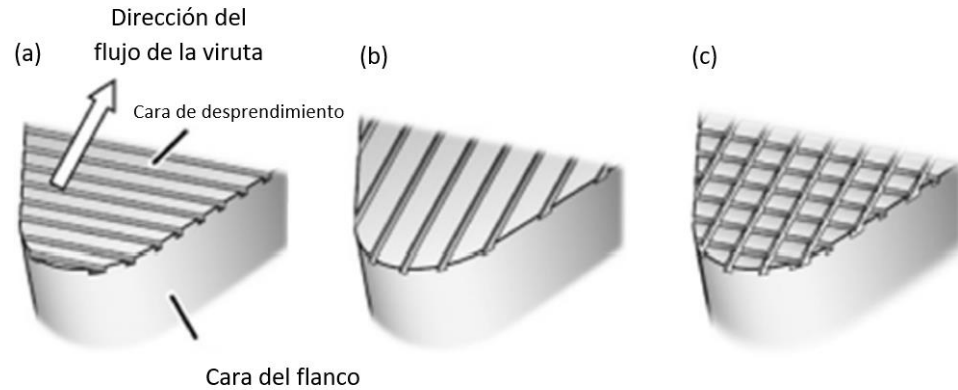


Figura 4.20. Dirección de la textura de acuerdo con el flujo de la viruta
(a) perpendicular, (b) paralela, (c) cruzada [24].

- Refrigeración criogénica: La aplicación de LN a -196°C absorbe rápidamente el calor enfriando la pieza de trabajo y la herramienta, también forma una especie de lubricante entre el interfaz de la viruta y la herramienta además que ayuda a reducir el coeficiente de fricción [11].
- Cantidad mínima de lubricación (MQL): o el mecanizado casi en seco es una técnica que se usa cuando no es posible la eliminación completa de los fluidos de corte, en donde se utiliza una cantidad mínima de lubricación, como su nombre lo indica [22].
- Aire/gas como refrigerante: Sirve para disminuir las altas temperaturas en la zona de corte. Se considera el método de refrigeración relativamente más barato [20].
- Lubricación sólida: se adhiere firmemente a la herramienta de corte reduciendo la fricción y la temperatura. [20]
- Fluidos de corte alternativos: Los aceites vegetales tienen la ventaja de ser renovables, biodegradables y no tóxicos para la naturaleza, además, mejoran el rendimiento del proceso reduciendo las fuerzas de corte [20].

4.2.1.4.- Lubricación en el barrenado de aleaciones de aluminio

El mecanizado en seco es el objetivo ecológico definitivo, pero no puede ser utilizado en todas las operaciones de corte, ni en todos los materiales. Dependiendo del proceso de corte, la reducción de fluidos de corte se considera un paso intermedio [25]

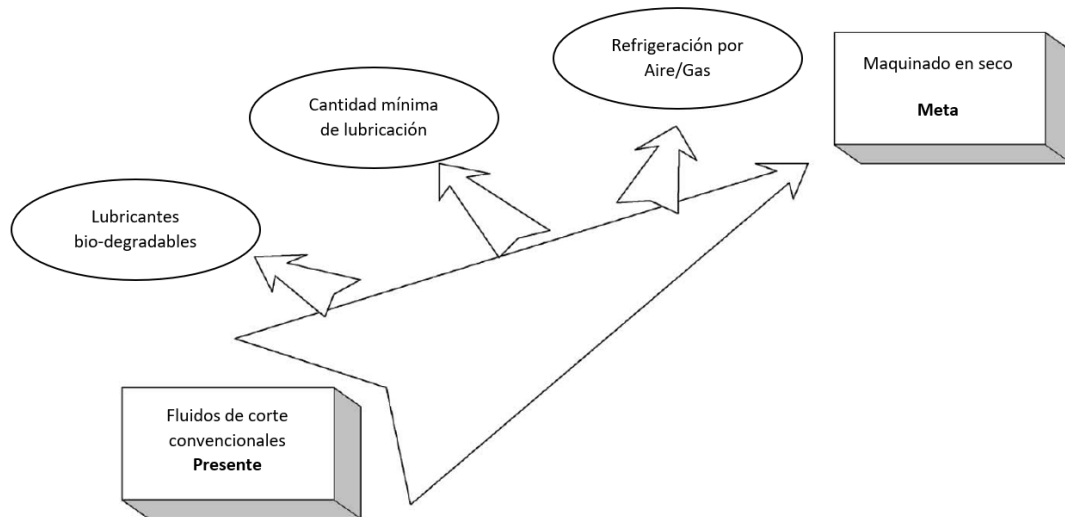


Figura 4.21. Formas de lubricación [25].

En el barrenado los fluidos de corte son utilizados para forzar las virutas a salir de los orificios profundos, enfriar la zona de corte, reducir la fricción y el desgaste de la herramienta, por otra parte, el barrenado en seco es un proceso amigable con el medio ambiente el cual ha sido aplicado satisfactoriamente en el maquinado del acero y otros materiales ferrosos. Sin embargo, el barrenado de aleaciones de aluminio ha presentado un gran inconveniente debido a la adhesión del aluminio en las herramientas de corte [14]. Por esta razón, el uso de lubricante o un sistema de refrigeración es necesario. El método de cantidad mínima de lubricación (MQL) es una técnica prometedora para el barrenado de las aleaciones de aluminio [25].

La figura 4.22 muestra una comparación de la temperatura generada en los sistemas de fluidos de corte, el mecanizado en seco y MQL [22].

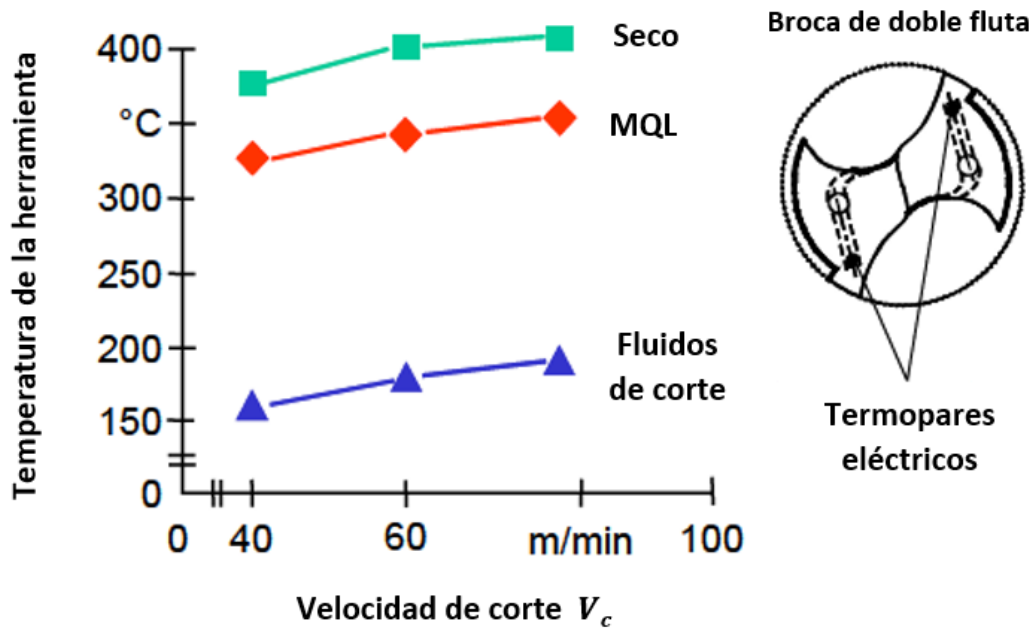


Figura 4.22. Temperatura de la herramienta durante el barrenado con diferentes tipos de refrigeración [22].

Se puede observar que las temperaturas generadas en el mecanizado en seco son superiores que los otros métodos, las altas temperaturas en materiales difíciles de mecanizar aceleran el desgaste de la herramienta.

4.3.- Geometría de la herramienta para barrenado

Cuando la broca se encuentra bien diseñada la extracción de viruta es fácil, la fuerza axial y el torque mejora la estabilidad de perforación y cuenta con una alta tasa de penetración. La geometría de la herramienta es uno de los factores críticos que pueden afectar los aspectos principales de la maquinabilidad, como lo es la formación y evacuación de la viruta, la vida útil de la herramienta, la calidad de la superficie, las fuerzas de corte y la productividad [2, 4].

La geometría de la herramienta influye en aspectos como [4, 15, 17]:

- *El espesor de la viruta sin cortar:* solo cuando uno conoce y comprende la geometría de la herramienta, puede determinar adecuadamente el grosor de la viruta sin cortar para cada elemento de corte involucrado.
- *Relación de compresión de la viruta:* midiendo el grosor de la viruta y dividiéndolo por el grosor de la viruta sin cortar, se puede determinar la relación de compresión de la viruta. Conociendo este parámetro fundamental para la teoría y la práctica del corte de metales, se pueden calcular prácticamente todos los demás parámetros y características del proceso.
- *Dirección del flujo de la viruta:* la geometría define la dirección del flujo de la viruta.
- *Fuerzas de corte:* la fuerza de corte está determinada principalmente por las propiedades mecánicas del material de trabajo, el régimen de mecanizado y el grosor de la viruta sin cortar. Junto con otros cuatro componentes de la geometría de la herramienta de corte que son: ángulo de desprendimiento, el ángulo del filo, el ángulo del filo menor y el ángulo de inclinación, el grosor de la viruta sin cortar define las magnitudes de los componentes ortogonales de la fuerza de corte.
- *Calidad y acabado de la superficie:* afecta directamente la forma la precisión dimensional de los orificios, así como sus características y parámetros de superficie.
- *Vida útil de la herramienta:* define la magnitud y la dirección de la fuerza de corte y sus componentes.

En 1863 Steven A. Morse patentó (N° 38119 USA) la broca helicoidal. Una broca helicoidal tiene al menos dos flutas para la extracción de virutas [17].

Las herramientas consisten en tres partes básicas: mango, cuerpo y punta. El mango es un punto de sujeción, el cuerpo está redondeado por vías de eliminación de viruta. Las flutas están bordeadas por la faja, que es la porción periférica del diente cortante entre las flutas adyacentes. La intersección entre las flutas y los flancos forman los labios de la broca, que forman el punto con la cara de las flutas. El punto es la parte directa del contacto entre la broca y el material de corte, que consiste en cortar los labios, la cara y el flanco. El grosor del núcleo disminuye gradualmente a lo largo de la herramienta para terminar con el borde del cincel, que conecta los labios de corte entre sí. Existe incidencia entre el margen y el costado, que se cruzan con la cara de la fluta que forma el talón de la broca [2].

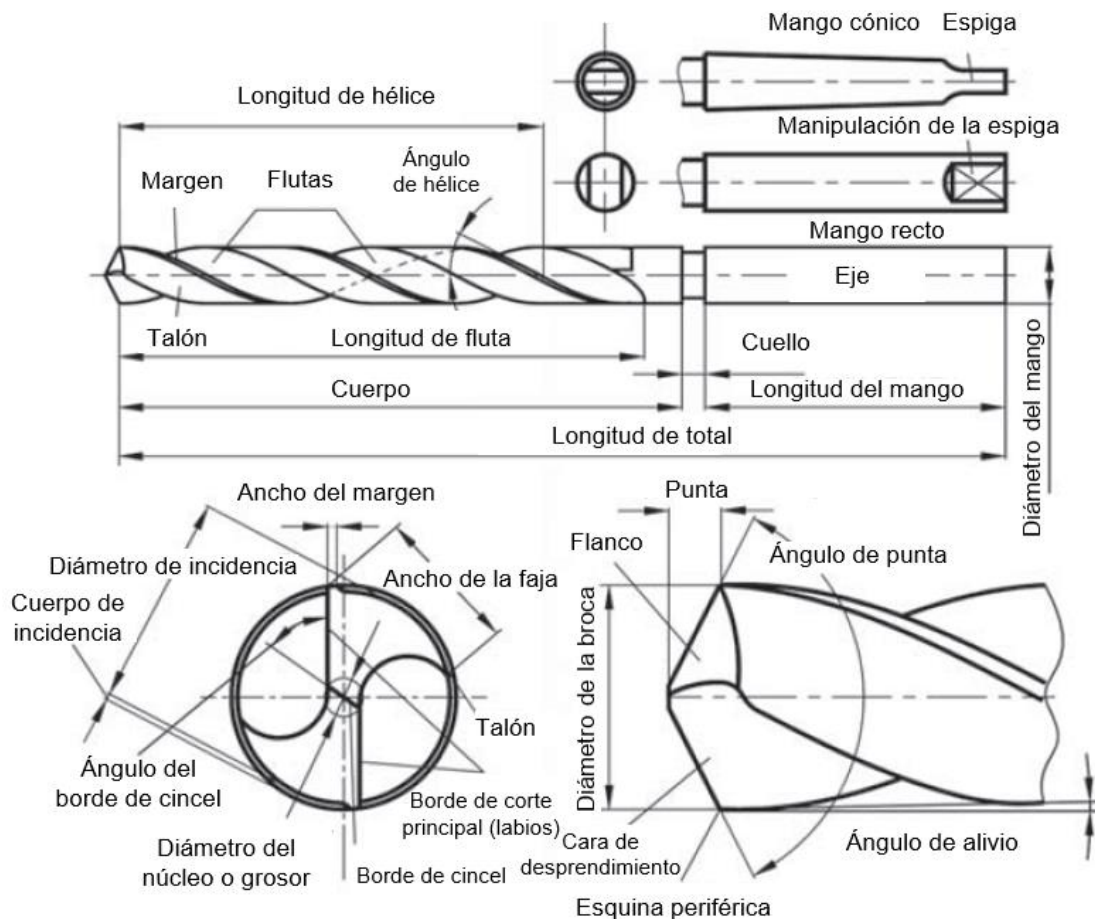


Figura 4.23. Ilustración de los términos de la broca helicoidal [18].

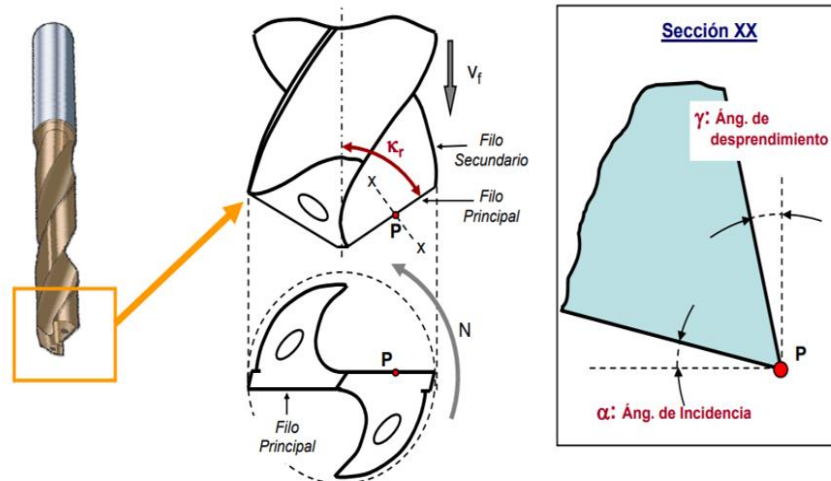


Figura 4.24. Ángulos de la broca: κ_r ángulo de posición del filo principal: α ángulo de incidencia, γ ángulo de desprendimiento [26].

Términos relacionados con el diseño y la geometría de la broca para barrenado helicoidal [17]:

- *Alivio*: el resultado de la eliminación del material de la herramienta detrás o adyacente al borde de corte y al borde delantero de la faja para proporcionar incidencia y evitar interferencias (comúnmente llamadas roces o arrastre del talón) entre el diente de corte y la parte inferior del orificio.
- *Altura relativa del labio*: la diferencia en la lectura del indicador entre los labios cortantes. La falta de labios es otro término de uso común.
- *Ancho de la faja*: la distancia entre el borde de avance y el talón de la tierra medida en ángulo recto con respecto al borde de avance.
- *Ángulo de alivio del labio*: término obsoleto para el ángulo del flanco del labio. Normalmente definido como el ángulo de flanco normal en la esquina periférica del labio. Aunque este ángulo a menudo se muestra en los dibujos de broca helicoidal, no tiene mucho sentido ya que el ángulo del flanco del labio normalmente varía sobre el labio.
- *Ángulo de desprendimiento periférico*: el ángulo entre el borde de avance de la faja y un plano axial en el punto de perforación.

- *Ángulo de hélice:* el ángulo formado por el borde de avance de la faja con el plano que contiene el eje del taladro.
- *Ángulo del borde del cincel:* el ángulo incluido entre el borde del cincel y el labio de corte, visto desde el extremo de la broca.
- *Avance:* el avance axial de una hélice durante un giro completo o la distancia entre dos puntos consecutivos en los que la hélice es tangente a una línea paralela al eje de perforación.
- *Barrido de corte:* la sección formada por la herramienta utilizada para generar la fluta al salir de la fluta.
- *Borde de cincel:* el borde al final del núcleo que conecta los labios cortantes.
- *Flutas:* surcos helicoidales o rectos cortados o formados en el cuerpo del taladro para proporcionar labios de corte, para permitir la extracción de virutas y para permitir que el fluido de corte llegue a los labios de corte.
- *Cuello:* la sección de diámetro reducido entre el cuerpo y el mango de una broca.
- *Cuerpo:* la parte de la broca que se extiende desde el mango o el cuello hasta las esquinas periféricas de los labios cortantes.
- *Diámetro de la broca:* el diámetro sobre los márgenes de la broca medido en las esquinas de la periferia.
- *Diente cortante:* una parte del cuerpo delimitada por las superficies de desprendimiento y flanco y por la faja.
- *Eje:* la línea recta imaginaria que forma la línea central longitudinal de la broca.
- *Esquina de periferia:* el punto de intersección del labio y el margen. En una broca de dos flutas, el diámetro de la broca se mide como la distancia radial entre dos esquinas de la periferia.
- *Faja:* la porción periférica del diente de corte y el cuerpo de perforación entre las flutas adyacentes.
- *Grosor del núcleo:* el grosor del núcleo en el punto, a menos que se indique otra ubicación específica. Medido como el diámetro del núcleo.

- *Incidencia*: el espacio provisto para eliminar el contacto indeseable (interferencia) entre la broca y la pieza de trabajo.
- *Cuerpo de incidencia*: la parte de la faja que se ha cortado para evitar que se frote contra las paredes del orificio que se está perforando.
- *Labio (borde de corte principal)*: un borde de corte que se extiende desde la esquina de la periferia de la broca hasta las proximidades del centro de broca. Los bordes de corte de una broca de dos flutas que se extienden desde el borde del cincel hasta la periferia.
- *Longitud de la fluta*: la longitud desde la esquina periférica de los labios hasta el extremo posterior de las flutas. Incluye el barrido de la herramienta utilizada para generar las flutas y, por lo tanto, no indica la longitud útil de las flutas.
- *Longitud total*: la longitud desde el extremo del mango hasta las esquinas exteriores de los labios cortantes. No incluye el extremo del mango cónico que se usa a menudo en las brocas de mango recto y en los de mango cónico.
- *Mango*: la parte del taladro por el que se sujeta y se conduce.
- *Mango cónico*: una ligera disminución del diámetro de adelante hacia atrás en el cuerpo de la broca.
- *Margen*: la porción cilíndrica de la faja que no está cortada para proporcionar incidencia.
- *Modificación del núcleo*: modificación del núcleo desde su grosor, forma y/o ubicación ordinarios para reducir el empuje de perforación, mejorar la división de la viruta y cambiar la dirección del flujo de la viruta. La modificación más simple es el adelgazamiento del núcleo.
- *Núcleo*: la parte central del cuerpo que se une a las fajas. El extremo del núcleo forma el borde del cincel en una broca de dos flutas.
- *Periferia*: la circunferencia exterior de una broca.
- *Labio de alivio*: el alivio hecho para formar la superficie del flanco. Puede haber varios relieves consecutivos como el alivio principal, el alivio secundario, etc., hechos para despejar el labio, así como para evitar

interferencias entre la superficie del flanco y el fondo del orificio que se está perforando.

- *Talón* - el borde posterior de la faja.

Para un buen desempeño de la herramienta es necesario seleccionar adecuadamente los siguientes parámetros [15]:

- Perfil de la fluta
- Diámetro del núcleo
- Geometría del borde del cincel
- Distribución del ángulo del flanco sobre el borde de corte principal
- Rugosidad de las superficies de la fluta y las caras de los flancos.

La sección entre el mango y la punta de la broca es el perfil del cuerpo, está ligado a la geometría de las flutas lo cual se puede definir mediante el ángulo de hélice y las secciones transversales de la broca, es decir el plano normal al eje de la broca [27]. Los dos parámetros principales que influyen en el diseño del perfil corporal de la broca son [15]:

- El área de la fluta: Debe ser lo suficientemente grande como para permitir el transporte de la viruta sobre la fluta.
- La sección transversal del taladro debe ser lo suficientemente rígida como para soportar los parámetros de fuerza.

El ángulo de hélice se muestra en la figura 4.25 y se calcula como:

$$\omega_d = \arctan \frac{\pi d_{dr}}{p_{hl}}$$

Donde p_{hl} es el avance de la hélice.

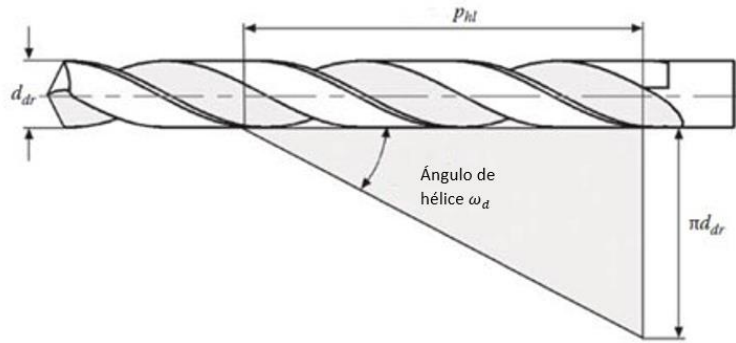


Figura 4.25. Cálculo del ángulo de hélice [15].

Las brocas helicoidales más comunes cuentan con ángulo de hélice estándar. Sin embargo, en algunos casos los ángulos de hélice son modificados, las brocas de ángulo de hélice bajo se encuentran en el rango de 12° a 22° mientras que las de ángulo de hélice alto se encuentran entre 45° y 50° tienen una excelente capacidad de evacuación de viruta útil en materiales difíciles de mecanizar y en orificios profundos [28]. La norma 1414-1:2006-11 es la única norma que establece los requisitos del ángulo de hélice (ω_d). Se puede tener ángulos de hélice altos, estándar y bajos [15].

En el corte de metal, el movimiento relativo de la herramienta y la pieza de trabajo produce una deformación de corte localizada en el material de trabajo inmediatamente delante del filo de la herramienta eliminando el material de la pieza de trabajo. La forma y la longitud de las virutas (material removido de la pieza de trabajo) dependen de las condiciones de mecanizado, el tipo de material de la pieza de trabajo y la geometría de la herramienta de corte [8]. El perfil de una broca debe diseñarse de tal manera que los caminos de evacuación de viruta (fluta) proporcionen el máximo espacio para la viruta y faciliten su extracción mientras que la herramienta sea capaz de resistir el torque y la fuerza axial.

El perfil de la fluta determina [15, 17]

- La geometría de la cara de desprendimiento: la forma del filo (labio); el ángulo de desprendimiento y la variación a lo largo de este borde, el ángulo de inclinación del borde de corte y su variación a lo largo de este borde.

- Los diámetros del núcleo (afecta la estabilidad de pandeo de la broca)
- Junto con el ángulo de hélice determinan la estabilidad torsional de la broca
- La confiabilidad de la extracción de virutas (ruptura de viruta).

Como resultado se han desarrollado diversos perfiles de la fluta, en la figura 4.26 se muestran los tres perfiles básicos [15].

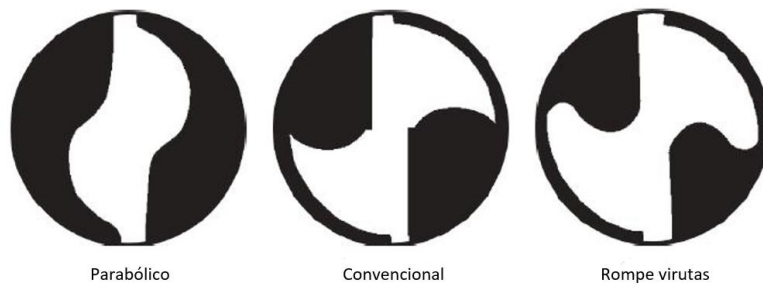


Figura 4.26. Perfiles comunes de la fluta [15].

Hasta hace poco se pensaba que la fluta era solo un camino para que las virutas salieran del orificio. La forma de viruta que no interfiere con la operación de corte y se eliminan fácilmente se consideran aceptables, mientras, que las formas de viruta inaceptables incluyen virutas largas y fibrosas que pueden enredarse y ser peligrosas para la máquina, la herramienta, el operador y el acabado de la pieza de trabajo [8]. Por lo que al perfil de la fluta se le puede añadir modificaciones u otras características de diseño para rizar y romper las virutas producidas para minimizar los problemas de obstrucción. La mayoría de estos diseños obligan a las virutas a curvarse y doblarse lo suficiente como para producir virutas pequeñas y rotas. En la figura 4.27 se muestran perfiles de la fluta modificados para mejorar la acción de rotura de viruta [1].

Las brocas con rompe virutas a menudo requieren más torque que los taladros estándar, cuestan aproximadamente 10% más que los taladros convencionales, pero esto se ve recompensado debido a la mejora en la vida útil de la herramienta, debido a la expulsión eficiente de viruta y mejor penetración del refrigerante [1].

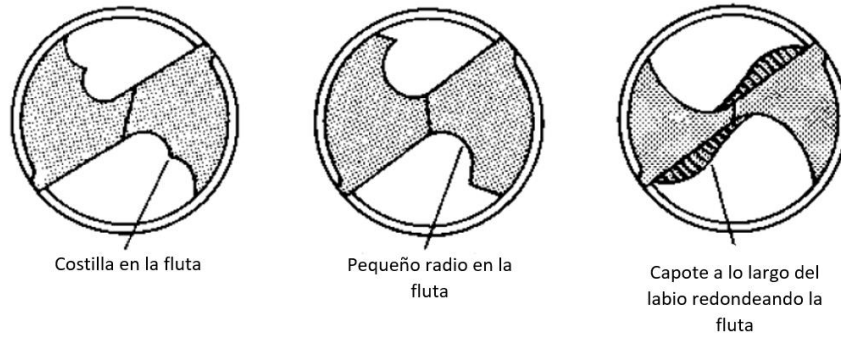


Figura 4.27. Geometría de las flutas modificadas con rompe virutas [1].

Las herramientas deben ser lo suficientemente rígidas y fuertes para soportar las fuerzas de corte. Esto puede ser controlado mediante el grosor del núcleo las brocas de núcleo ancho son más rígidas y fuertes que las brocas convencionales y por lo tanto tiene una mayor tasa penetración y mejor precisión de agujeros mecanizados. Sin embargo, en materiales difíciles de mecanizar se presenta una baja tasa de penetración. En la figura 4.28 muestra una comparación de una broca con núcleo ancho y una convencional [15].

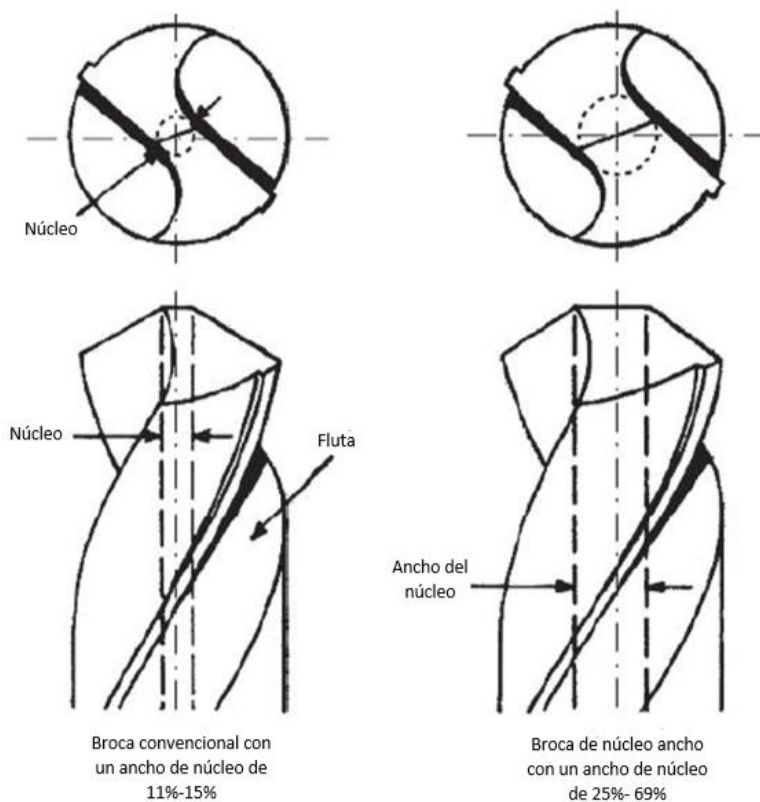


Figura 4.28. Ancho convencional del núcleo [15].

Dado que las brocas con núcleo ancho tienen un área de la fluta reducida se dificulta la extracción de viruta de los orificios [15].



Figura 4.29. Ilustración del núcleo en una broca helicoidal [15].

El problema en el aumento de la rigidez de la broca es el aumento en la fuerza axial. Por lo que cualquier aumento en el diámetro del núcleo requiere un cambio en la geometría de la herramienta para mantener la fuerza axial a niveles bajos. La figura 4.30 muestra como los diferentes grosores del núcleo afectan a la fuerza axial. [15]

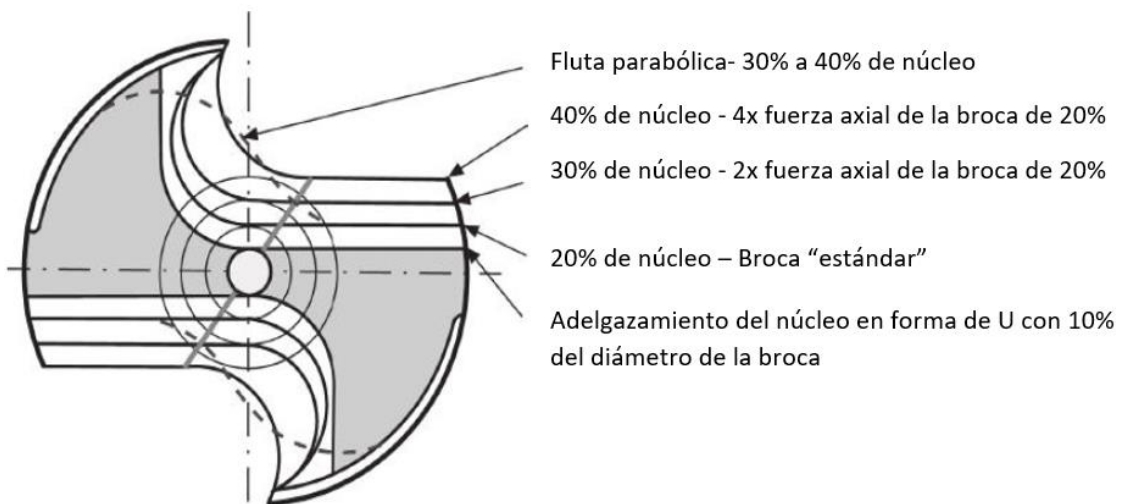


Figura 4.30. Efecto del núcleo sobre la fuerza axial [15].

La disminución de la fuerza axial se puede lograr por:

- Optimización de la geometría del rastrillo de la herramienta
- Optimización de la geometría, así como disminución de la longitud del borde del cincel.

- Eliminación del borde del cincel.

El borde de cincel es responsable del 50% al 60% de la fuerza axial total. El borde del cincel es la intersección de las dos superficies del flanco y su propósito es separar los dos bordes de corte principales y aumentar la rigidez de la broca evitando la rotura [13]. La longitud del borde del cincel, el ángulo del cincel (ángulos de inclinación y flanco), ubicación y geometría, definen en gran medida el rendimiento del taladro. Si el borde del cincel pasa a través del eje de rotación entonces se tienen dos bordes de cincel, cada uno empieza desde el extremo interno de uno de los bordes cortante principales (labios) y se extiende hasta el centro de rotación (representado en la figura 4.31 como bordes 2-3 y 4-3). Cada borde de cincel tiene sus caras de rastrillo y flanco con los ángulos de desprendimiento y de incidencia correspondientes. Para mantener la simetría de la broca las longitudes de los bordes del cincel y sus ángulos deben ser las mismas [15].

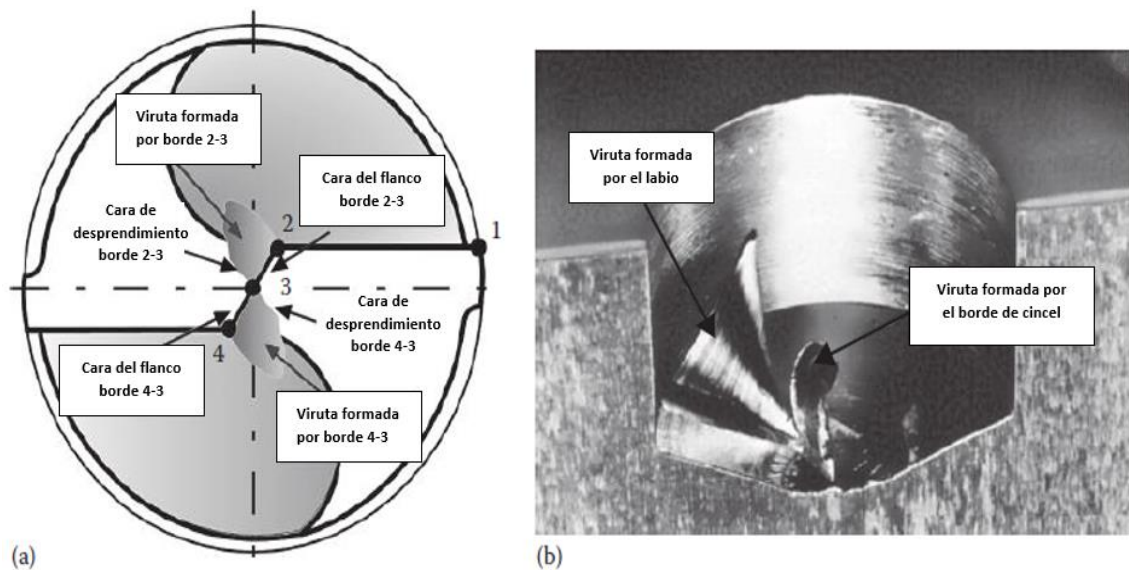


Figura 4.31. Ilustración de la geometría del borde del cincel [15].

En la figura 4.32 se puede observar la cara del flanco. Las caras del flanco pueden componerse de dos o tres superficies. La segunda superficie del flanco se puede ubicar angularmente con respecto a la superficie del flanco primario,

esto para reducir el ángulo de inclinación negativo del borde del cincel mejorando su geometría y permitiendo una mejor evacuación de la viruta formada por el borde del cincel. En los diseños modernos las superficies del flanco primario y secundario son normalmente planos [15].

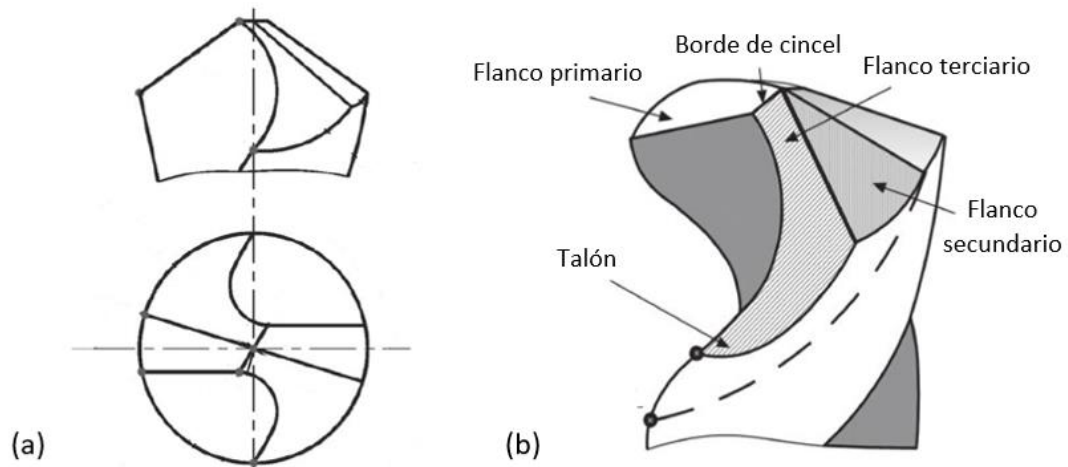


Figura 4.32. (a) Borde de cincel con 2 superficies, (b) borde de cincel con 3 superficies [15].

4.5.- Referencias

- [1] ASM International Handbook Committee, *ASM Handbook: Machining*, ASM International, 16 (1989).
- [2] H. M. A. A. Barakat, *Drilling and tapping characteristics of Al-Cu and Al-Si cast alloys*, *P.h.D. Thesis, Université du Québec à Chicoutimi*, 2019.
- [3] G.H. Garza Elizondo, *Machinability of Al-(7-11%) Si casting alloys: role of free-cutting elements*, *Master's Thesis, Université du Québec à Chicoutimi*, 2010.

- [4] S. Asghari, Innovative Cutting Tool Design for Machining Advanced Engineering Materials, *Master's Thesis, University of Bath*, 2019.
- [5] J. Kouam, V. Songmene, Y. Zedan, A. Djebara, and R. Khettabi, On chip formation during drilling of cast aluminum alloys, *Machining Science and Technology*, 17 (2013) 228-245.
- [6] E. Silerio Benavides, Diseño de un dispositivo experimental de maquinado para aleaciones de aluminio silicio, *Master's Thesis, Universidad Autónoma de Nuevo León*, 2012.
- [7] V.P. Astakhov, S. Patel, and K.S. Woon, Drilling Technology Fundamentals and recent advances, *De Gruyter Oldenbourg*, 3 (2018).
- [8] ASM International Handbook Committee, ASM Handbook: Properties and Selection: Nonferrous Alloys and Special-Purpose Materials, *ASM International*, 2 (1990).
- [9] E.M. Trent, and P.K. Wright, Metal cutting, *Butterworth-Heinemann*, 2000.
- [10] G.S. Upadhyaya, Cemented tungsten carbides: production, properties, and testing, *Noyes publications*, 1998.
- [11] V.P. Astakhov, Tribology of metal cutting, *Elsevier-Tribology and interface engineering*, 52 (2006).
- [12] A. Rivero, G. Aramendi, S. Herranz, and L.N López de Lacalle. An experimental investigation of the effect of coatings and cutting parameters on the dry drilling performance of aluminium alloys, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 28 (2006).
- [13] B.S. Kumar, N. Baskar, and K. Rajaguru, Drilling operation: A review. *Materials Today: Proceedings*, 21, (2019).
- [14] E. Buranská, and I. Buranský, Cutting Environment Impact on the Aluminium Alloy Machining (DFA), *DAAAM International Symposium*, 29 (2018) 1158-1163.
- [15] V.P. Astakhov, Drills: science and technology of advanced operations, *CRC Press*, 2014.
- [16] Mitsubishi materials, Tipos de barreno, Visitado en marzo 2020 en: <http://carbide.mmc.co.jp/permanent/courses/124/types-of-holes.html>

- [17] V.P. Astakhov, Geometry of single-point turning tools and drills: fundamentals and practical applications, *Springer Series in Advanced Manufacturing*, 2010.
- [18] J.P. Davim, Machining: Fundamentals and recent advances, *Springer*, 2008.
- [19] J. López Rodríguez, Fundamentos de procesos convencionales de fabricación mecánica, *Universidad Politécnica de Cartagena*, 2017.
- [20] Chetan, S. Ghosh, and P.V. Rao, Application of sustainable techniques in metal cutting for enhanced machinability: a review. *Journal of Cleaner Production*, 100, (2015) 17-34.
- [21] B. Tasdelen, T. Wikblom, and S. Ekered, Studies on minimum quantity lubrication (MQL) and air cooling at drilling, *Journal of Materials Processing Technology*, 200, (2008) 339-346.
- [22] K. Weinert, I. Inasaki, J.W. Sutherland, and T. Wakabayashi, Dry machining and minimum quantity lubrication, *CIRP annals*, 53, (2004) 511-537.
- [23] S. Bhowmick, A. Banerji, and A.T. Alpas, Tribological behavior of Al–6.5%,–12%,–18.5% Si alloys during machining using CVD diamond and DLC coated tools. *Surface and Coatings Technology*, 284, (2015) 353-364.
- [24] S. Niketh, and G.L. Samuel, Drilling performance of micro textured tools under dry, wet and MQL condition, *Journal of Manufacturing Processes*, 32 (2018).
- [25] S. Bhowmick, and A.T. Alpas, Minimum quantity lubrication drilling of aluminium–silicon alloys in water using diamond-like carbon coated drills. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 48, (2008) 1429-1443.
- [26] Modulo III: Mecanizado por arranque de viruta. Tema 11: Taladrado, *Universidad Del País Vasco*, Visitado el marzo 2020 en http://www.ehu.eus/manufacturing/docencia/725_ca.pdf

- [27] S. Zhang, X. Wang, Z. Liang, T. Zhou, L. Jiao, and P. Yan, Modeling and optimization of the flute profile of micro-drill. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 92, (2017).
- [28] R. Contreras, La mecha para taladrar: La geometría de la punta de la broca helicoidal, *Universidad de oriente*, 2014.

CAPÍTULO 5

Tribología

La palabra tribología proviene del término “tribos” que significa frotamiento o rozamiento y “logía” el cual significa ciencia. Tomando estas definiciones se puede decir que la tribología es la ciencia que estudia el rozamiento. Este término se utilizó por primera vez en el año 1966 usado para definir a la ciencia que estudia la interacción de las superficies en movimiento relativo [1].

Aunque el término tribología sea de reciente utilización se ha reportado el uso de esta ciencia durante toda la historia desde la invención de la rueda con el fin de reducir la fricción en el movimiento de traslación o los egipcios los cuales utilizaban agua o grasa animal para el transporte de piedras para construcción, los primeros estudios de la fricción en el deslizamiento en superficies planas por Leonardo Da Vinci que posteriormente fueron redescubiertos por Amontons, las importantes contribuciones de Coulomb, Hooke, Newton, Reynolds entre otros científicos a partir de la revolución industrial conforman lo que es hoy en día la tribología [2].

La tribología abarca tres fenómenos que ocurren durante el movimiento de los cuerpos en contacto: la fricción, el desgaste y la lubricación.

El entendimiento de esta ciencia requiere de otras disciplinas como:

- Ciencia de los materiales
- Mecánica de fluidos
- Física
- Química
- Termodinámica
- Transferencia de calor
- Matemáticas aplicadas

La fricción y el desgaste en el mecanizado de componentes trae consigo una serie de repercusiones. Conforme las fuerzas de corte aumentan la fricción también aumenta, provocando altas temperaturas las cuales pueden afectar la calidad de la pieza y su precisión dimensional. Por otro lado, las altas temperaturas pueden acelerar los procesos de desgaste disminuyendo la productividad y afectando la vida útil de la herramienta. Todo esto genera altos costos tanto en la energía suministrada como en el reemplazo de las herramientas desgastadas. Por lo que es necesario reducir la fricción y el desgaste en la herramienta para una optimización de los procesos de corte.

5.1.- Teorías de corte en el barrenado

En el proceso de corte el cizallamiento del material de trabajo en forma de viruta ocurre convencionalmente en dos casos generales: como corte ortogonal y como corte oblicuo [3]. En la figura 5.1a se muestra la imagen de una herramienta en forma de cuña la cual se encuentra posicionada en un ángulo λ el cual es la inclinación que presenta la herramienta conforme al plano perpendicular al filo de corte principal con respecto a la dirección de la velocidad de corte. Cuando este ángulo es aproximadamente 0° se trabaja con el modelo de corte ortogonal mientras que cuando es diferente se trabaja con el modelo de corte oblicuo y se

genera una tercera fuerza adicional, la cual es una fuerza lateral que depende del ángulo de inclinación λ [4].

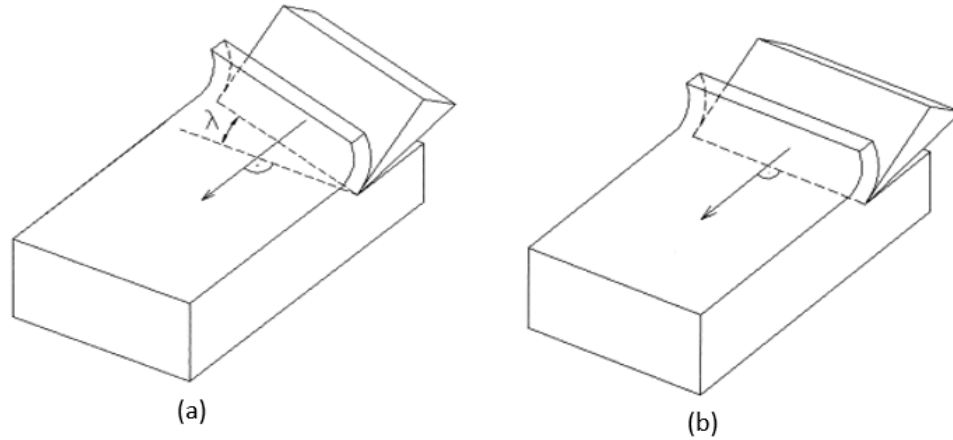


Figura 5.1. (a) Corte oblicuo y (b) corte ortogonal [4].

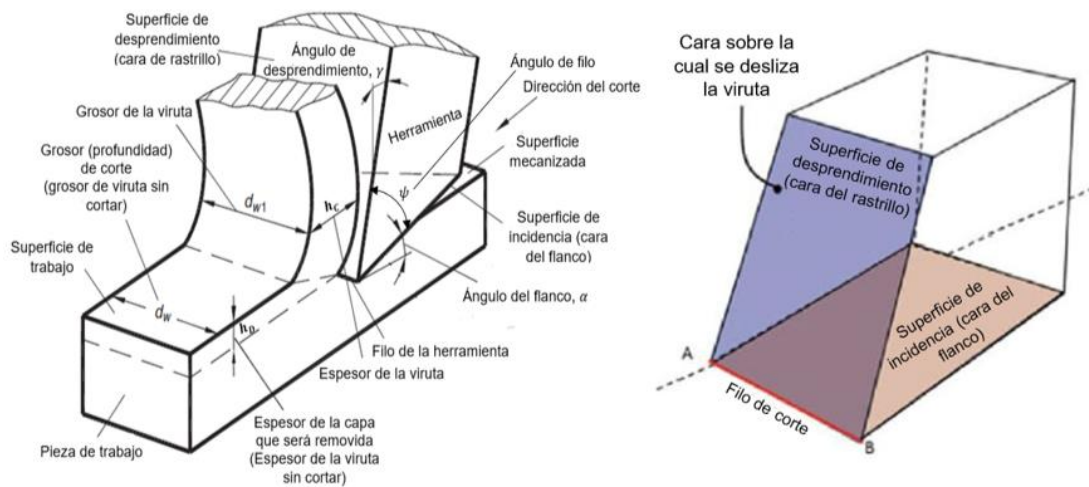


Figura 5.2. Elementos del corte ortogonal [5, 6]

La herramienta de corte en forma de cuña consiste en dos superficies que se cruzan para formar el filo de corte (figura 5.2b). La operación de corte se entiende mejor en los parámetros de corte ortogonal [6].

Las superficies de trabajo básicas son:

- *La superficie de trabajo*: La superficie que se eliminara mediante el mecanizado
- *La superficie mecanizada*: Superficie producida después del paso de la herramienta de corte.

Las superficies en la herramienta en forma de cuña son:

- *Cara del rastrillo (Superficie de desprendimiento)*: Superficie sobre la cual se desliza la viruta formada en el proceso de corte.
- *Cara del flanco (Superficie de incidencia)*: ES la superficie sobre la que pasa la superficie mecanizada.

Otros elementos de la herramienta en forma de cuña son:

- *El filo de corte*: El cual es una línea teórica donde se encuentran las superficies de la cara del rastrillo y la cara del flanco.
- *Cuerpo de la herramienta*: Encerrado entre la cara del rastrillo y la cara de flanco

Los ángulos involucrados son [4, 7]:

- *Ángulo de desprendimiento γ* : Es el formado entre la superficie de desprendimiento y la normal a la superficie de la pieza de trabajo
- *Ángulo de incidencia α* : Es el ángulo formado entre la cara del flanco y la superficie mecanizada.
- *Ángulo de filo ψ* : Es el formado por las superficies de desprendimiento y el flanco.

En la tabla 5.1 se presenta una comparación entre el corte ortogonal y el corte oblicuo [3].

Tabla 5.1 Comparación entre el corte ortogonal y el corte oblicuo.

Característica	Tipo de corte	
	Ortogonal	Oblicuo
Numero de filos de corte activos	1	1
Forma del filo de corte	Recto	Recto
Posición del filo de corte activo vs la dirección del movimiento relativo herramienta-trabajo	90°	$90^\circ + \lambda$
Ángulo de corte de la herramienta	$\kappa_r = 90^\circ$	$\kappa_r \neq 90^\circ$
Ángulo de inclinación del filo de corte	$\lambda = 0$	$\lambda \neq 0$
Longitud del filo de corte activo (S_a)	$l_{ca} = B$	$l_{ca} = S_a / \cos(\lambda)$
Ancho del filo de corte vs el ancho de la pieza de trabajo	$B = B$	$B = l_{ca}$
Carácter del flujo plástico en la zona de formación de viruta	Plano (2D)	Espacial (3D)
Dirección del flujo de la viruta	$\delta = 0$	$\delta \geq \lambda$ o $\delta < \lambda$
Forma característica de una viruta tipo continua	Espiral logarítmica	Línea helicoidal

Una aproximación razonable que simplificaría los cálculos de fuerzas y potencias durante el proceso de corte consiste en suponer que el ángulo $\lambda = 0$ lo que proporciona el modelo de corte ortogonal. En este modelo todos los esfuerzos se producen en un plano perpendicular al filo de corte principal reduciendo el problema a un caso bidimensional [4]. Esto conduce a un proceso de corte

relativamente simple que, por lo tanto, se utiliza ampliamente en trabajos teóricos y experimentales. En particular, permite la adopción del modelo de proceso asumiendo el estado plano de deformación plástica y tensiones en la zona de corte [3].

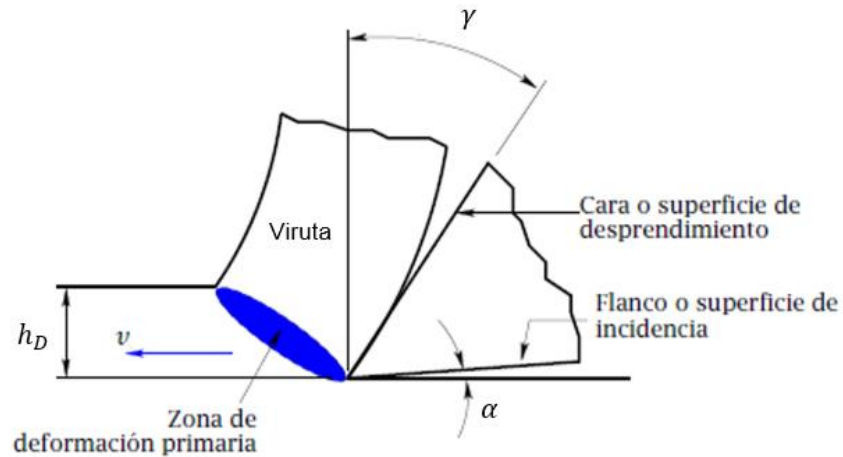


Figura 5.3. Deformación plástica en la zona primaria del corte ortogonal [4].

La deformación plástica en el corte oblicuo es más complicada que en la del corte ortogonal. El proceso de formación de virutas consta de dos subprocesos que incluyen el flujo plástico plano del material de trabajo en el plano perpendicular al filo, similar al corte ortogonal y el flujo plástico lateral a lo largo del filo [3].

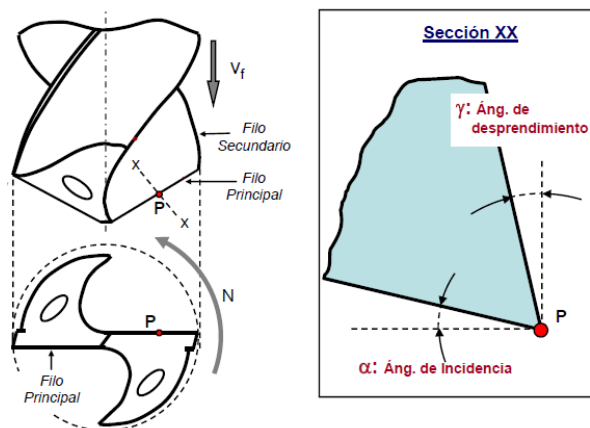


Figura 5.4 Geometría de la herramienta de barrenado en la cual se presenta el corte ortogonal [8].

La geometría de la broca de barrenado dificulta el modelado ya que esta presenta dos tipos de corte, el corte realizado por los labios es similar a un proceso de corte oblicuo, por lo que para simplificar el modelado se llega a tomar en cuenta el corte solo en la esquina de la broca, que en una longitud pequeña se puede considerar como un corte ortogonal [9].

Existen diferentes teorías de corte, la más sencilla y clásica es la presentada en 1945 por Ernest y Merchant la cual menciona que [7]:

- El plano de deslizamiento es una superficie plana y las tensiones en él son uniformes.
- La resultante es aplicada únicamente en la superficie de deslizamiento y por tanto no se ejerce ninguna fuerza sobre la superficie de incidencia o sobre el filo de la herramienta
- El plano de deslizamiento se orienta de tal forma que la energía consumida sea mínima (fuerza de corte mínima)

5.2.- Formación de viruta

La formación de viruta se lleva acabo de manera similar en el proceso de corte ortogonal y en el proceso oblicuo. Aunque la mayoría de las operaciones de corte se realizan mediante corte oblicuo, el corte ortogonal es más simple y tiene buenas aproximaciones [10].

Las virutas son producidas por el cizallamiento localizado que tiene lugar entre la herramienta y el punto de contacto de la pieza de trabajo sobre una región muy estrecha llamada plano de cizallamiento o zona de cizallamiento [11].

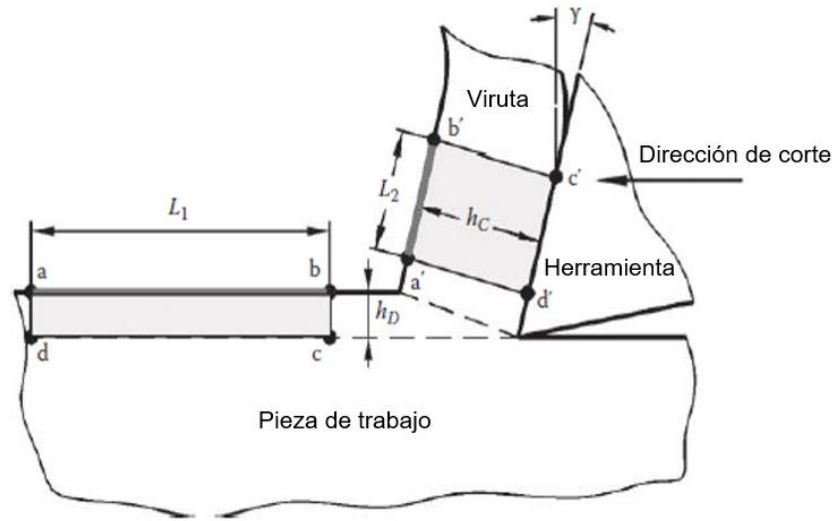


Figura 5.5 Parámetros de la formación de viruta [6].

En la figura 5.5 se muestran el modelo de deformación de la viruta en el corte ortogonal. Donde h_D es el grosor de la viruta sin cortar o también llamado profundidad de corte y h_C es el grosor de la viruta. Conforme la herramienta penetra en el material de corte la longitud L_1 del lado a-b se convierte en la longitud L_2 del lado a'-b' mientras que el grosor h_D se convierte en el grosor h_C . La relación de compresión de la viruta (CCR, chip compression ratio por sus siglas en inglés) representa una transformación debido a la deformación plástica como [12, 13]:

$$\zeta = \frac{L_2}{L_1} = \frac{h_D}{h_C}$$

Ecuación 5.1

Una forma de aumentar la productividad del mecanizado es aumentar la velocidad de eliminación de la viruta. Sin embargo, esto puede producir mayor desgaste a la herramienta [14].

Un método experimental para determinar el espesor de la viruta (h_c) es mediante la medición de peso de la viruta (G_{ch}) la medición de la longitud de la viruta (L_2)

y el ancho de la viruta (d_{w1}), los cuales se sustituyen en la siguiente ecuación [6]:

$$h_c = \frac{G_{ch}}{d_{w1} L_2 \rho_w g}$$

Ecuación 5.2

Donde:

ρ_w es la densidad del material de trabajo (kg/m^3)

$g = 9.81 m/s^2$ es la constante de gravedad.

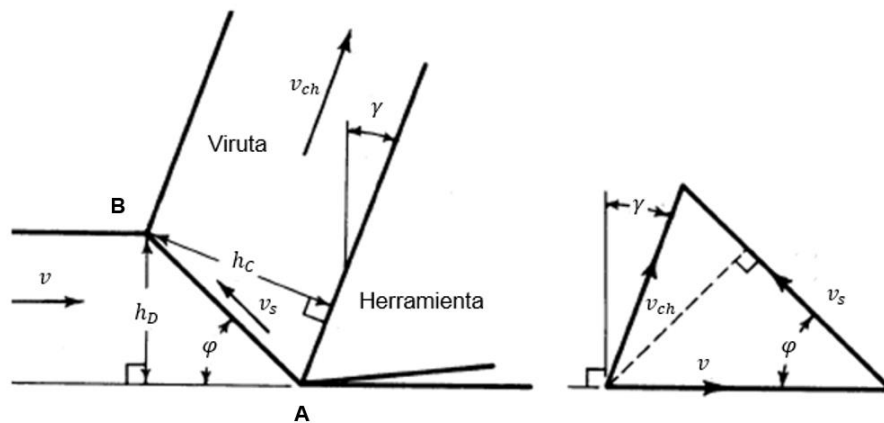


Figura 5.6 Diagrama de velocidades en la formación de virutas [13].

La velocidad de la viruta v_{ch} también llamada velocidad de deslizamiento de la viruta por la superficie de desprendimiento esta dada por [3]:

$$v_{ch} = v \frac{\sin \phi}{\cos(\phi - \gamma_0)}$$

Ecuación 5.3

La velocidad de cizalladura es v_s dada por [3]:

$$v_s = v \frac{\cos \gamma_0}{\cos(\phi - \gamma_0)}$$

Ecuación 5.4

La velocidad normal al plano de corte se calcula como [15]:

$$v_n = v \sin \varphi$$

Ecuación 5.5

Donde φ es el ángulo de cizalladura y γ_0 es el ángulo de desprendimiento en el corte ortogonal.

El ángulo de corte puede ser obtenido como [13]:

$$\tan \varphi = \frac{\zeta \cos \gamma_0}{1 - \zeta \sin \gamma_0}$$

Ecuación 5.6

La relación de compresión de la viruta también puede ser obtenida mediante la velocidad de corte y la velocidad de la viruta [14]:

$$\zeta = \frac{v_{ch}}{v} = \frac{\sin \varphi}{\cos(\varphi - \gamma_0)}$$

Ecuación 5.7

En la figura 5.6 el plano de cizalladura se conforma por una línea recta desde el punto A hasta el punto B. La longitud entre el punto A y B se obtiene como [13]:

$$AB = \frac{h_D}{\sin \varphi} = \frac{h_c}{\cos(\varphi - \gamma_0)} = \frac{h_c}{\cos \varphi \cos \gamma_0 + \sin \varphi \sin \gamma_0}$$

Ecuación 5.8

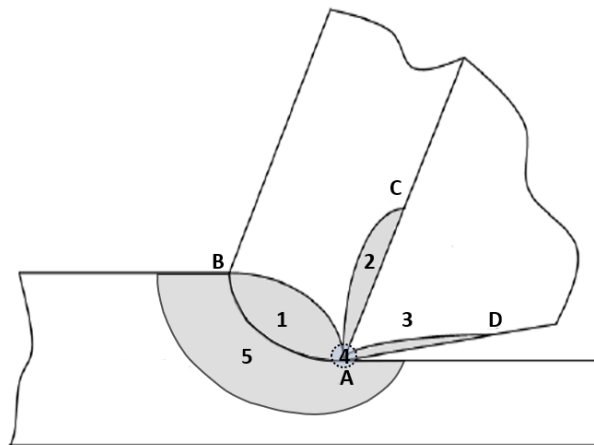


Figura 5.7 Zonas de deformación en el corte ortogonal [10, 14]

La figura 5.7 muestra las principales áreas de deformación y fricción durante la generación de virutas.

Hay cinco zonas de deformación en el proceso de corte [10, 14]:

- Zona 1 (A-B): la formación de virutas se realiza en esta zona a medida que el filo de la herramienta penetra en la pieza de trabajo. El material en esta zona se ha deformado por un proceso de cizallamiento. Se pueden producir microgrietas en la zona, y la deformación y endurecimiento resultante provoca temperaturas altas. También llamada zona de corte primaria.
- Zona 2 (A-C): La viruta y la superficie de desprendimiento (cara del rastrillo) están en contacto desde A a C. A medida que la viruta se desliza por la superficie de desprendimiento genera más calor como resultado de la fricción. Esta zona también es llamada zona secundaria de corte
- Zona 3 (A-D): Cuando la superficie de incidencia (cara del flanco) atraviesa la superficie recién corta produce un roce adicional generando fricción y deformación superficial en la superficie mecanizada.
- Zona 4: A medida que avanza la formación de virutas, se genera el borde acumulado en el filo de la herramienta.
- Zona 5: En la zona bajo el área de extracción de metal primario, se produce una deformación plástica adicional, junto con un cierto endurecimiento por deformación.

En la zona 2 la longitud del contacto herramienta-viruta determina las principales condiciones tribológicas tales como temperaturas, esfuerzos y desgaste de la herramienta.

El esfuerzo cortante es otra de las características de la deformación plástica. Se puede calcular como [15]:

$$\varepsilon = \frac{v_s}{v_n} = \frac{\cos \gamma_0}{\cos(\varphi - \gamma_0) \sin \varphi} = \frac{1 - 2\zeta \sin(\gamma_0 + \zeta^2)}{\zeta \cos \gamma_0}$$

Ecuación 5.9

El barrenado en diferencia con el corte ortogonal es un proceso continuo con dos espacios estrechos entre la fluta y la pared el agujero para la evacuación de las virutas (figura 5.8).

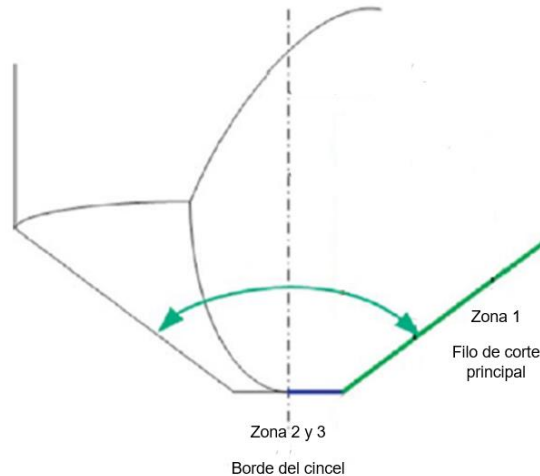


Figura 5.8 Zonas de corte en el barrenado [16]

En el barrenado se tienen tres zonas de corte [16]:

- Zona 1: Se produce la formación de viruta debido a que el filo principal de la broca penetra en la pieza de trabajo y causa deformación plástica, lo que conduce al cizallamiento del material y la formación de la viruta.
- Zona 2: La viruta es formada por el borde del cincel.
- Zona 3: En esta zona la velocidad de corte es pequeña, la viruta se forma mediante un fenómeno denominado extrusión.

Debido al pequeño espacio que se tiene en el barrenado para la evacuación de las virutas, es necesario controlar el tamaño de la viruta para que esta pueda fluir sin problema. La evacuación de viruta es la principal dificultad en el proceso de barrenado siendo más grave conforme la profundidad del orificio [17]. A medida que aumenta la profundidad, aumenta la cantidad de viruta en las flutas y las fuerzas de corte necesarias para su evacuación debido a los efectos de fricción

y puede provocar un atasco de viruta [18]. Además, como efecto de la alta fricción entre la herramienta la viruta que se desliza en las flutas de la herramienta se puede producir una adherencia del material de la viruta en la herramienta [19].

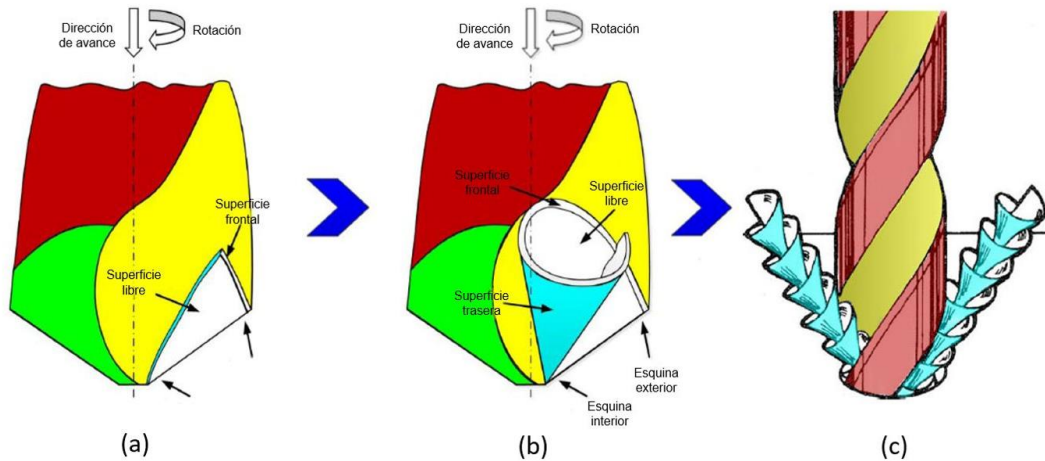


Figura 5.9 Formación de la viruta durante el barrenado [6, 20]



Figura 5.10. Viruta en forma cónica/sacacorchos [6]

En general existen cuatro tipos de viruta [5]:

- Continua: Es común en materiales dúctiles con poco avance y profundidad.

- Lamelar: Se distingue por estar compuesta por una serie de laminillas continuas
- Segmentada: Se pueden distinguir pequeños segmentos unidos.
- Descontinua: Cuando se mecanizan materiales frágiles o materiales dúctiles a bajas velocidades.

El borde acumulado también es una condición asociada con la formación de viruta, en particular con la formación de viruta continua la cual puede adherirse a las flutas de la herramienta y los bordes de corte [5].

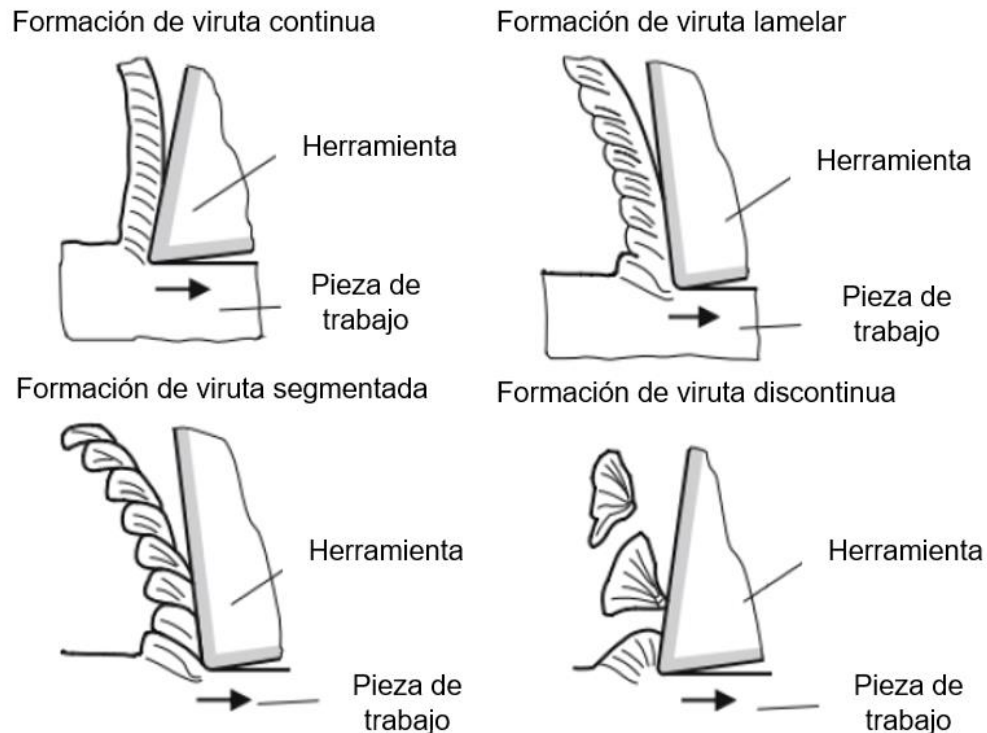


Figura 5.11 Formación típica de las virutas durante el corte [5].

El análisis de la forma de viruta es importante ya que está relacionado con el desgaste de la herramienta y la calidad del orificio por lo cual se necesita un proceso de barrenado suave. Además, las virutas formadas reflejan la dificultad de la eliminación del material.

Se identifican seis tipos básicos de viruta en la perforación [6, 21]:

- Cónicos y sacacorchos: los cuales se forman cuando la viruta sigue la forma de la fluta. El diámetro de la viruta cónica debe ser suficientemente pequeño para que fluya fácilmente por las flutas de la herramienta. (Figura 5.12a)
- Forma de abanico: Cuando la viruta no puede curvarse lo suficiente como para seguir la forma de la fluta, se considera la forma de viruta más deseable. (Figura 5.12b)
- Virutas del borde de cincel: Formadas debido a la extrusión del metal por el borde del cincel. (Figura 5.12c)
- Amorfo: Apariencia arrugada. Estas virutas no tienen suficiente curvatura como para tomar forma de abanico. Es la forma de viruta más pesada y menos deseable. (Figura 5.12d)
- Aguja: Causadas por un fuerte enrollamiento. Generalmente formados debido al borde acumulado, este tipo de viruta es indeseable. (Figura 5.12e).
- Viruta impactada: Son agregaciones de astillas pequeñas que se han juntado al subir por las flutas de la herramienta. Por lo tanto, son pesados y tienden a obstruir las flutas de la herramienta (Figura 5.12f)

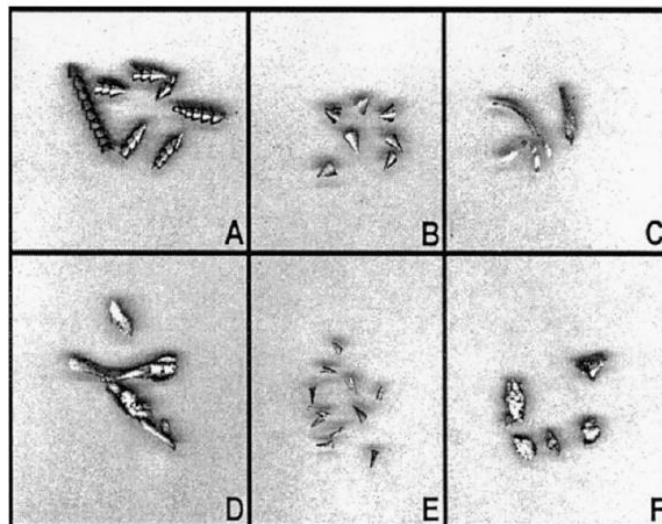


Figura 5.12 Seis tipos básicos de virutas [21].

En cualquiera de los casos, las virutas largas no son deseables debido a la probabilidad que tienen de enredarse en el cuerpo de la broca y reducir la calidad de la superficie del orificio [22].



Figura 5.13 Ejemplo de una broca para barrenado con viruta enredada en el cuerpo [23].

La empresa Sandvik Coromant fabricante de herramientas de corte, describe que la viruta ideal debe ser helicoidal, segmentada y discontinua (Forma abanico).

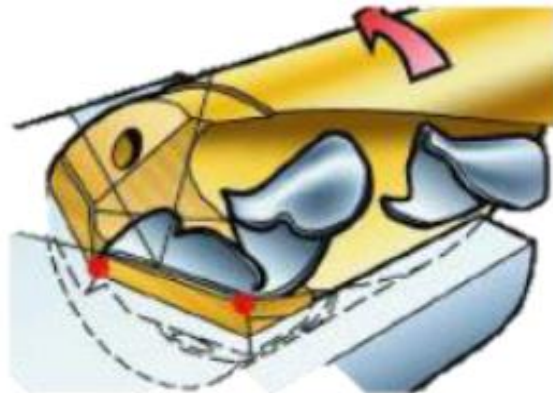


Figura 5.14 Formación de viruta ideal durante el barrenado [23].

Para el control de la viruta se tienen diferentes estrategias las cuales son: agregar aditivos de corte, modificar las condiciones de corte como bajas velocidades de corte o velocidades de avance altas, además el tipo de herramienta utilizada puede mejorar la forma de la viruta, así como los recubrimientos [24, 25].

Por lo general, las aleaciones de aluminio producen virutas continuas sin importar las velocidades de corte [19]. Sin embargo, la presencia de altos contenidos de silicio tiende a producir chips más cortos, fragmentados y curvos, se puede lograr una rotura de viruta más efectiva cuando se mecaniza con herramientas de carburo de tungsteno/ cobalto como el WC-6Co (K10) [25].

5.3.- Fuerzas de corte

Las fuerzas de corte dependen del material de las características del material de la pieza de trabajo, la forma de las virutas sin cortar, así como la geometría de la herramienta de corte [5]. Durante el proceso de barrenado las fuerzas de corte se pueden derivar de los modelos de corte ortogonal y oblicuo, estos modelos son considerados de manera independiente debido a la complejidad del barrenado, por simplicidad en muchos casos se considera únicamente el corte ortogonal [9].

5.3.1.- Fuerzas de corte en el modelo ortogonal

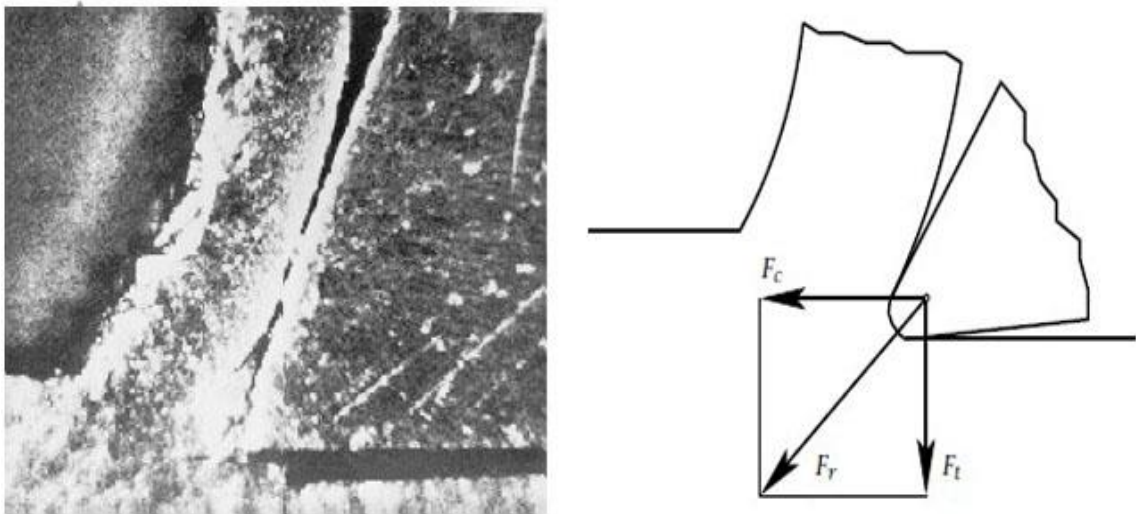


Figura 5.15. Fuerzas que actúan durante el corte ortogonal [4, 6].

En el diagrama de fuerzas la fuerza que ejerce la herramienta en el material de trabajo es la fuerza resultante denotada como F_r , sus componentes F_c que es la fuerza de corte se mide en dirección de la velocidad de corte y en dirección perpendicular a esta se encuentra la fuerza de avance la cual se denota por F_t [4].

La potencia de corte puede calcularse como

$$P_c = F_c v$$

Ecuación 5.10

La energía específica de corte o presión específica de corte se calcula como:

$$P_s = \frac{P_c}{Z_w} = \frac{F_c}{A_c}$$

Ecuación 5.11

Donde Z_w es el caudal de la viruta cortada.

Un parámetro importante es la resistencia a la cizalladura la cual está dada por [4]:

$$\tau_s = \frac{F_s}{A_s}$$

Ecuación 5.12

donde A_s es el área del plano de cizallamiento la cual se puede expresar como [13]:

$$A_s = \frac{A_c}{\sin \varphi} = \frac{h_D d_w}{\sin \varphi}$$

Ecuación 5.13

Cuando se proyectan los componentes de la fuerza de corte (F_c) y la fuerza de avance (F_t) se puede obtener la fuerza en el plano de cizalladura (figura 5.16) [13]:

$$F_s = F_c \cos \varphi - F_t \sin \varphi$$

Ecuación 5.14

Entonces la resistencia a la cizalladura se puede escribir también como:

$$\tau_s = \frac{F_c \cos \varphi - F_t \sin \varphi}{A_c} \sin \varphi$$

Ecuación 5.15

Las fuerzas que actúan pueden obtenerse como [14]:

Fuerza de fricción denotada por F_{f0} :

$$F_{f0} = F_c \sin \varphi + F_t \cos \gamma_0$$

Ecuación 5.16

Fuerza normal denotada por N :

$$N = F_c \cos \varphi - F_t \sin \gamma_0$$

Ecuación 5.17

Fuerza normal al plano de cizalladura denotada por F_n :

$$F_n = F_c \sin \varphi - F_t \cos \varphi$$

Ecuación 5.18

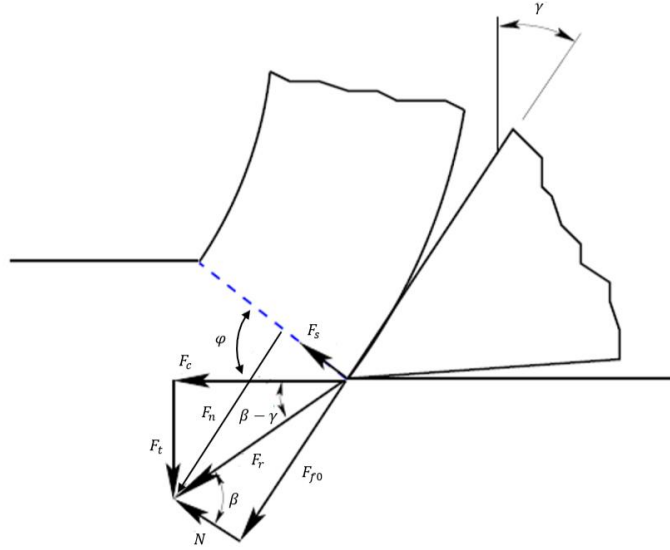


Figura 5.16. Diagrama de fuerza durante el corte ortogonal [4, 13].

F_s es la fuerza que actúa en el plano de cizalladura, esta fuerza es conocida como fuerza de cizalladura la cual puede ser calculada como [7, 15]:

$$F_s = F_r \cos(\varphi + \beta - \gamma_0)$$

Ecuación 5.19

$$F_s = \frac{\tau_s A_c}{\sin \varphi}$$

Ecuación 5.20

Donde τ_s es la resistencia a la cizalladura una propiedad del material de trabajo y A_c es el área de la sección de viruta sin cortar $A_c = h_D d_w$ donde d_w es el ancho de la viruta [13] y β es el ángulo de fricción.

Para el barrenado el área A_c correspondiente a cada filo de corte puede ser calculada como [4]:

$$A_c = \frac{f}{2} \left(\frac{d_{dr}}{2} - \frac{d_0}{2} \right)$$

Ecuación 5.21

Donde d_0 es el diámetro del borde del cincel

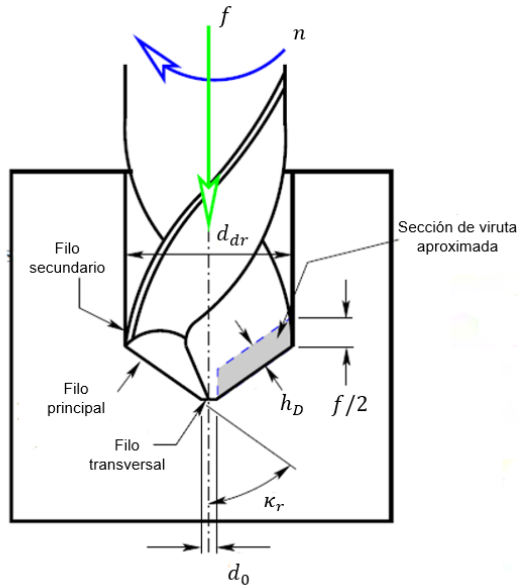


Figura 5.17. Parámetros de la viruta sin cortar durante el barrenado [4].

La fuerza resultante se calcula como [4]:

$$F_r = \frac{F_s}{\cos(\varphi + \beta - \gamma_0)}$$

Ecuación 5.22

Sustituyendo la ecuación de la fuerza de cizalladura en la fuerza de corte se tiene:

$$F_r = \frac{\tau_s A_c}{\sin \varphi \cos(\varphi + \beta - \gamma_0)}$$

Ecuación 5.23

La fuerza de corte es una componente de la fuerza resultante y está dada por [7]:

$$F_c = F_r \cos(\beta - \gamma_0)$$

Ecuación 5.24

También puede ser escrita como [15]:

$$F_c = \frac{F_s \cos(\beta - \gamma_0)}{\cos(\varphi + \beta + \gamma_0)} = \frac{\tau_s A_c \cos(\beta - \gamma_0)}{\sin \varphi \cos(\varphi + \beta + \gamma_0)}$$

Ecuación 5.25

La fuerza normal se denotada como N la cual se puede obtener como [7, 26]:

$$N = F_r \cos(\beta)$$

Ecuación 5.26

$$N = \frac{F_s \cos \beta}{\cos(\varphi + \beta - \gamma_0)} = \frac{\tau_s A_c \cos \beta}{\sin \varphi \cos(\varphi + \beta - \gamma_0)}$$

Ecuación 5.27

La fuerza de avance se encuentra denotada por F_t la cual se calcula como [7, 26]:

$$F_t = F_r \sin(\beta - \gamma_0)$$

Ecuación 5.28

$$F_t = \frac{F_s \sin(\beta - \gamma_0)}{\cos(\varphi + \beta - \gamma_0)} = \frac{\tau_s A_c \sin(\beta - \gamma_0)}{\sin \varphi \cos(\varphi + \beta - \gamma_0)}$$

Ecuación 5.29

La fuerza normal al plano de cizalladura F_n [7]:

$$F_n = F_r \sin(\varphi + \beta - \gamma_0)$$

Ecuación 5.30

Sustituyendo la fuerza resultante:

$$F_n = \frac{F_s \sin(\varphi + \beta - \gamma_0)}{\cos(\varphi + \beta - \gamma_0)} = \frac{\tau_s A_c \sin(\varphi + \beta - \gamma_0)}{\sin \varphi \cos(\varphi + \beta - \gamma_0)}$$

Ecuación 5.31

La fuerza de fricción entre la viruta y la herramienta en el corte ortogonal está dada como [26]:

$$F_{f0} = \frac{F_s \sin \beta}{\cos(\varphi + \beta - \gamma_0)} = \frac{\tau_s A_c \sin \beta}{\sin \varphi \cos(\varphi + \beta - \gamma_0)}$$

Ecuación 5.32

El ángulo β es el ángulo de fricción el cual puede ser obtenido mediante la siguiente ecuación [4]:

$$\beta = \tan^{-1} \frac{F_{f0}}{N} = \tan^{-1} \mu$$

Ecuación 5.33

Donde μ es el coeficiente de fricción

Teoría de Ernest y Merchant

El análisis de Ernest y Merchant considera el plano de cizallamiento como el plano de máximo esfuerzo cortante, supone que la viruta se comporta como un cuerpo rígido-plástico que se mantiene en equilibrio estático por la acción de las fuerzas [4, 27]

Teniendo en cuenta que $\tau_s \cong cte$ para un material dado y que el ángulo $\beta \cong cte$ para unas condiciones de operación dadas entonces:

$$\frac{dF_c}{d\varphi} = 0$$

Ecuación 5.34

Se puede entonces obtener:

$$\cos \varphi \cos(\varphi + \beta - \gamma_0) - \sin \varphi \sin(\varphi + \beta - \gamma_0) = 0$$

Ecuación 5.35

$$\cos(2\varphi + \beta - \gamma_0) = 0$$

Ecuación 5.36

Esto se cumplirá cuando:

$$2\varphi + \beta - \gamma_0 = \frac{\pi}{2}$$

Ecuación 5.37

Teoría de Lee y Shaffer

Al igual que Ernest y Merchant considera el plano de cizallamiento como el plano de máximo esfuerzo cortante. Lee y Shaffer trataron de predecir el espesor de la viruta cortada utilizando la teoría de la plasticidad llegando a la solución de que el ángulo de cizalladura se puede encontrar como [4, 27]:

$$\varphi + \beta - \gamma = \frac{\pi}{4}$$

Ecuación 5.38

5.4.- Fricción

La fuerza de fricción es la fuerza de resistencia al desplazamiento relativo entre dos sólidos en contacto, se encuentra en sentido opuesto al deslizamiento y se describe en términos de coeficiente de fricción [28]. Las superficies de contacto suelen tener cierta rugosidad (asperezas) por lo cual el contacto entre las dos superficies de los sólidos ocurre en un número limitado de puntos. La fricción

implica una deformación intensiva de la capa externa sobre el cuerpo más blando debido a las asperezas penetrantes en la superficie más dura.

Se tienen dos tipos de fricción: estática y dinámica o cinética [29]:

- La fricción estática F_{fes} es la fuerza requerida para iniciar el movimiento entre dos superficies sólidas o la fuerza necesaria para romper las uniones (enlaces adhesivos) que se forman en la interfaz entre las dos superficies solidas.
- La fricción dinámica o cinética F_{fci} es aquella asociada con el deslizamiento, rodadura o roce de una superficie sobre la otra. Es la fuerza que se opone a la continuación del movimiento relativo una vez que ese movimiento ha comenzado.

El coeficiente de fricción es la fuerza dividida por la carga aplicada a las dos superficies en contacto. Esta cantidad adimensional representa la relativa facilidad con la que los materiales se deslizan unos sobre otros. De acuerdo con los dos tipos de fricción se tiene entonces dos tipos de coeficientes de fricción: coeficiente de fricción estático y coeficiente de fricción cinético [30].

Dependiendo de la condición en la que se encuentre la superficie se pueden distinguir tres tipos de fricción [28]:

- Fricción sin lubricación o también llamada fricción seca
- Fricción limite
- Fricción con lubricación

La fricción sin lubricación es la fricción de dos sólidos en los que en su interfaz no se encuentra ningún tipo de lubricación, por tal motivo este tipo de fricción se llama fricción seca. Este tipo de fricción se conoce también como “Fricción de Coulomb” el coeficiente de fricción de Coulomb se define como [31]:

$$\mu = \frac{F_f}{N}$$

Ecuación 5.39

Donde N es la fuerza normal y F_f es la fuerza de fricción.

Para la fuerza de fricción estática se tiene el coeficiente de fricción estática μ_{es} :

$$\mu_{es} = \frac{F_{fes}}{N}$$

Ecuación 5.40

Para la fuerza de fricción cinética se tiene el coeficiente de fricción cinética μ_{ci} :

$$\mu_{ci} = \frac{F_{fci}}{N}$$

Ecuación 5.41

Cuando no se especifica qué tipo de fricción es (estático o cinético) por lo general, se habla de una fricción cinética.

La adhesión y la deformación son dos factores principales que contribuyen a la generación de fricción entre las superficies de contacto [32]. Llamadas teoría de adhesión y teoría de deformación o enclavamiento.

Cuando dos superficies se encuentran en contacto se produce la unión de los materiales inferior y superior en los cuales puede llegar a producirse adherencia en las asperezas entre las dos superficies sólidas, esta fuerza adhesiva en la interfaz entre los dos sólidos actúa como resistencia al movimiento y es necesaria una fuerza finita (fuerza de adhesión) para separar dichas superficies. Esto se conoce como la teoría de adhesión.

En ocasiones se tiene un tipo de soldadura en frío en el cual puede llegar a ocurrir una transferencia de material de una superficie a otra (el material blando al material duro). Esta transferencia de material se observa con frecuencia en la fricción por deslizamiento de carbonos y polímeros en contacto con superficies metálicas [29].

Se define la adhesión como: “Fuerza molecular de atracción en el área de contacto entre dos cuerpos diferentes que actúa para mantenerlos unidos” [2].

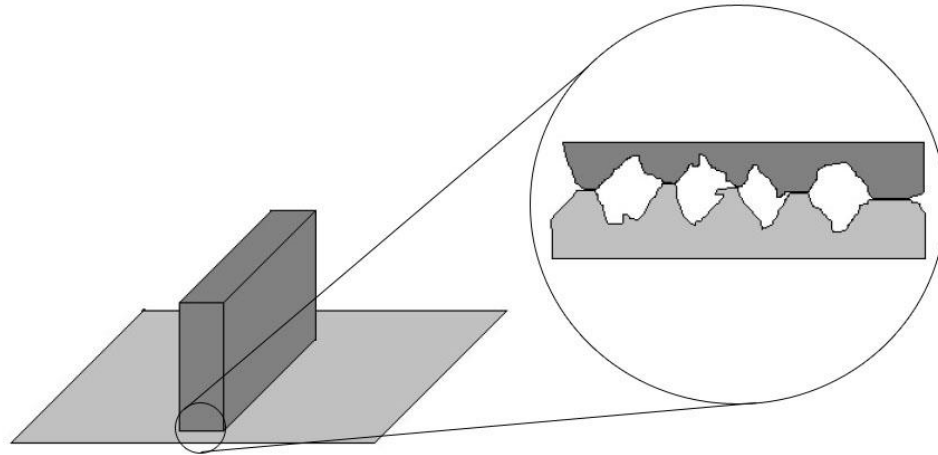


Figura 5.18 Superficies de contacto [2].

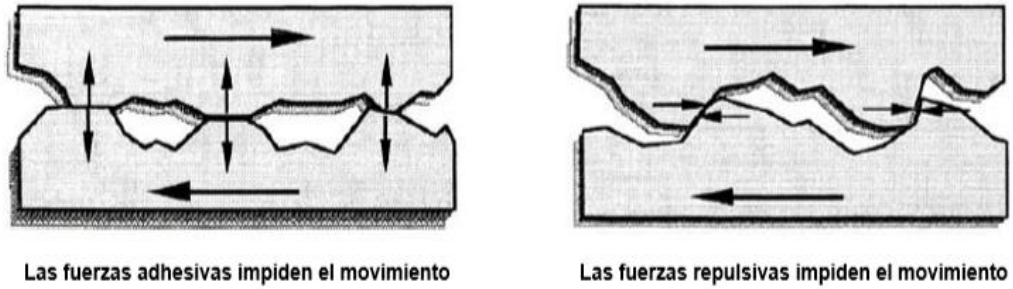


Figura 5.19 Superficie de contacto adhesivo y contacto con enclavamiento [29].

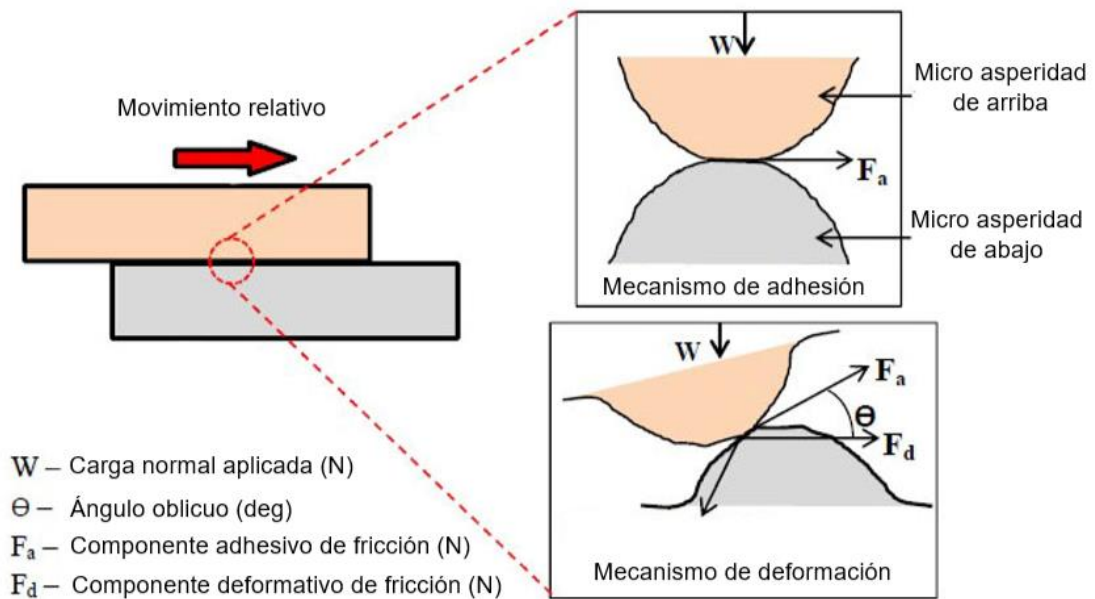


Figura 5.20 Representación de la teoría adhesiva y la deformación (enclavamiento) [32].

Por otro lado, la deformación o teoría del enclavamiento se debe al contacto oblicuo de las micro asperezas (enclavamiento de las superficies) lo cual provoca una acción tipo arado que resulta en una eliminación de material de la superficie. Este material desprendido tiene un mayor tamaño que las micro asperezas y se mantiene entre la interfaz de los dos sólidos provocando una mayor fricción y desgaste en la interfaz.

Aunque se encuentra establecido que el contacto entre los dos cuerpos se encuentra solo en ciertos puntos (asperezas) es habitual calcular las tensiones suponiendo que las fuerzas se distribuyen sobre el área de contacto total llamada también área de contacto aparente. En el mecanizado el área de contacto real y el área de contacto aparente son aproximadamente igual, debido a las altas presiones de contacto [15]. Por lo tanto, tanto la fuerza normal como la fuerza de fricción puede ser dividida entre el área aparente A_a

$$\mu = \frac{F_f/A_a}{N/A_a}$$

Ecuación 5.42

Casi todos los parámetros operativos influyen en la fricción ejemplo de ello son [33]:

- Velocidad de deslizamiento
- Temperatura: generalmente tiene poco efecto sobre el coeficiente de fricción hasta que esta se eleva lo suficiente como para aumentar la oxidación.
- Carga aplicada o presión de contacto
- Rugosidad de la superficie
- Velocidad de desgaste

En el corte de metales, la teoría de Ernest-Merchant entre otras han concluido que la fricción en la interfaz herramienta viruta es un factor importante en el proceso de corte [7]. Si la fricción en esta interfaz disminuye, el calor y las fuerzas de corte se reducirán. Al reducir la fricción se reduce con ello el desgaste de la

herramienta. Para lograr la reducción de la fricción se debe optimizar los parámetros que influyen en este factor [34].

En el corte de metales, la fuerza de corte actúa en una pequeña área de la cara del rastrillo (superficie de desprendimiento) la cual se encuentra en contacto con la viruta, por lo que a esta interfaz se le llama interfaz herramienta-viruta. Es importante comprender la mecánica de formación de viruta para establecer las características tribológicas de esta interfaz. Las características en esta interfaz son [15]:

- Longitud de contacto l_c
- Velocidad de deslizamiento:

$$v_{ch} = v/\zeta$$

Ecuación 5.43

- Fuerza de fricción en la interfaz herramienta- viruta F_f
- Fuerza de fricción específica que es el esfuerzo de fricción medio

$$\tau_c = \frac{F_f}{l_c d_{w1}}$$

Ecuación 5.44

- La fuerza normal en la interfaz herramienta-viruta N
- Esfuerzo normal medio en la interfaz herramienta-viruta

$$\sigma_c = \frac{N}{l_c d_{w1}}$$

Ecuación 5.45

- Temperatura media de contacto en la interfaz herramienta-viruta $\theta_r - av$

Teniendo en cuenta que el área aparente en la interfaz de la herramienta es igual

$$A_a = l_c d_{w1}$$

Ecuación 5.46

Entonces el esfuerzo normal medio en la interfaz herramienta- viruta es

$$\sigma_c = \frac{N}{A_a}$$

Ecuación 5.47

Sustituyendo también el área aparente en el esfuerzo de fricción medio en la interfaz herramienta-viruta

$$\tau_c = \frac{F_f}{l_c d_{w1}} = \frac{F_f}{A_a}$$

Ecuación 5.48

Como la fricción en esta interfaz está dada por la fuerza de fricción de la viruta al desplazarse por la superficie de desprendimiento entre la fuerza normal en esta interfaz, entonces:

$$\mu = \frac{F_f}{N} = \frac{F_f/A_a}{N/A_a} = \frac{\tau_c}{\sigma_c}$$

Ecuación 5.49

La teoría de la adhesión no explica el efecto de la rugosidad de la superficie en la fricción. La impresión general es que la fricción aumenta cuando la rugosidad de la superficie aumenta. La teoría de enclavamiento no se ve favorecida cuando el acabado de la superficie disminuye por debajo de $0.2 \mu\text{m Ra}$. Varios autores han publicado ecuaciones de la forma [33]:

$$\mu = \frac{F}{N} + \tan \theta$$

Ecuación 5.50

Donde θ es la pendiente promedio de asperezas.

El modelo exacto del fenómeno de fricción suele ser un poco complicado llegando a asumir el modelo de fricción clásico de Coulomb $\mu = F/N$. Teniendo en cuenta el diagrama de fuerzas en el corte ortogonal (Figura 5.20) y sustituyendo en la

ecuación de la ley de fricción de Coulomb se tiene para la interfaz herramienta viruta que la fricción está dada por [15]:

$$\mu = \frac{F_{f0}}{N} = \frac{F_t + F_c \tan \gamma_0}{F_c - F_t \tan \gamma_0}$$

Ecuación 5.51

Según la ecuación anterior el coeficiente de fricción en la interfaz herramienta-viruta se puede calcular utilizando las fuerzas de avance y de corte.

Muchos investigadores han tratado de explicar cuál modelo de fricción es el más adecuado para el mecanizado.

Debido a las elevadas presiones que se tienen en la interfaz herramienta-viruta el área real de contacto es aproximadamente igual al área de contacto aparente. Por ello, esta zona puede ser modelada por la interacción de asperezas y la teoría de adhesión. Por otro lado, donde las presiones dejan de ser tan elevadas puede producirse el deslizamiento de la viruta. La figura 5.21 muestra que en la zona de deslizamiento entre la herramienta y la viruta el contacto entre las superficies se da solo en ciertos puntos, mientras que en la zona de adhesión debido a las altas presiones presentes el área real de contacto y el área aparente son aproximadamente iguales [4].

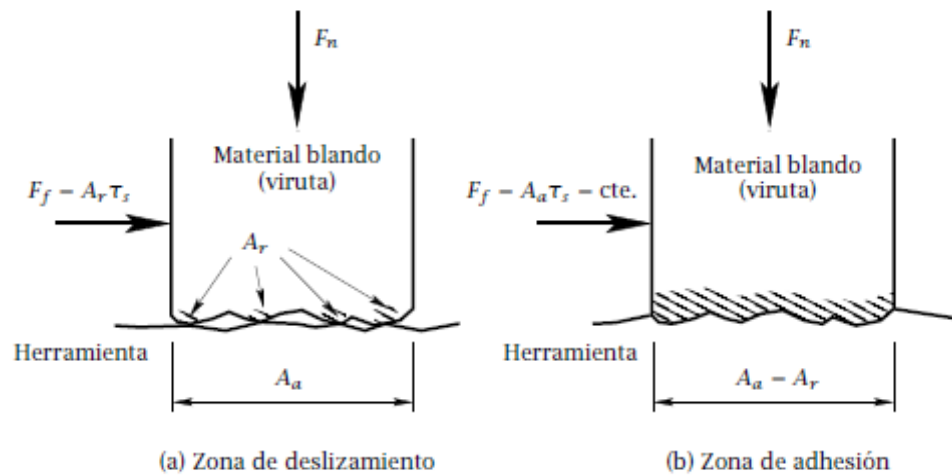


Figura 5.21. Área aparente y área real en (a) zona de deslizamiento y (b) zona de adhesión [4].

Varios investigadores como Zorev y Poletica han señalado que la longitud de contacto l_c se divide en dos partes distintivas aproximadamente de la misma longitud: La parte plástica (l_a) que se extiende desde el filo hasta la mitad de la longitud de contacto la cual también se llama zona de adhesión y la parte elástica (l_e) desde la mitad del contacto hasta el punto de separación de la viruta con la superficie de desprendimiento también llamada zona de deslizamiento. Esto es llamado también como la teoría de Zorev [7, 15].

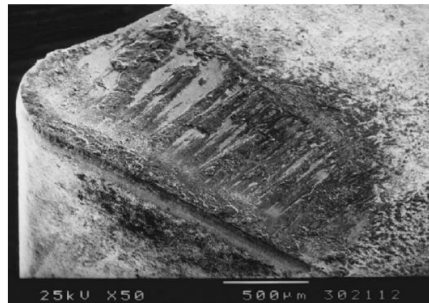


Figura 5.22 Representación de la parte plástica en la interfaz herramienta-viruta [15].

La figura 5.22 muestra que la parte plástica de la interfaz herramienta viruta se puede observar claramente en la superficie de desprendimiento [15].

El modelo de Zorev es uno de los modelos más utilizados para obtener la fricción en la interfaz herramienta-viruta [35, 36] ya que es independiente de los fenómenos de adherencia y deslizamiento.

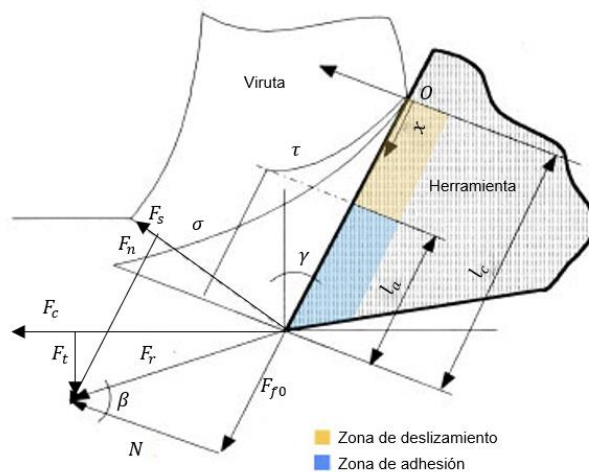


Figura 5.23 Modelo de Zorev [4, 7]

Zorev admite que el esfuerzo normal en la cara de la herramienta sigue:

$$\sigma = \sigma_0 x^z$$

Ecuación 5.52

Donde x es a distancia desde el filo de la herramienta hasta el punto “o” de separación de la viruta con la herramienta y σ_0 y z son constantes. El esfuerzo normal alcanza el valor máximo en $x = l_c$ donde l_c es la longitud de contacto de la viruta con la herramienta [4].

$$\sigma_{max} = \sigma_0 l_c^z$$

Ecuación 5.53

Por lo tanto, para σ_0 se puede expresar como:

$$\sigma_0 = \frac{\sigma_{max}}{l_c^z}$$

Ecuación 5.54

Se puede decir entonces que el esfuerzo normal en la cara de herramienta se expresa como:

$$\sigma = \sigma_{max} \left(\frac{x}{l_c} \right)^z$$

Ecuación 5.55

Como se muestra en la figura 5.25 en la zona elástica o de deslizamiento (l_e) el área real es menor que el área aparente. Por lo tanto, el esfuerzo cortante se da de acuerdo con la ley de Coulomb donde el coeficiente de fricción es constante. En la zona plástica o de adherencia (l_a) el área real y la aparente son

aproximadamente igual, entonces el esfuerzo de fricción es igual a la resistencia a la cizalladura del material de la pieza de trabajo ($\tau = \tau_s$) en donde la fuerza de fricción es constante, en esta situación no se cumplirá la ley de Coulomb. En muchas ocasiones no es posible romper las uniones de adhesión creando el borde acumulado (BUE).

Entonces se tiene:

$$\tau = \begin{cases} \tau_s, 0 \leq l \leq l_a \\ \mu\sigma, l_a < l \leq l_c \end{cases}$$

Teniendo en cuenta que el esfuerzo normal esta dado por $\sigma = \sigma_{max} \left(\frac{x}{l_c}\right)^z$ entonces, en la zona de deslizamiento se tiene que el esfuerzo fricción es:

$$\tau = \mu\sigma = \mu\sigma_{max} \left(\frac{x}{l_c}\right)^z$$

Ecuación 5.56

La obtención de la fuerza normal y la fuerza de fricción se hace mediante [4]:

$$N = \int_0^{l_c} d_{w1} \sigma_{max} \left(\frac{x}{l_c}\right)^z dx = \frac{d_{w1} \sigma_{max} l_c}{1+z}$$

Ecuación 5.57

Donde d_{w1} es el ancho de corte

Fuerza de fricción [4]:

$$F_{f0} = \int_0^l \tau dx = d_{w1} \tau_s l_a + d_{w1} \int_0^{l_c-l_a} \mu\sigma_{max} \left(\frac{x}{l_c}\right)^z dx = d_{w1} \tau_s l_a + \frac{d_{w1} \mu \sigma_{max}}{l_c^z (1+z)} (l_c - l_a)^{z+1}$$

Ecuación 5.58

Por otro lado, en la frontera el valor de x es igual a $l_c - l_a$ entonces:

$$\sigma = \frac{\tau_s}{\mu} = \frac{\mu \sigma_{max}}{\mu} \left(\frac{l_c - l_a}{l_c} \right)^z = \sigma_{max} \left(\frac{l_c - l_a}{l_c} \right)^z$$

Ecuación 5.59

Se puede obtener

$$\sigma_{max} = \frac{\tau_s}{\mu} \left(\frac{l_c}{l_c - l_a} \right)^z$$

Ecuación 5.60

Sustituyendo en la ecuación de fricción:

$$F_{f0} = d_{w1} \tau_s l_a + \frac{d_{w1} (l_c - l_a) \tau_s}{(1 + z)}$$

Ecuación 5.61

Teniendo en cuenta las ecuaciones de la fuerza normal "N" y la fuerza de fricción F_{f0} el coeficiente de fricción medio se calcula como:

$$\mu = \frac{d_{w1} \tau_s l_a + \frac{d_{w1} (l_c - l_a) \tau_s}{(1 + z)}}{\frac{d_{w1} \sigma_{max} l_c}{1 + z}} = \frac{\tau_s}{\sigma_{max}} \frac{l_a + z l_a + l_c - l_a}{l_c} = \frac{\tau_s}{\sigma_{max}} \left(1 + z \frac{l_a}{l_c} \right)$$

Ecuación 5.62

El esfuerzo normal medio se calcula como:

$$\sigma_c = \frac{N}{l_c d_{w1}} = \frac{d_{w1} l_c \sigma_{max}}{(1+z) d_{w1} l_c} = \frac{\sigma_{max}}{1+z}$$

Ecuación 5.63

Por lo tanto:

$$\sigma_{max} = (1+z) \sigma_c$$

Ecuación 5.64

Y el coeficiente de fricción medio como:

$$\mu = \frac{\tau_s}{(1+z) \sigma_c} \left(1 + z \frac{l_a}{l_c} \right)$$

Ecuación 5.65

Como $\frac{\tau_s}{(1+z)} \left(1 + z \frac{l_a}{l_c} \right)$ permanece constante en un amplio rango de condiciones de corte no lubricado se puede expresar como k, entonces:

$$\mu = \frac{k}{\sigma_c}$$

Ecuación 5.66

Al utilizar el modelo de Zorev lo importante es determinar las longitudes de las zonas de adherencia y deslizamiento.

Abuldze propuso la siguiente expresión para calcular la longitud de la parte plástica en la interfaz herramienta-viruta [15].

$$l_c - p = h_D [\zeta (1 - \tan \gamma_0) + \sec \gamma_0]$$

Ecuación 5.67

Por otro lado, Shatla, et al [10] supuso que la longitud de la zona de adherencia l_a era igual a dos veces el grosor de la viruta sin cortar. Sin embargo, esto supone que la zona de adherencia entonces cubre toda la longitud de contacto l_c . Por lo tanto, Ozel, en 2006 [10] sugirió que la longitud de la zona de adherencia l_a era igual al grosor de la viruta sin cortar.

Para evaluar la longitud de contacto se introduce el criterio de Poletica (criterio de Po) el cual es la relación entre la longitud de contacto l_c y el grosor de la viruta sin cortar h_D [6]:

$$Po = \frac{l_c}{h_D}$$

Ecuación 5.68

Para una amplia variedad de materiales de trabajo donde $k_t = 1.5$ cuando $\zeta < 4$ y $k_t = 1.3$ cuando $\zeta \geq 4$ este criterio se puede calcular como [6]:

$$Po = \zeta^{k_t}$$

Ecuación 5.69

La longitud de contacto entre la viruta y la herramienta está dada como [6]:

$$l_c = h_D \zeta^{k_t}$$

Ecuación 5.70

donde $k_t = 1.5$ cuando $\zeta < 4$ y $k_t = 1.3$ cuando $\zeta \geq 4$

Zorev y Poletica concluyeron que el valor del esfuerzo de fricción medio τ_c es la característica más estable de la tribología de corte. Además, Poletica concluyó que, aunque el esfuerzo de fricción medio en la interfaz herramienta-viruta se puede correlacionar con muchas propiedades mecánicas del material de trabajo, el mejor ajuste parece lograrse con la resistencia a la tracción final (Ultimate tensile strength en inglés) σ_{UTS} , por lo tanto, se tiene la siguiente relación empírica [15]:

$$\tau_c = 0.28 \sigma_{UTS}$$

Ecuación 5.71

Se tiene que la fuerza de fricción en la superficie de desprendimiento de la herramienta puede calcularse como:

$$F_{f0} = \tau_c l_c d_{w1}$$

Ecuación 5.72

Sustituyendo se tiene:

$$F_{f0} = 0.28 \sigma_{UTS} h_D d_{w1} \zeta^{k_t}$$

Ecuación 5.73

Teniendo en cuenta que $d_{w1} = d_w$:

$$\zeta = \frac{1}{(0.28\sigma_{UTS})^{1/k_t}} \left(\frac{F_{f0}}{A_w}\right)^{1/k_t} = \frac{1}{(0.28\sigma_{UTS})^{1/k_t}} (\tau_c)^{1/k_t}$$

Ecuación 5.74

Donde A_w es el área de sección transversal de la viruta sin cortar $A_w = h_D d_w$

Esfuerzo normal medio mediante el criterio de Po se puede calcular como:

$$\sigma_c = \frac{180}{(P_o)^{0.95}}$$

Ecuación 5.75

Se tienen dos modelos principales: El modelo de fricción simple de Coulomb y el modelo de fricción por cizallamiento. Zorev empleo una combinación de estos modelos usando el modelo de fricción por cizallamiento en la zona de adhesión y el modelo de fricción simple de Coulomb en la zona de deslizamiento [10]. Existen otros modelos los cuales algunos se encuentran basados en el modelo de Zorev.

En la práctica, se ha utilizado un coeficiente de fricción promedio de las dos zonas. Sin embargo, esto ha sido criticado mucho, pero su uso continúa debido a su simplicidad y al hecho de que no se ha descubierto un modelo de fricción

adecuado, otro método es utilizar dos coeficientes de fricción diferentes correspondientes a la zona de adherencia y la zona de deslizamiento.

El estudio más completo e importante ha sido realizado por Usui et al [37]. Usui y Takeyama descubrieron que el esfuerzo de fricción permanece constante aproximadamente en toda la zona de adhesión, pero disminuye sobre el resto de la longitud de contacto llegando a cero cuando la viruta deja de tener contacto con la herramienta. Usui y Shirakashi [35, 37] propusieron una expresión no lineal para el esfuerzo de fricción. En esta utiliza valores elevados de σ para la zona de adherencia y valores pequeños de σ para la zona de deslizamiento.

$$\tau = \tau_s \left[1 - e^{\left(-\frac{\mu\sigma}{\tau_s} \right)} \right]$$

Ecuación 5.76

Por otro lado, Childs [38] propone el siguiente modelo:

$$\tau = mk \left[1 - \exp\left(-\frac{\mu\sigma^n}{mk} \right) \right]^{\frac{1}{n}}$$

Ecuación 5.77

Donde m representa el efecto de lubricación y n controla la zona de transición desde la zona de adherencia hasta la zona de deslizamiento el cual en la práctica varía entre 1 y 3 aproximadamente, estos factores se consiguen mediante ensayos [38]. El término mk es igual a τ_s , además esta ecuación asegura que la fricción no se exceda el valor de τ_s para valores altos de esfuerzo normal.

Otros modelos simplificados utilizados para modelar la fricción pueden introducir variables como la dureza. Iwata propuso un modelo para la fricción introduciendo la dureza Vickers H_V del material de trabajo [39].

$$\tau = \frac{H_V}{0.07} \tanh\left(\frac{0.07\mu p}{H_V} \right)$$

Ecuación 5.78

Donde μ es el coeficiente de fricción en el rango de presión baja y p es la presión de contacto expresada en MPa.

Resumiendo, la tabla 5.2 muestra algunos modelos de fricción

Tabla 5.2. Modelos de fricción [10, 35]

Modelo de fricción	Ecuación	Donde
Simple de Coulomb	$\tau = \mu\sigma$	μ = coeficiente de fricción σ es el esfuerzo normal.
Por cizalladura	$\tau = mk$	m = factor de fricción k = Esfuerzo de cedencia al corte
Combinado de Zorev	$\tau = \begin{cases} \tau_s, 0 \leq l \leq l_a \\ \mu\sigma, l_a < l \leq l_c \end{cases}$	τ_s = resistencia a la cizalladura del material de la pieza de trabajo l = longitud desde el filo de la herramienta hasta una longitud x l_a = desde el filo de la herramienta hasta donde termina la zona de adhesión. l_c = longitud de contacto. Desde el filo de la herramienta hasta que la viruta deje de estar en contacto con la herramienta
Usui	$\tau = mk \left[1 - e^{\left(-\frac{\mu\sigma}{mk}\right)} \right]$	m = efecto de lubricación
Childs	$\tau = mk \left[1 - \exp\left(-\frac{\mu\sigma}{mk}\right)^{\frac{1}{n}} \right]$	n = controla la zona de transición desde la zona de adherencia hasta la zona de deslizamiento el cual en la práctica varía entre 1 y 3 aproximadamente,
Iwata	$\tau = \frac{H_v}{0.07} \tanh\left(\frac{0.07\mu p}{H_v}\right)$	H_v = dureza Vickers p es la presión de contacto expresada en MPa.

5.5.- Determinación de parámetros de rugosidad

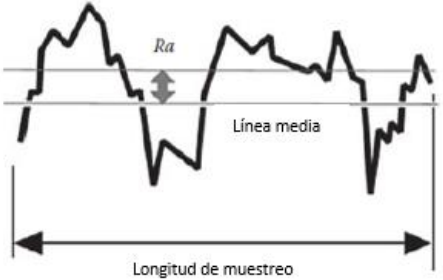
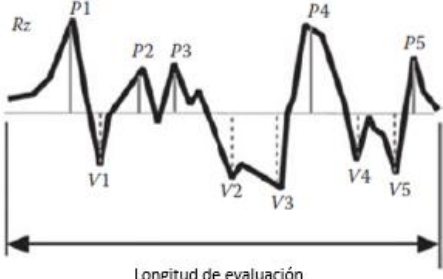
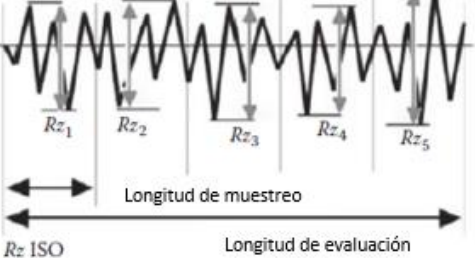
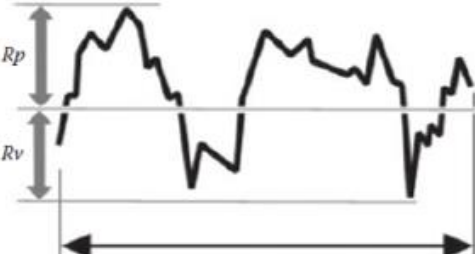

En América del Norte, el parámetro más común para la textura es la rugosidad promedio (Ra). Ra se calcula mediante un algoritmo que mide la longitud promedio entre los picos y valles y la desviación de la línea media en toda la superficie dentro de la longitud de muestreo. Las ventajas de usar Ra son las siguientes [6]:

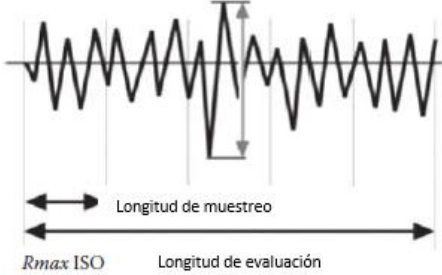
- El parámetro más utilizado para monitorear un proceso de producción.
- Parámetro predeterminado en un dibujo si no se especifica lo contrario
- Disponible incluso en los instrumentos de medición menos sofisticados.
- Estadísticamente un parámetro muy estable y repetible.
- Bueno para superficies de tipo regular (corte) y aleatorio (rectificado)
- Un buen parámetro donde una operación de mecanizado está bajo control y donde las condiciones son siempre las mismas, por ejemplo, herramienta de corte, velocidades, avances, MWF (fluidos de corte).

Las desventajas de usar Ra son las siguientes [6]:

- No es un buen discriminador para diferentes tipos de superficies (no se hace distinción entre picos y valles)
- No es una buena medida de superficies selladas.

Tabla 5.3 Parámetros para la obtención de la rugosidad y su significado [6].

Parámetro	Significado	
<p>Ra</p> <p>Desviación media aritmética. La rugosidad o desviación promedio de todos los puntos de un plano se ajustan a la superficie de la pieza de prueba. Disponible para perfil y datos de área. La ecuación para la rugosidad promedio es la siguiente:</p> $Ra = \frac{1}{L} \int_0^L z(x) dx$		
<p>Rz</p> <p>Altura de diez puntos, o el valor absoluto promedio de los cinco picos más altos y los cinco valles más bajos sobre la longitud de la evaluación. También conocido como parámetro de altura ISO de 10 puntos. La ecuación para la altura de 10 puntos es la siguiente:</p> $Rz = \frac{(P1 + P2 + \dots + P5) - (V1 + V2 + \dots + V5)}{5}$		
<p>Rz ISO</p> <p>Rugosidad media del perfil de pico a valle. La rugosidad promedio de pico a valle basada en un pico y un valle por longitud de muestreo. La desviación más grande se encuentra en cinco longitudes de muestreo y luego se promedia. Idéntico a Rtm ISO.</p>		
<p>Rp pico</p> <p>El pico más alto. La distancia máxima entre la línea media y el punto más alto dentro de la muestra. Es la altura máxima del punto de datos por encima de la línea media a través de todo el conjunto de datos.</p>		
<p>Rv valle</p> <p>Valle más bajo La distancia máxima entre la línea media y el punto más bajo dentro de la muestra. Es la altura máxima del punto de datos debajo de la línea media a través de todo el conjunto de datos.</p>		

<p>Rt PV</p>	<p>Altura máxima de pico a valle. El valor absoluto entre los picos más altos y más bajos. Se calcula como:</p> $Rt = Rp + Rv$	
<p>Rmax ISO</p>	<p>Altura máxima del perfil de pico a valle. La mayor distancia de pico a valle dentro de cualquier longitud de muestreo.</p>	

En Europa, el parámetro más común para la textura de la superficie es la profundidad de rugosidad media (Rz). Rz se calcula midiendo la distancia vertical desde el pico más alto hasta el valle más bajo dentro de cinco longitudes de muestreo y luego promediando estas distancias. Rz promedia solo los cinco picos más altos y los cinco valles más profundos. Con los años, el método de cálculo de Rz ha cambiado pero el símbolo Rz no. Como resultado, todavía hay tres cálculos Rz diferentes en uso y es muy importante saber qué cálculo se está definiendo antes de realizar la medición. A veces, también se especifica $Rmax$ (altura máxima de pico a valle). Las aplicaciones de estos parámetros son las siguientes [6]:

- Rz es más sensible que Ra a los cambios en el acabado de la superficie a medida que se examinan las alturas máximas del perfil y no los promedios
- $Rmax$ es útil para superficies donde no se permite un solo defecto, por ejemplo, un sello con un solo rasguño
- Rz y $Rmax$ se usan juntos para monitorear las variaciones del acabado superficial en un proceso de producción. Valores similares de Rz y $Rmax$ indican un acabado de superficie consistente, mientras que una diferencia

significativa indica un defecto de superficie en una superficie de otra manera consistente.

Kragelsky [28] propone el uso de parámetros adicionales para la obtención de comportamiento tribológico los cuales pueden ser obtenidos por medio del perfil de rugosidad.

La curva del área de apoyo del perfil caracteriza la distribución del material sobre la altura de la capa rugosa, ver figura 5.24

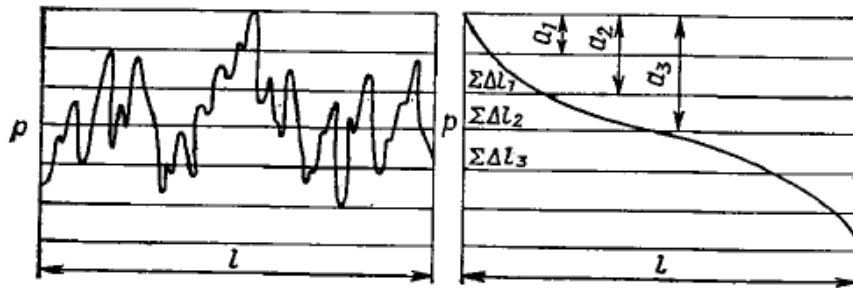


Figura 5.24. Grafica de la curva del área de apoyo [28].

Para calcular los parámetros de la curva de área de apoyo, la referencia de longitud relativa tm del perfil a lo largo de la línea media se determina como:

$$tm = \frac{1}{n} \sum_1^n tm_i$$

Ecuación 5.79

Donde tm_i se obtiene como:

$$tm_i = \frac{1}{l} \sum_1^n \Delta lm_i$$

Ecuación 5.80

$\Delta l m_i$ =longitud de la sección del pico al nivel de la línea media, y l = longitud de muestreo.

Los parámetros v y b son parámetros de una aproximación exponencial de la porción inicial de la curva de área de apoyo (desde el origen hasta la línea media) trazado en términos de unidades relativas como:

$$v = 2tm \frac{Rp}{Ra} - 1$$

Ecuación 5.81

$$b = tm \left(\frac{Rmax}{Rp} \right)^v$$

Ecuación 5.82

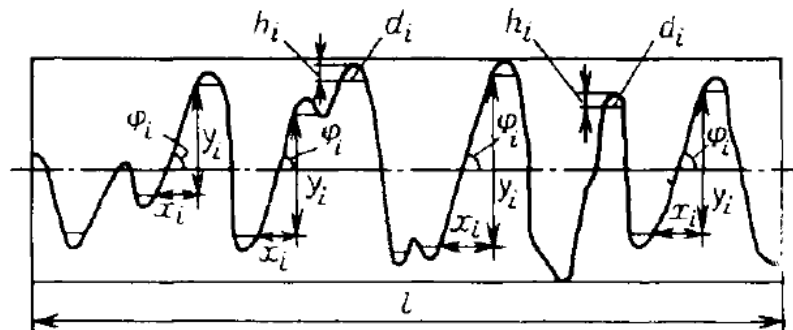


Figura 5.25 Parámetros del perfil de rugosidad [28].

Los radios de curvatura de los picos se determinan a partir de los gráficos de perfil registrados al trazar la superficie en dirección transversal y longitudinal. Para el cálculo, se toman al menos los cinco picos más altos y el ancho d_i es encontrada a una distancia h_i de la cresta, la cual es igual a $0.3 Ra$ o $0.06 Rmax$, ver figura 5.25. El radio de cada pico se encuentra dado como:

$$r_{pi} = \frac{Y_v}{Y_h^2} \frac{d_i^2}{8h_i}$$

Ecuación 5.83

Donde Y_v es el aumento vertical y Y_h es el aumento horizontal. Esta ecuación se utiliza para calcular el radio transversal r_{tr} del gráfico del perfil transversal, así como el radio longitudinal r_{ln} del gráfico de perfil longitudinal.

Donde r_{tr} obtenido desde la ecuación 5.83:

$$r_{tr} = \frac{Y_v}{Y_h^2} \frac{\frac{1}{k} \sum_1^k d_{tr i}^2}{8h}$$

Ecuación 5.84

Y para r_{ln}

$$r_{ln} = \frac{Y_v}{Y_h^2} \frac{\frac{1}{k} \sum_1^k d_{ln i}^2}{8h}$$

Ecuación 5.85

El radio efectivo r utilizado para los cálculos de contacto se determina como la media geométrica de los radios longitudinal y transversal, se obtiene como:

$$r = \sqrt{r_{tr} \cdot r_{ln}}$$

Ecuación 5.86

El ángulo de inclinación de las asperezas se mide desde el perfil como, ver figura 5.25:

$$\tan \theta_i = \frac{Y_h y_i}{Y_v x_i}$$

Ecuación 5.87

Donde x_i y y_i son los catetos de un triángulo formado por la perpendicular (y_i) a la línea media y una paralela (x_i) a la línea media. Para la obtención del ángulo medio de las asperezas se calcula como:

$$\tan \theta = \frac{1}{n} \sum_1^n \tan \theta_i$$

Ecuación 5.88

La característica compleja de la rugosidad superficial se obtiene como:

$$\Delta = \frac{R_{max}}{rb^{1/v}}$$

Ecuación 5.89

5.6.- Referencias

- [1] W.P. Castillo Herrera, and O.G. Toapanta Cunalata, Principios de tribología aplicados en la ingeniería mecánica, *3Ciencias*, 2019.
- [2] F. Diaz del Castillo Rodríguez, Lecturas de ingeniería 2: Tribología: Fricción, desgaste y lubricación, *UNAM Cuautitlán*, 2007.
- [3] W. Grzesik, Orthogonal and oblique cutting mechanics. *Advanced Machining Processes of Metallic Materials Elsevier*, (2008) 69-84.
- [4] J. López Rodríguez, Fundamentos de procesos convencionales de fabricación mecánica, *Universidad Politécnica de Cartagena*, 2017.
- [5] H. M. A. A. Barakat, Drilling and tapping characteristics of Al-Cu and Al-Si cast alloys, *P.h.D. Thesis, Université du Québec à Chicoutimi*, 2019.
- [6] V.P. Astakhov, Drills: science and technology of advanced operations, *CRC Press*, 2014.

- [7] J.A De la Cruz Hernández, Análisis termomecánico del proceso de taladrado en seco de la aleación de titanio-Ti6Al4V: daño térmico en el material, *Ph.D. Thesis, Universidad Carlos III de Madrid*, Madrid, España, 2015.
- [8] Modulo III: Mecanizado por arranque de viruta. Tema 11: Taladrado, *Universidad Del País Vasco*, Visitado el marzo 2020 en http://www.ehu.eus/manufacturing/docencia/725_ca.pdf
- [9] M. Nouari, G. List, F. Girot, and D. Gehin, Effect of machining parameters and coating on wear mechanisms in dry drilling of aluminium alloys. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 45 (2005) 1436-1442.
- [10] C. Kiliçaslan, Modelling and simulation of metal cutting by finite element method, *Master's Thesis, İzmir Institute of Technology*, 2009.
- [11] P.K. Sood, R. Sehgal, D.K. Dwivedi, Machinability of hypereutectic cast Al-Si alloys processed by SSM processing technique, *Sādhanā*, 42, (2017) 365-378.
- [12] V.P Astakhov, Geometry of single-point turning tools and drills: fundamentals and practical applications, *Springer Series in Advanced Manufacturing*, 2010.
- [13] E.M. Trent, and P.K. Wright, Metal cutting, *Butterworth-Heinemann*, 2000.
- [14] ASM International Handbook Committee, ASM Handbook: Machining, *ASM International*, 16 (1989).
- [15] V.P. Astakhov, Tribology of metal cutting, *Elsevier-Tribology and interface engineering*, 52 (2006).
- [16] B.S. Kumar, N. Baskar, and K. Rajaguru, Drilling operation: A review. *Materials Today: Proceedings*, 21, (2019).
- [17] C. Han, D. Zhang, M. Luo, and B. Wu, Chip evacuation force modelling for deep hole drilling with twist drills. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 98, (2018)

- [18] J.C. Mellinger, O.B. Ozdoganlar, R.E. DeVor, and S.G. Kapoor, Modeling chip-evacuation forces in drilling for various flute geometries. *J. Manuf. Sci. Eng.*, 125 (2003) 405-415.
- [19] A.A. Farid, S. Sharif, and M.H. Idris, Chip morphology study in high speed drilling of Al–Si alloy, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 57 (2011) 555-564.
- [20] Z. Zhu, K. Guo, J. Sun, J. Li, Y. Liu, L. Chen, and Y. Zheng, Evolution of 3D chip morphology and phase transformation in dry drilling Ti6Al4V alloys. *Journal of Manufacturing Processes*, 34, (2018) 531-539.
- [21] S.A. Batzer, D.M. Haan, P.D. Rao, W.W. Olson, and J.W. Sutherland, Chip morphology and hole surface texture in the drilling of cast aluminum alloys. *Journal of Materials Processing Technology*, 79 (1998) 72-78.
- [22] K. Liu, J. Li, J. Sun, Z. Zhu, and H. Meng, Investigation on chip morphology and properties in drilling aluminum and titanium stack with double cone drill, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 94 (2017).
- [23] S. Asghari, Innovative Cutting Tool Design for Machining Advanced Engineering Materials, *Master's Thesis, University of Bath*, 2019.
- [24] G.S. Upadhyaya, Cemented tungsten carbides: production, properties, and testing, *Noyes publications*, 1998.
- [25] M.C. Santos, A.R. Machado, W.F. Sales, M.A. Barrozo, and E.O. Ezugwu, Machining of aluminum alloys: a review, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2016.
- [26] F. Ke, J. Ni, and D.A Stephenson, Chip thickening in deep-hole drilling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 46 (2006) 1500-1507.
- [27] J. Pastor de Frutos, Análisis del taladrado de fibra de carbono: Fuerzas de corte y delaminación, *Undergraduate Thesis, Universidad de Valladolid*, 2016.
- [28] I.V. Kragelsky, V.V Alisin, Friction, wear, lubrication: Tribology Handbook, *Mir Publishers*, 1, Moscow, 1981.

- [29] D.H. Buckley, Surface Effects in adhesion friction, wear, and lubrication, *Elsevier Tribology*, 5 (1981).
- [30] P.J. Blau, The significance and use of the friction coefficient. *Tribology International*, 34 (2001) 585-591.
- [31] P.J. Blau, Friction science and technology: from concepts to applications. *CRC press*, 2008.
- [32] S. Niketh, and G.L. Samuel, Drilling performance of micro textured tools under dry, wet and MQL condition, *Journal of Manufacturing Processes*, 32 (2018).
- [33] K.C. Ludema, and L. Ajayi, Friction, wear, lubrication: a textbook in tribology. *CRC press*, 2018.
- [34] A. Rivero, G. Aramendi, S. Herranz, and L.N López de Lacalle. An experimental investigation of the effect of coatings and cutting parameters on the dry drilling performance of aluminium alloys, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 28 (2006).
- [35] J.A De la Cruz, Análisis numérico del efecto de la sujeción en la holgura interfacial durante el taladro de apilados aeronáuticos, *P.h.D Thesis, Universidad de Sevilla*, 2014.
- [36] N. Banerjee, and A. Sharma, Identification of a friction model for minimum quantity lubrication machining. *Journal of cleaner production*, 83, (2014) 437-443.
- [37] T. Shirakashi, and E. Usui, Friction characteristics on tool face in metal machining, *JSPE*, 39 (1973).
- [38] T. h. Childs, K. Maekawa, T. Obikawa, and Y. Yamane, Metal machining: theory and applications. *Arnold*, 2000.
- [39] K. Iwata, K. Osakada, and Y. Terasaka, Process modeling of orthogonal cutting by the rigid-plastic finite element method, *J. Manuf. Sci. Eng*, 1984.

CAPÍTULO 6

Metodología

6.1.- Generalidades

Para simular el comportamiento de la fricción en la interfaz herramienta-viruta es necesario conocer y comprender todos los aspectos que giran alrededor del proceso de maquinado. En la figura 6.1 se muestran las variables que se encuentran durante el proceso de barrenado y los problemas que se pueden generar en esta operación.

Al modificar un aspecto del proceso de barrenado este repercute en la formación y evacuación del material eliminado de la pieza de trabajo (viruta), el desgaste y vida útil de la herramienta, así como también en la calidad de la superficie mecanizada. Por esta razón es necesaria la comprensión de todo el proceso del barrenado.

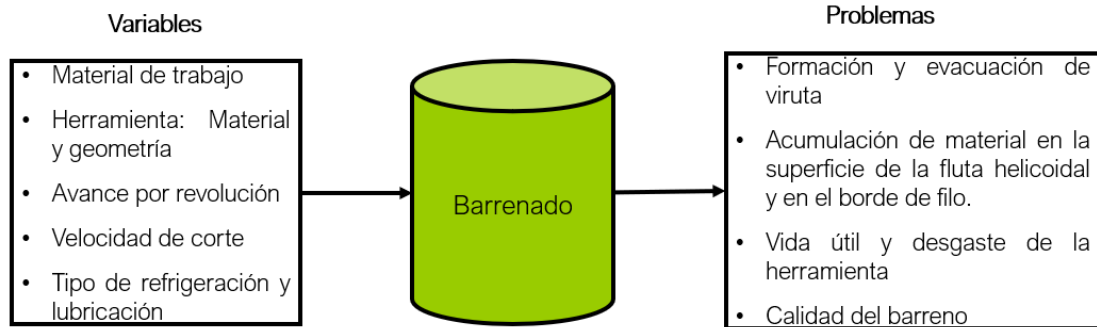


Figura 6.1 Variables y problemas en el proceso de barrenado [1].

La metodología de este trabajo se encuentra resumida en la figura 6.2

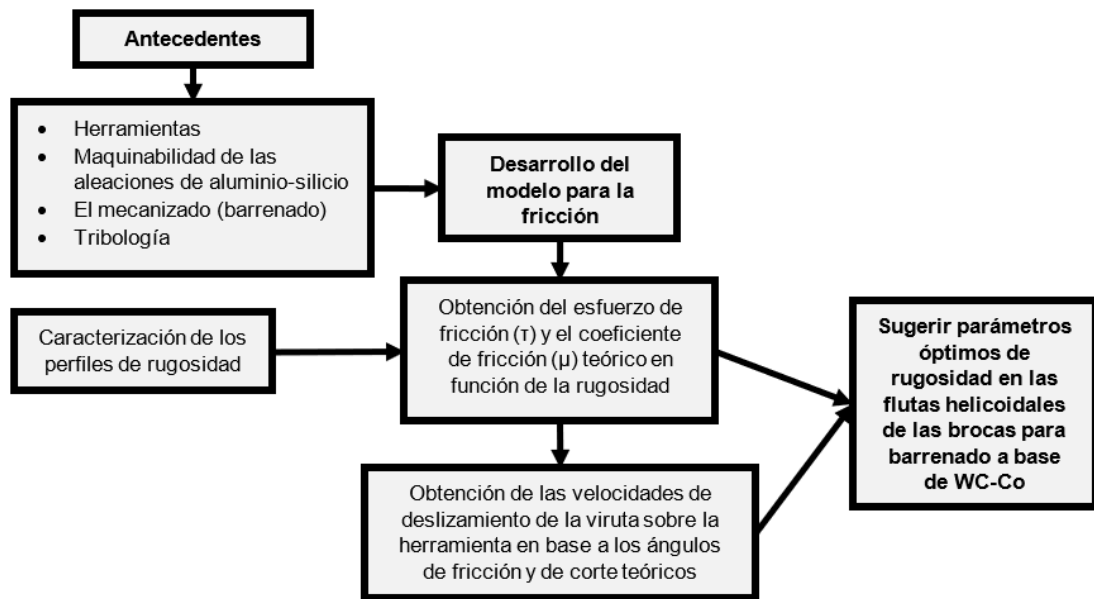


Figura 6.2 Metodología del proyecto

I. Primera etapa:

Para desarrollar un modelo matemático que nos simule el comportamiento de la fricción en la interfaz herramienta-viruta se debe realizar un amplio estudio de los siguientes aspectos:

1. El material de trabajo:

Aspectos como la composición química y la microestructura del material ayudan a comprender la maquinabilidad de dicho material. Los materiales de trabajo considerados son dos aleaciones hipo-eutécticas A319 y A356 y una aleación hiper-eutéctica A339. En la Tabla 6.1 se muestra la composición química nominal de las aleaciones. En cuanto a la microestructura, en la aleación hiper-eutéctica, el parámetro microestructural más importante es la celda eutéctica (CE). En el caso de las aleaciones hipo-eutécticas, el parámetro microestructural más importante es el espaciamiento dendrítico secundario (SDAS). Estos parámetros dependerán de la velocidad de enfriamiento y de solidificación, así como de los subsecuentes tratamientos térmicos aplicados a las aleaciones [2]. En la Tabla 6.2 se indican las propiedades mecánicas nominales de estas aleaciones.

Tabla 6.1 Composición química nominal de las aleaciones consideradas (% en peso) [3].

Aleación	Si	Cu	Ni	Mn	Mg	Al
A319 T6 (Hipo 1)	6	3.5	0.35	0.50 max	0.10	Bal.
A356 T6 (Hipo 2)	7	0.25	---	0.35	0.30	Bal.
A339 T6 (Híper)	13	2.25	1	0.5	1	Bal

Tabla 6.2 Propiedades mecánicas nominales de las aleaciones [3].

Propiedades mecánicas de las aleaciones similares							
Aleación	Resistencia a la tensión (MPa)	Punto de cedencia (MPa)	Elong. (%)	Dureza (HB)	Resistencia al cizallamiento (MPa)	Relación de Poisson	Módulo elástico (GPa)
A319 T6	250	165	2	80	200	0.33	74
A356 T6	228	165	3.5	70	180	0.33	72.4
A339 T6	324	296	0.5	125	248	0.33	73

2. Herramienta de corte:

- Material de la herramienta:

Las herramientas de WC-Co tienen un buen desempeño al mecanizar aleaciones de aluminio [4]. Las aleaciones de aluminio con altos contenidos de silicio son altamente abrasivas por cual se necesita un grado de WC-Co con gran resistencia a la abrasión. Además, las herramientas de WC-Co al mecanizar componentes fabricados con aleaciones de aluminio tienden a presentar desgaste por borde o capa acumulados, ya que el aluminio tiende a reaccionar con el cobalto. Por ello, se recomienda el uso de bajos contenidos de cobalto en la herramienta. En la tabla 6.3 se presentan las propiedades de la aleación WC-6Co para diferentes tamaños de grano, se puede observar que esta aleación con tamaño de grano fino presenta la máxima resistencia relativa a la abrasión, por lo que se recomienda ampliamente para el maquinado de materiales abrasivos [5, 6].

Tabla 6.3. Propiedades de la aleación WC-6Co [5, 6].

Composición	Tamaño de grano	Dureza (HRA)	Densidad (g/cm ³)	Resistencia relativa a la abrasión	Relación de Poisson	Módulo de elasticidad (MPa)
94WC-6Co	Fino	92.5-93.1	15	100	0.209	614
	Mediano	91.7-92.2	15	58	0.209	614
	Grueso	90.5-91.5	15	25	0.209	614

- Geometría de la herramienta:

La broca de barrenado cuenta con 2 flutas helicoidales para la evacuación de la viruta y ángulo de hélice de 30°.

- El tipo de refrigeración y/o lubricación a utilizar:

El tipo de lubricación y/o refrigeración que se utiliza para materiales difíciles de mecanizar es la cantidad mínima de lubricación (MQL) [7].

3. Tribología:

- Formación de viruta mediante modelos de corte: Ortogonal y/u oblicuo, ver sección 5.1 y 5.2
- Teorías de fricción, ver sección 5.4
- Modelos utilizados en la obtención del esfuerzo de fricción en el interfaz herramienta-viruta, ver tabla 5.3

II. Segunda etapa:

Desarrollo de un modelo matemático para simular el comportamiento de la fricción (esfuerzo de fricción y coeficiente de fricción) en la interfaz herramienta-viruta en función de la rugosidad superficial de la fluta helicoidal de brocas a base WC-Co al trabajar con aleaciones de aluminio-silicio.

III. Tercera etapa:

Realizar caracterización de los perfiles de rugosidad de la superficie de la fluta de brocas para barrenado a base de WC-Co antes y después de pulir obtenidos por Lozano et al. [8]. Para la obtención de parámetros estándar y adicionales necesarios para la obtención del comportamiento de la fricción.

IV. Realizar cálculos y gráficas de:

- Comportamiento de la fricción teórica en función de la rugosidad
- Velocidad de deslizamiento teórica de la viruta mediante los ángulos de fricción y corte, ver sección 5.3

6.2.- Referencias

- [1] B.S. Kumar, N. Baskar, and K. Rajaguru, Drilling operation: A review. *Materials Today: Proceedings*, 21, (2019).
- [2] E. Silerio Benavides, Maquinabilidad de aleaciones de aluminio silicio, *Ph.D. Thesis, Universidad Autónoma de Nuevo León*, 2019.
- [3] A.T. Santhanam, P. Tierney, and J.L. Hunt, Cemented carbides, *ASM International Metals Handbook*, 2 (1990).
- [4] S.A. Batzer, D.M. Haan, P.D. Rao, W.W. Olson, and J.W. Sutherland, Chip morphology and hole surface texture in the drilling of cast aluminum alloys. *Journal of Materials Processing Technology*, 79 (1998) 72-78.
- [5] G.S. Upadhyaya, Cemented tungsten carbides: production, properties, and testing, *Noyes publications*, 1998.
- [6] Z. Xu, and J. Ågren, A modified hardness model for WC–Co cemented carbides. *Materials Science and Engineering: A*, 386 (2004) 262-268.
- [7] S. Bhowmick, and A.T. Alpas, Minimum quantity lubrication drilling of aluminium–silicon alloys in water using diamond-like carbon coated drills. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 48, (2008) 1429-1443.
- [8] J. C. Lozano de León. Estudio tribológico de herramientas de corte de carburo de tungsteno cementado (WC-Co) con superficies mejoradas, *Ph.D. Thesis en preparación, Universidad Autónoma de Nuevo León*, Consultada en agosto 2020.

CAPÍTULO 7

Desarrollo, resultados y discusión

7.1.- Formalización del modelo

Los primeros investigadores en fricción pensaban que el coeficiente de fricción para cualquier par de materiales era constante. Actualmente se sabe que esta suposición no es cierta y que varios aspectos influyen en la fricción. La rugosidad superficial es uno de los aspectos que influyen sobre la fuerza de fricción que se genera entre la viruta y la superficie de desprendimiento (cara del rastrillo) de la herramienta, ver figura 5.3. En las herramientas abiertas (fresas, por ejemplo) la única cara de fricción es con la cara de desprendimiento. En las brocas de barrenado, la viruta queda confinada a la fluta de salida formado por la fluta, ver figura 5.9 y 5.10. Este confinamiento físico provoca que la viruta quede “atrapada” en la fluta y solo pueda salir siguiendo la fluta. Esto puede ocasionar viruta enredada, ver figura 5.13.

Varios autores han propuesto diferentes técnicas para modelar las fuerzas dentro de la fluta [1-3]. Algunos autores, sugieren reducir la rugosidad [1]. mientras otros han encontrado un efecto favorable al incrementar la rugosidad por técnicas de

microtexturizado utilizando rayos láser [2]. Los modelos de fricción más empleados son en herramientas que operan en corte ortogonal. Dentro de los modelos más usados se encuentra el de Zorev [4] Usui [5] y Childs [6].

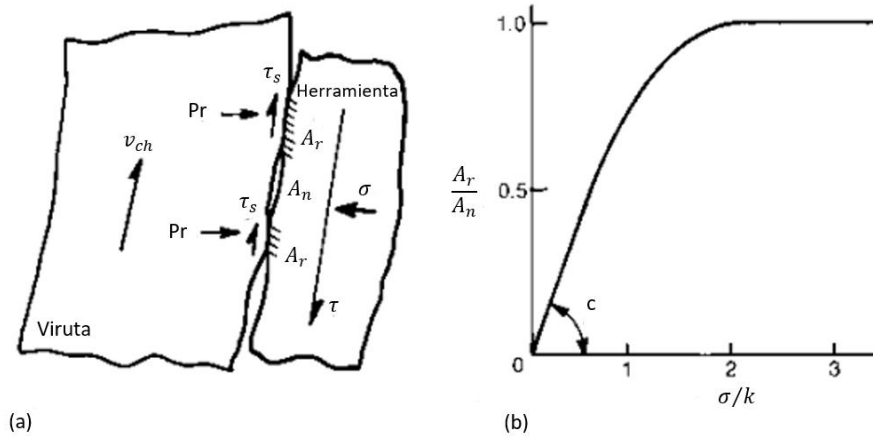


Figura 7.1. (a) Representación esquemática del contacto deslizante de la viruta sobre la cara de desprendimiento de la herramienta. (b) Dependencia de la relación de esfuerzo cizallante normalizado con respecto a la relación de área de contacto [6]

La figura 7.1 muestra una viruta desplazándose sobre una sección de la cara de desprendimiento de la herramienta, con un área aparente también llamada área nominal A_n . Si la superficie de la herramienta es rugosa, el contacto entre herramienta y viruta no ocurrirá sobre toda la superficie de contacto nominal A_n . El contacto ocurrirá solo en una fracción del área de contacto en el pico de las asperezas. De esta manera, el contacto ocurre en un área menor, el área real de contacto A_r . Y es precisamente el área real la que transmite las fuerzas de contacto. De esta manera, se puede considerar que la fuerza de fricción (F_f) sobre esta área es:

$$F_f = A_r \cdot \tau_s$$

Ecuación 7.1

Donde τ_s es la resistencia a la cizalladura

El esfuerzo de fricción nominal (τ) será:

$$\tau = \frac{F_f}{A_n}$$

Ecuación 7.2

Sustituyendo el valor de F_f , tenemos:

$$\tau = \frac{A_r \tau_s}{A_n} = \frac{A_r}{A_n} \tau_s$$

Ecuación 7.3

En la figura 7.1 (b) se representa la dependencia del esfuerzo normal (σ) por esfuerzo de cedencia al corte k con respecto a A_r/A_n

Y su valor relativo a k , es decir (τ/k) es:

$$\frac{\tau}{k} = \frac{A_r}{A_n} \frac{\tau_s}{k}$$

Ecuación 7.4

Si se incrementa el valor del esfuerzo de contacto σ/k a mayor presión, mayor deformación elastoplástica de las asperezas y la relación de A_r/A_n tiende al valor máximo, o sea a la unidad. Esto es, el valor de A_r tiende a alcanzar el valor de A_n y esta relación tiende a uno, como valor máximo frontera.

Para valores de σ/k menores a 1 se tiene una relación quasi-lineal con pendiente (c) ver figura 7.1 (b) por lo que a bajos esfuerzos

$$\frac{A_r}{A_n} = c \frac{\sigma}{k}$$

Ecuación 7.5

Al sustituir en la ecuación, para relaciones de A_r/A_n entre 0 y 0.5, tal como sugiere Childs [6]:

$$\frac{\tau}{k} = c \frac{\sigma}{k} \frac{\tau_s}{k} = c \frac{\sigma \tau_s}{k^2}$$

Ecuación 7.6

$$\tau = c \frac{\sigma \tau_s}{k}$$

Ecuación 7.7

Considerando que $\mu = \frac{c \tau_s}{k}$

$$\tau = \mu \sigma$$

Ecuación 7.8

para relaciones de A_r/A_n que tienden a 1 [6]:

$$\frac{\tau}{k} = \frac{A_r}{A_n} \frac{\tau_s}{k} = \frac{\tau_s}{k}$$

Ecuación 7.9

$$\tau = \tau_s$$

Ecuación 7.10

Donde $\tau_s = mk$ siendo k el esfuerzo de cedencia al corte y m el factor de fricción considerando el efecto de la lubricación

Aún no está bien definido si un decremento en la rugosidad disminuye o incrementa la fuerza de fricción. Los resultados de varias investigaciones son contradictorias [7]. Por la teoría de fricción de adhesión, reducir la rugosidad puede incrementar la fuerza de fricción (ver Sección 5.4), sin embargo, observaciones experimentales y en la práctica de maquinado la fricción tiende a disminuir con la disminución de la rugosidad [8]. Al incrementar la fuerza de maquinado, se incrementa la presión de la cara de desprendimiento de la herramienta sobre la viruta, en un espacio confinado como es la broca, el área real de contacto entre la herramienta y la viruta crece y tiende a alcanzar el valor del área nominal, es decir A_r/A_n tiende a la unidad. Así mismo, el área de

adhesión crece con respecto al área de deslizamiento (ver figura 5.23), tal como lo establece Zorev [4]. Por lo tanto, τ tiende a τ_s .

Por el concepto de enclavamiento, al tener una mayor rugosidad, se incrementa la fuerza de fricción, ya que, para deslizar una superficie sobre la otra, se debe escalar una aspereza mayor. En un espacio confinado, como es la fluta de las brocas, se apisona el material de la viruta contra el canal de la fluta o el barreno en producción, disminuyendo su capacidad de desalojo. Por lo tanto, una disminución de la rugosidad mejoraría el flujo de la viruta por la fluta, (ver Figura 5.20). Por lo que, en el caso particular del barreno de materiales relativamente suaves, como son las aleaciones de aluminio en general, se podrá tener un mejor desempeño tribológico de las brocas de WC-Co si se disminuye la rugosidad de la superficie de la fluta.

7.2.- Bases del modelo

A partir del modelo de fricción de Coulomb el cual se encuentra dado como:

$$\mu = \frac{F_f}{N} = \frac{\tau}{\sigma}$$

Ecuación 7.11

Donde τ es el esfuerzo de fricción y σ es el esfuerzo normal. Surgen diversos modelos para la obtención de la fricción, estos modelos se encuentran inspirados en el “modelo modificado de Coulomb”, ver tabla 5.2.

El esfuerzo normal (σ) se puede obtener mediante la relación de áreas A_r/A_n , el cual está dado como [6], donde P_r es la presión real:

$$\frac{\sigma}{P_r} = \left(\frac{A_r}{A_n} \right)$$

Ecuación 7.12

Mientras que τ como se muestra en la ecuación 7.3 es igual a

$$\tau = \tau_s \left(\frac{A_r}{A_n} \right)$$

Sustituyendo en la ecuación de fricción de Coulomb tenemos que el coeficiente de fricción esta dado como:

$$\mu = \frac{\tau}{\sigma} = \frac{\tau_s \left(\frac{A_r}{A_n} \right)}{P_r \left(\frac{A_r}{A_n} \right)} = \frac{\tau_s}{P_r}$$

Ecuación 7.13

Por otro lado, el valor de τ es igual a

$$\tau = \tau_s \left(\frac{\sigma}{P_r} \right)$$

Ecuación 7.14

Tomando en cuenta que P_r de acuerdo a la ecuación 7.13 es igual a:

$$P_r = \frac{\tau_s}{\mu}$$

Ecuación 7.15

Tenemos entonces que:

$$\tau = \tau_s \left(\frac{\mu\sigma}{\tau_s} \right)$$

Ecuación 7.16

Llegando a la ecuación de Coulomb

$$\tau = \mu\sigma$$

Algunos investigadores como Usui y Childs a partir de la ecuación 7.16 condicionan el valor de $\frac{\mu\sigma}{\tau_s}$ de tal forma que no se exceda el valor de crítico de τ , es decir τ_s :

$$\tau = \tau_s \left[1 - \exp \left(- \frac{\mu\sigma}{\tau_s} \right) \right]$$

Ecuación 7.17

Childs por su parte agregó un término de corrección designado como “ n ”, para mejorar el comportamiento de la fricción cuando se encuentra en transición de bajas a altas presiones [9].

$$\tau = \tau_s \left[1 - \exp\left(-\frac{\mu\sigma}{\tau_s}\right)^n \right]^{\frac{1}{n}}$$

Ecuación 7.18

Donde los valores propuestos por Childs para n varían entre 1 y 3 aproximadamente. Este valor controla la transición de la zona de adhesión a la zona de deslizamiento.

Como se discutió en la sección 7.1 las teorías de fricción predominantes en el proceso de barrenado de aleaciones de aluminio con herramientas WC-Co son la adhesión y el enclavamiento.

El coeficiente de fricción para la teoría de adhesión en función de la relación de áreas está dado como [10]:

$$\mu_a = \frac{\tau_s}{P_r} = \left(\frac{\tau_s}{\sigma}\right) \left(\frac{A_r}{A_n}\right)$$

Ecuación 7.19

Se tienen adherencia total cuando $\frac{A_r}{A_n} = 1$, por lo que $\mu_a = \frac{\tau_s}{\sigma}$

Los modelos utilizados en la teoría de adhesión no tienen en cuenta la influencia de la rugosidad superficial. Otra desventaja de este modelo es que no explica cómo se produce el arado de la superficie provocando que se tengan partículas libres las cuales provocan mayor desgaste [7, 11].

Para explicar la influencia de la rugosidad algunos investigadores [7, 10, 11] han propuesto agregar un término por separado que representa el arado de la superficie más blanda por asperezas del material más duro (teoría de enclavamiento).

El coeficiente de fricción de la teoría de deformación también llamado teoría de enclavamiento se encuentra dado como [10]:

$$\mu_d = \tan \theta$$

Ecuación 7.20

El modelo depende de las asperezas en ambas superficies. Sin embargo, en la mayoría de las situaciones este no será el caso debido a que se tiene una superficie significativamente más dura que la otra, tomando únicamente en consideración las asperezas del material más duro [11].

Rabinowicz, E. [12] mediante pruebas experimentales utilizando un tribómetro tipo “pin-on-disk” para encontrar la variación del coeficiente de fricción con respecto a la rugosidad en el contacto de cobre sobre cobre sin lubricación, encontró que para bajas rugosidades se tiene un aumento de la fricción debido al incremento del área de contacto de acuerdo a la teoría de adhesión, mientras que para altas rugosidades se incrementa el coeficiente de fricción debido a la influencia de las asperezas como lo dice la teoría de enclavamiento, ver figura 7.2.

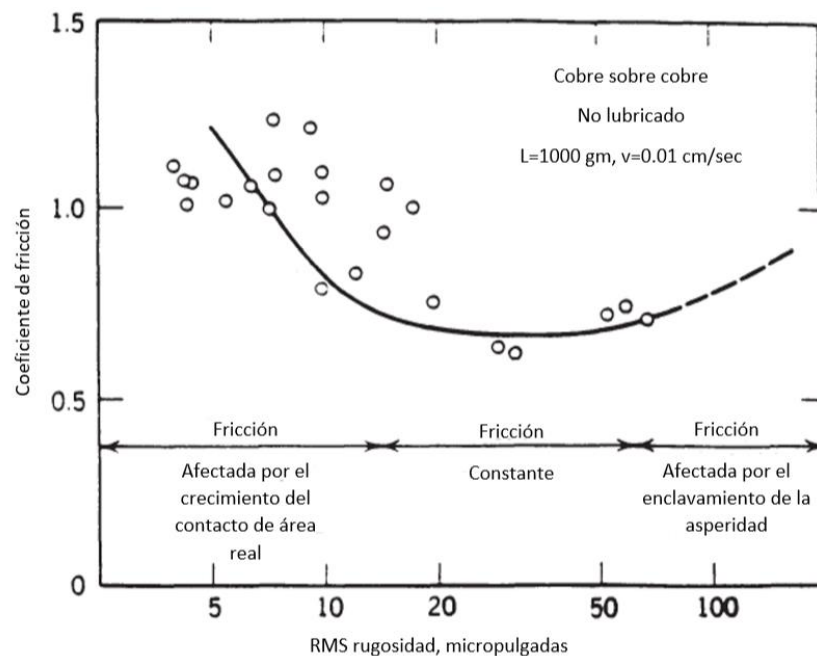


Figura 7.2 Gráfica del coeficiente de fricción contra la rugosidad superficial en pruebas pin on disk para cobre sobre cobre sin lubricar [12].

Para decidir entre la teoría de adhesión y la teoría de enclavamiento algunos autores como Ludema [7] y Singer [12] concuerdan que es cuestión de conocer la cantidad de área de contacto real entre los cuerpos en contacto y deslizantes.

A pesar, que la teoría de adhesión no tiene en cuenta la rugosidad podemos relacionarla mediante la cantidad de área real (A_r) dividida por el área aparente también llamada área nominal (A_n). Como se muestra en la ecuación 7.19 teniendo en cuenta que se produce una adhesión total cuando el valor de $\frac{A_r}{A_n} = 1$.

Se sabe que cuando se tiene una relación de área de uno, $\frac{A_r}{A_n} = 1$, el área real es igual al área nominal, por lo que se encuentra totalmente en contacto. Se puede considerar que para un valor de $\frac{A_r}{A_n} = 1$ la rugosidad de la superficie es aproximadamente 0 (valor frontera mínimo), ver figura 7.3.

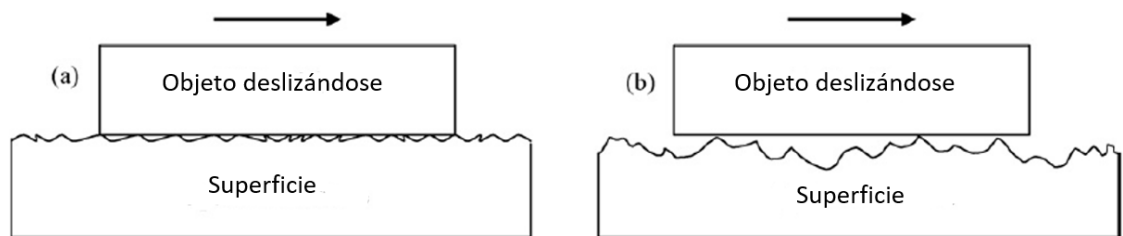


Figura 7.3 Contacto entre dos superficies (a) bajas rugosidades (b) altas rugosidades [13].

Como podemos observar en la figura 7.4 si el ángulo promedio de las asperezas disminuye quiere decir que las asperezas son más pequeñas y la rugosidad de la superficie es menor. Para grandes valores de θ la rugosidad de la superficie es mayor y se tiene que escalar una rugosidad mayor por lo que el valor de $\tau \cong \tau_s$ y mientras las asperezas tengan un ángulo θ menor el valor de τ disminuirá. Esto quiere decir conforme a la teoría de enclavamiento, entre mayor sea la rugosidad mayor será el coeficiente de fricción, como podemos observar en la figura 7.2 en resultados experimentales.

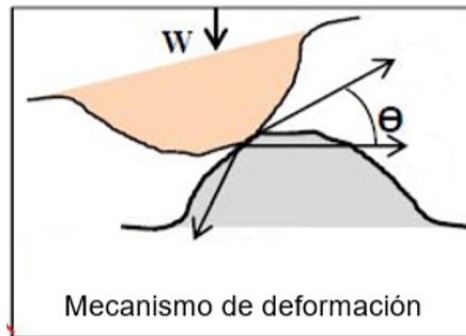


Figura 7.4 Contacto entre superficies rugosas [2].

La teoría de adhesión puede considerarse incompleta [7] debido a muchos factores, entre los cuales se encuentra la ineficacia al explicar la rugosidad de las superficies. Por otro lado, se encuentra establecido por autores como [12] que la teoría de enclavamiento es insatisfactoria debido a que la energía que se necesita para escalar las asperezas puede ser utilizada para deformarlas.

Cuando dos superficies rugosas entran en contacto por el efecto de una fuerza normal los picos que hacen el primer contacto son aquellos con mayor altura. Una vez en contacto, los picos de la superficie se deforman a medida que aumenta la fuerza normal y entrarán en contacto nuevos picos con una altura cada vez menor. La carga creciente da lugar a una deformación elástica de las asperezas, conduciendo a un aumento del área de contacto y a un aumento de picos que sostienen la carga. Dado que los picos difieren en altura, la deformación de algunos de los picos será diferente, los picos más altos se deformarán más. Mientras que en los picos con menor altura la deformación será menor e incluso en algunos de ellos no se generará contacto alguno a pesar de tener cargas elevadas.

Cuando las superficies en contacto tienen durezas diferentes, los picos de la superficie más dura penetran en la superficie más blanda. Por lo tanto, los picos de la superficie más blanda se aplastan y cambian de forma incrementando el área de contacto. En estos casos, las propiedades del contacto estarán influenciadas por las características de la rugosidad superficial del cuerpo más duro y las propiedades mecánicas del cuerpo más blando [14].

Kragelsky [14] propone la obtención del contacto plástico y elástico mediante la vinculación de las características estándar de la superficie, además de una serie de características adicionales mostradas en la sección 5.5.

Debido a las irregularidades de las superficies se puede tener una ondulación de la superficie, esta ondulación da como resultado que los puntos de contacto se agrupan en áreas separadas en las crestas de la onda, el total de estas áreas es llamada área de contacto del contorno A_c este contacto es intermitente debido a la rugosidad de la superficie y por ello varía del área de contacto real A_r .

La carga normal por unidad de área de contacto real es llamada presión real P_r . Mientras que la carga normal por unidad de área de contacto del contorno es llamada la presión de contorno P_c .

Se tiene que el área real se puede relacionar con el área de contorno como:

$$A_r = \frac{N}{P_r} = A_c \frac{P_c}{P_r}$$

Ecuación 7.21

Si el área de contacto aparente llamada también nominal A_n no es muy grande o carece de ondulación, el área de contorno es igual al contacto aparente, es decir:

$$A_c = A_n$$

Ecuación 7.22

Para calcular la presión real se hace uso de una relación derivada sobre un modelo de superficie rugosa conformada por segmentos esféricos con un radio r , este modelo también es adecuado para los picos de forma elipsoidal alargada. Este modelo se deriva del supuesto de que para el contacto elástico está gobernada por las relaciones de Hertz, mientras que para el contacto plástico es igual a la microdureza H (para varios materiales, la microdureza se determina en escala Vickers).

Tabla 7.1 Ecuaciones para la obtención de la presión real [14].

Tipo de deformación	Superficies y presiones	Ecuación	Nota
Elástico	Dos superficies rugosas	$P_r = 0.61 \left(\frac{Ra}{r\theta^2} \right)^{0.43} P_c^{0.14}$ <i>Ecuación 7.23</i>	$r = \frac{r_1 r_2}{r_1 + r_2}$ <i>Ecuación 7.27</i>
	Superficie rugosa con superficie suave	$P_r = 0.8 \left(\frac{Ra}{r\theta^2} \right)^{0.4} P_c^{0.2}$ <i>Ecuación 7.24</i>	
Plástico	$P_c \leq \frac{1}{3}HB$	$P_r \approx H$ <i>Ecuación 7.25</i>	Para el contacto de superficies de materiales diferentes, se toma para el cálculo el valor más pequeño de microdureza.
	$P_c > \frac{1}{3}HB$	$P_r \approx P_c - 0.4 \sqrt{\frac{H^3}{P_c}}$ <i>Ecuación 7.26</i>	

Donde θ es la constante elástica del material

$$\theta = \frac{1 - \nu^2}{E}$$

Ecuación 7.28

Siendo ν la relación de Poisson y E el módulo elástico del material. Cuando se tienen dos superficies

$$\theta_{\Sigma} = \theta_1 + \theta_2$$

Ecuación 7.29

Tabla 7.2 Ecuaciones para encontrar la presión de contorno [14].

Tipo de contacto	Ecuación
Elástico	$P_c \leq \frac{2.4 \frac{2\nu+1}{2} \nu(\nu-1) k_1 HB^{2\nu+1} (1-\mu^2)^{2\nu}}{5E^{2\nu} \Delta^\nu}$ <p style="text-align: right;"><i>Ecuación 7.30</i></p>
Plástico	$P_c \geq \frac{5.4^\nu HB^{2\nu+1} (1-\mu^2)^{2\nu}}{2\Delta^\nu E^{2\nu}}$ <p style="text-align: right;"><i>Ecuación 7.31</i></p>

Para obtener el valor de k_1 se utiliza la gráfica mostrada en la figura 7.5 en función del parámetro de rugosidad ν obtenido mediante las ecuaciones mostradas en la sección 5.5.

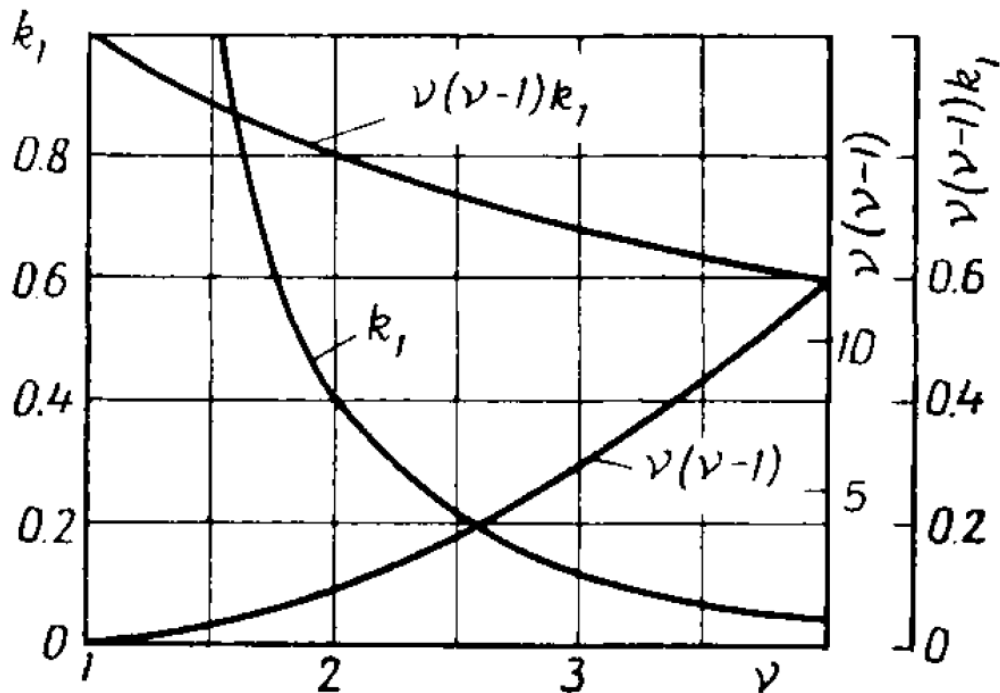


Figura 7.5 Dependencia de k_1 y $k_1\nu(\nu-1)$ con el valor ν [14].

7.3.- Consideraciones para el desarrollo del modelo.

El modelo matemático para la estimación del comportamiento de la fricción en el interfaz herramienta- viruta del maquinado de aleaciones de aluminio con herramientas a base de WC-Co tiene como premisa las siguientes consideraciones:

1. El área real de contacto A_r , entre dos superficies tiende a incrementarse cuando la rugosidad promedio R_a de ambas superficies tiende a reducirse, independientemente de la carga aplicada [8].
2. El área real de contacto A_r entre dos superficies tiende a incrementarse, al incrementarse la carga entre esas superficies [8]. En el caso de procesos de maquinado, las cargas de contacto entre herramienta y material de trabajo, tiende a ser de gran magnitud, por lo tanto, se estima un área real de contacto alta [15].
3. El confinamiento de la viruta en el espacio helicoidal de la fluta, favorece el contacto entre la viruta y la superficie de la fluta.
4. El ángulo de la hélice (fluta) que se utilizará para este estudio será el ángulo estándar de 30° . Sin embargo, la metodología propuesta puede considerar otros ángulos para diseños especiales de brocas, ver figura 4.23.
5. Para simplificar el modelo se considerará el barrenado como corte ortogonal. El barrenado es un proceso el cual involucra dos tipos de corte: el corte ortogonal y el corte oblicuo, para simplificar su modelado algunos autores consideran únicamente el modelo ortogonal [16], el cual es aceptable en una pequeña región de la punta de la broca.
6. Se tomará como base el modelo para la obtención de fricción de Childs [6], ver tabla 5.2.

7. Consideraremos que el contacto entre la herramienta y la viruta será similar al contacto de una superficie rugosa (fluta de la herramienta) contra una superficie suave (viruta).
8. Cuando una superficie dura y una superficie blanda se encuentran en contacto, las propiedades de dicho contacto se rigen por las características de rugosidad de la superficie más dura y las propiedades mecánicas del cuerpo más blando [14].

La información generada, puede servir como base para estudios futuros por medio de modelación por elementos finitos y tener diferentes geometrías de brocas e incluso ser aplicable para diferentes procesos de maquinado en el cual consideren el modelo de corte ortogonal.

7.4.- Desarrollo del modelo

7.4.1.- Desarrollo del modelo por teorías de adhesión y enclavamiento

La fricción en el mecanizado como corte ortogonal de aleaciones de aluminio los dos factores importantes son la adhesión y el arado. Lo cual puede ser explicado mediante las teorías de adhesión y enclavamiento.

Tomaremos en cuenta que para la adhesión el coeficiente de fricción esta dado mediante la ecuación 7.19 para considerar diferentes valores de $\frac{A_r}{A_n}$ Sabiendo que cuando $\frac{A_r}{A_n} = 1$ se produce adhesión total.

$$\mu_a = \left(\frac{\tau_s}{\sigma}\right) \left(\frac{A_r}{A_n}\right)$$

Sustituyendo en el modelo de Childs, presentado en la ecuación 7.18. Se tendrá el modelo utilizado para la teoría de adhesión.

$$\tau = \tau_s \left[1 - \exp \left(- \frac{A_r}{A_n} \right)^n \right]^{\frac{1}{n}}$$

Ecuación 7.32

Mientras que para el enclavamiento se tiene que el coeficiente de fricción está dado por la ecuación 7.20

$$\mu_d = \tan \theta$$

Sustituyendo en el modelo de Childs. Se tendrá el modelo utilizado para la teoría de enclavamiento.

$$\tau = \tau_s \left[1 - \exp \left(- \frac{\tan \theta \sigma}{\tau_s} \right)^n \right]^{\frac{1}{n}}$$

Ecuación 7.33

Tomando en cuenta la limitante de la teoría de enclavamiento donde el $\theta < 90^\circ$. Se considera que 89° es el ángulo promedio máximo para superficies muy rugosas donde el valor de $A_r/A_n = 0$. Para superficies totalmente lisas donde $A_r/A_n = 1$ el ángulo promedio de las asperezas será 0° .

Para encontrar el valor del esfuerzo normal estará dado como [6]:

$$\sigma = \tau_s \sqrt{3}$$

Ecuación 7.34

Tomando en cuenta las propiedades de los materiales presentados en la tabla 6.2. En las figuras de la 7.6 a 7.8 se muestran el comportamiento del esfuerzo de fricción a diferentes valores de relaciones de área entre 1 y 0 para la teoría de adhesión mientras que para la teoría de enclavamiento se varía el ángulo promedio de la aspereza entre 0 y 89° .

- Comportamiento de la fricción en la aleación A319 T6

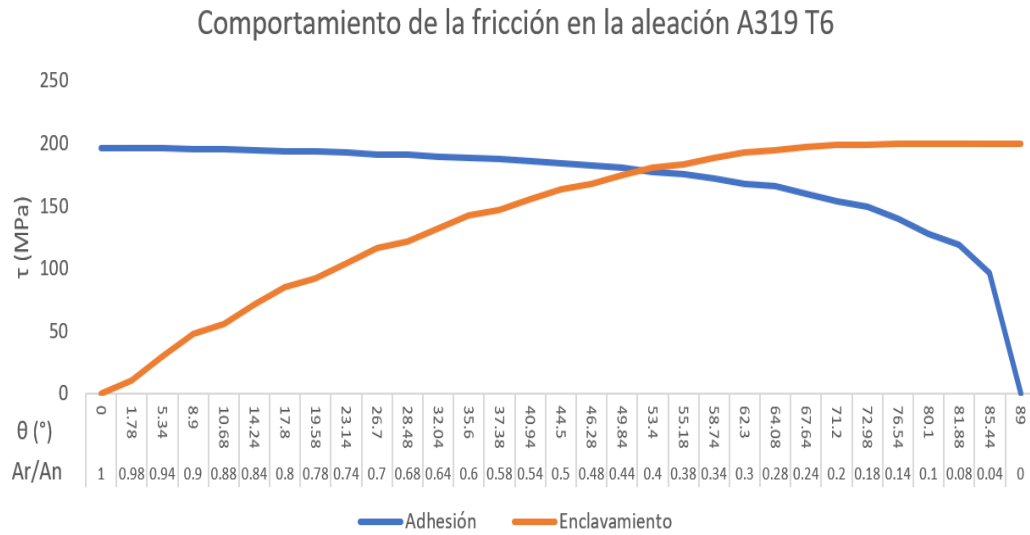


Figura 7.6 Gráfica del comportamiento de la fricción en la aleación A319 T6 por teorías de adhesión y enclavamiento.

- Comportamiento de la fricción en la aleación A356 T6

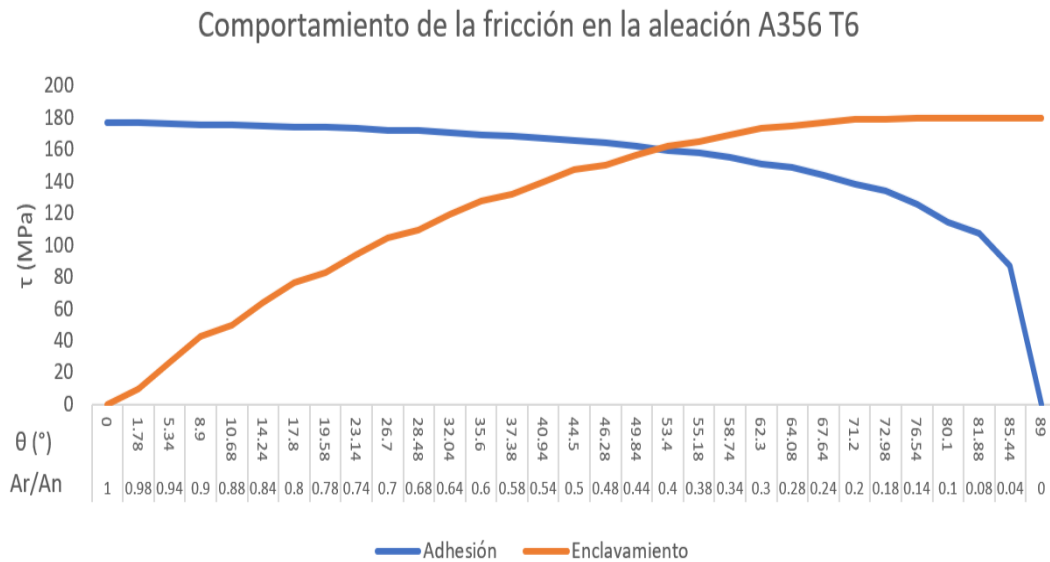


Figura 7.7 Gráfica del comportamiento de la fricción en la aleación A356 T6 por teorías de adhesión y enclavamiento.

- Comportamiento de la fricción en la aleación A339 T6

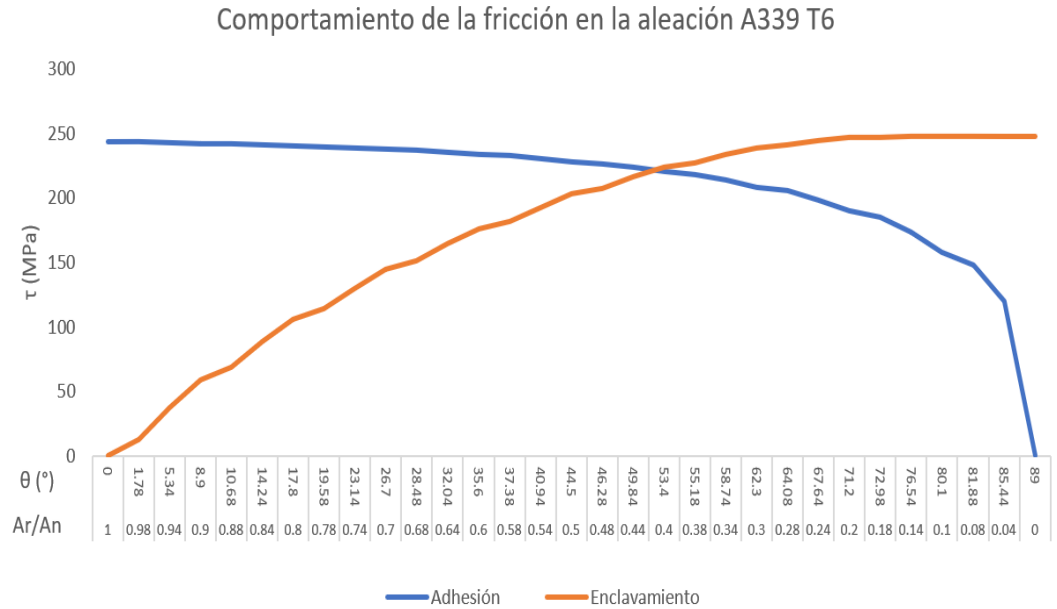


Figura 7.8 Gráfica del comportamiento de la fricción en la aleación A339 T6 por teorías de adhesión y enclavamiento.

Para tomar en cuenta la rugosidad de las superficies en la fluta helicoidal de la herramienta de barrenado se puede calcular el ángulo promedio de las asperezas a partir del perfil de rugosidad para las herramientas pulidas y no pulidas. Sin embargo, el cálculo del área real de contacto medido de manera experimental es complicado debido a la geometría de la herramienta. Se sabe que el área real de contacto es una fracción diminuta del área nominal por lo que experimentalmente no se puede cuantificar con precisión [17]. Otros métodos para el cálculo de áreas de contacto de manera teórica dependen de la naturaleza del contacto, es decir, si se trata de un contacto elástico o plástico. Considerar las teorías de contacto nos permitirá considerar la deformación de las asperezas.

7.4.2.- Desarrollo del modelo por teorías de contacto.

La deformación al principio es elástica y cuando la carga normal excede cierta magnitud la deformación cambia a plástica o mejor dicho elastoplástica debido a que los picos deformados permanentemente están soportados por una zona de deformación elástica [14]. En condiciones de mecanizado las cargas de contacto entre la herramienta y el material de trabajo son elevadas [15], por lo cual, se propicia la deformación plástica. Una vez deformada plásticamente la viruta, al deslizarse por la fluta de la herramienta, la parte deformada plásticamente resultará en una deformación de contacto elástica en el resto del contacto por deslizamiento con la herramienta. Al deslizarse también se tienen otros pares de picos aún no deformados que entrarán en contacto con la herramienta y la deformación por contacto será plástica. Como podemos observar en la figura 5.23, la cual representa el modelo de Zorev en corte ortogonal, el contacto entre la herramienta y la viruta se puede dividir en dos secciones la primera es la zona de contacto plástica la cual se da desde el filo principal de la herramienta hasta aproximadamente la mitad del contacto herramienta-viruta, mientras que desde aproximadamente la mitad del contacto herramienta-viruta hasta que la viruta deje de estar en contacto la herramienta se produce un contacto elástico. Zorev también establece que en la zona plástica ocurre adhesión del material mientras que en la zona elástica se produce el deslizamiento [15, 18]. En la figura 7.9 podemos observar que desde el filo de la herramienta hasta aproximadamente la mitad del contacto entre la herramienta y la viruta se produce un contacto perfecto, es decir, que la relación $A_r/A_n = 1$ produciendo adhesión del material, mientras que en la zona de deslizamiento se tiene un contacto con asperezas [19].



Figura 7.9 Contacto de la herramienta con la viruta [19].

Chowdhury y Pollock [20] detectaron que la carga requerida para producir la deformación plástica se identifica con la carga requerida para producir la adhesión. Por lo que las alternativas a la teoría de adhesión se centran en la deformación plástica. Reiter G et al. [21] llegaron a especular que el deslizamiento a lo largo de una interfaz es similar al comportamiento de la deformación plástica de sólidos. Esto concuerda con resultados encontrados por Rigney D. A et al. [22] quienes desarrollaron un modelo para la fricción durante el deslizamiento en estado estable el cual se basa en la deformación plástica para explicar la disipación de energía en la adhesión. El modelo parece ser coherente con una serie de observaciones, encontrando resultados razonables para la estimación de coeficientes de fricción.

Por lo tanto, por la teoría de adhesión es similar al contacto producido plásticamente. Mientras que el deslizamiento como establece Zorev se da en la zona elástica, es decir, es similar al contacto producido elásticamente y como lo sugiere Claudin C. et al [19] en la figura 7.9 en el deslizamiento influyen las asperezas que se encuentran en contacto, por lo que asimilaremos el comportamiento de la fricción por teoría de enclavamiento al contacto producido elásticamente. Esto puede ser corroborado mediante las ecuaciones para dichos contactos mostradas por Kragelsky [14] discutidas en la sección 7.2.

Para la obtención del esfuerzo de fricción se usará el modelo de Childs mostrado en la ecuación 7.18

A partir de la ecuación 7.3 y 7.16 tenemos que

$$\frac{A_r}{A_n} = \frac{\mu\sigma}{\tau_s}$$

Ecuación 7.35

Sustituyendo la ecuación 7.35 en la ecuación 7.18 se tiene

$$\tau = \tau_s \left[1 - \exp\left(-\frac{A_r}{A_n}\right)^n \right]^{\frac{1}{n}}$$

Ecuación 7.36

Este modelo podrá ser utilizado para ambas teorías.

A partir de la ecuación 7.21 se tiene

$$\frac{A_r}{A_c} = \frac{P_c}{P_r}$$

Ecuación 7.37

Cuando se tienen presiones elevadas como es el caso de las presiones durante el maquinado, se tiene un caso especial ya que la presión de contorno excede la dureza del material, es decir $P_c > P_r$ [14]. En estos casos se tiene:

$$\frac{A_r}{A_c} = \frac{P_r}{P_c}$$

Ecuación 7.38

Esto es un caso especial puesto que la presión P_c excede la dureza del material.

Para el contacto plástico tendremos que el valor de P_c está dado por la ecuación 7.31 de la tabla 7.2:

$$P_c = \frac{5.4^v HB^{2v+1}(1 - \mu^2)^{2v}}{2\Delta^v E^{2v}}$$

Tomando en cuenta la ecuación 7.28:

$$\Theta = \frac{1 - \nu^2}{E}$$

Sustituyendo en la ecuación 7.31:

$$P_c = \frac{5.4^v HB^{2v+1}}{2\Delta^v} \Theta^{2v}$$

Ecuación 7.39

Mientras que el valor de P_r estará dado de acuerdo con el valor de P_c y la dureza del material (HB) por las ecuaciones 7.25 y 7.26 de la tabla 7.1.

Para simular el enclavamiento tendremos que el valor de P_c está dado por la ecuación 7.30 de la tabla 7.2:

$$P_c = \frac{2.4 \frac{2v+1}{2} v(v-1)k_1 HB^{2v+1}(1 - \mu^2)^{2v}}{5E^{2v}\Delta^v}$$

Tomando en cuenta la ecuación 7.28 se tendrá:

$$P_c = \frac{2.4 \frac{2v+1}{2} \cdot v(v-1)k_1 \cdot HB^{2v+1}}{5\Delta^v} \Theta^{2v}$$

Ecuación 7.40

Se considera que el contacto entre la herramienta y la viruta será similar al contacto de una superficie rugosa contra una superficie suave. Por lo que la ecuación que rige el valor de P_r está dado por la ecuación 7.24.

Teniendo en cuenta que para áreas pequeñas o aquellas en las que no se presenta ondulación $A_c = A_n$ y sustituyendo en la ecuación 7.36.

Cuando $P_r > P_c$

$$\tau = \tau_s \left[1 - \exp\left(-\frac{P_c}{P_r}\right)^n \right]^{\frac{1}{n}}$$

Ecuación 7.41

Cuando $P_r < P_c$

$$\tau = \tau_s \left[1 - \exp\left(-\frac{P_r}{P_c}\right)^n \right]^{\frac{1}{n}}$$

Ecuación 7.42

Se propone variar el valor de n:

- Para el contacto plástico (adhesión) se utiliza n=1 a altos valores de rugosidad variando hasta llegar a n=3 a bajas rugosidades en contacto plástico.
- Para el contacto elástico (deslizamiento) se propone calibrar el valor de n para simular el comportamiento de la teoría de enclavamiento.

En el anexo I se encuentra el diagrama de flujo utilizado para la obtención del esfuerzo de fricción por el método propuesto en esta sección.

7.5.- Caracterización de los perfiles de rugosidad.

Durante el proceso de fabricación de las herramientas de WC-Co (ver sección 2.1) el rectificado con piedra de diamante en la superficie de la fluta helicoidal de las herramientas provoca una superficie escalonada, estos escalones son conocidos como asperezas. La rugosidad después de este proceso en la fluta es

de $Ra = 0.3\mu m$ [23]. El procedimiento de pulido fino utilizando cáscara de nuez pecán (nombre científico *Carya Illinoensis*) molida a tamaño promedio entre 500 a 700 μm [23], es un nuevo proceso de pulido el cual reduce la rugosidad de las brocas de barrenado hechas a base WC-Co de $Ra = 0.371\mu m$ a $Ra = 0.037\mu m$ en la sección de la fluta de evacuación de la viruta. Esto concuerda con resultados de super acabados obtenidos mediante otras técnicas por diversos autores [6]. Los perfiles de rugosidad se encuentran dados en la figura 7.10 y 7.11.

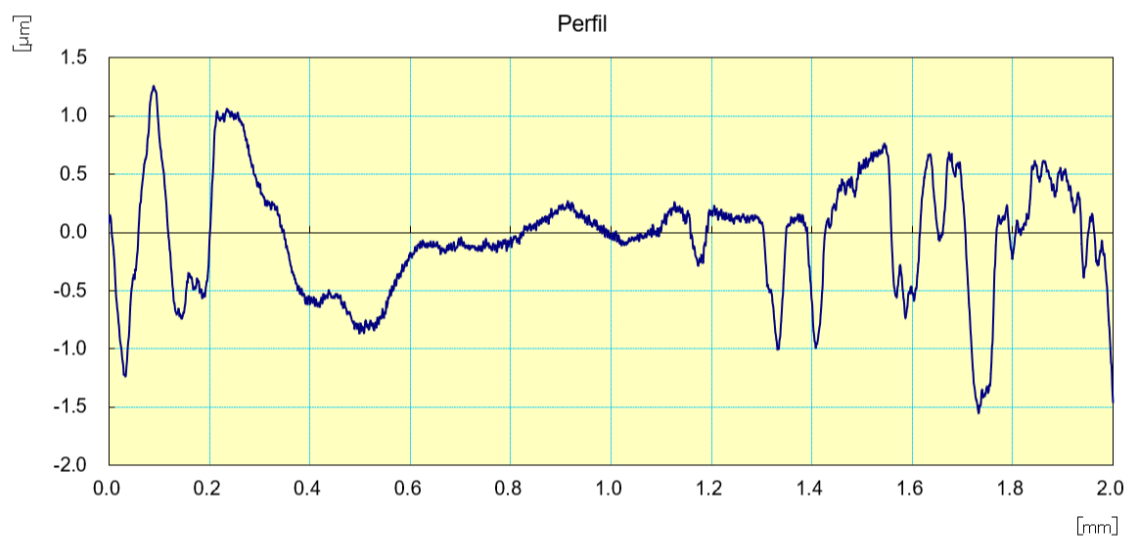


Figura 7.10 Perfil de rugosidad antes de pulir $Ra=0.371$ [23].

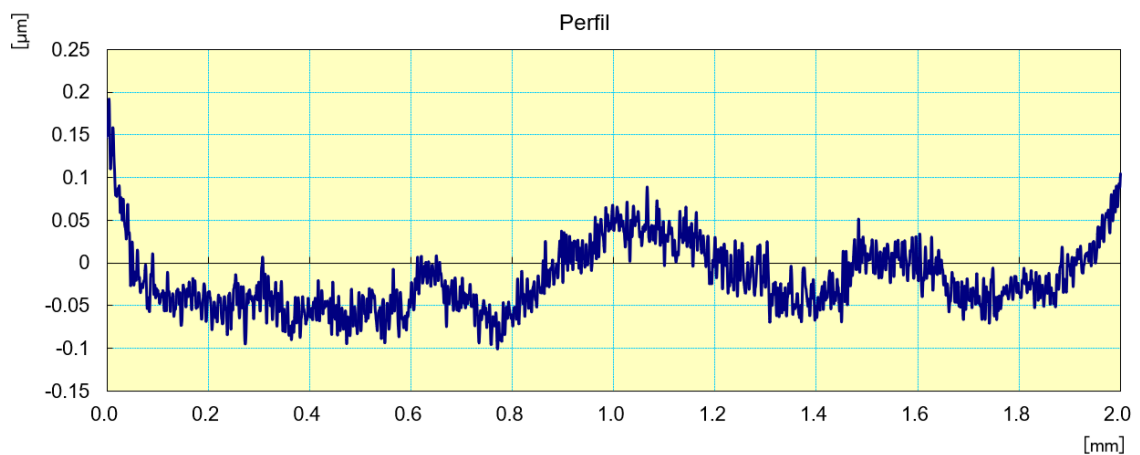


Figura 7.11 Perfil de rugosidad después de pulir. $Ra=0.037$ [23]

En la sección 7.2 se presentaron los parámetros de la rugosidad necesarios para definir el contacto entre una superficie rugosa y una superficie blanda. Los parámetros obtenidos del perfil de rugosidad se presentan en la tabla 7.3. Estos parámetros son necesarios para encontrar los parámetros adicionales los cuales se encuentran resumidos en la tabla 7.4.

Tabla 7.3 Parámetros directos que se obtienen del perfil de rugosidad

Parámetros	Designación
Longitud de la sección del pico al nivel de la línea media	$\Delta l m_i$
Longitud de muestreo.	l
Rugosidad medida como la altura máxima del perfil de pico a valle	R_{max}
Rugosidad medida como la distancia entre la línea media y el punto más alto	R_p
Rugosidad promedio	R_a
Ancho de los picos tomados a una distancia h_i de la cresta	d_i
Distancia igual $0.3 R_a$ o $0.06 R_{max}$	h_i

Tabla 7.4 Resumen de los parámetros adicionales de rugosidad y sus ecuaciones.

Parámetro	Designación	Ecuación	Núm. Ecuación
Longitud media relativa del perfil a lo largo de la línea media	tm	$tm = \frac{1}{n} \sum_1^n tm_i$	5.79
Longitud relativa del perfil a lo largo de la línea media	tm_i	$tm_i = \frac{1}{l} \sum_1^n \Delta lm_i$	5.80
Parámetros de una aproximación exponencial de la porción inicial de la curva de área de apoyo (desde el origen hasta la línea media)	v	$v = 2tm \frac{Rp}{Ra} - 1$	5.81
	b	$b = tm \left(\frac{Rmax}{Rp} \right)^v$	5.82
Radio transversal	r_{tr}	$r_{tr} = \frac{Y_v}{Y_h^2} \frac{1}{k} \frac{\sum_1^k d_{tri}^2}{8h}$	5.84
Radio longitudinal	r_{ln}	$r_{ln} = \frac{Y_v}{Y_h^2} \frac{1}{k} \frac{\sum_1^k d_{lni}^2}{8h}$	5.85
Radio efectivo	r	$r = \sqrt{r_{tr} \cdot r_{ln}}$	5.86
Ángulo de inclinación de una aspereza	θ_i	$\tan \theta_i = \frac{Y_h y_i}{Y_v x_i}$	5.87
Ángulo promedio de las asperezas	θ	$\tan \theta = \frac{1}{n} \sum_1^n \tan \theta_i$	5.88
Característica compleja de la rugosidad superficial	Δ	$\Delta = \frac{Rmax}{rb^{1/v}}$	5.89

Otros perfiles de rugosidad utilizados en superficies de la fluta helicoidal de brocas de WC-Co se encuentran mostrados en la figura 7.12 y 7.13.

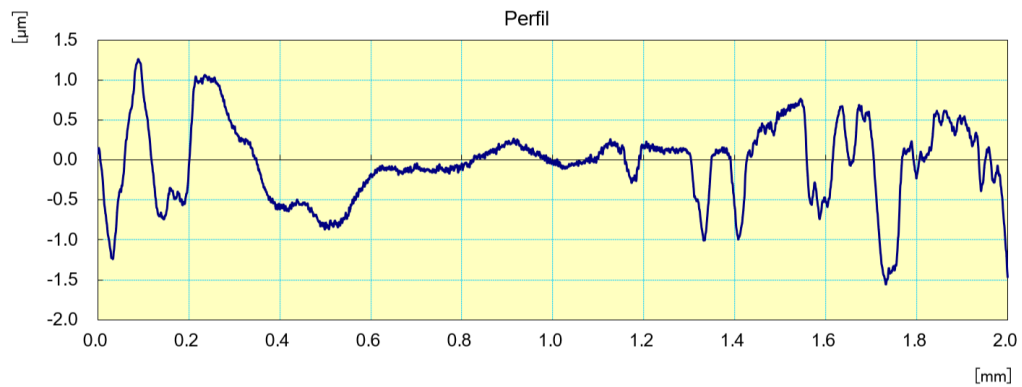


Figura 7.12 Perfil de rugosidad con $Ra=0.41$ [23].

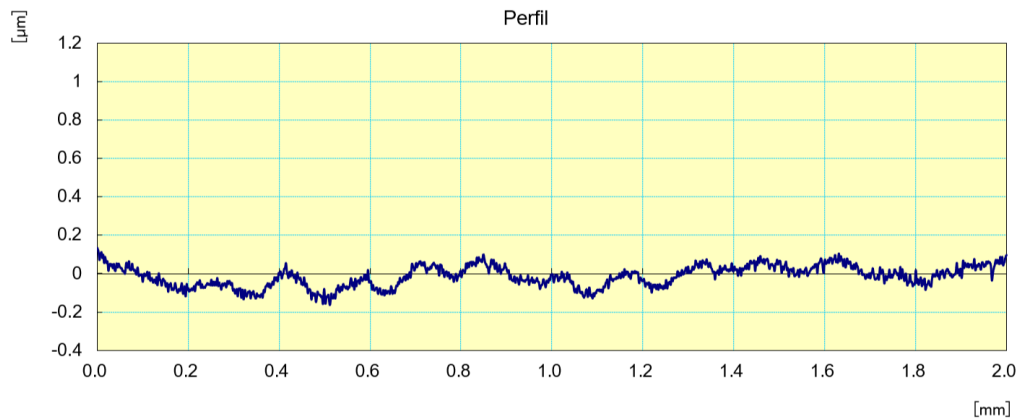


Figura 7.13 Perfil de rugosidad con $Ra=0.046$ [23].

Tabla 7.5 Parámetros obtenidos de la rugosidad superficial.

Ra (μm)	$Rmax$ (μm)	Rp (μm)	l (mm)	r (μm)	tm (μm)	b	v	Δ	$v(v-1)k_1$	θ ($^\circ$)
0.41	2.43	1.21	2	87	0.4461	1.45	1.7	0.0227991	0.85	72.9
0.371	2.34	1.18	2	95	0.4311	1.42	1.7	0.0201316	0.85	68.2
0.2	1.24	0.627	2	190	0.4258	1.32	1.6	0.0055027	0.88	36.1
0.1	0.6	0.3	2	245	0.4227	1.22	1.5	0.0021448	0.89	17.09
0.046	0.28	0.124	2	275	0.4210	1.18	1.3	0.0008912	0.93	6.8
0.037	0.22	0.1	2	330	0.4208	1.14	1.2	0.0005975	0.94	2.8

*Los valores a $0.2 \mu\text{m}$ y $0.1 \mu\text{m}$ Ra se encontraron por interpolación.

Como se puede observar en la tabla 7.5 el radio efectivo crece conforme la rugosidad de la superficie disminuye. Al reducir la rugosidad el ángulo de las asperezas disminuye, como se puede ver en la figura 7.4, la disminución del ángulo de las asperezas puede involucrarse con el aumento del radio efectivo de la aspereza y al este crecer, el ángulo de la aspereza disminuye y la rugosidad también, esto se puede observar en los perfiles de la rugosidad superficial en la figura 7.12 y 7.13. La tendencia del radio efectivo a aumentar con la disminución de la rugosidad concuerda con la tendencia de los valores encontrados en las tablas compiladas por V. S. Kambalov mostradas por Kargelsky [14] y con lo dicho por Chang W. et al [24].

7.6.- Resultados obtenidos por contacto plástico y elástico

Para obtener los valores de P_c y P_r es necesario tener los parámetros de rugosidad y las propiedades del material y herramienta mostrados en las tablas 7.5, 7.6 y 7.7

Para encontrar el valor del esfuerzo normal estará dado como en la ecuación 7.34 [6]:

$$\sigma = \tau_s \sqrt{3}$$

Mientras que el valor de la constante elástica está dado por la ecuación 7.28:

$$\Theta = \frac{1 - \nu^2}{E}$$

Tabla 7.6 Propiedades de los materiales de trabajo

Aleación	τ_s	σ	Dureza (HB)	ν_1	E_1	Θ_1
A319 T6	200	346.41	80	0.33	74 GPa 7545.9 kgf/mm ²	1.18 x10 ⁻⁴ kgf/mm ²
A356 T6	180	311.76	70	0.33	72.4 GPa 7382.745 kgf/mm ²	1.21 x10 ⁻⁴ kgf/mm ²
A339 T6	248	429.54	125	0.33	73 GPa 7443.93 kgf/mm ²	1.20 x10 ⁻⁴ kgf/mm ²

Tabla 7.7 Propiedades del material de la herramienta

Tipo de herramienta	Dureza	ν_2	E_2	Θ_1
WC-Co	92.8 HRA 1150 HB	0.209	614 GPa 62610.6 kgf/mm ²	1.57 x10 ⁻⁵ kgf/mm ²

Para la obtención de la presión de contorno y presión real las ecuaciones se muestran en la tabla 7.8

Tabla 7.8 Ecuaciones a utilizar para la obtención de la presión real y de contorno de acuerdo con el tipo de contacto.

Tipo de contacto	Ecuaciones	Núm. Ec.	
Elástico	$P_c = \frac{2.4 \frac{2\nu+1}{2} \cdot \nu(\nu-1)k_1 \cdot HB^{2\nu+1}}{5\Delta^{\nu}} \Theta^{2\nu}$	7.40	
	$P_r = 0.8 \left(\frac{Ra}{r\Theta^2} \right)^{0.4} P_c^{0.2}$	7.24	
Plástico	$P_c = \frac{5.4^{\nu} HB^{2\nu+1}}{2\Delta^{\nu}} \Theta^{2\nu}$	7.39	
	Sí $P_c \leq \frac{1}{3}HB$	$P_r \approx H$	7.25
	Sí $P_c > \frac{1}{3}HB$	$P_r \approx P_c - 0.4 \sqrt{\frac{H^3}{P_c}}$	7.26

7.6.1.- Resultados contacto plástico

Para el contacto plástico se tiene que el valor de presión de contorno en función de la rugosidad se presenta en la tabla 7.9 y la presión real en la tabla 7.10.

Tabla 7.9 Valores obtenidos de la presión de contorno en función de la rugosidad para el contacto plástico.

$P_c \left(\frac{kgf}{mm^2} \right)$			
<i>Ra</i>	A319	A356	A339
0.037	266640.8207	281002.5513	275491.1636
0.046	264476.0934	279942.4006	273999.1467
0.1	181935.7303	194266.3277	189515.3070
0.2	59142.3920	63427.4210	61774.1721
0.371	8710.6216	9382.6594	9123.0268
0.41	7049.8869	7593.7965	7383.6645

Tabla 7.10 Valores obtenidos de la presión real en función de la rugosidad para el contacto plástico.

$P_r \left(\frac{kgf}{mm^2} \right)$			
<i>Ra</i>	A319	A356	A339
0.037	266610.6112	280973.1239	275461.4433
0.046	264445.7606	279912.9176	273969.3456
0.1	181899.1584	194230.9355	189479.4739
0.2	59078.24782	63365.4814	61711.40914
0.371	8543.480951	9221.6157	8959.707588
0.41	6864.099775	7414.7865	7202.125107

Se puede observar que la presión de contorno y la presión real disminuye conforme la rugosidad aumenta. Los valores de la presión de contorno y la presión real son muy similares, se aprecia que la presión real es ligeramente menor que la presión de contorno. Esto se debe a las altas presiones que excede el valor de la dureza del material. De acuerdo con la ecuación 7.49 cuando se tienen valores donde $P_c > P_r$ y sabiendo que para áreas pequeñas o donde no existe ondulación $A_c = A_n$, se tiene:

$$\frac{A_r}{A_n} = \frac{P_r}{P_c}$$

Ecuación 7.43

En la tabla 7.11 se presentan los valores de A_r/A_n de acuerdo con la rugosidad.

Tabla 7.11 Valores obtenidos de la relación de áreas en función de la rugosidad para el contacto plástico.

A_r/A_n			
Ra	A319	A356	A339
0.037	0.999886703	0.999895277	0.999892119
0.046	0.99988531	0.999894682	0.999891237
0.1	0.999798984	0.999817816	0.999810922
0.2	0.998915428	0.999023457	0.998983994
0.371	0.980811853	0.982836027	0.982098133
0.41	0.97364679	0.976426812	0.97541338

Utilizando el modelo propuesto en la ecuación 7.47 donde:

$$\tau = \tau_s \left[1 - \exp\left(-\frac{A_r}{A_n}\right)^n \right]^{\frac{1}{n}}$$

Tenemos entonces que el para el contacto plástico los valores del esfuerzo de fricción están dados en la tabla 7.12

Tabla 7.12 Valores obtenidos para el esfuerzo de fricción en función de la rugosidad para el contacto plástico.

$\tau(MPa)$			
Ra	A319	A356	A339
0.037	196.6230352	176.9608112	243.8126329
0.046	185.9713601	167.3744697	230.6047006
0.1	156.5670523	140.9113415	194.1440134
0.2	132.6288699	118.3219507	164.4658793
0.371	124.998695	112.6353214	155.117931
0.41	124.4593761	112.2021801	154.4949575

Utilizando la ecuación para la obtención del coeficiente de fricción de Coulomb

$$\mu = \frac{\tau}{\sigma}$$

Se tiene que el coeficiente de fricción en función de la rugosidad esta dado en la tabla 7.13

Tabla 7.13 Valores obtenidos para el coeficiente de fricción en función de la rugosidad para el contacto plástico.

μ			
Ra	A319	A356	A339
0.037	0.567601812	0.567602067	0.567601973
0.046	0.536853074	0.536853862	0.536853572
0.1	0.451970149	0.451973339	0.451972171
0.2	0.382866569	0.379517834	0.382880725
0.371	0.360840151	0.361277962	0.361118465
0.41	0.359283271	0.359888661	0.359668166

7.6.2.- Resultados contacto elástico

Para el contacto elástico se tiene que el valor de presión de contorno en función de la rugosidad se presenta en la tabla 7.14 y la presión real en la tabla 7.15

Tabla 7.14 Valores obtenidos de la presión de contorno en función de la rugosidad para el contacto elástico.

$P_c \left(\frac{kgf}{mm^2} \right)$			
<i>Ra</i>	A319	A356	A339
0.037	58694.9965	14845.5383	14554.3682
0.046	53112.6179	21925.2511	21459.7721
0.1	29730.3375	23808.9715	23226.6940
0.2	8811.6074	9072.0313	8835.5669
0.371	1155.9084	1481.6553	1440.6556
0.41	935.5272	1199.1684	1165.9856

Tabla 7.15 Valores obtenidos de la presión real en función de la rugosidad para el contacto elástico.

$P_r \left(\frac{kgf}{mm^2} \right)$			
<i>Ra</i>	A319	A356	A339
0.037	262.369289	195.8472285	196.3651628
0.046	301.8055802	248.4746555	249.0495335
0.1	383.9646148	360.9149	361.5111548
0.2	439.7838274	434.6849388	435.2593396
0.371	494.9513026	511.1315425	511.6380229
0.41	511.4872258	528.2080344	528.7314359

Se puede observar que la presión de contorno para el contacto elástico disminuye conforme la rugosidad aumenta, este comportamiento se observa también en el contacto plástico. Sin embargo, a diferencia del contacto plástico, en el contacto elástico se presenta que la presión real aumenta conforme aumenta la rugosidad.

Se puede observar claramente que los valores de la presión de contorno son más grandes que los valores de la presión real. De acuerdo con la ecuación 7.43 cuando se tienen valores donde $P_c > P_r$.

$$\frac{A_r}{A_n} = \frac{P_r}{P_c}$$

Se tiene entonces en la 7.16 los valores de las relaciones de áreas para el contacto elástico.

Tabla 7.16 Valores obtenidos de la relación de áreas en función de la rugosidad para el contacto elástico

A_r/A_n			
Ra	A319	A356	A339
0.037	0.004470045	0.013192329	0.013491837
0.046	0.005682371	0.011332808	0.011605414
0.1	0.012914909	0.015158778	0.015564469
0.2	0.049909603	0.047914841	0.049262186
0.371	0.428192509	0.344973322	0.355142496
0.41	0.546736897	0.440478616	0.453463109

Para calibrar los valores de “n” en contacto elástico se propone variar inicialmente los valores entre 1 y 3 como los sugiere Childs [6].

En la tabla 7.17 se muestran los valores del esfuerzo de fricción obtenidos para los valores de “n” entre 1 y 3. 1 para bajas rugosidades y 3 para altas rugosidades.

Tabla 7.17 Valores obtenidos para el esfuerzo de fricción en función de la rugosidad para el contacto elástico. Variando el valor de “n” entre 1 y 3.

$\tau(MPa)$			
Ra	A319	A356	A339
0.037	0.892013889	0.8028125	1.106097222
0.046	21.26067405	19.13460665	26.36323583
0.1	50.33216977	45.2989528	62.41189052
0.2	103.6165801	93.25492207	128.4845593
0.371	179.5240524	161.5716472	222.609825
0.41	186.1312384	167.5181146	230.8027356

Utilizando el método descrito en la sección 7.4.1 con las ecuaciones 7.33 y 7.34 para la obtención del esfuerzo de fricción en la teoría de enclavamiento y los resultados de los valores del ángulo promedio de las asperezas de acuerdo con la rugosidad superficial, obtenidos mediante los perfiles de rugosidad y las ecuaciones 5.87 y 5.88 presentados en la tabla 7.5, se puede obtener el comportamiento del esfuerzo de fricción mediante la teoría de enclavamiento. En la tabla 7.18 se muestran los valores del esfuerzo de fricción obtenidos mediante la teoría de enclavamiento.

Tabla 7.18 Valores obtenidos para el esfuerzo de fricción en función de la rugosidad para la teoría de enclavamiento

$\tau(MPa)$			
Ra	A319	A356	A339
0.037	16.24452207	14.62006986	20.14320736
0.046	37.32036913	33.58833222	46.27725772
0.1	82.57499731	74.31749758	102.3929967
0.2	143.4410083	129.0969075	177.8668503
0.371	197.5923658	177.8331292	245.0145335
0.41	199.2044038	179.2839634	247.0134607

En las figuras 7.14, 7.15 y 7.16 se muestran graficados los valores obtenidos mediante el contacto elástico ($n=$ entre 3 y 1) y la teoría de enclavamiento.

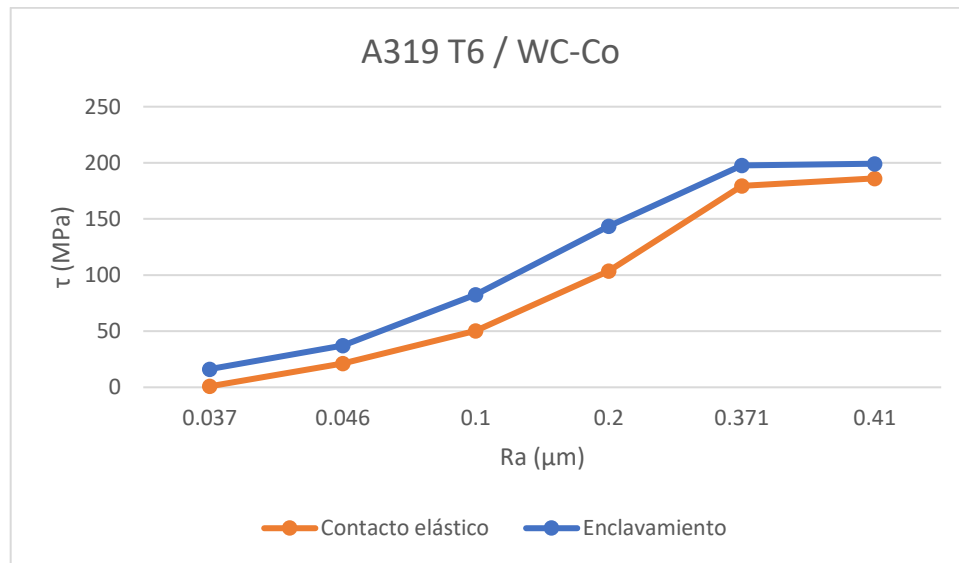


Figura 7.14 Gráfica del comportamiento elástico y la teoría de enclavamiento para el material de trabajo A319 T6 y la herramienta a base de WC-Co.

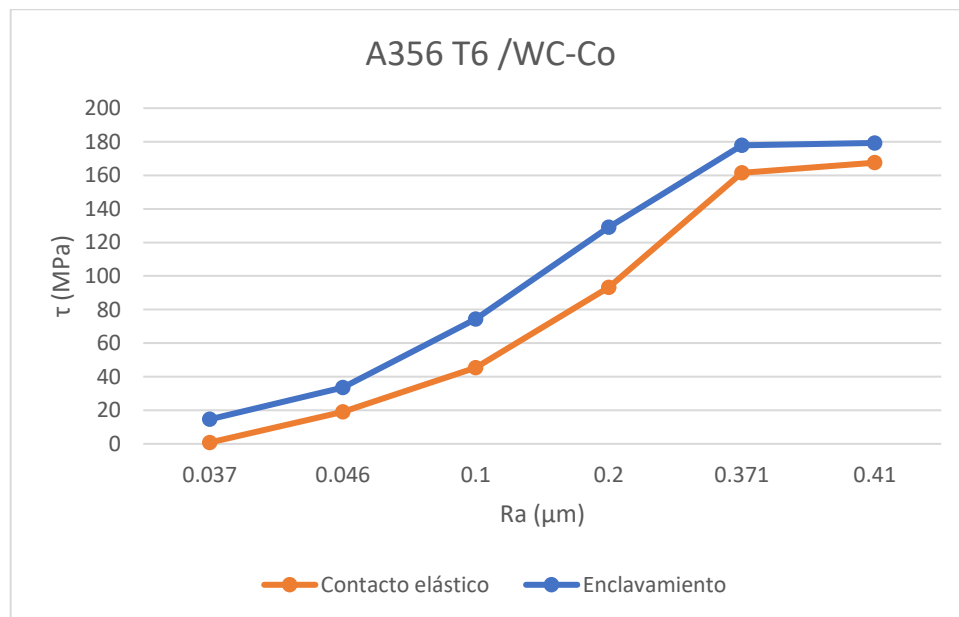


Figura 7.15 Gráfica del comportamiento elástico y la teoría de enclavamiento para el material de trabajo A356 T6 y la herramienta a base de WC-Co.

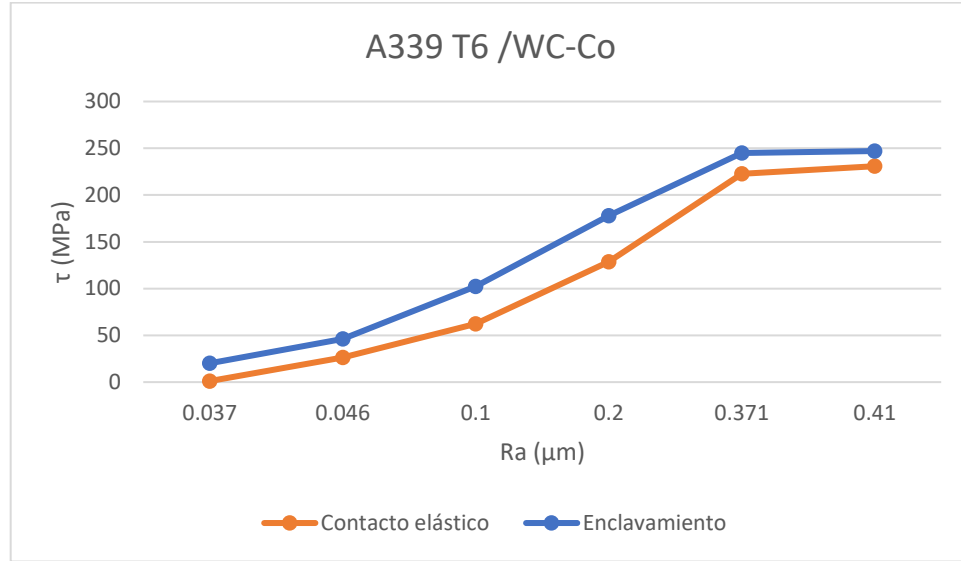


Figura 7.16 Gráfica del comportamiento elástico y la teoría de enclavamiento para el material de trabajo A339 T6 y la herramienta a base de WC-Co.

En las figuras 7.14, 7.15 y 7.16 se puede observar claramente la similitud del esfuerzo de fricción obtenido mediante el método propuesto en la sección 7.4.2 utilizando las ecuaciones de contacto elástico y los valores del esfuerzo de fricción obtenido mediante el método propuesto en la sección 7.4.1 para la obtención del esfuerzo de fricción utilizando la teoría de enclavamiento. Esta similitud en el comportamiento del esfuerzo de fricción sugiere que es posible simular el comportamiento del esfuerzo de fricción mediante las ecuaciones de contacto elástico, obteniendo los valores de las relaciones de área.

Tabla 7.19 Valores obtenidos para el esfuerzo de fricción en función de la rugosidad para el contacto elástico. Variando el valor de “n” calibrado (entre 2 y 7 aproximadamente).

$\tau(MPa)$			
Ra	A319	A356	A339
0.037	16.22163062	14.59946755	20.11482196
0.046	37.90080653	34.11072588	46.9970001
0.1	82.03438999	73.83095099	101.7226436
0.2	143.3578444	129.0220599	177.763727
0.371	197.3611294	177.6250165	244.7278005
0.41	199.3720766	179.434869	247.221375

Tabla 7.20 Valores obtenidos para el coeficiente de fricción en función de la rugosidad para el contacto elástico. Utilizando la ecuación para la obtención del coeficiente de fricción de Coulomb.

μ			
Ra	A319	A356	A339
0.037	0.046827814	0.046827814	0.046827814
0.046	0.109410204	0.109410204	0.109410204
0.1	0.236812886	0.236812886	0.236812886
0.2	0.41383845	0.41383845	0.41383845
0.371	0.569732506	0.569732506	0.569732506
0.41	0.575537611	0.575537611	0.575537611

7.6.3.- Gráficas del comportamiento de la fricción

- Esfuerzo de fricción vs rugosidad A319 T6 / WC-Co

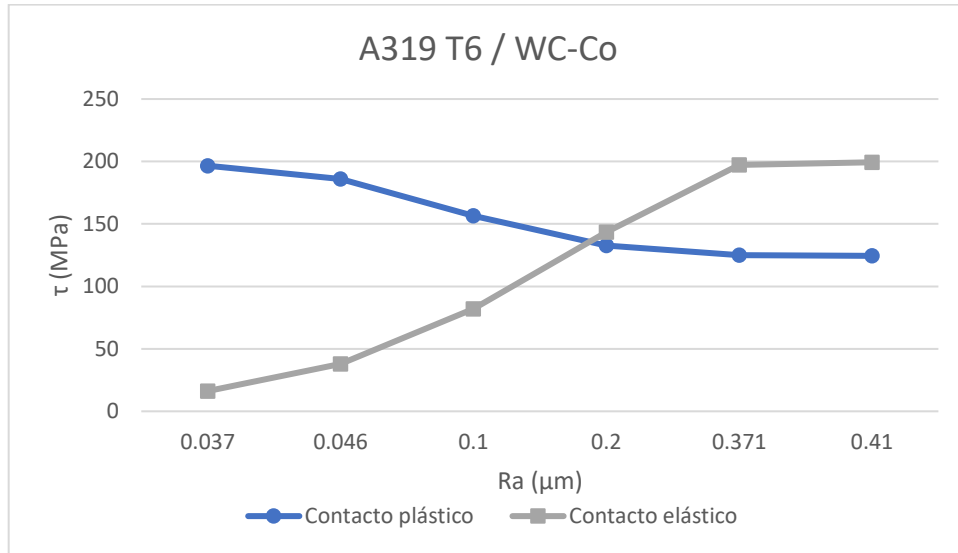


Figura 7.17 Gráfica del esfuerzo de fricción contra la rugosidad superficial de la fluta de la herramienta (A319 T6/ WC-Co).

- Esfuerzo de fricción vs rugosidad A356 T6 WC-Co

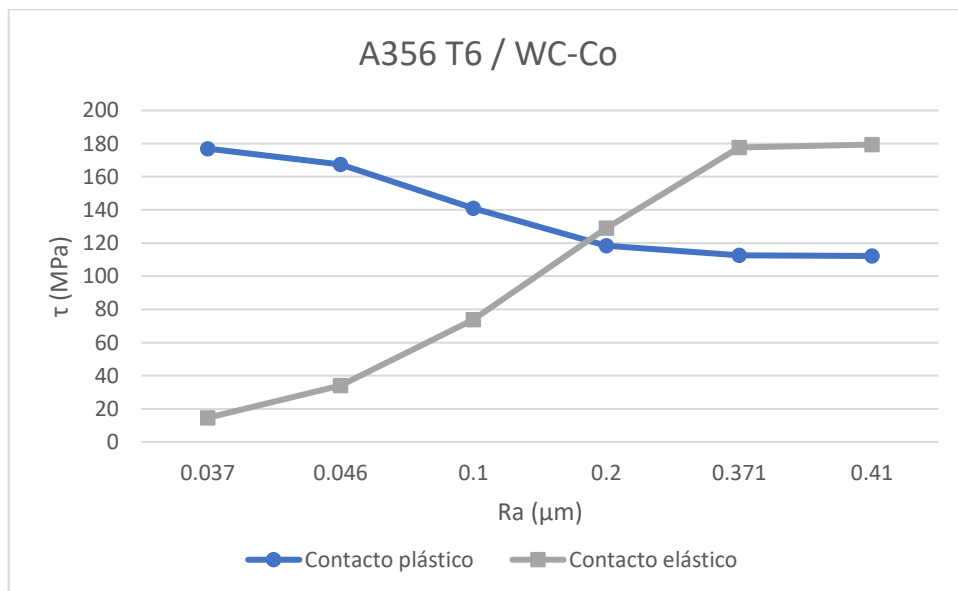


Figura 7.18 Gráfica del esfuerzo de fricción contra la rugosidad superficial de la fluta de la herramienta (A356 T6/ WC-Co).

- Esfuerzo de fricción vs rugosidad A339 T6 /WC-Co

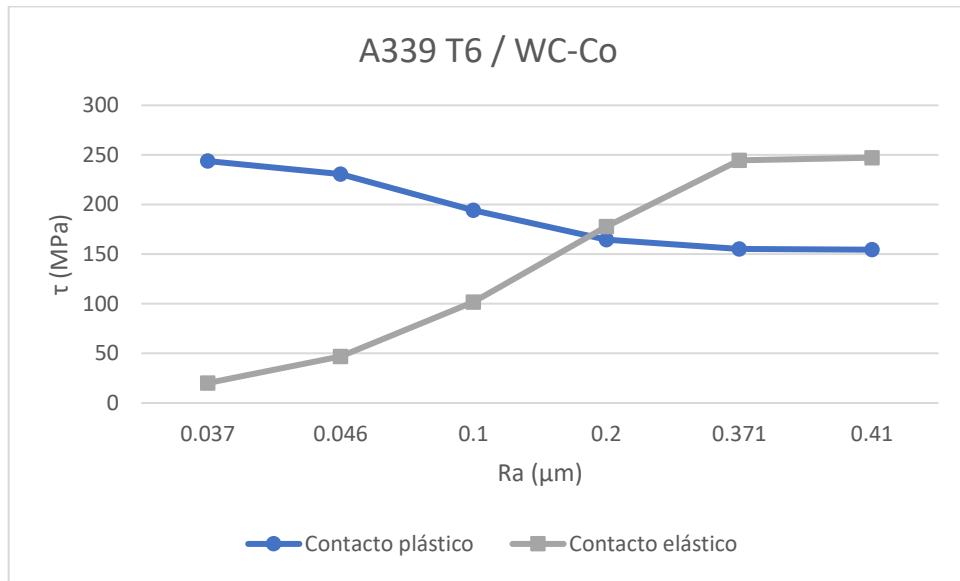


Figura 7.19 Gráfica del esfuerzo de fricción contra la rugosidad superficial de la fluta de la herramienta (A339 T6/ WC-Co).

- Coeficiente de fricción vs rugosidad A319 T6 /WC-Co

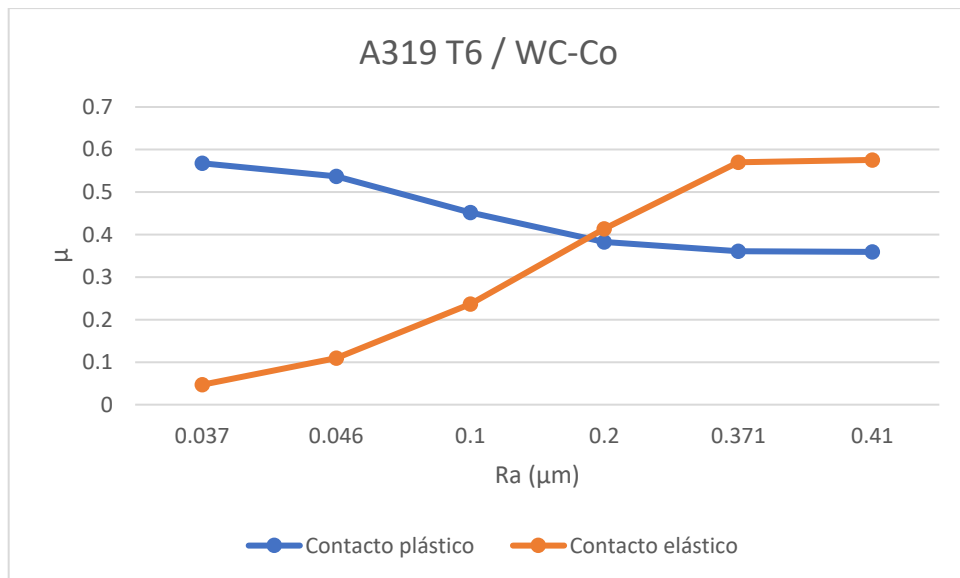


Figura 7.20 Gráfica del coeficiente de fricción contra la rugosidad superficial de la fluta de la herramienta (A319 T6/ WC-Co).

- Coeficiente de fricción vs rugosidad A356 T6 /WC-Co

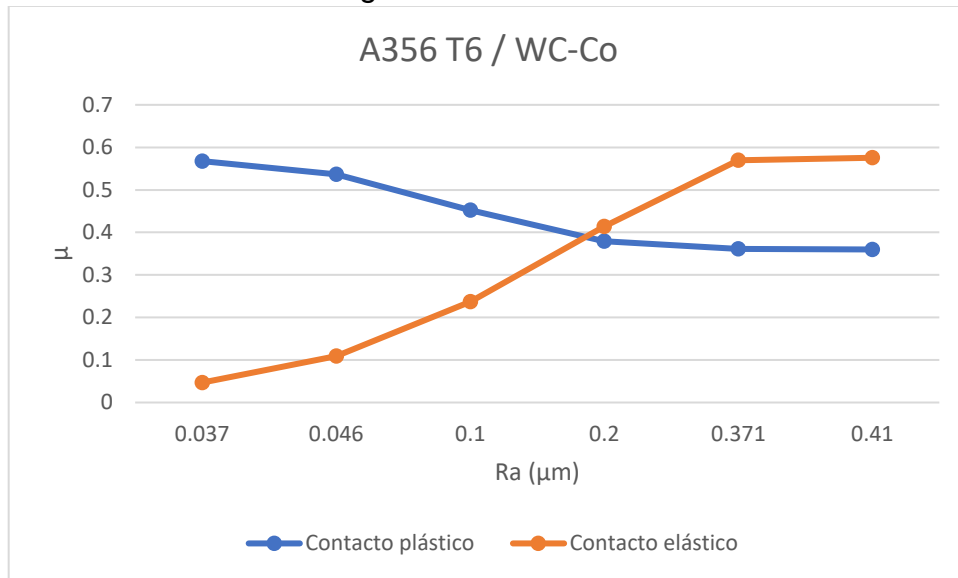


Figura 7.21 Gráfica del coeficiente de fricción contra la rugosidad superficial de la fluta de la herramienta (A356 T6/ WC-Co).

- Coeficiente de fricción vs rugosidad A339

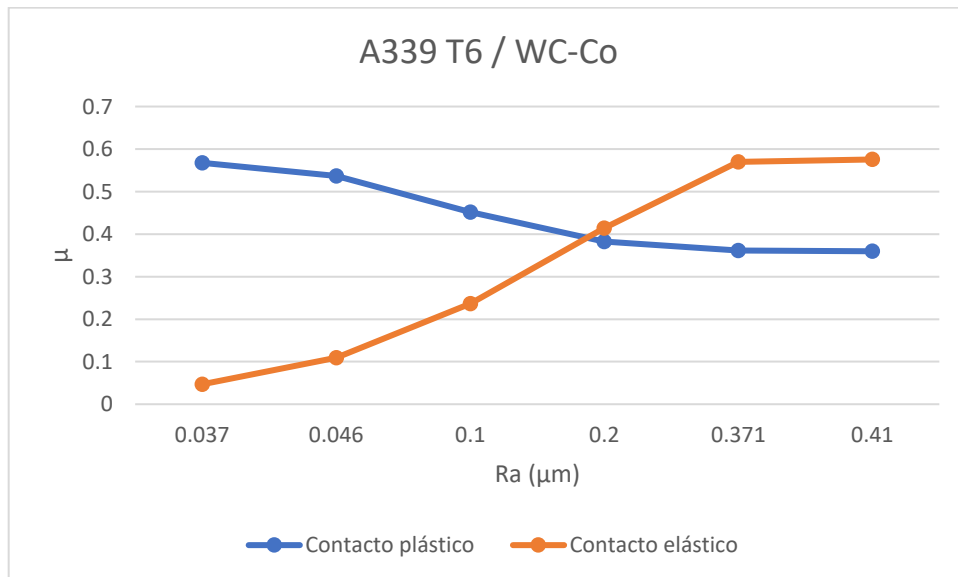


Figura 7.22 Gráfica del coeficiente de fricción contra la rugosidad superficial de la fluta de la herramienta (A339 T6/ WC-Co).

7.7.- Velocidad de deslizamiento de la viruta

El barrenado se encuentra conformado por dos tipos de corte: corte oblicuo realizado por los labios (filo secundario) de la broca y corte ortogonal en el filo principal de la broca [25], ver figura 5.4. Para simplificar el modelado del comportamiento de la broca consideraremos únicamente el corte ortogonal generado por el filo principal de la broca helicoidal para barrenado. Se considera que el ángulo de hélice es aproximadamente igual al ángulo de desprendimiento que utilizado para la simulación del barrenado en corte ortogonal [26] como se muestra en la figura 7.23. Utilizando las ecuaciones presentadas en el capítulo 5 para determinar la velocidad de deslizamiento de la viruta, con la ecuación 5.33 se obtendrá los valores para los ángulos de fricción correspondientes a los coeficientes de fricción obtenidos en las tablas 7.13 para el contacto plástico y 7.20 para el contacto elástico. Con la ecuación 5.37 se obtendrá los correspondientes ángulos de corte mediante la teoría de Ernest y Merchant [27, 28] y la ecuación 5.35 para determinar las velocidades de deslizamiento de la viruta.

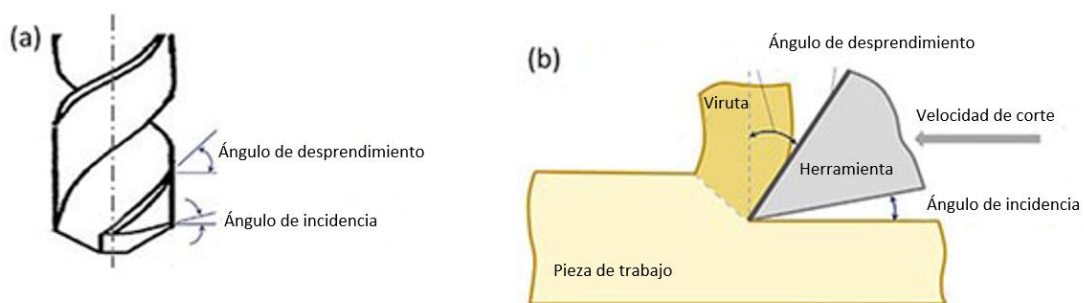


Figura 7.23. Ángulo de desprendimiento (a) en la herramienta (b) en el diagrama ortogonal [29].

7.7.1.- Contacto plástico

Tabla 7.21 Valores obtenidos para el ángulo de fricción en contacto plástico

β			
Ra	A319	A356	A339
0.037	29.57932266	29.57933371	29.57932964
0.046	28.22926405	28.22929908	28.22928621
0.1	24.32154819	24.32169995	24.3216444
0.2	20.95017249	20.78264691	20.95087987
0.371	19.84147924	19.86367096	19.85558709
0.41	19.76251401	19.79322878	19.78204325

Tabla 7.22 Valores obtenidos para el ángulo de corte en contacto plástico

φ			
Ra	A319	A356	A339
0.037	45.21033867	45.21033315	45.21033518
0.046	45.88536798	45.88535046	45.8853569
0.1	47.8392259	47.83915003	47.8391778
0.2	49.52491375	49.60867654	49.52456007
0.371	50.07926038	50.06816452	50.07220646
0.41	50.11874299	50.10338561	50.10897837

Tabla 7.23 Valores obtenidos para la velocidad de deslizamiento de la viruta en contacto plástico

v_{ch}			
Ra	A319	A356	A339
0.037	22.06385122	22.06384852	22.06384952
0.046	22.39364202	22.39363344	22.39363659
0.1	23.36113498	23.36109701	23.36111091
0.2	24.21298615	24.25576673	24.2128056
0.371	24.49694642	24.49124312	24.49332059
0.41	24.51724713	24.50934963	24.51222552

7.7.2.- Contacto elástico

Tabla 7.24 Valores obtenidos para el ángulo de fricción en contacto elástico

β			
Ra	A319	A356	A339
0.037	2.681077523	2.681077523	2.681077523
0.046	6.243907551	6.243907551	6.243907551
0.1	13.32294602	13.32294602	13.32294602
0.2	22.4816527	22.4816527	22.4816527
0.371	29.67157097	29.67157097	29.67157097
0.41	29.9220456	29.9220456	29.9220456

Tabla 7.25 Valores obtenidos para el ángulo de corte en contacto elástico

φ			
Ra	A319	A356	A339
0.037	58.65946124	58.65946124	58.65946124
0.046	56.87804622	56.87804622	56.87804622
0.1	53.33852699	53.33852699	53.33852699
0.2	48.75917365	48.75917365	48.75917365
0.371	45.16421451	45.16421451	45.16421451
0.41	45.0389772	45.0389772	45.0389772

Tabla 7.26 Valores obtenidos para la velocidad de deslizamiento de la viruta en contacto elástico

v_{ch}			
Ra	A319	A356	A339
0.037	29.20016884	29.20016884	29.20016884
0.046	28.16827818	28.16827818	28.16827818
0.1	26.20980021	26.20980021	26.20980021
0.2	23.82391972	23.82391972	23.82391972
0.371	22.04139504	22.04139504	22.04139504
0.41	21.98047084	21.98047084	21.98047084

7.7.1.- Gráficas de la velocidad de deslizamiento de la viruta

- Velocidad de deslizamiento vs rugosidad A319

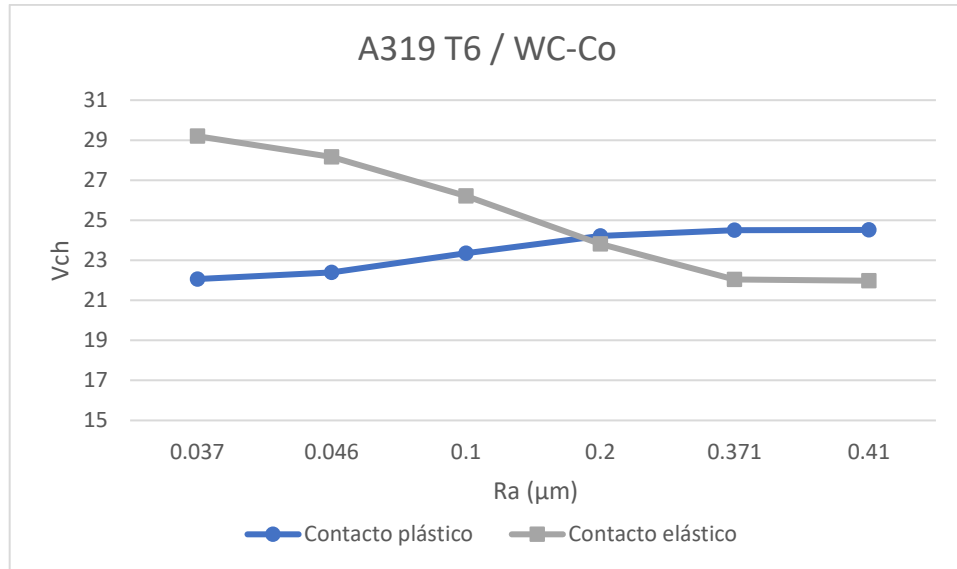


Figura 7.24 Gráfica de la velocidad de deslizamiento de la contra la rugosidad superficial de la fluta de la herramienta (A319 T6/ WC-Co).

- Velocidad de deslizamiento vs rugosidad A356

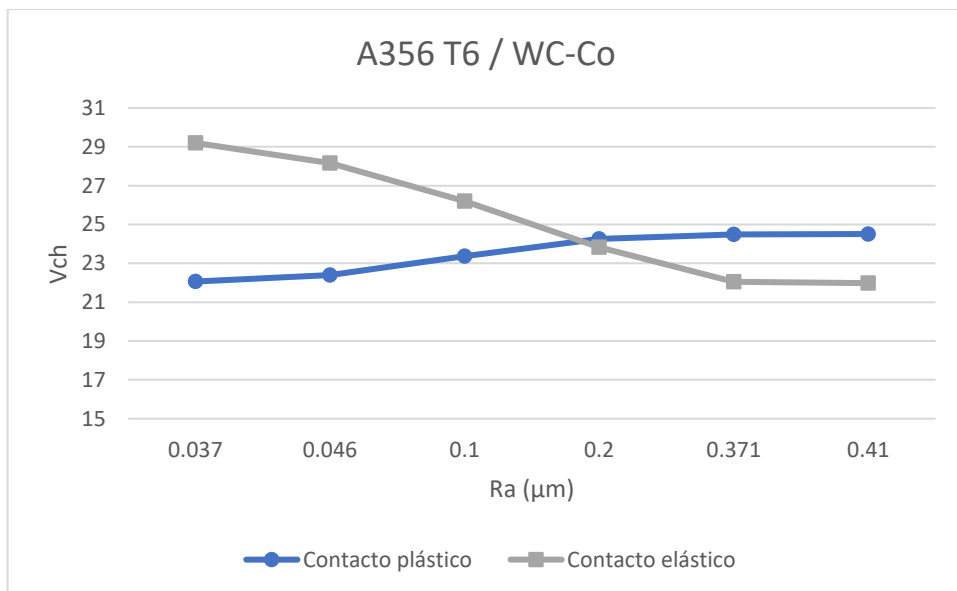


Figura 7.25 Gráfica de la velocidad de deslizamiento de la contra la rugosidad superficial de la fluta de la herramienta (A356 T6/ WC-Co).

- Velocidad de deslizamiento vs rugosidad A339

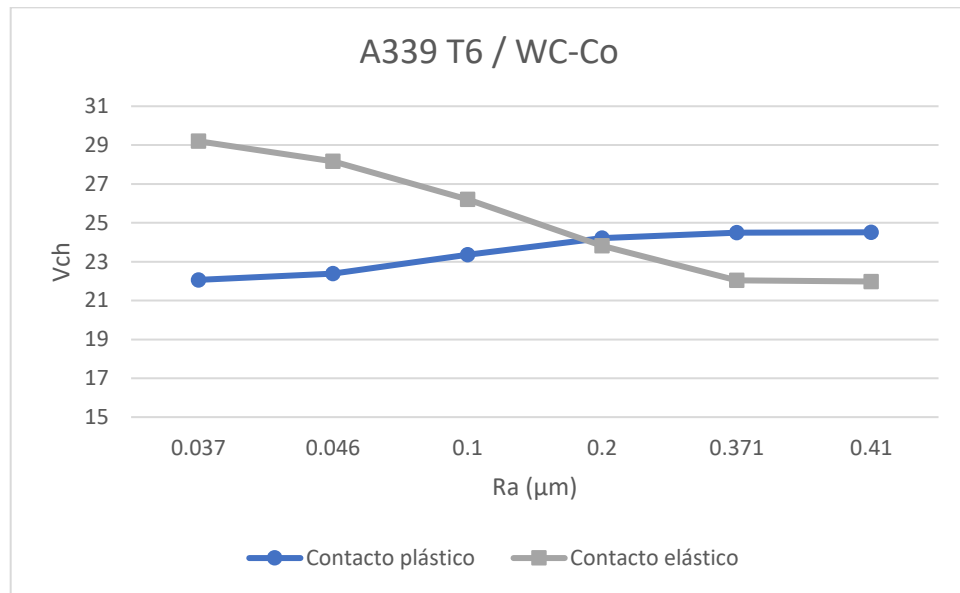


Figura 7.26 Gráfica de la velocidad de deslizamiento de la contra la rugosidad superficial de la fluta de la herramienta (A339 T6/ WC-Co).

7.8.- Discusión de los resultados

En trabajos realizados por otros autores [4, 5, 6, 30, 31, 32] se simula el comportamiento de fricción en corte ortogonal desde el filo de corte hasta el final del contacto entre viruta y herramienta, es apreciable la similitud del comportamiento de la fricción obtenido por ellos al comportamiento mostrado en las figuras 7.17, 7.18 y 7.19 realizadas en este trabajo. Esto se debe a que, el deslizamiento de la viruta desde el filo de corte hasta el final de contacto puede ser modelado por el comportamiento de la deformación plástica como lo sugiere Reiter G et al. [22]. Esta conclusión se observar también en la figura 7.6 a 7.8 de la sección 7.4.1 donde se realizó graficas del esfuerzo de fricción contra la relación de áreas para la teoría de adhesión pudiendo observar una similitud con los comportamientos obtenidos en las figuras 7.17 a 7.19.

El comportamiento de la fricción por teorías de adhesión o por deformación plástica ha sido ampliamente estudiado. Zorev [4] fue uno de los primeros investigadores en observar que el esfuerzo de fricción disminuye siguiendo una ley de tipo potencia desde el filo de corte de la herramienta hasta que la viruta deja de estar en contacto con la herramienta. Por otro lado, Usui y Takeyama [30] observaron que el esfuerzo de fricción presentaba un pico en el filo de corte (al inicio del deslizamiento), después se estabilizaba (formando una meseta) y por último cae fuertemente al final del contacto, observaciones también hechas por Childs [31] y unos años después por Lee [32]. Estos comportamientos se muestran en la figura 7.27.

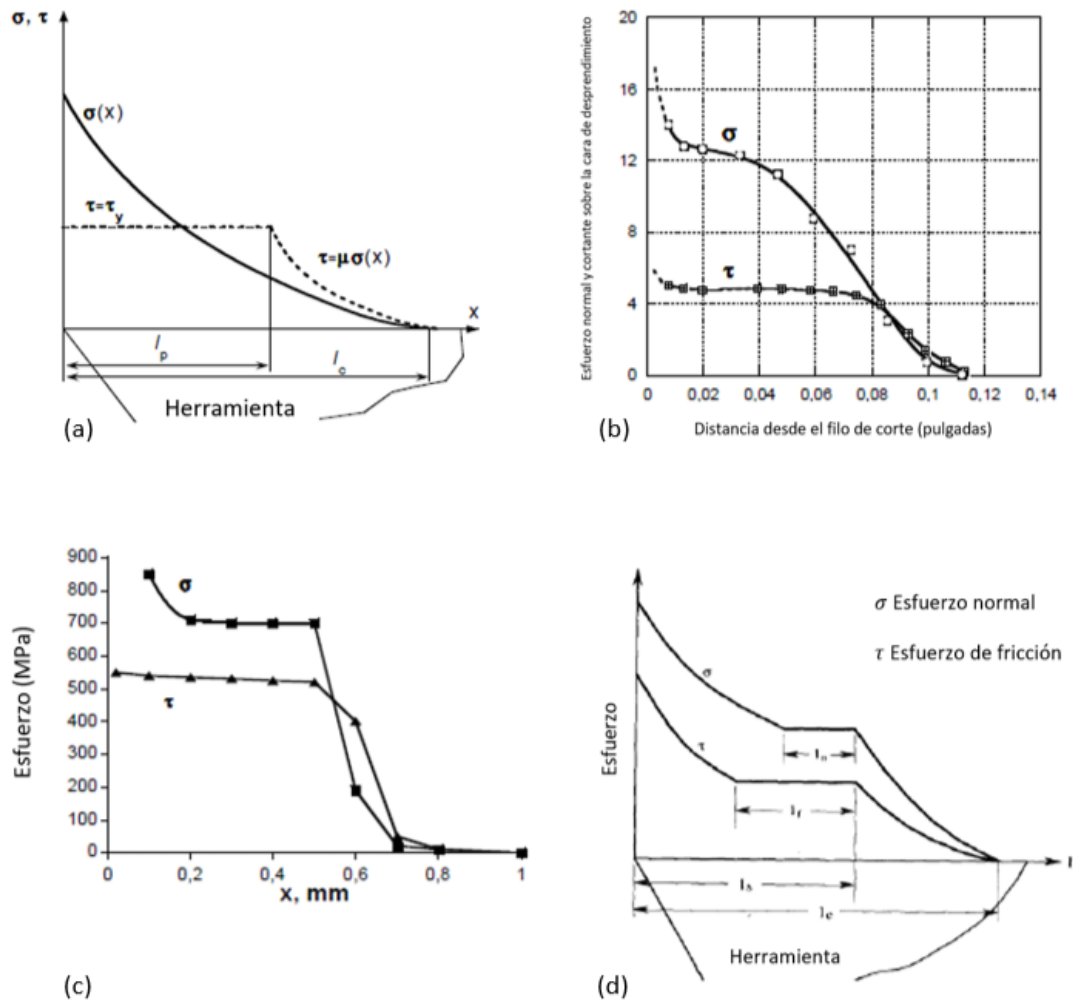


Figura 7.27 (a) Zorev [4] (b) Usui y Takeyama [30] (c) Childs [31] y (d) Lee [32].

Este tipo de comportamiento se puede observar en las figuras 7.17 a 7.19 realizadas en este trabajo para el contacto plástico donde el rango graficado es de 0.037 a 0.41 $\mu\text{m Ra}$. La tendencia conforme disminuye la rugosidad es un aumento en el esfuerzo de fricción, si se grafica una rugosidad de 0 Ra, es decir un contacto completo, y la relación de áreas sería $A_r/A_n = 1$ teniendo el valor máximo del esfuerzo de fricción, llegando al valor de la resistencia a la cizalladura del material y se podría observar mejor el pico del esfuerzo de fricción encontrado por Usui y Takeyama [30], Childs [31] y Lee [32] en sus experimentos.

Al deslizarse la viruta por la fluta helicoidal, no solo puede presentar adhesión y deformación plástica, sino que también presenta deformación elástica y arado de las asperezas. El comportamiento del esfuerzo de fricción por la teoría de enclavamiento tiene una similitud con el contacto elástico en las figuras 7.14 a 7.16 se puede observar dicha similitud la cual se tiene al considerar el ángulo promedio de las asperezas (teoría de enclavamiento) con el método propuesto en la sección 7.4.1 y las ecuaciones presentadas por Kragelsky [14] con el método para el contacto elástico en la sección 7.4.2. Esta similitud nos ayuda a encontrar los valores de la variable “n” en el modelo propuesto en este trabajo el cual es un modelo modificado a partir del modelo propuesto por Childs [6]. Por lo tanto, al calibrar el valor de “n” se pueden encontrar los valores para obtener el enclavamiento en el contacto elástico. Por lo que se puede usar cualquier tanto la teoría de enclavamiento como el contacto elástico.

La diferencia entre el contacto elástico y la teoría de enclavamiento se observa en el aumento del esfuerzo de fricción con la rugosidad. Mediante el contacto elástico el esfuerzo de fricción aumenta debido a que la relación de áreas (A_r/A_n) aumenta con la rugosidad, esto es debido a la deformación de las asperezas. Mientras que por la teoría de enclavamiento el esfuerzo de fricción aumenta debido a que se tiene que escalar una aspereza mayor pudiendo provocar el arado de las asperezas.

En la tabla 7.11 se puede observar los valores de la relación de área para el contacto plástico donde podemos observar que estos valores son

aproximadamente igual a 1, es decir, $A_r/A_n \cong 1$ donde se tiene contacto puramente plástico. Mientras que, para el contacto elástico, ver tabla 7.16 la relación de áreas es aproximadamente igual a 0.5 o menor. Estos valores concuerdan con lo observado por Zhang J. et al. [33] concluyendo que el contacto real normalmente es mixto por lo que para contactos elástico-plástico se espera que las relaciones de A_r/A_n se encuentren entre 0.5 y 1.

Se puede observar en las gráficas del comportamiento de fricción que tanto el contacto plástico como el contacto elástico son similares en los tres tipos de materiales. Esto es debido a que las propiedades de dichos materiales tienden a ser muy similares, por lo cual no se ve una diferencia significativa además del valor de la resistencia a la cizalladura, por esto mismo las gráficas del coeficiente de fricción contra la rugosidad superficial de la fluta de las herramientas para barrenado tienden a ser aproximadamente iguales.

En las figuras de la 7.17 a 7.22 se puede observar que el comportamiento plástico y el elástico se cruzan aproximadamente en $0.19 \mu\text{m Ra}$, esto quiere decir que en las aleaciones de aluminio-silicio al maquinarse con herramientas a base de WC-Co, la rugosidad de la fluta helicoidal por debajo de $0.19 \mu\text{m Ra}$ favorece el comportamiento de la adhesión esto es debido al aumento del área de contacto, aumentando con ello la fricción en la interfaz herramienta-viruta. Mientras que después de los $0.19 \mu\text{m Ra}$ el comportamiento de enclavamiento juega un papel importante haciendo crecer la fricción al tener rugosidades mayores a $0.19 \mu\text{m Ra}$ debido a la energía necesaria para escalar asperezas mayores llegando a ser aproximadamente igual a la resistencia a la cizalladura del material, pudiendo provocar el arado de las asperezas y presentar partículas libres. Este comportamiento se ha presentado de manera experimental en trabajos como el de Rabinowicz, E. [12] mostrado en la figura 7.2 el cual realizó pruebas experimentales en “pin-on-disk” para encontrar el coeficiente de fricción a distintas rugosidades en cobre sobre cobre sin lubricación.

Zhou Y. et al. [34] encontraron el mismo comportamiento que Rabinowicz, utilizando un tribómetro lineal recíprocante, los resultados obtenidos mostraron

que existe una región óptima de rugosidad de la superficie que conduce a una reducción de la fricción, ver figura 7.28. Donde la rugosidad superficial del espécimen 1 se encuentra entre 0.40 y 0.50 $\mu\text{m Ra}$, el espécimen 2 entre 0.19 y 0.24 $\mu\text{m Ra}$, el espécimen 3 entre 0.09 y 0.13 $\mu\text{m Ra}$ y el espécimen 4 entre 0.02 y 0.04 $\mu\text{m Ra}$. Se puede observar que la fricción es más elevada en altas rugosidades (especimen 1, 0.40 - 0.50 $\mu\text{m Ra}$) y desciende conforme disminuye la rugosidad hasta el espécimen 3 (0.09 - 0.13 $\mu\text{m Ra}$), a partir de este espécimen si se reduce más la rugosidad (especimen 4, 0.02 - 0.04 $\mu\text{m Ra}$) el coeficiente de fricción aumenta.

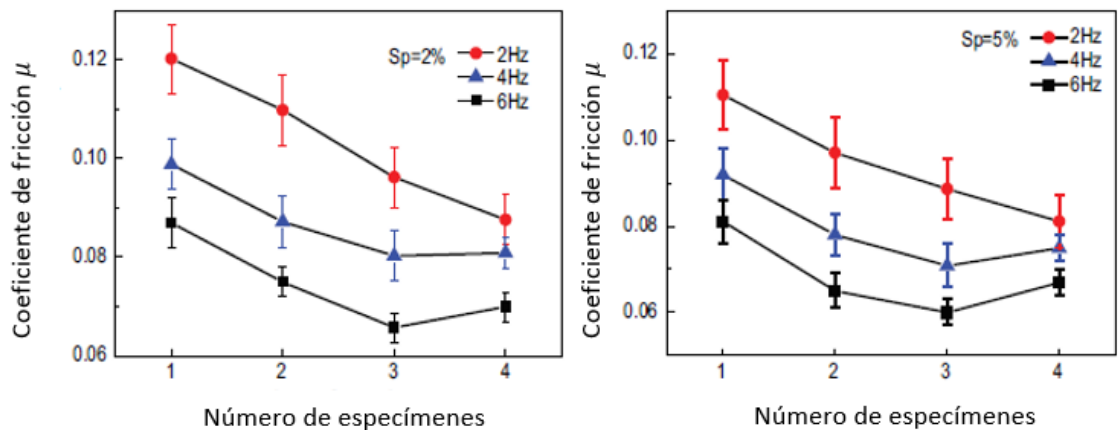


Figura 7.28 Resultados del tribómetro lineal realizados por Zhou Y. et al. [34].

Riyadh A. et al. [35] observaron que el coeficiente de fricción disminuye conforme la rugosidad disminuye, sin importar si el deslizamiento se realiza en seco o lubricado variando la carga normal entre 10 y 30 N observando que entre más carga normal se tiene menor es el coeficiente de fricción, estas pruebas fueron realizadas para analizar el efecto de la rugosidad superficial de aleaciones de aluminio-silicio fundidas utilizando “pin-on-disk”, también observaron que la tasa de desgaste disminuyó a medida que disminuye la rugosidad, las rugosidades utilizadas varían entre 6 y 4 $\mu\text{m Ra}$.

Dentro de los trabajos que se han realizado modificando la fluta helicoidal de las herramientas se encuentra el trabajo realizado por Niketh S et al, en el cual realizan una microtexturización en las flutas y el margen de las herramientas de barrenado para el mecanizado de aleaciones de titanio, concluyendo que el microtexturizado por láser puede reducir la fricción en la operación de maquinado. Esta microtexturización aumenta la rugosidad de la fluta helicoidal y disminuye la fricción debido a que disminuye el área de contacto entre la viruta y la herramienta, este trabajo concuerda con el comportamiento de la teoría de adhesión o deformación plástica donde al aumentar la rugosidad la fricción se ve reducida, como podemos observar en el comportamiento encontrado por Zhou, et al [34] y por Rabinowicz [12] obtenidos por métodos experimentales y el comportamiento obtenido teóricamente en este trabajo, la fricción se ve reducida si se aumenta la rugosidad superficial en la teoría de adhesión o contacto plástico esto es válido solo hasta un cierto punto donde se cruza el comportamiento por enclavamiento debido a la alta rugosidad superficial y la fricción tiende a subir nuevamente. Por lo tanto, se puede encontrar los valores óptimos para la rugosidad superficial.

Kragelsky [14] menciona que las deformaciones plásticas predominan en rugosidades no muy pequeñas ($Ra > 0.16\mu m$) y las deformaciones elásticas predominan en $Ra \leq 0.16\mu m$. Esto concuerda con lo dicho por Chang W. et al. [24] quien además menciona que para superficies más lisas el índice de plasticidad es bajo, la desviación estándar de las alturas de asperezas es más pequeña, se tiene un radio de aspereza mayor, se tiene altas fuerzas de adhesión debido también a un radio de aspereza mayor, mayor coeficiente de fricción debido al aumento de fuerza de adhesión. Por otro lado, superficies más rugosas, el índice de plasticidad es mayor, desviación estándar más grande y el radio de asperezas es más pequeño, la mayoría de las asperezas se deforman plásticamente.

Para las aleaciones de aluminio-silicio maquinadas con herramientas de WC-Co el valor de rugosidad óptimo se encuentra en $0.19\mu m$ Ra, ver figuras 7.17 a la

7.22. Tomando como base la figura 7.17 como el comportamiento típico para las aleaciones de aluminio-silicio en contacto con una herramienta a base de WC-Co, se muestra la figura 7.29.

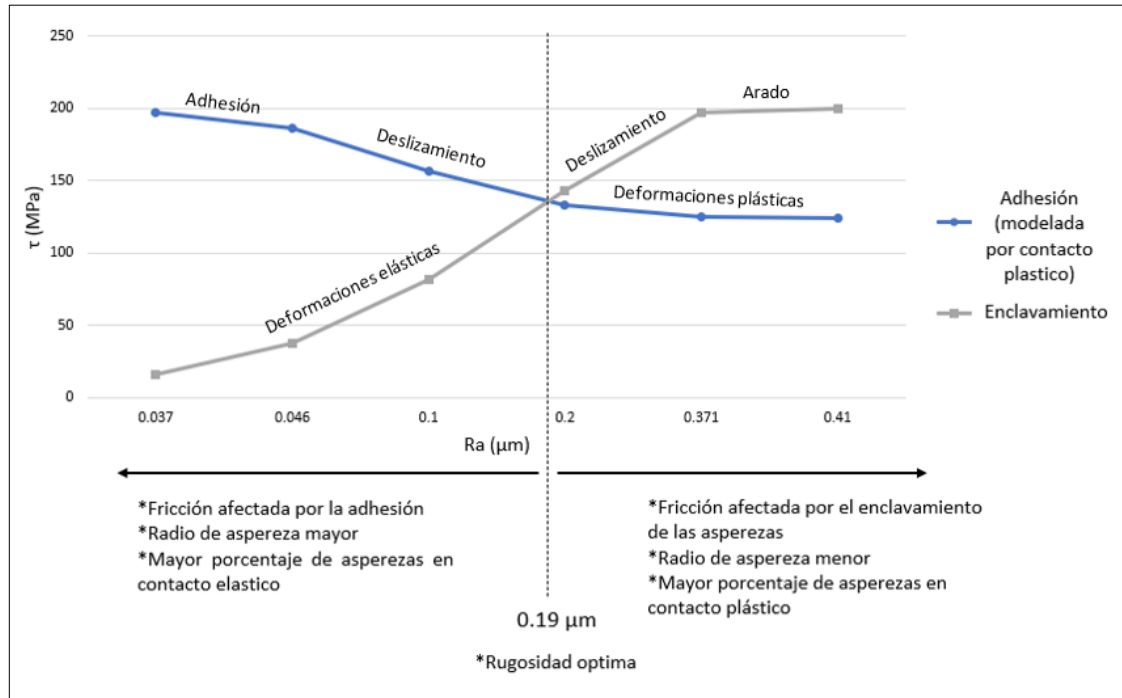


Figura 7.29. Comportamiento de la fricción teórica típica contra la rugosidad superficial de la fluta de las herramientas a base de WC-Co al maquinarse aleaciones de aluminio-silicio.

En las figuras 7.24 a 7.26 se muestra el comportamiento de la velocidad de deslizamiento de la viruta contra la rugosidad superficial de la fluta helicoidal. Se puede observar que la velocidad de deslizamiento en el contacto plástico disminuye al disminuir la rugosidad superficial, la velocidad de deslizamiento se ve disminuida debido a la adherencia del material y el aumento de la fricción, mientras que, para el enclavamiento, menor rugosidad mayor velocidad de deslizamiento de viruta, por lo tanto, a altas rugosidades se tendrá una menor velocidad de deslizamiento. Cuando la rugosidad superficial de la cara de

desprendimiento se encuentra en $0.19 \mu\text{m Ra}$ se tiene la mayor velocidad de deslizamiento de la viruta, debido a que si se tiene una rugosidad por encima de los $0.19 \mu\text{m Ra}$ la velocidad de deslizamiento se verá disminuida debido al enclavamiento de las asperezas mientras que si la rugosidad es por debajo de los $0.19 \mu\text{m Ra}$ la velocidad disminuirá debido a la adhesión de material. Tomando como base la figura 7.24 se muestra en la figura 7.30 el comportamiento típico de la velocidad de deslizamiento de la viruta en las aleaciones de aluminio-silicio al ser maquinadas con una herramienta a base de WC-Co.

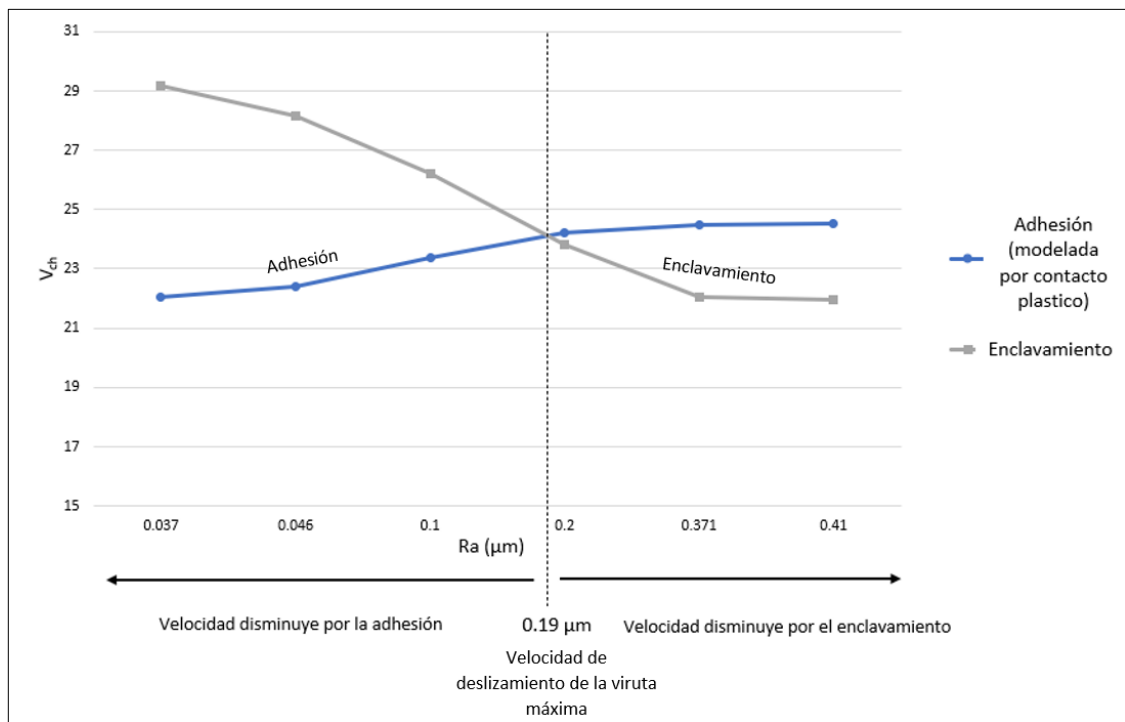


Figura 7.30 Comportamiento típico de la velocidad de deslizamiento de la viruta por la fluta helicoidal de la herramienta a base de WC-Co al maquinar aleaciones de aluminio-silicio.

7.9.- Referencias

- [1] V.P. Astakhov, Drills: science and technology of advanced operations, *CRC Press*, 2014.
- [2] S. Niketh, and G.L. Samuel, Drilling performance of micro textured tools under dry, wet and MQL condition, *Journal of Manufacturing Processes*, 32 (2018).
- [3] F. Ke, J. Ni, and D.A Stephenson, Continuous chip formation in drilling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 45 (2005) 1652-1658.
- [4] N. N. Zorev, Interrelationship between shear processes occurring along tool face and on shear plane in metal cutting, *Inter. Research in Production Engineering*, ASME, 1963.
- [5] T. Shirakashi, and E. Usui, Friction characteristics on tool face in metal machining, *JSPE*, 39 (1973).
- [6] T. H. Childs, K. Maekawa, T. Obikawa, and Y. Yamane, Metal machining: theory and applications. *Arnold*, 2000.
- [7] K.C. Ludema, and L. Ajayi, Friction, wear, lubrication: a textbook in tribology. *CRC press*, 2018.
- [8] A. Pérez, Notas de Curso de tribología, *Universidad Autónoma de Nuevo León*, 2018.
- [9] R. Cheriguene, Estudio numérico de los fenómenos de contacto en el mecanizado, *P.h.D. Thesis, Universidad Carlos III de Madrid*, 2009.
- [10] K.L. Johnson, Contact Mechanics, *Cambridge University Press*, 1985.
- [11] A.J. Black, E.M. Kopalinsky, and P.L.B. Oxley, Asperity deformation models for explaining the mechanisms involved in metallic sliding friction and wear—a review, *Journal of Mechanical Engineering Science*, 207 (1993) 335-353.
- [12] I.L. Singer, and H. Pollock, Fundamentals of friction: macroscopic and microscopic processes, *Springer Science*, 220 (1991).

- [13] H. Jiang, R. Browning, J. Fincher, A. Gasbarro, S. Jones, and H.J. Sue, Influence of surface roughness and contact load on friction coefficient and scratch behavior of thermoplastic olefins. *Applied Surface Science*, 254 (2008).
- [14] I.V. Kragelsky, V.V. Alisin, Friction, wear, lubrication: Tribology Handbook, *Mir Publishers*, 1, Moscow, 1981.
- [15] V.P. Astakhov, Tribology of metal cutting, *Elsevier-Tribology and interface engineering*, 52 (2006).
- [16] M. Nouari, G. List, F. Girot, and D. Gehin, Effect of machining parameters and coating on wear mechanisms in dry drilling of aluminium alloys. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 45 (2005) 1436-1442.
- [17] F.P. Bowden, and D. Tabor, Friction and Lubrication of Solids Part I, *Oxford University Press*, (1950).
- [18] J.A De la Cruz Hernández, Análisis termomecánico del proceso de taladrado en seco de la aleación de titanio-Ti6Al4V: daño térmico en el material, *Ph.D. Thesis, Universidad Carlos III de Madrid*, Madrid, España, 2015.
- [19] C. Claudin, A. Mondelin, J. Rech, and G. Fromentin, Effects of a straight oil on friction at the tool–workmaterial interface in machining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 50 (2010) 681-688.
- [20] S.R. Chowdhury, and H.M. Pollock, Adhesion between metal surfaces: the effect of surface roughness. *Wear*, 66 (1981) 307-321.
- [21] G. Reiter, A.L. Demirel, J. Peanasky, L.L. Cai, and S. Granick, Stick to slip transition and adhesion of lubricated surfaces in moving contact. *The Journal of chemical physics*, 101 (1994).
- [22] D.A Rigney, and J.P. Hirth, Plastic deformation and sliding friction of metals. *Wear*, 53 (1979) 345-370.
- [23] J. C. Lozano de León. Estudio tribológico de herramientas de corte de carburo de tungsteno cementado (WC-Co) con superficies

mejoradas, *Ph.D. Thesis en preparación, Universidad Autónoma de Nuevo León*, Consultada en agosto 2020.

- [24] W.R. Chang, I. Etsion, and D.B. Bogy, Static friction coefficient model for metallic rough surfaces, *University of California*, 1988.
- [25] E.M. Trent, and P.K. Wright, Metal cutting, *Butterworth-Heinemann*, 2000.
- [26] A.R. Watson, Geometry of drill elements. *International Journal of Machine Tool Design and Research*, 25 (1985) 209-227.
- [27] J. López Rodríguez, Fundamentos de procesos convencionales de fabricación mecánica, *Universidad Politécnica de Cartagena*, 2017.
- [28] J. Pastor de Frutos, Análisis del taladrado de fibra de carbono: Fuerzas de corte y delaminación, *Undergraduate Thesis, Universidad de Valladolid*, 2016.
- [29] A. Dugoni, Parameters affecting mechanical and thermal responses in bone drilling: a Review, *University of the pacific*, Visitado en marzo 2020 en: <https://dental.pacific.edu/faculty-and-research/research-in-the-spotlight/parameters-affecting-mechanical-and-thermal-responses-in-bone-drilling-a-review>
- [30] E. Usui and H. Takeyama, A photoelastic analysis of machining stresses, *ASME J. Engineering for Industry*, 82 (1960).
- [31] T. H. Childs, M. I. Mahdi and G. Barrow, On the stress distribution between the chip and tool during metal turning, *CIRP Aannals – Manufacturing Technology* 38 (1989) 55-58.
- [32] L.C. Lee, X.D. Liu and K.Y. Lam, Determination of stress distribution on the tool rake face using a composite tool, *Inter. J. of Mach. Tools and Manufacture*, 35 (1995) 373-382.
- [33] J. Zhang, F.A. Moslehy, and S.L. Rice, A model for friction in quasi-steady-state sliding part I. Derivation. *Wear*, 149 (1991) 1-12.
- [34] Y. Zhou, H. Zhu, W. Zhang, X. Zuo, Y. Li, and J. Yang, Influence of surface roughness on the friction property of textured surface, *Advances in Mechanical Engineering*, 7 (2015).

- [35] R.A. Al-Samarai, K.R.A. Haftirman, and Y. Al-Douri, The influence of roughness on the wear and friction coefficient under dry and lubricated sliding. *Int. J. Sci. Eng. Res*, 3 (2012) 1-6.

CAPÍTULO 8

Conclusiones y recomendaciones

8.1.- Conclusiones

- Este trabajo consideró el comportamiento de la fricción mediante la evaluación de la teoría de adhesión y enclavamiento de manera independiente y al correlacionarlas gráficamente se obtuvo el valor de rugosidad superficial óptima para la cara de desprendimiento de la herramienta.
- La teoría de adhesión no tiene en cuenta los efectos de la rugosidad. Sin embargo, se estableció una conexión mediante la relación de áreas. $A_r/A_n \cong 1$ para superficies con muy baja rugosidad mientras que $A_r/A_n \cong 0$ para superficies muy rugosas.
- En la teoría de adhesión una disminución de la rugosidad lleva a un aumento en la fuerza de adhesión y un aumento de la fricción.

- En la teoría de enclavamiento una disminución de la rugosidad lleva a una disminución del ángulo promedio de las asperezas por lo que la fricción disminuye.
- El modelo para el esfuerzo de fricción obtenido para la teoría de adhesión y enclavamiento se basa en el modelo de Childs considerando las ecuaciones de los coeficientes de fricción para las distintas teorías.
- Al considerar el contacto plástico como una alternativa a la teoría de adhesión se pudo simular el comportamiento de la fricción a distintas rugosidades.
- El contacto elástico puede asimilarse al comportamiento obtenido por la teoría de enclavamiento
- El modelo para el esfuerzo de fricción considerando el contacto plástico y elástico se obtuvo al modificar el modelo de Childs para considerar la relación de áreas.
- El uso de parámetros de rugosidad estándar y adicionales permitió vincular más parámetros de rugosidad que al considerar solo el ángulo promedio de las asperezas.
- Conforme disminuye la rugosidad el radio de las asperezas aumenta.
- Al calibrar el valor de “n” para la obtención del esfuerzo de fricción para el contacto elástico, mediante los ángulos promedio de las asperezas y el comportamiento por la teoría de enclavamiento nos permite utilizar tanto la teoría de enclavamiento como el contacto elástico para la estimación de la rugosidad óptima dando resultados aproximadamente iguales.

- Cuando se tienen altas presiones como las hay durante el maquinado la presión de contorno o normal tiende a ser más grande que la presión real por lo que la relación de áreas es de la forma: $A_r/A_n = P_r/P_c$.
- Los trabajos realizados analizando la fricción y el tipo de contacto desde el filo de corte y durante toda la longitud de contacto, se pueden asimilar con los resultados obtenidos por la teoría de adhesión o en su defecto por el contacto plástico.
- Las propiedades mecánicas de las aleaciones estudiadas son muy parecidas por lo que no se encuentra una variación significativa en la rugosidad óptima para las tres aleaciones en contacto con la herramienta a base de WC-Co.
- La rugosidad óptima de la cara de desprendimiento de una herramienta a base de WC-Co al maquinar aleaciones de aluminio-silicio obtenido mediante la fricción teórica se encuentra aproximadamente en 0.19 μm . Ra.
- Rugosidades por debajo de los 0.19 μm . Ra el comportamiento predominante en la fricción es la adhesión.
- Rugosidades por encima de los 0.19 μm . Ra el comportamiento predominante en la fricción es el enclavamiento de las asperezas. Sin embargo, la adhesión puede seguir teniendo un efecto, aunque este disminuye conforme la rugosidad aumenta.
- La velocidad de deslizamiento de la viruta es máxima cuando la cara de desprendimiento (fluta) tiene la rugosidad óptima.
- Para las aleaciones de aluminio-silicio maquinadas con herramientas a base de WC-Co la velocidad máxima de deslizamiento de la viruta se encuentra cuando la cara de desprendimiento tiene 0.19 μm . Ra.

- Rugosidades por debajo de los $0.19 \mu\text{m}$. R_a la velocidad de deslizamiento de la viruta disminuye debido al efecto de la adhesión
- Rugosidades mayores a $0.19 \mu\text{m}$ de R_a , la velocidad de deslizamiento de la viruta disminuye debido al enclavamiento de las asperezas.
- Debido al comportamiento obtenido de la fricción teórica se puede decir que la rugosidad óptima permite disminuir el desgaste por adhesión y abrasión.

8.2.- Recomendaciones para trabajo futuro

- Se recomienda ampliar este estudio para abarcar otras aleaciones.
- Se recomienda considerar otros tipos de herramienta.
- Se recomienda modelar el comportamiento de las fuerzas de corte y avance durante el barrenado en corte ortogonal.
- Se recomienda considerar la microestructura y la variación del contenido de silicio para la obtención de la fricción y la rugosidad superficial óptima.
- Se recomienda considerar las temperaturas de corte, así como el tipo de lubricante utilizado.
- Se recomienda considerar el modelado del barrenado en corte oblicuo para ampliar el comportamiento de la fricción en la interfaz herramienta-viruta.
- Se recomienda analizar experimental el desgaste de las herramientas durante el proceso de barrenado al variar la rugosidad superficial de las flutas helicoidales de las brocas.

Anexo I

Diagrama de flujo para la obtención del esfuerzo de fricción (Parte 1)

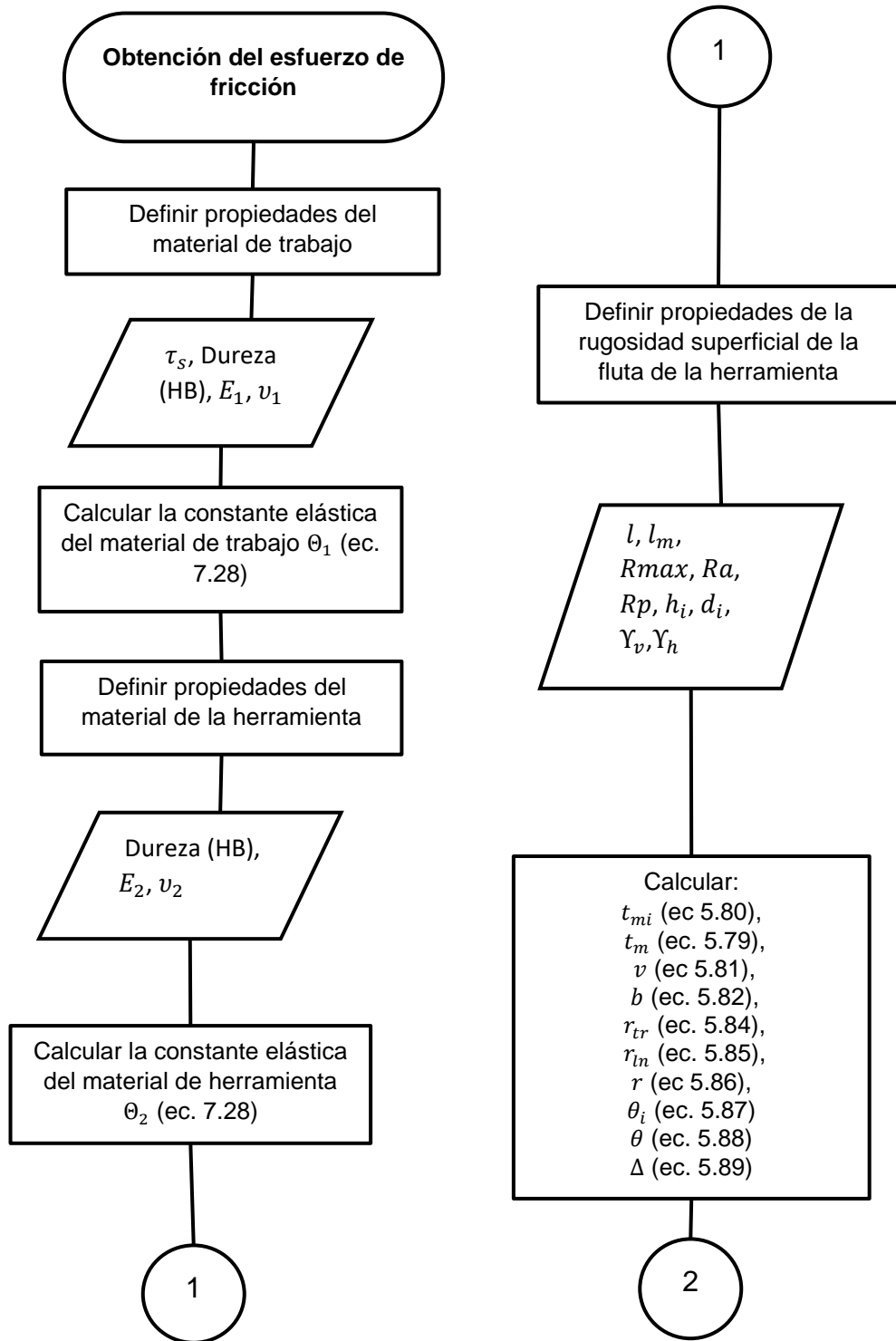


Diagrama de flujo para la obtención del esfuerzo de fricción (Parte 2)

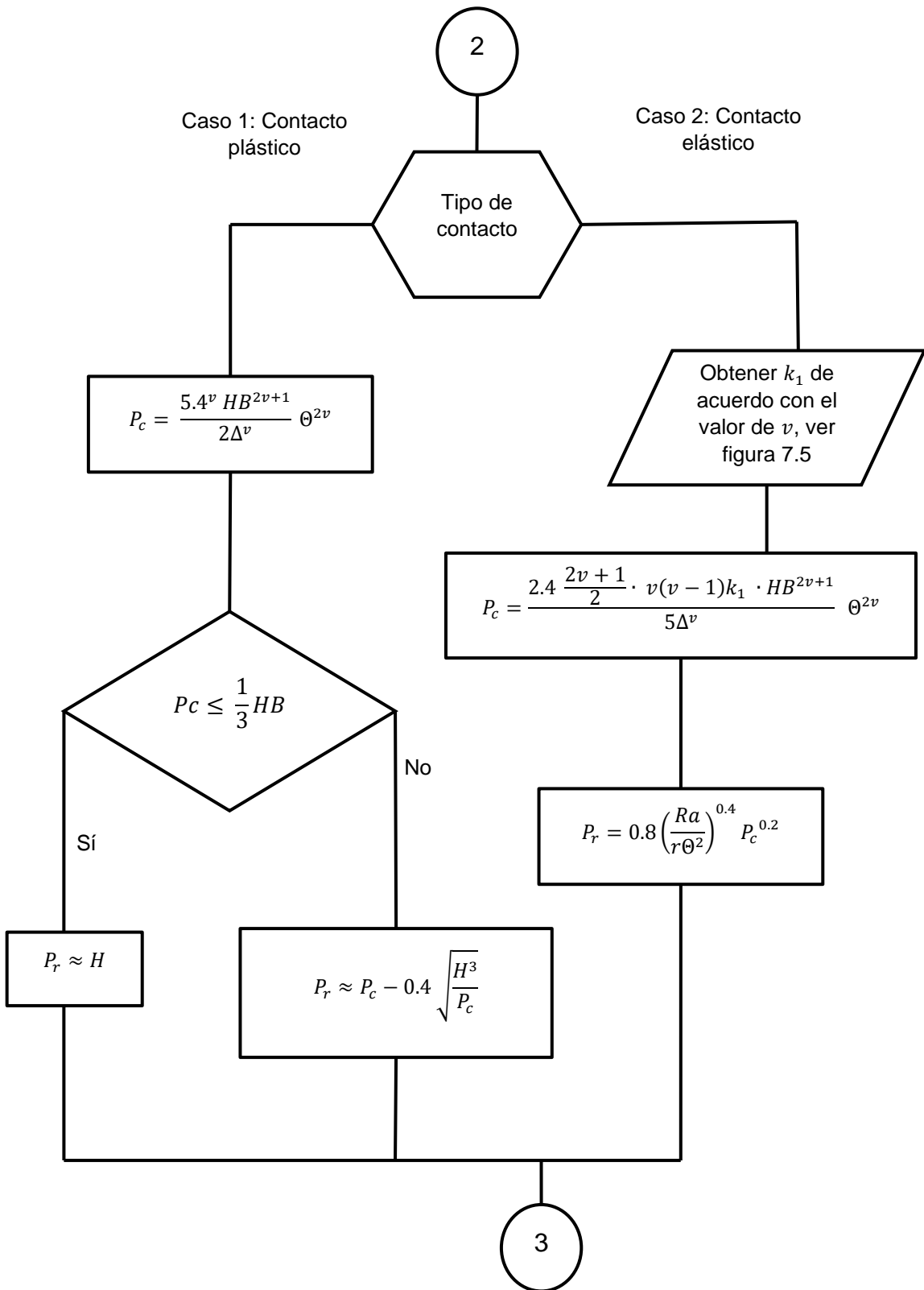


Diagrama de flujo para la obtención del esfuerzo de fricción (Parte 3)

