

eman ta zabal zazu



Universidad Euskal Herriko
del País Vasco Unibertsitatea

Departamento de Ingeniería Mecánica
Ingenieritza Mekanikoa Saila

TESIS DOCTORAL

ESTRATEGIAS DE TORNEADO CON AUMENTO DEL AVANCE EN ALEACIONES BASE Ni-Co

Presentada por

D. Francisco Javier Amigo Fuertes

en el

Departamento de Ingeniería Mecánica

para la obtención del grado de

Doctor

Dirigida por

Prof. Dr. D. Luis Norberto López de Lacalle Marcaide

Prof. Dr. D. Gorka Urbikain Pelayo

Bilbao, Marzo 2023

AGRADECIMIENTOS

En primer lugar, realizar mi Tesis Doctoral no habría sido posible sin la financiación MCIN/AEI/10.13039/501100011033 y “FSE invierte en tu futuro”, del Ministerio de Ciencia e Innovación del Gobierno de España, en el proyecto IB-RELIABLE (DPI2016-74845-R). Asimismo, quiero reconocer el apoyo técnico y humano proporcionado por SGIker (UPV/EHU/ FEDER, UE), especialmente a Saioa Suárez Bilbao por su esfuerzo y profesionalidad.

Desde un punto de vista más cercano y personal quiero expresar mi gratitud a los Profesores Norberto López de Lacalle y Gorka Urbikain, directores de mi Tesis, por brindarme la oportunidad de realizar el Doctorado y por vuestra paciencia y compromiso conmigo. También a la Profesora Ana María Camacho de la UNED ya que, sin tu colaboración y consejos, allá por 2016, mi camino habría sido otro.

También quiero agradecer a todos mis compañeros del CFAA, por el placer que ha sido trabajar con vosotros, empezando por Octavio, Pablo y Asier que tanto me habéis ayudado desde el principio, y siguiendo por todos los compañeros que he tenido a lo largo de este camino, en especial a Carlos, Sara, Aitor, Leo, Igor, Mikel, Gorka, Alex, Jon Ander, Ibón, Nerea, Jorge, Edu, Galder, Gabi, Olatz, Patricia, Nagore, Soraya y a todos los demás, con muchos de vosotros he compartido grandes momentos. No me puedo olvidar de los “PAS” y de los compañeros del taller de la Uni, que siempre habéis estado ahí para cualquier cosa y me habéis hecho sentir como en casa.

No es fácil ignorar un pasado tan cercano aún como la pandemia por el COVID-19 que nos tocó vivir durante la realización de mi Tesis, por eso quiero recordar las conexiones que hicimos cada día durante tres meses para sobrellevar las semanas tan duras de confinamiento.

Y por supuesto, mi mayor agradecimiento a Marta y a toda mi familia, ya que todo este trabajo no podría haberlo realizado sin vuestro incesante apoyo.

Gracias a todos.

Vuestro compañero y amigo Fran.

ÍNDICE

SÍMBOLOS.....	v
ABREVIATURAS	ix
LISTA DE FIGURAS.....	xi
LISTA DE TABLAS.....	xvii
LISTA DE ECUACIONES	xxi
1 Introducción.....	3
1.1 Contexto	3
1.2 Objetivos.....	7
1.3 Organización de la memoria.....	8
2 Estado del arte.....	11
2.1 El motor aeronáutico.....	11
2.2 Las aleaciones HRSA	15
2.3 Torneado de superaleaciones	21
2.3.1 Piezas tipo.....	21
2.3.2 Herramientas.....	24
2.3.3 Operaciones.....	28
2.4 Enfoque teórico del proceso de torneado: modelización.....	30
2.4.1 Modelos de fuerza.....	30
2.4.2 Modelos de rugosidad.....	34
2.4.3 Modelos de fuerza con desgaste.....	34
2.4.4 Investigaciones alternativas	38
2.4.5 Otros enfoques más prácticos.....	39
2.5 Enfoque experimental de mejora de procesos	42
2.5.1 Eliminación y enfriamiento de la viruta	43
2.5.2 Procesos de alta velocidad en superaleaciones termorresistentes.....	49
2.5.3 Procesos de alto avance	51
2.5.4 Ahorro de tiempos en los cambios de herramientas.....	58
2.6 Trabajos previos en torneado de alto avance y torneado dinámico	60

2.6.1 Proyecto ABIO II.....	61
2.6.2 Proyecto FreeTurn®	64
2.7 Conclusiones.....	76
3 Metodología	81
3.1 Materiales de trabajo	82
3.1.1 Aleaciones utilizadas	82
3.1.2 Herramientas de torneado de alto avance	83
3.2 Diseño de los ensayos y condiciones de corte	87
3.2.1 Ensayos de obtención de coeficientes de corte.....	87
3.2.2 Ensayos de comparación de fuerzas y rugosidades	87
3.2.3 Ensayos de desgaste y vida útil	89
3.2.4 Ensayos de predicción del tiempo de vida útil.....	90
3.2.5 Ensayos para la influencia del ángulo de posición	90
3.3 Montaje experimental.....	92
3.3.1 Ensayos de los modelos de fuerza de corte y de desgastes.....	92
3.3.2 Ensayos de variación del ángulo de posición	93
4 Modelos del torneado de alto avance.....	99
4.1 Modelo de la fuerza de corte	99
4.1.1 Coeficientes específicos de corte en Inconel® 718	101
4.1.2 Coeficientes específicos de corte en Nimonic® C-263	102
4.1.3 Coeficientes específicos de corte en acero AISI 1055.....	103
4.2 Modelo de fuerza de corte incluyendo el desgaste en Nimonic® C-263	105
4.2.1 Pruebas de corte preliminares	106
4.2.2 Relación entre el desgaste y la distorsión geométrica.....	109
4.2.3 Desgaste geométrico de la herramienta y evolución de las componentes.....	109
4.2.4 Modelo experimental de desgaste.....	112
4.3 Calibración del modelo de desgaste.....	114
4.3.1 Obtención del ángulo de filo	118
4.4 Cálculo de las componentes de la fuerza de corte.....	121
4.4.1 Cálculo de los coeficientes para la predicción del desgaste	122

5 Resultados	129
5.1 Prime Turning®	129
5.1.1 Ensayos de corte experimentales: materiales y técnicas de refrigeración	129
5.1.2 Ensayos de desgaste	136
5.1.3 Variación del ángulo de posición.....	164
6 Validación de los modelos	179
6.1 Primera validación del modelo de fuerzas	179
6.2 Validación del modelo de desgastes	181
6.3 Segunda validación del modelo de fuerzas	186
7 Conclusiones y perspectivas futuras	191
Referencias bibliográficas.....	199
Apéndices	221
Apéndice A.....	221
Apéndice B.....	223
Apéndice C.....	225
Apéndice D.....	227
Apéndice E	229
Apéndice F	231

SÍMBOLOS

$^{\circ}$	Grado angular
$^{\circ}\text{C}$	Grado centígrado
\varnothing	Diámetro de barra
α	Ángulo de flanco del inserto
β	Ángulo del filo del inserto
γ	Ángulo de desprendimiento del inserto
γ	Fase gamma de la red cristalina
γ'	Fase gamma prima de la red cristalina
γ''	Fase gamma prima segunda de la red cristalina
δ	Fase delta de la red cristalina
$\Delta\kappa r$	Aumento del ángulo de posición
κr	Ángulo de posición
μ	Coefficiente de fricción
ρ	Ángulo de rozamiento
ϕ	Ángulo de cizalladura
a	Primer exponente de la ecuación de Taylor
A	Variable experimental de la ecuación de fractura de viruta
a_{VB}	Primer exponente de la ecuación de predicción de desgaste
a_{VB}'	Primer exponente de ajuste potencial
a_{VB}^*	Primer exponente de la ecuación de predicción de desgaste corregida
a_{VBcal}	Primer exponente de calibración de la ecuación de predicción de desgaste
a_{VB0}	Primer exponente de la ecuación de predicción de desgaste a desgaste nulo

ap	Profundidad de pasada
b	Segundo exponente de la ecuación de Taylor
B	Exponente experimental de la ecuación de fractura de viruta
b_{VB}	Segundo exponente de la ecuación de predicción de desgaste
b_{VB}'	Segundo exponente de ajuste potencial
b_{VB}^*	Segundo exponente de la ecuación de predicción de desgaste corregida
b_{VBcal}	Segundo exponente de calibración de la ecuación de predicción de desgaste
b_{VB0}	Segundo exponente de la ecuación de predicción de desgaste a desgaste nulo
c	Tercer exponente de la ecuación de Taylor
c_{VB}	Tercer exponente de la ecuación de predicción de desgaste
c_{VB}'	Tercer exponente de ajuste potencial
c_{VB}^*	Tercer exponente de la ecuación de predicción de desgaste corregida
c_{VBcal}	Tercer exponente de calibración de la ecuación de predicción de desgaste
c_{VB0}	Tercer exponente de la ecuación de predicción de desgaste a desgaste nulo
d	Distancia entre el rompevirutas y el filo del inserto
Di	Diámetro inscrito del inserto
f	Velocidad de avance
F	Fuerza de fricción de la viruta
Fa	Fuerza en el eje axial del sistema r-t-a
Fc	Fuerza de corte
Fn	Fuerza normal al plano de cortadura
Fr	Fuerza en el eje radial del sistema r-t-a
vi	

F_{rt}	Fuerza resultante en el plano r-t
F_s	Fuerza de cortadura
F_t	Fuerza en el eje tangencial del sistema r-t-a
F_{tot}	Módulo de la fuerza de corte
F_x	Fuerza en el eje X
F_y	Fuerza en el eje Y
F_z	Fuerza en el eje Z
hm	Espesor de viruta
HRC	Dureza Rockwell C
HV	Dureza Vickers
K_{ac}	Coefficiente axial de corte
K_{ae}	Coefficiente axial de fricción
K_{rc}	Coefficiente radial de corte
K_{re}	Coefficiente radial de fricción
K_s	Fuerza de corte específica
K_{tc}	Coefficiente tangencial de corte
K_{te}	Coefficiente tangencial de fricción
L	Ancho de viruta teórico
L_{BAR}	Longitud de barra
L_{TRAMO}	Longitud de tramo mecanizado
m	Coefficiente de la ecuación de Taylor
m_{VB}	Coefficiente de la ecuación de predicción de desgaste
m_{VB}^*	Coefficiente de la ecuación de predicción de desgaste corregida

m_{VB0}	Coeficiente de la ecuación de predicción de desgaste a desgaste nulo
m_{VBcal}	Coeficiente de calibración la ecuación de predicción de desgaste
N	Fuerza normal en la herramienta
P_c	potencia de corte
R	Radio del inserto
R_a	Rugosidad media
r_ϵ	Radio de la punta del inserto
R_t	Rugosidad máxima
R_z	Rugosidad de pico
VB	Desgaste medio en el flanco de incidencia
V_c	Velocidad de corte
W	Anchura de la zona desgastada del inserto
X_d	Eje X dinamómetro
X_m	Eje X máquina
X_t	Eje X herramienta
Y_d	Eje Y dinamómetro
Y_m	Eje Y máquina
Y_t	Eje Y herramienta
Z_d	Eje Z dinamómetro
Z_m	Eje Z máquina
Z_t	Eje Z herramienta

ABREVIATURAS

AISI	Instituto Americano del Hierro y el Acero
ATC	Cambiador automático de herramientas
BUE	Formación de filo recrecido
CBN	Nitruro de boro cúbico
CFD	Fluidodinámica computacional
CFRP	Fuerza de corte en el recorte de polímeros
CVD	Deposición química de vapor
EDS	Espectroscopia de energía dispersiva con rayos X
EDX	Espectroscopia de energía dispersiva con rayos X
EP/AW	Extrema presión/anti desgaste
FEM	Método de elementos finitos
FFT	Transformada rápida de Fourier
HRSA	Súper aleación termorresistente
ISO	Organización Internacional para la Estandarización
KAPR	Ángulo de posición
MQL	Cantidad mínima de lubricación
MQCL	Cantidad mínima de lubricación por refrigeración
MRR	Tasa de eliminación de material
NFMQL	Cantidad mínima de lubricación con nanofluidos
PCA	Análisis de componentes principales
PCBN	Nitruro de boro cúbico policristalino
PCD	Diamante policristalino

PLA	Ablación láser pulsada
PVD	Deposición física de vapor
RLS	Mínimo cuadrado recursivo
rpm	Revoluciones por minuto
SCEA	Ángulo lateral del filo de corte
SEM	Microscopio electrónico de barrido
TCM	Control del estado de la herramienta
TRL	Nivel de madurez tecnológica

LISTA DE FIGURAS

Fig. 1.1. Esquema de la revisión bibliográfica.	6
Fig. 2.1. Partes de un turbofan y aleaciones utilizadas. Modificado de [Nasa, 2022]. ..	11
Fig. 2.2. Ciclo de Brayton.	12
Fig. 2.3. Esquema básico de una turbina de ejes concéntricos.	12
Fig. 2.4. Propiedades termorresistentes de superaleaciones.	17
Fig. 2.5. Comparación de la rotura por tensión de las superaleaciones forjadas.	18
Fig. 2.6. Elementos principales del turbofan.	21
Fig. 2.7. Mecanizado de blisk.	22
Fig. 2.8. Torneado de pieza aeronáutica en torno vertical GMTK VR-2.4. Centro de Fabricación Avanzada Aeronáutica.	23
Fig. 2.9. Torneado interior con mandrino antivibratorio.	23
Fig. 2.10. Efecto en el espesor de viruta y longitud de filo en insertos con ángulos inclinados.	24
Fig. 2.11. Mecanizado con plaquitas redondas.	26
Fig. 2.12. Diferentes categorías de CW según el tamaño de partícula de CW.	27
Fig. 2.13. Sección de disco de turbina	28
Fig. 2.14. Torneado de cavidades con placas redondas.	28
Fig. 2.15. Operaciones de ranurado.	29
Fig. 2.16. Operaciones complejas de ranurado y vaciado.	29
Fig. 2.17. Adecuación de los materiales de corte al aumento de velocidad de corte y avance.	42
Fig. 2.18. Zonas de cizalladura en el proceso de corte.	43
Fig. 2.19. Inserto de high feed turning.	52
Fig. 2.20. Características y geometría de las placas.	52
Fig. 2.21. Representación del proceso high-feed turning en superaleaciones.	56
Fig. 2.22. Dependencia del avance con el ángulo de posición para un determinado espesor de viruta.	57
Fig. 2.23. Herramientas de torneado multifunción.	58
Fig. 2.24. Esquema de layout de las diferentes tecnologías en el CFAA. ©CFAA.	60
Fig. 2.25. Niveles TRL de madurez tecnológica y Valle de la Muerte.	61

Fig. 2.26. Diferentes pasos en la realización de la carcasa. Forma intermedia en torneado de desbaste.	62
Fig. 2.27. Dinamómetro Kistler en operación de refrentado con herramienta de Prime Turning®	62
Fig. 2.28. Cilindrado con herramienta de High Feed Turning.	63
Fig. 2.29. Registro de fuerzas de corte.	63
Fig. 2.30. Concepto de torneado dinámico y algunos ejemplos de portaherramientas de FreeTurn®.	64
Fig. 2.31. Posicionamiento de la herramienta según el eje Y.	66
Fig. 2.32. Detalle de los 3 rompevirutas.....	66
Fig. 2.33. Desgaste de la herramienta de radio 0.8 mm en función del tiempo, perímetro de viruta evacuada y volumen evacuado en condiciones de acabado.	67
Fig. 2.34. Desgaste de la herramienta de radio 0.8 mm en función del tiempo, perímetro de viruta evacuada y volumen evacuado en condiciones de semiacabado.	67
Fig. 2.35. Desgaste de la herramienta de radio 1.2 mm en función del tiempo, perímetro de viruta evacuada y volumen evacuado en condiciones de acabado.	68
Fig. 2.36. Desgaste de la herramienta de radio 1.2 mm en función del tiempo, perímetro de viruta evacuada y volumen evacuado en condiciones de semiacabado.	69
Fig. 2.37. Virutas obtenidas con el filo 2. Inserto de radio 0.8 mm..	70
Fig. 2.38. Virutas obtenidas con el filo 2. Inserto de radio 1.2 mm..	70
Fig. 2.39. Límite de fragmentación de viruta para $f=0.4$ mm/rev. Inserto 0.8 mm..	74
Fig. 2.40. Límite de fragmentación de viruta para $f=0.4$ mm/rev. Inserto 1.2 mm..	74
Fig. 3.1. Principales características geométricas de la plaquita tipo A de torneado de alto avance.	83
Fig. 3.2. Micrografías de una sección pulida.	84
Fig. 3.3. Espectros.	85
Fig. 3.4. Portaherramientas Prime Turning®.	86
Fig. 3.5. Geometría de corte y espesor de la viruta h_m	91
Fig. 3.6. Esquema del montaje experimental.	92
Fig. 3.7. Montaje experimental.	93
Fig. 3.8. Posicionamiento del cabezal y la herramienta.	94
Fig. 3.9. Ejes de la Kistler para $Kr = 30^\circ$	94

Fig. 3.10. Cambio del sistema de referencia.....	95
Fig. 4.1. Geometría de corte.	99
Fig. 4.2. Superficie de los coeficientes de fuerza específicos. Inconel® 718 - taladrina.	101
Fig. 4.3. Superficie de los coeficientes de fuerza específicos. Inconel® 718 - CO2.	102
Fig. 4.4. Superficie de los coeficientes de fuerza específicos. Nimonic® C-263 - taladrina.	102
Fig. 4.5. Superficie de los coeficientes de fuerza específicos. Nimonic® C-263 - CO2.	103
Fig. 4.6. Superficie de los coeficientes de fuerza específicos. AISI 1055 - taladrina.	103
Fig. 4.7. Superficie de los coeficientes de fuerza específicos. AISI 1055 - CO2.....	104
Fig. 4.8. Diagrama de flujo de los modelos.	105
Fig. 4.9. Sistemas de referencia.	106
Fig. 4.10. Evolución de las fuerzas de corte.	107
Fig. 4.11. Evolución del desgaste a través de las distorsiones geométricas (caras de desprendimiento y flanco).	109
Fig. 4.12. Corte ortogonal, diagrama.....	111
Fig. 4.13. Evolución de F_r/F_{rt} , F_t/F_{rt} , F_r/F_t y μ con el desgaste cuando γ disminuye.	112
Fig. 4.14. Ajuste de la curva para $V_B = 0$ mm.	114
Fig. 4.15. Ajuste de los datos de calibración para $V_B=0$ mm.	115
Fig. 4.16. Relación F_r/F_t en los niveles de desgaste $V_B=0$ mm y $V_B=0,3$ mm.	117
Fig. 4.17. Relación F_r/F_{rt} y F_t/F_{rt} en los niveles de desgaste $V_B=0$ mm y $V_B=0,3$ mm.	117
Fig. 4.18. Obtención de los ángulos.	119
Fig. 4.19. Ajuste de β $V_B=0,3$ mm.	120
Fig. 4.20. Ángulos de filo y desprendimiento.	120
Fig. 4.21. Fuerzas F_x , F_y , F_z calculadas.	122
Fig. 4.22. Superficie de los coeficientes de fuerza específicos. Nimonic® C-263 - taladrina $V_B=0$	122
Fig. 4.23. Superficie de los coeficientes de fuerza específicos. Nimonic® C-263 - taladrina $V_B=0.15$	123
Fig. 4.24. Superficie de los coeficientes de fuerza específicos. Nimonic® C-263 - taladrina $V_B=0.2$	123

Fig. 4.25. Superficie de los coeficientes de fuerza específicos. Nimonic® C-263 - taladrina VB=0.25.	124
Fig. 4.26. Superficie de los coeficientes de fuerza específicos. Nimonic® C-263 - taladrina VB=0.3.	124
Fig. 5.1. Fuerzas de corte (Inconel® 718, taladrina y CO2).	130
Fig. 5.2. Fuerzas de corte (Nimonic® C-263, taladrina y CO2).	130
Fig. 5.3. Fuerzas de corte (AISI 1055, taladrina y CO2).	130
Fig. 5.4. Tendencia de la fuerza F_y en función de a_p , V_c y f	131
Fig. 5.5. Rugosidades R_a , R_z medidas y teóricas (Inconel® 718, taladrina y CO2).	134
Fig. 5.6. Rugosidades R_a , R_z medidas y teóricas (Nimonic® C-263, taladrina y CO2).	134
Fig. 5.7. Rugosidades R_a , R_z medidas y teóricas (AISI 1055, taladrina y CO2).	134
Fig. 5.8. Evolución del desgaste, Nimonic® C-263.	139
Fig. 5.9. Comparación ensayos a desgaste Nimonic® C-263.	141
Fig. 5.10. Evolución del desgaste, Inconel® 718.	143
Fig. 5.11. Comparación ensayos a desgaste Inconel® 718.	144
Fig. 5.12. Valores de rugosidad en Nimonic® C-263 con taladrina y CO2.	145
Fig. 5.13. Valores de rugosidad en Inconel® 718 con taladrina y CO2.	146
Fig. 5.14. Imágenes 3D de los insertos.	147
Fig. 5.15. Nimonic® C-263 CO2.	148
Fig. 5.16. Mapas EDX, punta de la herramienta y cara del flanco (Nimonic® C-263 con CO2).	149
Fig. 5.17. Mapas EDX, punta de la herramienta y cara del flanco (Nimonic® C-263 con taladrina).	150
Fig. 5.18. Desgaste abrasivo en el ensayo G2.	151
Fig. 5.19. Relación Temperatura-Presión de vapor de CO2.	152
Fig. 5.20. Interferencia entre la viruta y la plaquita en el mecanizado con CO2.	154
Fig. 5.21. Micrografías de la zona de erosión debida al impacto de la viruta en la cara del flanco.	154
Fig. 5.22. Mapas EDX de la zona de erosión debida al impacto de la viruta en la cara de desprendimiento.	156
Fig. 5.23. Mapas EDX, punta de la herramienta y cara del flanco (Inconel® 718 con taladrina).	157

Fig. 5.24. Punta de la herramienta. Inconel® 718 con taladrina.	157
Fig. 5.25. Mapas EDX, punta de la herramienta y cara del flanco (Inconel® 718 con CO2).	159
Fig. 5.26. Punta de la herramienta. Inconel® 718 con CO2.	160
Fig. 5.27. Micrografías de la zona de erosión debida al impacto de la viruta en la cara del flanco.	161
Fig. 5.28. Ajuste de la curva para VB = 0 mm, Nimonic® C-263.	163
Fig. 5.29. Ajuste de la curva para VB = 0 mm, Inconel® 718.	164
Fig. 5.30. Duración de la herramienta (condiciones 1 y 2).	165
Fig. 5.31. Condiciones de corte recomendadas por el fabricante y límites de fraccionamiento de viruta.	168
Fig. 5.32. Límite de fraccionamiento de viruta.....	169
Fig. 5.33. Efecto del ángulo de posición Kr sobre el tiempo y el volumen mecanizado.	171
Fig. 5.34. Fuerzas de corte para diferentes ángulos de corte y condiciones de corte.	172
Fig. 5.35. Variación esquemática de la altura de las crestas..	174
Fig. 5.36. Rugosidad superficial (Ra y Rz).	175
Fig. 5.37. Perfil de rugosidad de los insertos tipo A y tipo B de Prime Turning.	176
Fig. 6.1. Evolución de Fr/Frt, Ft/Frt y Fr/Ft frente al desgaste.	181

LISTA DE TABLAS

Tabla 2.1. Composición y propiedades mecánicas/térmicas de algunas superaleaciones.	20
Tabla 2.2. Inserto de torneado de alto avance. Virutas obtenidas con avance $f=0.4$ mm/rev.	72
Tabla 2.3. Inserto de torneado dinámico. Radio 0.8 mm. Virutas obtenidas con avance $f=0.4$ mm/rev..	72
Tabla 2.4. Inserto de torneado dinámico. Radio 1.2 mm. Virutas obtenidas con avance $f=0.4$ mm/rev..	73
Tabla 3.1. Composición y propiedades mecánicas/térmicas de los materiales ensayados.	83
Tabla 3.2. Placa pulida, análisis cuantitativo. Porcentaje en peso y atómico.	85
Tabla 3.3. Condiciones de corte para la caracterización experimental.	87
Tabla 3.4. Condiciones de corte para la comparación de fuerzas y rugosidad superficial.	88
Tabla 3.5. Condiciones de corte para las pruebas de desgaste de Prime Turning® en Nimonic® C-263.	89
Tabla 3.6. Condiciones de corte para las pruebas de desgaste de Prime Turning® en Inconel® 718.	90
Tabla 3.7. Condiciones de corte para los ensayos de influencia del ángulo de posición.	91
Tabla 4.1. Tipos de desgaste frente a diferentes materiales.	108
Tabla 4.2. Coeficientes de la Ec. 4.17 para diferentes niveles de desgaste.	114
Tabla 4.3. Parámetros de corte de los ensayos de calibración y coeficientes de desgaste a $VB = 0$ mm.	115
Tabla 4.4. Coeficientes de la ecuación predictiva corregida a diferentes niveles de desgaste.	116
Tabla 4.5. Diferencias entre los ángulos de las plaquitas nuevas y las desgastadas. ..	118
Tabla 4.6. Coeficientes de F_t y F_t/F_a para diferentes niveles de desgaste.	121
Tabla 4.7. Coeficientes de F_t y F_a de calibración para $VB=0$	121
Tabla 4.8. Coeficientes de F_t y F_a corregidos para diferentes niveles de desgaste.	121

Tabla 5.1. Progresión del desgaste y virutas Nimonic® C-263 Taladrina.	136
Tabla 5.2. Tipos de desgaste para diferentes ángulos de corte.	140
Tabla 5.3. Progresión del desgaste y virutas Inconel® 718.	142
Tabla 5.4. Punta del inserto, análisis cuantitativo. Porcentaje en peso y atómico.	148
Tabla 5.5. Zona de abrasión Nimonic® C-263, análisis cuantitativo. Porcentaje en peso y atómico.	155
Tabla 5.6. Zona de afectación térmica Inconel® 718 con taladrina, análisis cuantitativo. Porcentaje en peso y atómico.	158
Tabla 5.7. Zona de afectación térmica Inconel® 718 con CO2, análisis cuantitativo. Porcentaje en peso y atómico.	160
Tabla 5.8. Zona de abrasión Inconel® 718, análisis cuantitativo. Porcentaje en peso y atómico.	161
Tabla 5.9. Coeficientes de la Ec. 5.3 de Taylor, Nimonic® C-263, tiempo real, tiempo calculado y error.	163
Tabla 5.10. Coeficientes de la Ec. 5.3 de Taylor, Inconel® 718, tiempo real, tiempo calculado y error.	164
Tabla 5.11. Evolución del desgaste de la herramienta para las condiciones probadas.	166
Tabla 5.12. Características de desgaste.	170
Tabla 6.1. Resultados de la primera validación del modelo mecanístico. Inconel® 718.	179
Tabla 6.2. Resultados de la primera validación del modelo mecanístico. Nimonic® C-263.	180
Tabla 6.3. Resultados de la primera validación del modelo mecanístico. AISI 1055. ..	180
Tabla 6.4. Resultados de la validación del modelo desgaste. VB=0.	182
Tabla 6.5. Resultados de la validación del modelo desgaste. VB=0.15.	182
Tabla 6.6. Resultados de la validación del modelo desgaste. VB=0.2.	183
Tabla 6.7. Resultados de la validación del modelo desgaste. VB=0.25.	183
Tabla 6.8. Resultados de la validación del modelo desgaste. VB=0.3.	184
Tabla 6.9. Resultados de la segunda validación del modelo mecanístico. VB=0.	186
Tabla 6.10. Resultados de la segunda validación del modelo mecanístico. VB=0.15. ..	187
Tabla 6.11. Resultados de la segunda validación del modelo mecanístico. VB=0.2. ...	187

Tabla 6.12. Resultados de la segunda validación del modelo mecanístico. VB=0.25. .188	.188
Tabla 6.13. Resultados de la segunda validación del modelo mecanístico. VB=0.3. ...188	...188
Tabla A.1. Componentes específicos de la fuerza de corte para Inconel® 718 - taladrina.	221
Tabla A.2. Componentes específicos de la fuerza de corte para Inconel® 718 - CO2. .221	.221
Tabla A.3. Componentes específicos de la fuerza de corte para Nimonic® C-263 - taladrina.	221
Tabla A.4. Componentes específicos de la fuerza de corte para Nimonic® C-263 - CO2.	222
Tabla A.5. Componentes específicos de la fuerza de corte para AISI 1055 - taladrina.	222
Tabla A.6. Componentes específicos de la fuerza de corte para AISI 1055 - CO2.	222
Tabla B.1. Términos de ajuste para los componentes específicos de la fuerza de corte. Inconel® 718 - taladrina.	223
Tabla B.2. Términos de ajuste para los componentes específicos de la fuerza de corte. Inconel® 718 - CO2.	223
Tabla B.3. Términos de ajuste para los componentes específicos de la fuerza de corte. Nimonic® C-263 - taladrina.	223
Tabla B.4. Términos de ajuste para los componentes específicos de la fuerza de corte. Nimonic® C-263 - CO2.	224
Tabla B.5. Términos de ajuste para los componentes específicos de la fuerza de corte. AISI 1055 - taladrina.	224
Tabla B.6. Términos de ajuste para los componentes específicos de la fuerza de corte. AISI 1055 - CO2.	224
Tabla C.1. Comparación entre Fr/Ft real y calculada de la calibración del modelo de desgastes.	225
Tabla C.2. Comparación entre Fr/Ft real y calculada del modelo de desgastes.	225
Tabla C.3. Comparación entre los ángulos β reales y calculados del modelo de desgastes.	226
Tabla D.1. Componentes específicos de la fuerza de corte para Nimonic® C-263 - taladrina a desgaste VB=0.	227

Tabla D.2. Componentes específicos de la fuerza de corte para Nimonic® C-263 - taladrina a desgaste VB=0.15.	227
Tabla D.3. Componentes específicos de la fuerza de corte para Nimonic® C-263 - taladrina a desgaste VB=0.2.	227
Tabla D.4. Componentes específicos de la fuerza de corte para Nimonic® C-263 - taladrina a desgaste VB=0.25.	228
Tabla D.5. Componentes específicos de la fuerza de corte para Nimonic® C-263 - taladrina a desgaste VB=0.3.	228
Tabla E.1. Términos de ajuste para los componentes específicos de la fuerza de corte. Nimonic® C-263 - taladrina a desgaste VB=0.	229
Tabla E.2. Términos de ajuste para los componentes específicos de la fuerza de corte. Nimonic® C-263 - taladrina a desgaste VB=0.15.	229
Tabla E.3. Términos de ajuste para los componentes específicos de la fuerza de corte. Nimonic® C-263 - taladrina a desgaste VB=0.2.	229
Tabla E.4. Términos de ajuste para los componentes específicos de la fuerza de corte. Nimonic® C-263 - taladrina a desgaste VB=0.25.	230
Tabla E.5. Términos de ajuste para los componentes específicos de la fuerza de corte. Nimonic® C-263 - taladrina a desgaste VB=0.3.	230
Tabla F.1. Comparación entre Fr/Ft real y calculada de la validación.	231
Tabla F.2. Comparación entre los ángulos β reales y calculados de la validación del modelo de desgastes.	231

LISTA DE ECUACIONES

Ec. 2.1.....	31
Ec. 2.2.....	31
Ec. 2.3.....	31
Ec. 2.4.....	51
Ec. 2.5.....	51
Ec. 2.6.....	71
Ec. 3.1.....	95
Ec. 4.1.....	100
Ec. 4.2.....	100
Ec. 4.3.....	100
Ec. 4.4.....	100
Ec. 4.5.....	101
Ec. 4.6.....	110
Ec. 4.7.....	110
Ec. 4.8.....	110
Ec. 4.9.....	110
Ec. 4.10.....	110
Ec. 4.11.....	110
Ec. 4.12.....	110
Ec. 4.13.....	111
Ec. 4.14.....	111
Ec. 4.15.....	111
Ec. 4.16.....	111
Ec. 4.17.....	113
Ec. 4.18.....	113
Ec. 4.19.....	113
Ec. 4.20.....	113
Ec. 4.21.....	116
Ec. 4.22.....	116
Ec. 4.23.....	116

Ec. 4.24.....	118
Ec. 5.1.....	129
Ec. 5.2.....	129
Ec. 5.3.....	162

INTRODUCCIÓN

1 Introducción

1.1 Contexto

El mecanizado de superaleaciones resistentes al calor (HRSA) es muy habitual en la fabricación de carcasas para componentes de turbinas de gas y una gran parte de los componentes destinados al sector aeronáutico, debido a sus excelentes propiedades mecánicas, pero son materiales difíciles de cortar. Tradicionalmente, estas operaciones son muy complejas debido a la dureza de estos materiales y a los elevados requisitos de las piezas finalizadas. Para evitar fallos y rechazos de piezas, se seleccionan parámetros de corte muy conservadores por lo que existe un gran margen para optimizar las condiciones de corte en las aplicaciones aeroespaciales.

El elevado valor añadido de estos componentes y las características singulares de los materiales hacen imprescindible renovar el conocimiento adquirido con anterioridad y adaptarlo a las nuevas tecnologías. Registrar datos de las fuerzas de corte que entran en juego en el mecanizado suele aportar mucha información sobre el proceso en cuanto a la resistencia de los materiales de corte. Las mejoras en la productividad generalmente vienen dadas por la cantidad de material que se elimina por unidad de tiempo. A pesar de la dificultad de corte de las superaleaciones, existe una tendencia hacia el mecanizado de alto rendimiento en la industria aeroespacial, por ello es necesario conocer la evolución del desgaste de las herramientas de corte y poder realizar la sustitución en el momento adecuado, evitando que un deterioro excesivo produzca daños superficiales en la pieza de trabajo y minimizando el tiempo de parada de máquina.

En los últimos años se han lanzado al mercado soluciones de “alto avance” en el mecanizado, utilizando la idea de extremar el ángulo de posición κ_r para tener espesores de viruta muy reducidos y como una alternativa al torneado tradicional para una fabricación más rápida y productiva. Se basa en mover la herramienta desde las mordazas hacia el contrapunto en modo inverso, con un ángulo de posición muy bajo para poder aumentar la velocidad de avance sin perder el control sobre la viruta. Es un proceso prometedor, pero bastante desconocido.

Pero en gran parte, la productividad no depende únicamente de la velocidad de los procesos sino también de los tiempos muertos entre operaciones, en los que se deben realizar cambios de herramientas, ya que cada una de ellas realiza una operación específica. Por tanto, resulta obvio que la reducción de este tipo de gastos es una necesidad. En este sentido, las herramientas que disponen de varios filos y diferentes posiciones son ventajosas y también están comenzando a introducirse en el torneado de alto avance. Existen ya herramientas y portaherramientas que están diseñadas para realizar un torneado dinámico en el que entran en juego los diferentes filos y los giros controlados del cabezal y la modificación sincronizada de los parámetros de avance y profundidad. Esto permite un buen control de la viruta ya que se puede mantener el espesor constante, por lo que su versatilidad permite, no solamente cambios de herramienta eficientes, sino también realizar trayectorias de cilindrado para piezas de gran complejidad.

Un reto adicional en nuestros días en el terreno del mecanizado es la búsqueda de sistemas alternativos de refrigeración que consigan eliminar o minimizar el uso de taladrinas, que producen grandes cantidades de residuos.

Por tanto, teniendo en cuenta las dificultades a las que se enfrenta el mecanizado de superaleaciones, el Estado del Arte se centra fundamentalmente en dos pilares, que son:

- La estimación o predicción de las tensiones en el mecanizado, donde se hará un repaso de los diferentes métodos y modelos y cuáles van a ser los métodos de predicción en este trabajo.
- El aumento de productividad de los procesos de mecanizado, donde se revisarán los ítems más importantes en cuanto a la eliminación de viruta y cómo los rompevirutas y los nuevos métodos de refrigeración criogénica pueden mejorar la vida de los insertos, los procesos de alta velocidad, los procesos de alto avance y mejoras en los tiempos muertos de los cambios de herramientas.

El concepto de estimación de tensiones y aumento de productividad se aplicará en este estudio mediante la tecnología de torneado de alto avance, con la herramienta Prime Turning®. En la última parte del Estado de Arte se mostrarán trabajos realizados

mediante esta tecnología en nuestro grupo de investigación, en lo que representa un acercamiento a las investigaciones posteriores, objeto de este trabajo.

Primeramente, se realizaron pruebas de torneado con una herramienta de alto avance para aleaciones termorresistentes y se estudió también el efecto del uso de refrigerante convencional y criogénico. Se crearon modelos mecanísticos para la obtención de coeficientes de corte en Inconel® 718, Nimonic® C-263 y AISI 1055. Los modelos se validaron satisfactoriamente mediante ensayos experimentales. Los coeficientes de corte se obtuvieron en condiciones de herramienta no desgastada y son útiles para condiciones de corte iniciales, sin embargo, no aportan información sobre el comportamiento del inserto en condiciones de desgaste. A continuación, se evaluó la respuesta al desgaste de los insertos de alto avance al mecanizar Nimonic® C-263 bajo diferentes condiciones. Asimismo, se ha comparado el desempeño de los insertos al mecanizar con taladrina y con CO₂. Además, se ha comprobado la efectividad de la disminución del ángulo de posición en la durabilidad del inserto y se ha desarrollado un modelo para la predicción del desgaste. Este modelo considera el deterioro geométrico gradual de la herramienta que se ha demostrado como un mecanismo importante, ya que controla la evolución de las fuerzas de corte en esta superaleación.

En el esquema de la Fig. 1.1 se muestra un desglose de los diferentes enfoques que se van a tratar en el Estado del Arte. En color más oscuro se muestran los ítems que están más relacionados con el desarrollo de la Tesis.

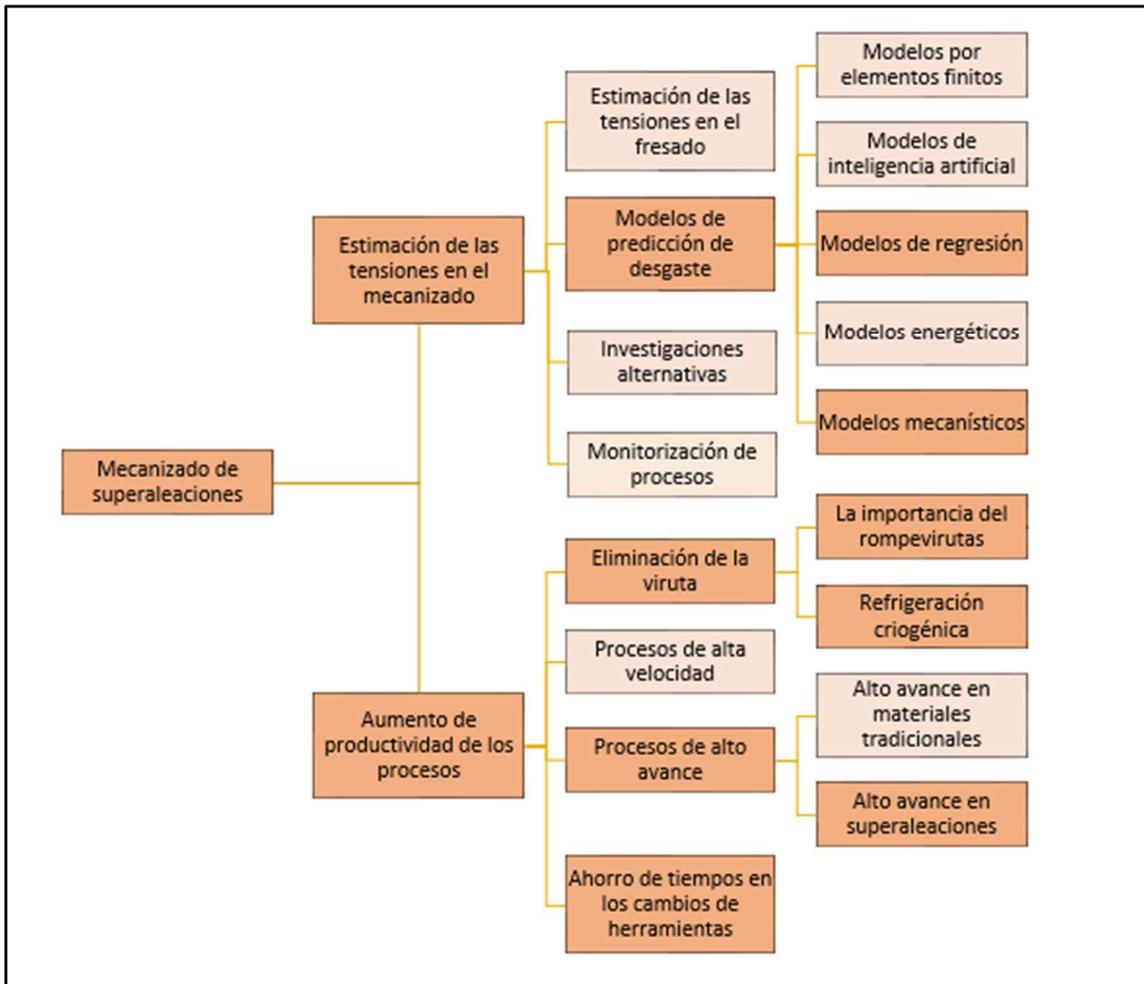


Fig. 1.1. Esquema de la revisión bibliográfica.

1.2 Objetivos

En este trabajo se realiza una investigación experimental acerca de procesos de torneado de alto avance en superaleaciones termorresistentes en los que se explora el desempeño de los insertos y se crean modelos de predicción de fuerzas y modelos de predicción de desgaste de herramienta. Además, se prueba la refrigeración criogénica como alternativa ecológica a las taladras.

Los objetivos particulares en el torneado de alto avance son:

- La creación de un modelo mecanístico de predicción de fuerzas en procesos de alto avance en las superaleaciones Inconel® 718 y Nimonic® C-263 donde se obtengan los coeficientes de corte iniciales de la herramienta.
- La creación de un modelo de desgaste en el que se pueda relacionar el desgaste de la herramienta con las fuerzas de corte.
- Obtención de los coeficientes de corte para diferentes niveles de desgaste como combinación del modelo mecanístico y el modelo de desgaste.
- Comprobar la adecuación del sistema de refrigeración criogénica al corte de materiales termorresistentes en torneado de alto avance.

1.3 Organización de la memoria

En la Sección 2 se desarrolla un Estado del Arte acerca de la estimación de las fuerzas en el mecanizado y el aumento en la productividad de los procesos, así como una descripción del proceso de alto avance. La Sección 3 presenta la metodología empleada para la realización de los diferentes ensayos, los materiales de superaleación empleados, los insertos utilizados, así como sus principales características y el montaje experimental. En la Sección 4 se desarrollan los modelos de predicción de coeficientes de corte y de desgaste y se explican sus fundamentos. En la sección 5 pueden verse los resultados de los ensayos de fuerzas de corte, de desgaste y la optimización de los parámetros de corte, así como la influencia del ángulo de posición y de la refrigeración criogénica. La Sección 6 muestra la validación de los modelos y finalmente la Sección 7 resume las principales conclusiones de la investigación.

ESTADO DEL ARTE

2 Estado del arte

2.1 El motor aeronáutico

Los componentes aeronáuticos, entre los que se puede destacar carcasas, discos, rodets, árboles o anillos, están sujetos a fuertes condicionantes de fabricación y requerimientos de calidad como tolerancias o poseer una buena relación entre resistencia y peso por lo que deben ser fabricados con materiales adecuados. Esto es aún más cierto en el caso de los elementos giratorios. Además, algunas partes de la turbina de gas son entornos difíciles en los que las temperaturas y las presiones superan los límites de la mayoría de los metales. Para piezas como carcasas, ejes o ruedas, las superaleaciones resistentes al calor (HRSA) son adecuadas debido a su excepcional retención de propiedades como la resistencia mecánica, resistencia a la corrosión y resistencia a la fluencia a temperaturas entre 650-850 °C [Sandvik, 2020 (1)]. En la Fig. 2.1 se puede observar la sección de un motor aeronáutico en la que se muestra la distribución de algunas de las aleaciones que forman parte de los elementos principales.

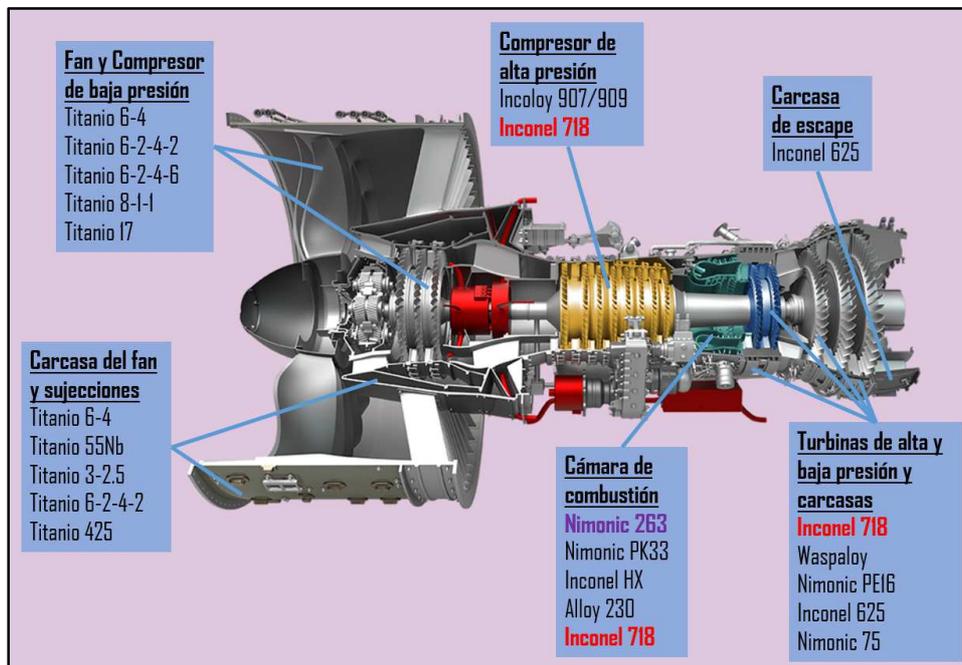


Fig. 2.1. Partes de un turbofan y aleaciones utilizadas. Modificado de [Nasa, 2022].

Como se puede observar, en la parte anterior del motor, que es la “zona fría”, predominan las aleaciones de titanio, mientras que en la parte posterior o “zona caliente” predominan las superaleaciones termorresistentes.

La diferencia de temperatura entre unas zonas y otras de la turbina se explica mediante las distintas fases de las que consta el ciclo termodinámico de los gases que intervienen. En el caso de las turbinas se trata del ciclo de Brayton. Existen múltiples variaciones que aumentan su complejidad, pero el comportamiento básico se representa en la Figs. 2.2 y 2.3.

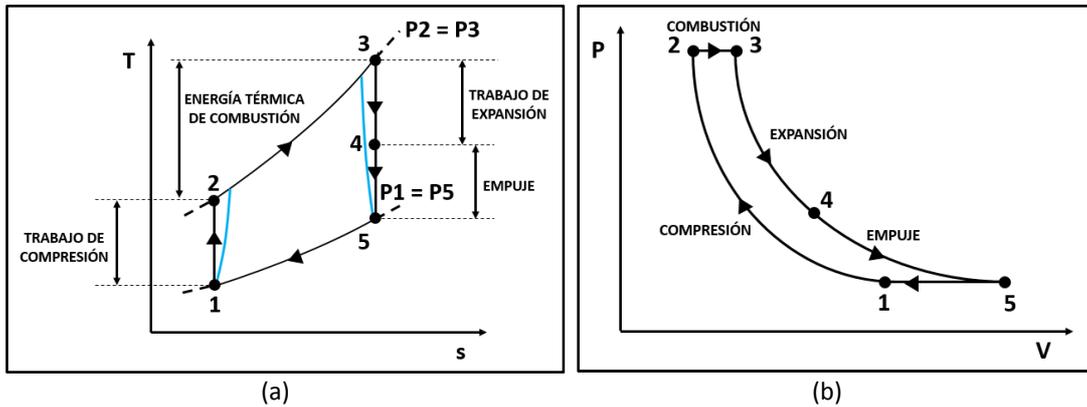


Fig. 2.2. Ciclo de Brayton. (a) Diagrama temperatura-entropía. (b) Diagrama Presión-Volumen.

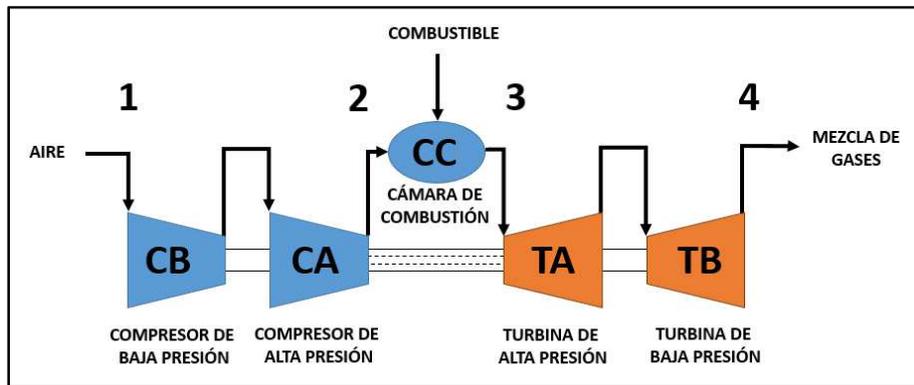


Fig. 2.3. Esquema básico de una turbina de ejes concéntricos.

El punto 1 representa la entrada. El aire entra a la turbina a través del fan a temperatura ambiente y con energía cinética. A continuación, entre los puntos 1 y 2, el aire atraviesa las distintas etapas de los compresores aumentando unas 30 veces su presión y su temperatura hasta unos 600°C y disminuyendo su volumen. En el proceso ideal esta fase se produce isentrópicamente, sin embargo, en el proceso real existe variación de la entropía. Esto se representa con líneas azules en la Fig. 2.2 (a). A continuación, el flujo entra en la cámara de combustión, donde el oxígeno del aire es el comburente que reacciona con el combustible. La temperatura de entrada y la relación combustible-aire determinan la temperatura de salida, que puede alcanzar los 1100°C en el punto 3. A continuación, entre los puntos 3 y 4, la mezcla de gases pasa a las etapas de las turbinas,

primero pasa por la turbina de alta presión y posteriormente por la turbina de baja presión. El flujo caliente se expande isentrópicamente (solo en el ciclo ideal), disminuyendo su temperatura y presión y aumentando su volumen. Este aumento de volumen crea el trabajo necesario para mover las turbinas. La turbina de alta presión está conectada con el compresor de alta presión mediante un eje, y la turbina de baja está conectada con el compresor de baja por medio de un eje concéntrico al anterior. De este modo, el trabajo generado en las turbinas se transmite a los compresores y es el trabajo utilizado para disminuir el volumen del aire de entrada al turbofan. Los turbofan pueden tener mayor complejidad con tres fases de compresión y tres fases de expansión, en cuyo caso se disponen también tres ejes concéntricos. La expansión total se realiza a través de la tobera hasta el punto 5, donde el flujo se acelera debido a las paredes estrechas y es expulsado con energía cinética que crea el empuje para mover la aeronave. Actualmente el empuje de los turbofan supera los 500 kN. El flujo de salida está a la misma presión que el de la entrada, la presión atmosférica, y el ciclo se cierra entre los puntos 5 y 1 con el enfriamiento del gas liberado a presión constante, lo que termina de disminuir su volumen.

La distribución de los materiales a lo largo de la estructura de la turbina obedece principalmente a dos características: ligereza y resistencia a la temperatura. Las aleaciones de titanio son ligeras y resistentes a temperaturas bajas mientras que las superaleaciones son más pesadas pero resistentes a altas temperaturas. El titanio es un material muy ligero, característica de por sí muy importante para soluciones aeronáuticas, además posee una excelente resistencia a la corrosión por debajo de los 400°C, sin embargo, por encima de 700°C la afinidad del titanio por elementos intersticiales como el oxígeno o el nitrógeno aumenta considerablemente, por lo que su resistencia empeora drásticamente. Las aleaciones de titanio se emplean fundamentalmente en motores y estructuras en la industria aeronáutica, en biomedicina y petroquímica, pero cabe destacar que su mecanizado no es sencillo debido a su baja conductividad térmica y alta reactividad a temperaturas elevadas. Las aleaciones de titanio más utilizadas son las $\alpha + \beta$ siendo la más común la Ti-6Al-4V, con una densidad de 4430 kg/m³. Esta aleación posee una buena combinación de propiedades mecánicas, por lo que representa el 60% del titanio utilizado en el sector

aeroespacial y el 80% del utilizado en los fuselajes, sin embargo, su operatividad está limitada por un rango superior de temperaturas entre 315 y 400 °C. A medida que las partes de la turbina se vuelven más calientes, las aleaciones de titanio se van sustituyendo por materiales de superaleación, cuya resistencia es mayor a altas temperaturas, aunque su peso se incrementa al ser su densidad superior a 8000 kg/m³.

2.2 Las aleaciones HRSA

Las superaleaciones termorresistentes forman un grupo de aleaciones que se utilizan en la industria, como en partes de turbinas de combustión aeroespaciales y estacionarias, plataformas petrolíferas o prótesis médicas. Se caracterizan por mantener sus propiedades, tales como dureza y robustez a elevadas temperaturas y una gran resistencia a la corrosión. Estos materiales están catalogados dentro del tipo 'difficult-to-cut materials', debido a su gran dureza por lo que los materiales de corte deben ser resistentes y disponer de rompevirutas adecuados. Las razones de este complejo mecanizado están detrás de sus ventajas como materiales resistentes. Varios parámetros conducen a un desgaste acelerado de la herramienta: (1) una resistencia excepcional mantenida a altas temperaturas, (2) partículas de carburo altamente abrasivas dentro de la microestructura, (3) baja conductividad térmica, (4) alta afinidad química [Polvorosa et al., 2017]. Además, se produce una gran cantidad de calor en su mecanizado por lo que deben emplearse sistemas de refrigeración a alta presión.

Las altas temperaturas alcanzadas en la mayoría de las aplicaciones aeronáuticas hacen idóneos a este tipo de materiales para su utilización en las zonas calientes del turbofan ya que resisten las grandes sollicitaciones bajo fluencia o corrosión. Suelen estar clasificadas según su componente mayoritario en aleaciones base hierro o hierro-níquel, base cobalto y base níquel, siendo estas últimas las más aptas para aplicaciones de altas temperaturas, seguidas de las de cobalto y por último las de hierro-níquel. Estos tres elementos son consecutivos en la tabla periódica con números atómicos 26, 27 y 28 respectivamente, por lo que poseen similares características en cuanto a densidad (entre 8000 y 9000 kg/m³), punto de fusión (entorno a 1500°C), alta conductividad eléctrica, propiedades magnéticas y similar electronegatividad que va a favorecer el mismo tipo de precipitados de refuerzo con los aleantes aluminio, titanio y niobio. El níquel es dúctil y tenaz debido a que cristaliza en la estructura cúbica centrada en las caras (fcc), lo que le confiere una buena plasticidad. El cobalto posee una red hexagonal compacta (hcp) a bajas temperaturas, pero cristaliza en estructura fcc a temperaturas altas. El hierro por su parte cristaliza en la estructura cúbica centrada en el cuerpo (bcc). Algunos elementos de las turbinas, como los álabes están fabricados con fundiciones

solidificadas direccionalmente e incluso con fundición monocristalina evitando añadir en las aleaciones elementos que evitan el agrietamiento y que perjudican la resistencia a la fluencia como el boro, hafnio, circonio y carbono. En los discos, en cambio, se utilizan aleaciones forjadas, con mayor resistencia a la fatiga y a la tracción. La refrigeración interna y los revestimientos cerámicos de barrera térmica, así como los revestimientos de difusión y de recubrimiento ayudan a las superaleaciones a resistir las altas temperaturas de trabajo.

Las superaleaciones base níquel son las más utilizadas en los motores aeronáuticos debido a la alta estabilidad de la matriz fcc. La clave fundamental en las aleaciones base níquel y hierro-níquel es la combinación de endurecimiento por solución sólida, endurecimiento por precipitados de níquel y la presencia de carburos metálicos: (1) una matriz de austenita gamma γ , debido al níquel como componente principal y endurecedores como hierro cromo, cobalto, molibdeno, tungsteno, titanio y aluminio. (2) una fase de precipitado de Ni_3Al y Ni_3Ti llamada gamma prima γ' , en la que el titanio y aluminio (incluso tántalo) producen endurecimiento por precipitación mediante tratamientos térmicos, mejorando el comportamiento bajo fluencia conseguido por el níquel. A medida que aumenta la cantidad de fase γ' , aumenta la resistencia a altas temperaturas. Los precipitados también pueden estar formados por cobalto o hierro. (3) partículas de carburo que se forman en la matriz y en los límites de grano, debido a la adición entre 0.01 y 0.04 por ciento de C y la presencia de niobio, molibdeno o vanadio. La fase gamma prima posee una estructura de tipo cúbico simple por la adición de Al y Ti, que aporta a estas aleaciones resistencia y estabilidad a altas temperaturas, al bloquear el movimiento de las dislocaciones, y los carburos estabilizan los límites de grano a altas temperaturas.

Algunas aleaciones que contienen niobio constituyen una fase γ'' , como ocurre en el Inconel 718, o ambas fases γ' y γ'' , este es el caso del Inconel 706. Esta fase reforzada de niobio es menos estable a altas temperaturas.

El segundo componente de aleación en las superaleaciones de níquel es el cromo, cuyo contenido oscila entre el 15 y el 27% y le aporta una gran resistencia a la oxidación, al igual que el aluminio. El cobalto por su parte modifica la solubilidad de ciertos

componentes. Se han desarrollado diferentes aleaciones base níquel denominadas Inconel®, Nimonic®, Incoloy®, Monel®, Udimet® o Waspaloy® entre otras. En la Fig. 2.4 se muestran las propiedades termorresistentes de algunas de ellas.

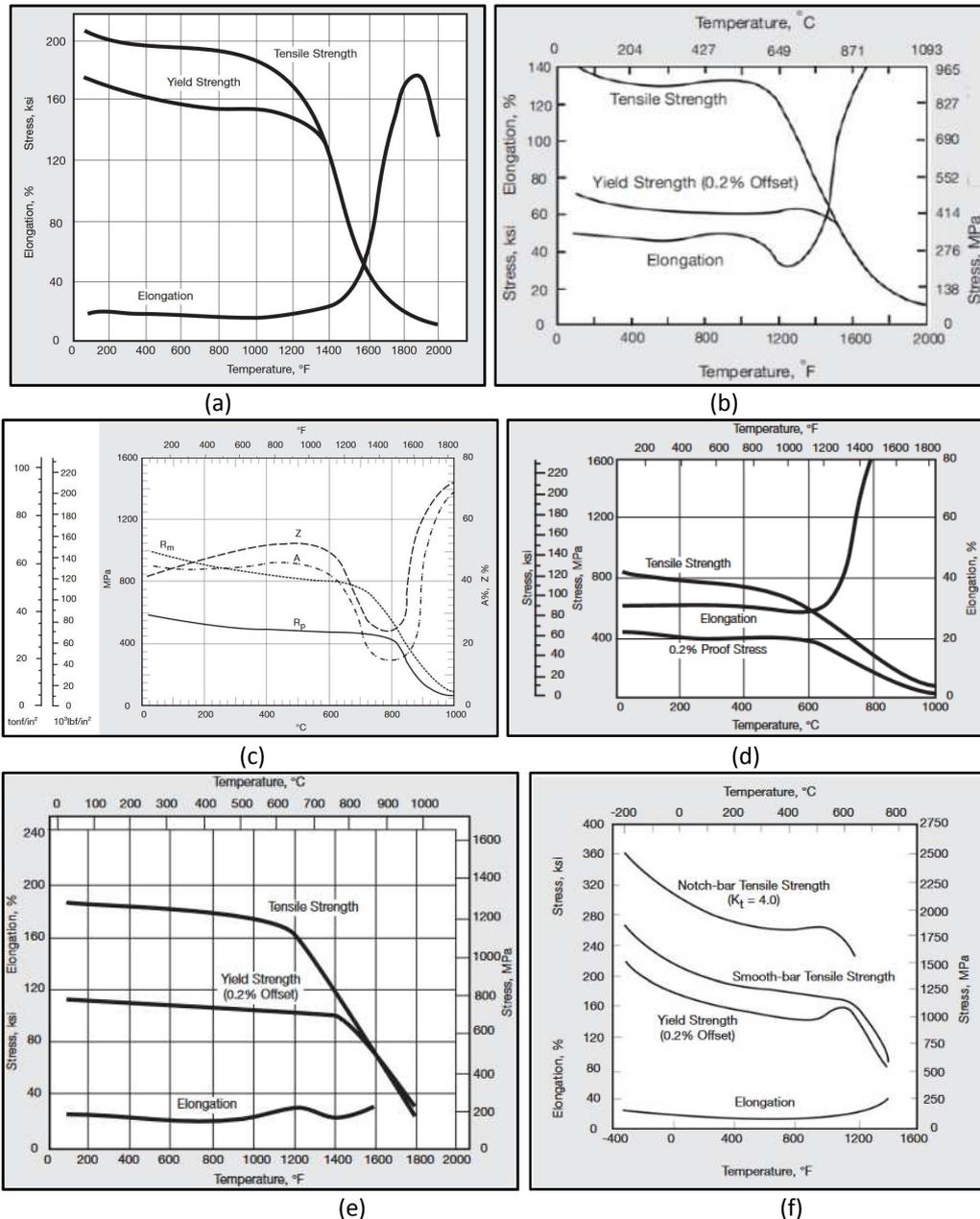


Fig. 2.4. Propiedades termorresistentes de superaleaciones. (a) Inconel® 718. (b) Inconel® 625. (c) Nimonic® C-263. (d) Nimonic® 75. (e) Waspaloy®. (f) Incoloy® 903 [Specialmetals, 2022].

Las superaleaciones con base hierro son bastante similares a las de base níquel y contienen al menos un 25% de níquel para estabilizar la matriz fcc y un porcentaje de molibdeno para reforzar la solución sólida. La clasificación del Inconel 718 se debate entre las aleaciones base níquel y base hierro. Es la superaleación más utilizada debido

a su gran resistencia a temperaturas controladas, pero no se debe exponer a temperaturas excesivamente elevadas ya que la fase γ'' se desestabiliza. Algunos autores como [Paulonis et al., 1969] y [Rizzo and Buzzanell, 1969] han estudiado la influencia del niobio y se ha determinado que, en proporciones superiores al $\approx 5\%$, su adición produce endurecimiento por formación de precipitados intermetálicos Ni_3Nb en una fase γ'' con estructura de tipo tetragonal centrada, cuya capacidad de endurecimiento es superior a la de los precipitados de aluminio y titanio, así como la relación óptima entre Al-Ti-Nb que conduce a la formación de dicha fase. Esta fase confiere a la estructura estabilidad térmica, así como dureza [Cozar and Pineau, 1973]. La fase γ'' se dispone en las seis caras de la fase γ' formando una barrera que impide la difusión de los átomos. Recientemente, en [Smith and Patel, 2005] se indicó que en las superaleaciones que contienen níquel y hierro, la fase γ'' da lugar a una gran resistencia hasta $650^\circ C$, pero a temperaturas más altas se forma una fase δ con menor resistencia.

Las superaleaciones con base cobalto contienen un porcentaje de níquel para estabilizar la estructura fcc austenítica ya que el cobalto cristaliza en la red hcp a bajas temperaturas. Además, contienen altos porcentajes de cromo, tungsteno y carbono que forman carburos.

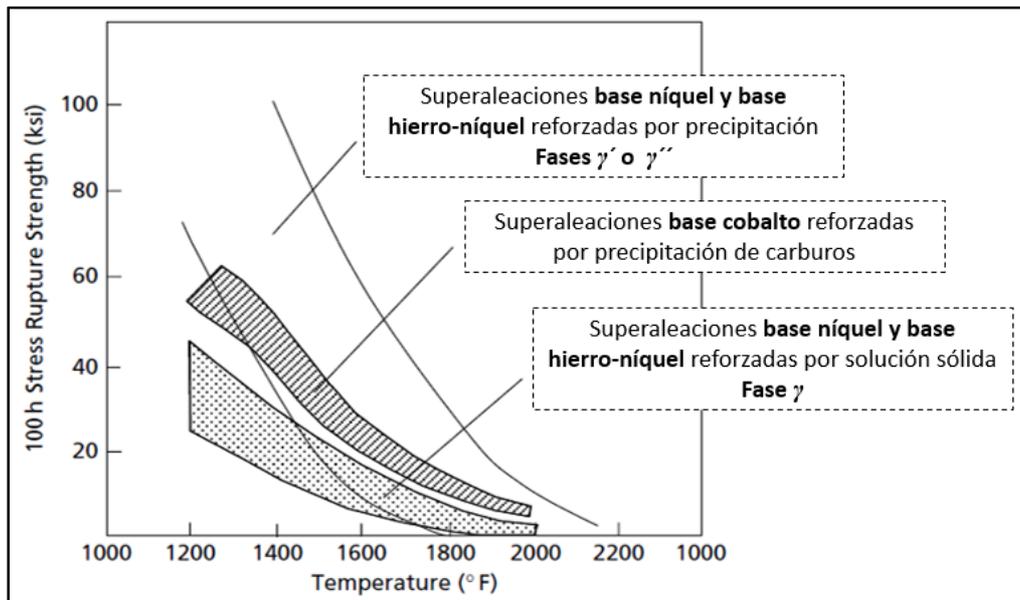


Fig. 2.5. Comparación de la rotura por tensión de las superaleaciones forjadas. Modificado de [Tien and Caulfield, 1989].

Como se observa en la Fig. 2.5, en las aleaciones base cobalto es importante combinar el endurecimiento por solución sólida con la formación de carburos metálicos precipitados en una fina distribución dentro de los granos para aumentar su resistencia ya que no se refuerzan por precipitación de fase gamma. Por este motivo, no pueden soportar esfuerzos tan grandes como las superaleaciones de níquel y se emplean para resistir a la corrosión debido a su contenido en cromo y en piezas estáticas.

Existe un gran número de superaleaciones, entre las que se encuentran las siguientes:

- Base níquel: Hasteloy S, X; Inconel 100, 625, 706, 713C, 738; Waspaloy; Nimonic PK33, 75, 80, 90, 95, 100, 105, 115, 263; Astroloy; Haynes 282; Rene 41, 80, 95, N4; Udimet 700, 720; PWA 1480.
- Base hierro-níquel: Inconel 718; Ascology; Haynes 556; Incoloy 802, 903, 907, 909; A286; 19-9DL.
- Base Cobalto: Haynes 25, 188; MAR-M 918; Stellite HS21, HS23, HS25, HS30, HS31, SM302, X-40.

La Tabla 2.1 muestra la composición y propiedades de algunas de las superaleaciones más conocidas de los tres grupos. Se puede consultar un listado más extenso en [Sandvik, 2020 (2)]. Además, existe otra serie de aleaciones de níquel no consideradas superaleaciones, pero de características muy interesantes, como las aleaciones Monel de níquel-cobre, Invar de níquel-hierro o Elinvar de níquel-hierro-cromo.

En [Díaz-Álvarez et al., 2018] se realizó uno de los primeros trabajos sobre la maquinabilidad de la superaleación de base níquel Haynes 282 mediante pruebas de torneado de acabado con insertos de metal duro con recubrimiento multicapa TiAl/TiAlN recomendado para aleaciones de base níquel. Se estudió la fuerza del mecanizado, el desgaste y la vida útil del inserto. Se determinó que el coeficiente de corte K_p era un buen indicador de la evolución del desgaste de la herramienta debido a su drástico aumento en las últimas etapas. Se identificaron los principales modos de desgaste como desgaste de flanco, entallas, filo recrecido (BUE) o fisuras. Se obtuvieron duraciones de corte entre 15 y 30 minutos con velocidades de corte entre 50 y 70 m/min. La progresión del desgaste disminuyó la rugosidad superficial debido al aumento del radio efectivo.

Tabla 2.1. Composición y propiedades mecánicas/térmicas de algunas superaleaciones.

Materiales	Composición química	Densidad [g/cm³]	Resistencia última de tracción [MPa]	Límite elástico tracción [MPa]	Conductividad térmica [W/m-K]	Dureza HRC
Base níquel	58%Ni, 21%Cr, 9%Mo, 5%Fe, 4%Nb,					
Inconel® 625	1%Co, 0.5%Mn, 0.5%Si, 0.4%Al, 0.4%Ti, 0.1%C, otros	8.44	1213.5 a 650°C	872.2 (0.2%)	65.1	45
Base níquel	58%Ni, 19%Cr, 13%Co, 4%Mo, 3%Ti,					
Waspaloy®	2%Fe, 1.4%Al, 1%Mn, 0.75%Si, 0.1%C, otros	8.19	1353 a 650°C	941 (0.2%)	9.9	39
Base níquel	61%Ni, 14%Cr, 9,5%Co, 4%Mo,					
Rene® 80	4%Nb, 4%W, 3%Ti, otros	7.87	1124 a 650°C	605	16	35.7
Base níquel	57%Ni, 20%Cr, 10%Co, 8,5%Mo,					
Haynes® 282	2,1%Ti, 1,5%Al, 1,5%Fe, 0,3%Mn, 0,15%Si, 0,06%Si, otros	8.29	1191 a 650°C	778 (0.2%)	10.3	29
Base hierro-níquel	52.5%Ni, 19%Cr, 17%Fe, 5%Nb,					
Inconel® 718	3%Mo, 1%Co, 1%Ti, 0.6%Al, 0.35%Mn, 0.35%Si, 0.08%C, otros	8.19	1100 a 650°C	1100 (0.2%)	11.4	45
Base hierro-níquel	41%Fe, 38%Ni, 15%Co, 3%Nb,					
Incoloy® 903	1,4%Ti, 0,7%Al, 0,1%Mo, 0,1%Cr, 0,04%C, otros	8.25	1000 a 650°C	896 (0.2%)	16.7	41
Base cobalto	51%Co, 20%Cr, 15%W, 10%Ni, 2%Fe,					
Haynes® 25	1,5%Mn, 1%Mo, 0,4%Si, 0,1%C	9.13	823 a 650°C	256	10.5	22

2.3 Torneado de superaleaciones

En sectores como el aeronáutico el mecanizado de piezas, por sus especiales características, limita los tiempos de producción, e influye en factores como la productividad, el calentamiento de la pieza y herramienta, los desgastes, la estabilidad del proceso o la calidad de los componentes fabricados. Como se ve, el elevado valor añadido de los componentes fabricados para el sector aeronáutico, hacen necesario alcanzar un profundo conocimiento de los procesos y los materiales e implican una necesidad de mejora, principalmente en las operaciones de torneado en bruto de piezas rotativas como los discos de turbina en los que los "takt times" o tiempos de espera deben ser reducidos drásticamente.

2.3.1 Piezas tipo

Como se ha comentado, las superaleaciones termorresistentes están presentes en la zona caliente del motor aeronáutico, es decir, desde el compresor de alta presión en adelante, formando parte de múltiples componentes.

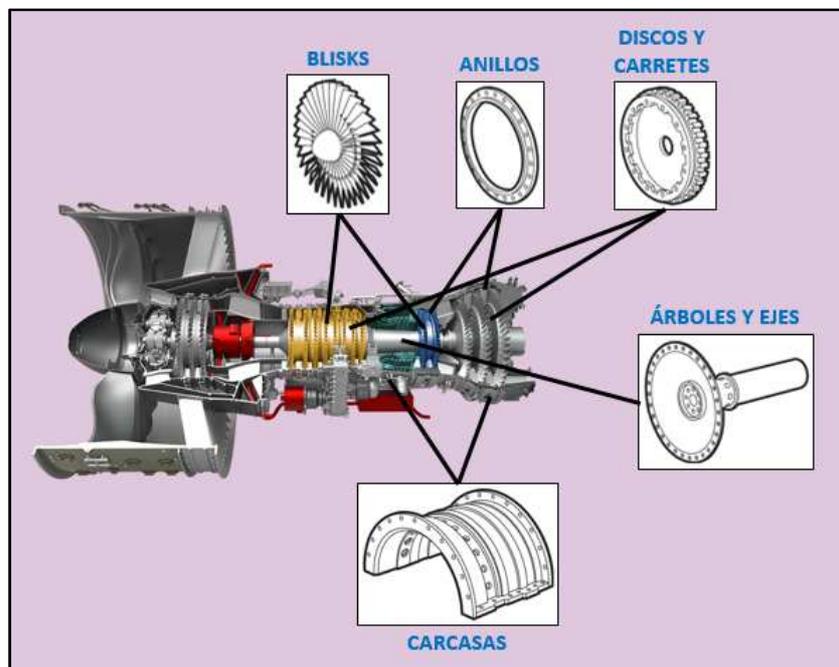


Fig. 2.6. Elementos principales del turbofan. Modificado de [Nasa, 2022].

Los componentes más importantes que se pueden encontrar en la zona de altas temperaturas son los blisks o coronas de álabes tanto del compresor de alta presión

como de las turbinas de alta y baja presión, discos, anillos, carcasas, árboles y ejes. La disposición de estos elementos se puede observar en la Fig. 2.6.

Todos estos elementos se mecanizan en mayor o menor grado principalmente mediante torneado, fresado y taladrado. Las operaciones de torneado son predominantes en los ejes y árboles, discos y anillos, pero también son importantes en las carcasas. En los blisks integrales el proceso de torneado es minoritario, siendo el proceso principal el fresado en 5 ejes, al igual que ocurre con los elementos de álabes unitarios que se ensamblan en los discos mediante colas de milano o firtrees.

Los blisks están presentes en las etapas del compresor y la turbina de alta presión. Son de tamaño reducido por lo que el disco y los álabes forman una sola pieza integral y además de la compleja geometría, suelen ser de Inconel 718, por lo que su mecanizado suele ser de lo más complejo entre los elementos del motor. Son necesarias máquinas de cinco ejes y softwares de CAM.

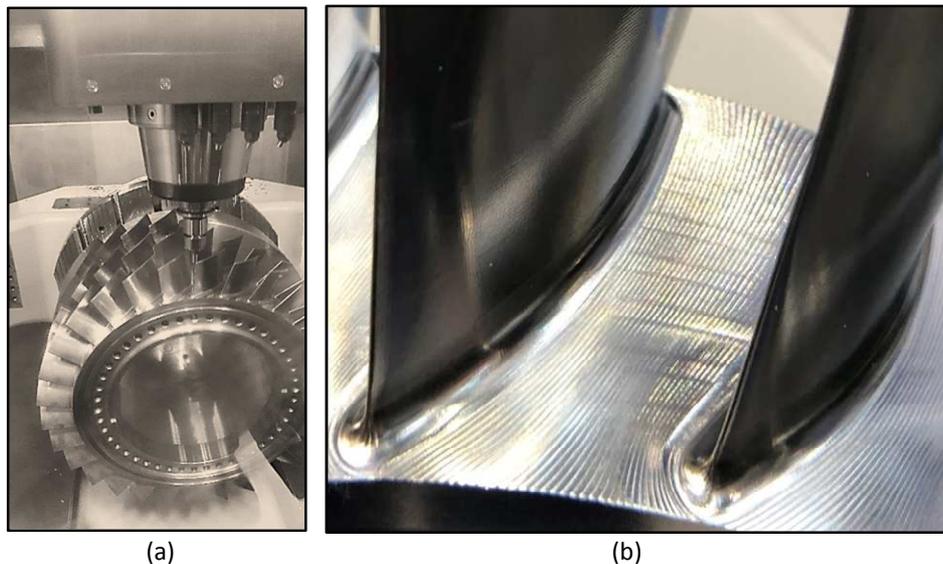


Fig. 2.7. Mecanizado de blisk. (a) Fresado en 5 ejes. (b) Detalle de las trayectorias de acabado. (EMO 2019).

Los discos y anillos forman parte de las etapas de la turbina de baja presión, al ser de mayor diámetro se fabrican por separado el disco y los álabes. Están hechos de Inconel 718, Waspaloy o Udimet 720. Estas piezas tienen diámetros considerables, por lo que suelen usarse grandes tornos-fresadores verticales, con platos de gran diámetro y husillos de gran potencia. Los carretes son piezas cuya finalidad es engrosar el diámetro

del eje para obligar al aire a circular por las estrechas etapas del compresor de baja presión. Tienen forma compleja debido a las numerosas cavidades y ranuras.

La carcasa de combustión suele estar hecha de Inconel 718 o Waspaloy mientras que el material de la carcasa de escape suele ser Inconel 625. Su torneado no presenta grandes dificultades, pero son necesarios grandes tornos verticales. Conllevan un gran número de operaciones de fresados y taladrados.



Fig. 2.8. Torneado de pieza aeronáutica en torno vertical GMTK VR-2.4. Centro de Fabricación Avanzada Aeronáutica.

Los ejes y árboles son las piezas donde la operación de torneado está más presente al disponer de una mayor longitud.



Fig. 2.9. Torneado interior con mandrino antivibratorio. (EMO 2019).

El compresor y la turbina de baja presión están unidos por un largo eje, mientras que el compresor y la turbina de alta presión están unidos por un eje concéntrico. Este eje debe tornearse tanto exterior como interiormente, para lo que las barras de mandrinar antivibratorias son una solución interesante y el uso de máquinas multitarea y grandes tornos horizontales son fundamentales.

2.3.2 Herramientas

Un problema que acorta considerablemente la vida de los insertos de mecanizado es la entalla que se produce en el filo al mecanizar las superaleaciones. Esta entalla debilita el filo pudiéndose producir una rotura prematura aun cuando la herramienta se esté desgastando lentamente. Este problema ocurre con frecuencia con filos que tienen ángulo de avance cercano a 90° , del tipo CNMG y cuando se supera una profundidad de pasada equivalente al radio de la herramienta. Normalmente para minimizar el efecto de la entalla se realizan pasadas de profundidad variable (en rampa) de manera que la entalla se forme a diferente altura de filo en cada instante.

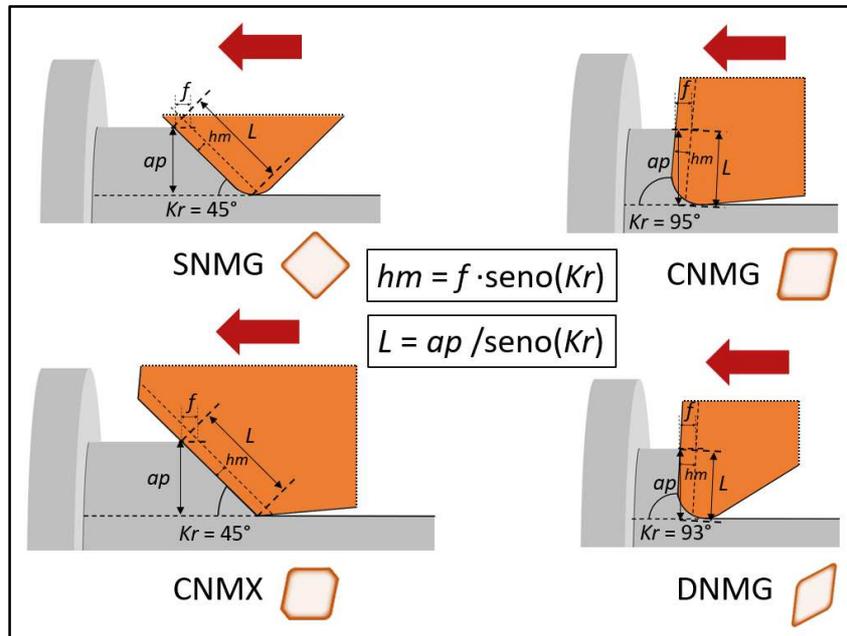


Fig. 2.10. Efecto en el espesor de viruta y longitud de filo en insertos con ángulos inclinados.

Las placas de tipo SNMG surgieron como mejora en el rendimiento en desbaste respecto a las CNMG, esto se debe a la disminución del ángulo de posición Kr hasta 45° (Fig. 2.10), que implica que la fuerza de corte se reparta a lo largo de una mayor longitud de filo y

el espesor de la viruta se reduce en proporción al seno del ángulo κr , lo que permite aumentar la velocidad de avance para controlar la viruta. De este modo, la velocidad de avance y el ángulo kappa son inversamente proporcionales.

Si se pretende mantener el espesor de viruta en un tamaño estable, un aumento en el ángulo de posición debe corregirse con una disminución en el avance de la herramienta y viceversa. Los insertos SNMG proporcionan una gran productividad siendo óptimos para operaciones de desbaste por la gran profundidad de pasada con la que pueden operar. Los insertos CNMG, en cambio, son más adecuados para operaciones de acabado y semiacabado.

El problema de los insertos SNMG es que dejan material sobrante en las esquinas de la pieza de trabajo que debe ser eliminado posteriormente con otro tipo de geometría. Esto se trató de solucionar mediante los insertos CNMX, que son de geometría similar a los CNMG, aunque biselados en la punta, lo que permite que el material sin cortar en la esquina sea mucho menor. Estos insertos permiten una menor profundidad de pasada por lo que son aptos para semi-acabados y presentan mejoras de rendimiento respecto a los insertos DNMG.

Otro tipo de plaquitas son las de forma redonda. Estos insertos no disponen de geometría apta para remates en esquina ni partes finas, sin embargo, su robustez les confiere una alta productividad en piezas de tamaño grande como las aeronáuticas. El perfil redondeado hace que no tengan un ángulo de posición fijo, sino que va variando desde cero en el punto de mayor profundidad de pasada hasta unos deseables 45° en la superficie de corte. El espesor de la viruta es también variable, como se observa en la Fig. 2.11 (a).

El problema habitual al afrontar un torneado en esquina es la gran cantidad de filo que se pone en juego o “empañe”. Esto produce un aumento puntual de las fuerzas de corte que pueden fracturar la plaquita. Las soluciones, como se muestra en la Fig. 2.11 (b), suelen ser reducir el radio de placa o bien, mecanizar radios mayores en las pasadas iniciales y reducirlos en las pasadas finales. Reducir el avance suele ser una solución a tener en cuenta.

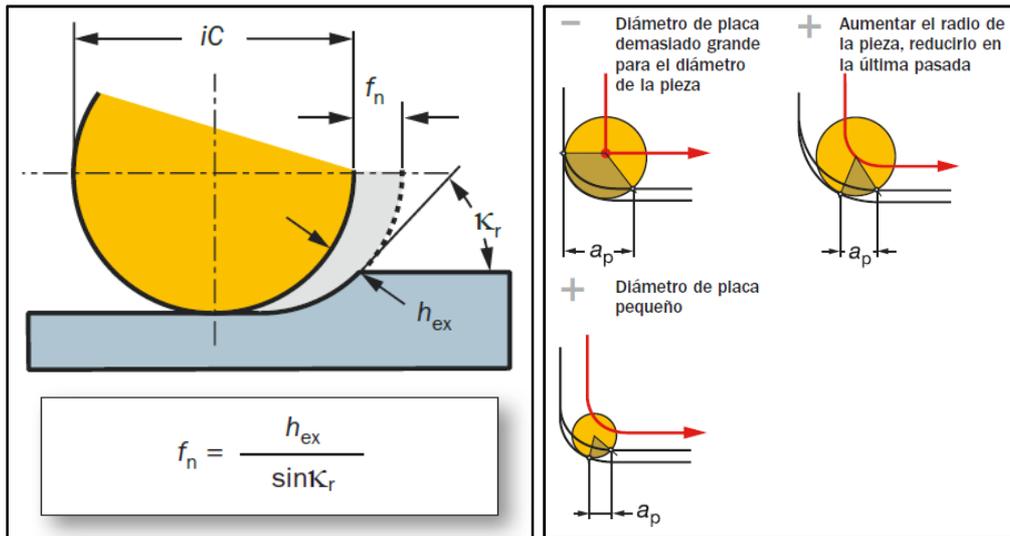


Fig. 2.11. Mecanizado con plaquitas redondas. (a) Espesor y ángulo de posición variables. (b) Soluciones a los problemas de empuje. [Sandvik, 2020 (2)].

Las plaquitas CNMG, SNMG y CNMX que se han mencionado hasta el momento son generalmente de metal duro, es decir, partículas de carburo de tungsteno de diferentes tamaños en una matriz aglutinante, generalmente de cobalto, aunque puede ser de níquel. Además, puede haber una tercera fase de carburos de diferentes metales como tántalo, titanio o niobio que es una fase resistente a la alta temperatura, en este caso el metal duro pasa a denominarse cermet. En esta categoría también están las placas redondas, sin embargo, esta geometría es muy utilizada en material cerámico, como se explica más adelante. El carburo de tungsteno es de una gran dureza, pero también tienen una gran influencia el tamaño de las partículas y el porcentaje de cobalto presente en la matriz. Las partículas finas y una cantidad menor de aglutinante proporcionan al inserto una gran resistencia al desgaste y resistencia a la corrosión. Al contrario, partículas de mayor tamaño y mayor cantidad de aglutinante proporcionan más tenacidad. Un contenido alto en cobalto, junto con partículas de pequeño tamaño proporcionan resistencia a la rotura transversal. Entre estos extremos existe un sinfín de posibilidades para obtener la calidad deseada para cada aplicación. La Fig. 2.12 muestra diferentes tamaños de partículas. Por otro lado, la mayoría de los insertos de metal duro están recubiertos por deposición química en fase de vapor, CVD, o por deposición física en fase de vapor, PVD. En la primera, el recubrimiento es de alúmina (Al_2O_3) o de carbonitruros de titanio. En la segunda, el recubrimiento es de nitruros de

aluminio o titanio. Todos ellos mejoran las características del inserto en cuanto a resistencia al desgaste y tenacidad.

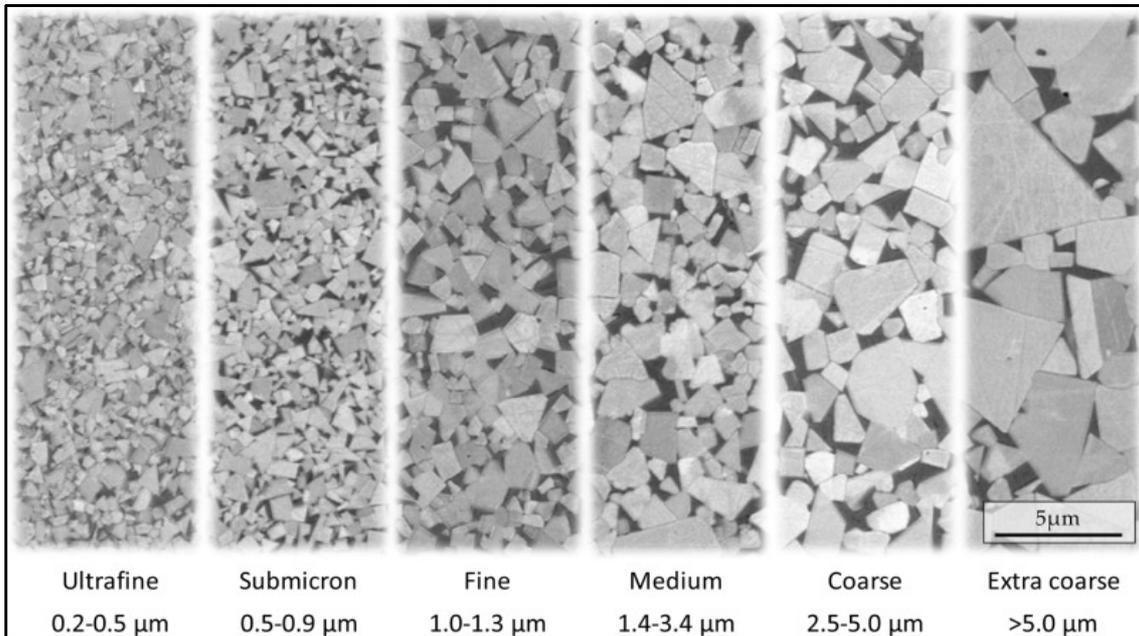


Fig. 2.12. Diferentes categorías de CW según el tamaño de partícula de CW. [García et al., 2018].

El metal duro es barato y mediante soluciones de compromiso entre resistencia y tenacidad se puede abarcar un amplio rango de operaciones de mecanizado. Sin embargo, el choque térmico que se produce al mecanizar superaleaciones hace que los límites de los insertos de metal duro y cermets sean superados con relativa facilidad. Por ello existen otras calidades superiores como son las cerámicas, el nitruro de boro cúbico (CBN) o el diamante policristalino. Los dos últimos son de extrema dureza, pero también de gran fragilidad y debido a su elevado precio son utilizados solamente para operaciones muy específicas en condiciones de acabado. Sin embargo, las herramientas de cerámica, aunque de precio elevado, presentan una gran versatilidad en el mecanizado de componentes aeronáuticos al ser aptas para operaciones de ranurado, con la ventaja de tener una gran resistencia a altas temperaturas por lo que es adecuado para operaciones de alta velocidad, lo que aumenta la productividad en torneado de piezas continuas. Las superficies discontinuas no son aptas para herramientas cerámicas o cristalinas debido a su fragilidad. Existen diversos tipos de componentes en los insertos cerámicos: óxidos de aluminio, óxidos de circonio, carbonitruros de titanio, cerámicas reforzadas con filamentos de carburo de silicio, nitruros de silicio o sialon (SiAlON). Estos dos últimos son los ideales para el torneado de superaleaciones base níquel.

Existen diferentes geometrías para los insertos cerámicos, siendo la preferida la geometría redonda, de gran productividad, pero también con grandes esfuerzos de corte, por lo que en función de la aplicación se debe valorar el uso de geometrías más livianas.

2.3.3 Operaciones

La complejidad geométrica de las piezas aeronáuticas hace que sea necesario un gran número de operaciones y herramientas específicas para conseguir la forma final.



Fig. 2.13. Sección de disco de turbina. Modificado de [Sandvik, 2023].

Las operaciones de cilindrados y refrentados se realizan con herramientas estándar de desbaste como las CNMG o SNMG y redondas para aumentar la productividad. Para los acabados en escuadra se utilizan las placas CNMX, que eliminan más cantidad de material en las esquinas. Las herramientas de torneado de alto avance cumplen la misma función y son versátiles al eliminar material en cilindrado, refrentado y en escuadra, tanto en desbaste como en acabado.

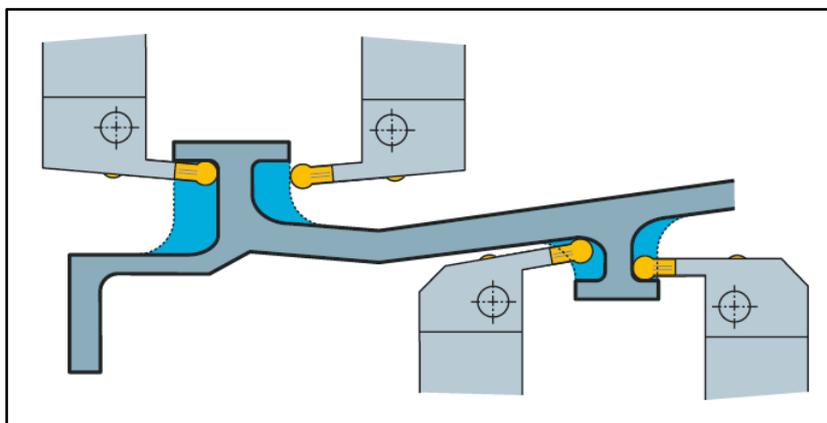


Fig. 2.14. Torneado de cavidades con placas redondas. [Sandvik, 2020 (2)].

Para el torneado de cavidades la mejor opción son las placas redondas ya que disponen de filo de corte en todas las direcciones. Esto sumado a portaherramientas específicos, permite una gran variedad de geometrías de vaciado.

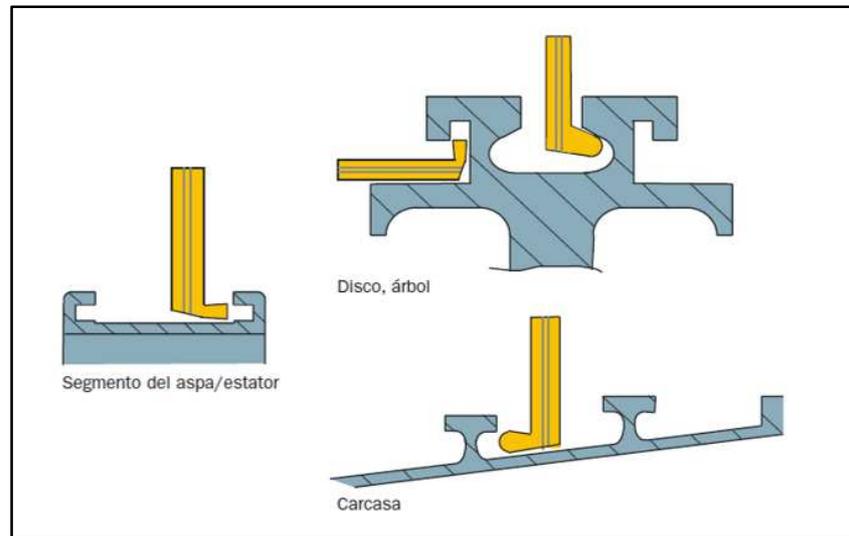


Fig. 2.15. Operaciones de ranurado. [Sandvik, 2020 (2)].

Además, en las piezas de este tipo, es necesario realizar otras operaciones de mayor complejidad, como son los ranurados de muy diversas formas, en los que son necesarias herramientas de ranurar o incluso una combinación de operaciones de vaciado y ranurado.

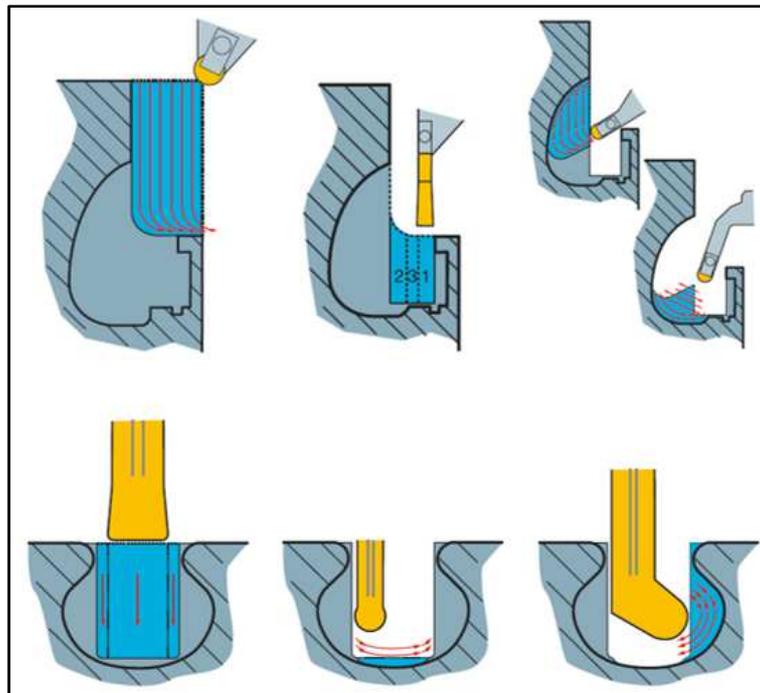


Fig. 2.16. Operaciones complejas de ranurado y vaciado. [Sandvik, 2020 (2)].

2.4 Enfoque teórico del proceso de torneado: modelización

La capacidad para estimar las tensiones mecánicas y el acabado superficial en el proceso de corte es una importante línea de actuación para evitar los fallos, rechazos de piezas, incrementar la vida útil de las herramientas y asegurar la estabilidad de los procesos.

2.4.1 Modelos de fuerza

Una de las líneas para optimizar los parámetros de corte es la estimación previa de las tensiones mecánicas antes de mecanizar la pieza. Existen multitud de ejemplos de modelos de predicción, realizados mediante distintas técnicas como los modelos analíticos, la simulación por elementos finitos, modelos mecanísticos o modelos de regresión entre otros.

Modelos analíticos

Ernst y Merchant crearon el primer modelo de análisis de fuerzas de corte [Ernst and Merchant, 1941]. Este modelo consideraba la simplificación de corte ortogonal. Posteriormente, multitud de trabajos estudiaron el análisis de fuerzas de corte, como el modelo de líneas de deslizamiento [Lee and Shaffer, 1951] o [Palmer and Oxley, 1959]. Posteriormente se abordó el modelo de corte oblicuo [Armarego and Whitfield, 1985], [Altintas, 2012]. Oxley, por su parte abordó la influencia de la temperatura en la deformación de la zona de cizalladura [Oxley, 1989].

Modelos mecanísticos

El problema de los modelos analíticos es la gran cantidad de cálculos a realizar, en muchas ocasiones mediante métodos numéricos. Otros trabajos optan por la obtención de coeficientes de corte mediante modelos mecanísticos en los que se registran fuerzas mediante un dinamómetro con diferentes valores de los principales parámetros de torneado, avance, velocidad de corte y profundidad de pasada, para obtener unos coeficientes específicos de corte mediante los que se pueden predecir las fuerzas que se producirán en un proceso similar.

Los modelos mecanísticos combinan técnicas experimentales y analíticas. Se realizan ensayos de corte y se calculan los coeficientes de corte a partir de las fuerzas medidas. Los coeficientes de corte sirven para calcular fuerzas de corte a distintas condiciones. Cada material y cada herramienta utilizada, así como la sección de viruta no deformada, arrojan diferentes coeficientes. Las primeras investigaciones utilizaban un coeficiente específico para cada una de las componentes [Sabberwal and Koenigsberger, 1961]:

$$\begin{aligned} F_r &= K_{r_c} \cdot Ac = K_{r_c} \cdot b \cdot h \\ F_t &= K_{t_c} \cdot Ac = K_{t_c} \cdot b \cdot h \\ F_a &= K_{a_c} \cdot Ac = K_{a_c} \cdot b \cdot h \end{aligned} \quad (\text{Ec. 2.1})$$

Donde K_{r_c} , K_{t_c} y K_{a_c} son los coeficientes específicos de corte, Ac es la sección de viruta no deformada, h es el espesor de la viruta no deformada y b es el ancho de la viruta. El espesor medio de la viruta tiene influencia en el valor de los coeficientes, haciéndolos variar y complicando los cálculos. Para solucionarlo, trabajos posteriores [Budak et al, 1996] separaron la fuerza por cizalladura de la fuerza por fricción.

$$\begin{aligned} dF_r &= K_{r_c} \cdot h \cdot dz + K_{r_e} \cdot dS \\ dF_t &= K_{t_c} \cdot h \cdot dz + K_{t_e} \cdot dS \\ dF_a &= K_{a_c} \cdot h \cdot dz + K_{a_e} \cdot dS \end{aligned} \quad (\text{Ec. 2.2})$$

Donde K_{r_c} , K_{t_c} y K_{a_c} son los coeficientes específicos de cizalladura en (N/mm²) y representan la fuerza necesaria para cizallar 1 mm² de material, mientras que K_{r_e} , K_{t_e} y K_{a_e} son los coeficientes específicos de rozamiento en (N/mm) y representan la fuerza de rozamiento por mm lineal de filo.

Cuando el avance es pequeño, el factor tamaño afecta al cálculo de los coeficientes de cizalladura, por lo que en ocasiones se modifica el cálculo añadiendo exponentes en el espesor de viruta:

$$\begin{aligned} dF_r &= K_{r_c} \cdot t_n^{m_r} \cdot db + K_{r_e} \cdot dS \\ dF_t &= K_{t_c} \cdot t_n^{m_r} \cdot db + K_{t_e} \cdot dS \\ dF_a &= K_{a_c} \cdot t_n^{m_r} \cdot db + K_{a_e} \cdot dS \end{aligned} \quad (\text{Ec. 2.3})$$

Los coeficientes suelen ser variables, dependientes de la profundidad del corte, según la geometría de la herramienta, pero en algunos casos los resultados han sido buenos considerando relaciones lineales para los coeficientes de cizalladura [Lee and Altintas, 1996]. En otros casos es necesario ser más riguroso en el cálculo de los coeficientes de corte. Por ejemplo, en [Lamikiz et al., 2005] se presentó un método para obtener los coeficientes de corte específicos para un modelo de fuerza de corte de fresado de punta de bola. Así, mediante el método de cálculo propuesto se identificó la necesidad de introducir coeficientes de corte de cizalladura variables. Este hecho se debe a la dependencia entre los coeficientes de corte específicos y el ángulo de inclinación del filo de corte, que es variable en las fresas de bolas. Se han calculado los coeficientes de corte polinómico lineal, cuadrático y cúbico, y se ha analizado el grado de ajuste obtenido en cada enfoque.

En [Karpuschewski et al., 2018] se realizó ensayos de torneado con velocidades de avance crecientes para obtener los coeficientes de corte y sus exponentes al aplicar la relación de Kienzle y Viktor y, de este modo, conocer cuál puede ser el límite de la herramienta para aumentar su productividad. La investigación de karpuschewski se limita a estudiar la herramienta nueva sin considerar el efecto que tiene el desgaste sobre las fuerzas y los coeficientes, mientras que en esta Tesis se estudia el efecto del desgaste sobre las fuerzas de corte.

Algunos trabajos recurren al análisis por elementos finitos para el desarrollo del modelo de fuerzas. Por ejemplo, en [Zhang et al., 2017] se realizó un modelo de predicción de fuerzas para el fresado en duro de aceros. El modelo predijo que las fuerzas de corte aumentan con la velocidad de avance y la temperatura del proceso aumenta con la velocidad de corte, aunque no son significativos. Algún trabajo opta por un proceso de optimización mediante un análisis ANOVA. En [Selaimia et al., 2017] propusieron un interesante estudio sobre la profundidad de corte. En este caso además de la fuerza de corte (F_c), se tuvieron en cuenta la potencia de corte (P_c), la fuerza de corte específica (K_s) y la tasa de eliminación de material (MRR). Llegaron a la conclusión de que la profundidad de corte era el parámetro predominante en la fuerza de corte y la potencia de corte, mientras que el avance por diente es el factor más importante que afecta a la

rugosidad superficial y a la fuerza de corte específica. Los resultados de algunos trabajos de investigación centrados en el fresado también pueden extrapolarse al proceso de torneado debido a la hipótesis de corte ortogonal. Entre ellos, [Tukora and Szalai, 2011] introdujeron un procedimiento de estimación de la fuerza de corte basado en un modelo de fuerza de corte mecánico sin limitar la geometría de la herramienta de corte. En el trabajo de [Matsumura and Tamura, 2017] determinaron la dirección del flujo de la viruta minimizando la energía de corte. Estos autores asumieron un flujo de viruta tridimensional como un apilamiento del corte ortogonal en los planos que contienen las velocidades de corte y las velocidades de flujo de viruta. En [Tsai et al., 2016] se presentaron dos enfoques para la estimación de la fuerza de corte. El primero se basó en el trabajo de Altintas [Altintas, 2000], mientras que el segundo se basaba en el método de los mínimos cuadrados recursivos (RLS). En ambos casos, los resultados se compararon con los valores experimentales y se encontró una buena concordancia entre el método RLS y los valores experimentales. En [Zhou et al., 2009] se utilizó el método de análisis de tiempo-frecuencia para evaluar la correlación entre las fuerzas de corte y el desgaste de la herramienta en el fresado de grafito a alta velocidad. La fuerza de corte F_y fue la más sensible a la evolución del desgaste de la herramienta. El análisis FFT de la fuerza de corte reveló que las magnitudes de ciertos armónicos de la fuerza aumentaban con el desgaste de la herramienta, y el primer armónico tenía la mejor correlación con el desgaste de la herramienta. En [Zhu and Zhang, 2019] se propone y valida un modelo genérico de desgaste con coeficientes ajustables y validado en este estudio. En este modelo, las tres zonas de desgaste de la vida útil de la herramienta se dividen por tiempos críticos considerando la naturaleza de las diferentes etapas de desgaste. Se demuestra que, con la inclusión del factor de desgaste, la fuerza de fresado puede predecirse con precisión, con una concordancia del 98,5% con el modelo de fuerza instantánea. La vida media de la herramienta puede ser monitorizada y predicha.

A pesar de ser útiles en aplicación, todos estos trabajos de investigación se limitaron a las condiciones de corte convencionales y, por tanto, no pueden extrapolarse fácilmente a aplicaciones HRSA, donde los materiales de las piezas de trabajo cumplen con una alta dureza y ductilidad.

2.4.2 Modelos de rugosidad

El acabado superficial es muy importante en las piezas destinadas a los motores de aviación para cumplir con las tolerancias y requisitos de calidad, por ello es muy necesario estudiar cómo afecta el mecanizado en la superficie de los materiales, sobre todo en las operaciones de acabado, y cómo afecta el progresivo desgaste de las herramientas. En [Toubhans et al., 2020] se investigó la maquinabilidad del Inconel® 718 y cómo las características de endurecimiento de este material pueden influir en la precisión, debido a las tensiones residuales. Se elabora un modelo mecanístico de fuerza que permite predecir su evolución con el desgaste a lo largo del tiempo y se analizan las tensiones residuales producidas según el nivel de desgaste. En [Grechishnikov et al., 2015] se presentó una técnica para predecir algunas irregularidades microscópicas en el torneado de piezas de formas intrincadas. En [Suárez et al., 2019] compararon la maquinabilidad de Haynes 28 en estado envejecido y disuelto. Observaron la fuerte influencia del historial de trabajo en la maquinabilidad y los mecanismos de desgaste: se identificaron principalmente desgaste de flancos y muescas en el estado envejecido y desgaste de cráter en el estado disuelto. En [Khamel et al., 2012] se utilizó herramientas cerámicas para estudiar el proceso de torneado duro y aplicó técnicas de análisis de la varianza para predecir cómo los parámetros del proceso influyen en las fuerzas de corte, el acabado superficial y la duración de los insertos. Las conclusiones principales fueron que la profundidad de corte influye de manera predominante en las fuerzas de corte mientras que las velocidades de avance y de corte influyen en el acabado superficial y la vida del inserto.

2.4.3 Modelos de fuerza con desgaste

Los modelos de obtención de fuerzas son muy útiles, sin embargo, hay que tener en cuenta que las herramientas se desgastan a lo largo del mecanizado y las fuerzas producidas tienden a aumentar por lo que es muy conveniente realizar estudios también de cómo evolucionan las fuerzas a lo largo del proceso de desgaste. Por ejemplo, en [Sadilek et al., 2013] investigaron el efecto de la profundidad de pasada en las fuerzas de corte, identificando los problemas que pueden ocurrir cuando se varía este parámetro. Compararon las fuerzas de corte y el desgaste de la herramienta de corte

entre un ciclo de desbaste estándar y uno desarrollado por ellos mismos. Los resultados mostraron que un ciclo de desbaste variable conducía a una distribución más favorable del desgaste de la herramienta, ampliándose la vida de la herramienta en un 44%. Simultáneamente, se produjo una disminución de la carga del husillo de aproximadamente un 10%.

En [López de Lacalle et al., 2017] se estudió las fuerzas de corte en el torneado de níquel y titanio con herramientas cerámicas mediante la modelización mecánica, que no solo tiene en cuenta las fuerzas iniciales de corte sino también su evolución con el desgaste de la herramienta y hace hincapié en que la precisión en la obtención de los coeficientes de corte es importante para su uso como criterio de cambio de herramienta. Aunque en el trabajo de esta Tesis la obtención de los coeficientes de corte se realiza de manera similar, a diferencia de López de Lacalle, no se utilizan herramientas cerámicas sino insertos de metal duro. Además, López de Lacalle obtiene coeficientes de corte para herramienta desgastada, mientras que en este trabajo se modeliza relaciones de fuerzas mediante regresión que permiten predecir el desgaste y los coeficientes. En [Zhang and Guo, 2015] realizaron diversos tipos de torneado para crear un modelo mecánico para la predicción de fuerzas de corte en el torneado, incluyendo ángulos efectivos de la herramienta. Obtienen también información útil para el análisis de desgaste, como la intensidad y distribución de la fuerza en el filo utilizando un modelo térmico. En esta Tesis se trabaja también en la obtención de fuerzas y desgaste en Inconel® 718 y otra aleación base níquel, como el Nimonic® C-263.

El progreso de la computación, debido a su velocidad de cálculo, permitió el desarrollo de los modelos de cálculo por elementos finitos. En [Luo et al., 2005] se desarrolló un modelo de cálculo por elementos finitos para predecir la anchura del desgaste de flanco a partir de pruebas experimentales mediante insertos de metal duro recubiertos, llegando a la conclusión de que la velocidad de corte tiene una clara influencia en el desgaste. En [Gupta et al., 2022 (1)] estudiaron el proceso de torneado de AA2204-T351 con refrigeración por LN₂/CO₂ mediante modelización FEM para analizar su sostenibilidad, obteniendo que la menor fuerza de corte se encontró a una velocidad de avance de 0,1 mm/rev, 100 m/min y refrigeración por LN₂. En comparación con el corte

en seco, se obtuvo una media del 8,8% menos de fuerza de corte en el mecanizado asistido por LN₂ y un 4,4% menos en el mecanizado por CO₂.

Por su parte, tanto Kohir como Nooraie [Kohir and Dundur, 2014], [Nooraie et al., 2020] desarrollaron interesantes modelos de predicción de desgaste de herramienta mediante el apoyo de softwares de cálculo por elementos finitos, basándose en el cambio geométrico que sufre el inserto a medida que se desgasta, especialmente en lo que concierne a la inclinación del ángulo de la cara de flanco, que varía progresivamente y no es necesariamente paralelo a la dirección de corte. Los modelos así diseñados muestran resultados más fieles que los que suponen ángulos constantes. Además, se concluyó que dicho ángulo tiene mayor influencia en la fuerza de empuje que la longitud del desgaste de flanco y tiene influencia en la temperatura del proceso. Los tiempos de cálculo en los modelos por elementos finitos suelen ser demasiado largos y es difícil caracterizar el comportamiento del material en cuanto a la fricción, temperatura y velocidad de deformación.

Por su parte, Balazinski [Balazinski et al., 2002] realizó estimaciones de desgaste de herramienta mediante la medición de las componentes de fuerza, analizándolas con técnicas de inteligencia artificial como la red neuronal, sistema difuso de apoyo a la decisión y un sistema de inferencia difusa basado en red neuronal. Los resultados de los tres métodos arrojaron resultados similares, sin embargo, la técnica de lógica difusa es de difícil aplicación en la práctica, mientras que el sistema de inferencia infusa se presenta como la opción con menor tiempo de aprendizaje que la red neuronal. En [Moldovan et al., 2017] investigaron con cierto éxito varios métodos de inteligencia artificial como redes neuronales, para determinar el estado de desgaste de las herramientas utilizando métodos de adquisición y procesamiento de imágenes sin interrumpir el proceso de producción, para alcanzar un nivel de autonomía sin intervención humana para la implantación de un sistema de fabricación flexible. En [Zhang and Guo, 2016] se propuso un modelo de desgaste de herramienta basado en la predicción de la fuerza de corte a partir de la predicción de consumo de energía. Se calcula el volumen desgastado en el filo a partir de la geometría del inserto y de la energía consumida. Las pruebas experimentales validan el modelo teórico. Parida y

Maity [Parida and Maity, 2021] aplicaron el torneado en caliente para el mecanizado de la aleación Inconel® 718 con el objetivo de analizar la tasa de eliminación de material (MRR), la vida de la herramienta y el consumo de energía. Para ello, esta aleación fue torneada en condiciones de temperatura ambiente y a 600°C. Los resultados mostraron que el uso de este valor de temperatura mejoró todos los parámetros analizados. Sin embargo, para su validación en el ámbito industrial, hay que tener en cuenta que la temperatura empleada se aproxima a la temperatura en la que la aleación Inconel® 718 pierde sus propiedades mecánicas y, por tanto, esta técnica puede afectar a su integridad superficial y comprometer su vida útil. Sin embargo, las diferentes presiones del refrigerante no aportaron mejoras significativas.

Aunque algunos de estos trabajos consideraron la influencia de la presión del refrigerante, existe una nueva tendencia a sustituir las taladras por métodos de refrigeración alternativos que producen un menor impacto ambiental.

Modelos de regresión

Los modelos de regresión son ampliamente utilizados en la predicción de desgaste de los insertos. En [Choudhury and Kishore, 2000] desarrollaron un modelo matemático de regresión mediante el cual, a partir de los datos monitorizados de fuerza de corte en pruebas experimentales, se puede predecir el desgaste de flanco considerando la relación entre las componentes de la fuerza. El modelo de regresión fue validado con pruebas experimentales. En [Oraby and Hayhurst, 2004] utilizaron también las relaciones entre las componentes de la fuerza de corte para crear un modelo de desgaste mediante técnicas de regresión no lineal. Los resultados se validaron satisfactoriamente con resultados experimentales y con predicciones del modelo de Taylor extendido. En [Johansson et al., 2019] utilizaron la ecuación de Colding, una extensión de la ecuación de Taylor, como modelo de vida útil de la herramienta, combinado con un modelo de la relación coste-rendimiento para crear criterios de decisión para la selección de herramientas, evaluando diversos parámetros de entrada.

En estos trabajos se emplean muchos ensayos de desgaste para obtener una regresión fiable. En el presente trabajo se ha creado un modelo predicción de desgaste realizando

pocos ensayos ya que se han calibrado con los datos de fuerzas de ensayos iniciales sin desgaste. La principal ventaja de este método es que consume un volumen relativamente pequeño de material de superaleación, cuyo precio es muy elevado.

2.4.4 Investigaciones alternativas

La mayoría de los estudios relacionan las fuerzas de corte con el desgaste en el flanco, sin embargo, algunos trabajos estudian cómo afectan en las fuerzas las modificaciones en la cara de desprendimiento. En este sentido Zou [Zou et al., 2019] llevó a cabo pruebas de mecanizado en Inconel® 718 mediante un inserto modificado al que realizó una ranura en la cara de desprendimiento. Esta ranura modifica la manera en que las virutas entran en contacto con el inserto disminuyendo la carga termomecánica, y por tanto el desgaste, en relación con el inserto sin modificar. En [Yilmaz et al., 2018] desarrollaron un sistema original de rotura de virutas basado en el diseño de una caja de engranajes para mejorar la evacuación de las mismas en el torneado de Inconel® 718. Su sistema dio como resultado una reducción de las fuerzas de corte y un mejor acabado superficial. En [Long and Huang, 2010] realizaron un desarrollo analítico de cómo el desgaste de cráter, en combinación con el desgaste de flanco, influye en las fuerzas de corte, aspecto poco estudiado hasta el momento. Propone un enfoque de modelado de fuerzas basado en una línea de deslizamiento para capturar el mecanismo de corte bajo los efectos de los flancos y el desgaste de los cráteres. Recientemente, en [Gunay et al., 2020] analizaron la vida de la herramienta en el torneado de Nimonic® 80A. Estos autores aplicaron diferentes condiciones de enfriamiento en seco, con aire y con aceite y estudiaron el rendimiento de la herramienta mediante caracterización por SEM (microscopio electrónico de barrido) y EDS (espectroscopía de energía dispersiva). Utilizaron el método de superficie de respuesta para encontrar la velocidad de corte óptima a 60 m/min. En la mayoría de los casos, las velocidades de corte se mantienen entre 60-90 m/min [Thakur et al., 2009], [Kamata and Obikawa, 2007], es decir, la mitad de las obtenidas con sustratos avanzados. Entonces, la forma de obtener una reducción de los tiempos de corte tiene que enfocarse desde otro punto de vista en el que las herramientas de carburo de tungsteno (WC) pueden ser utilizadas. En [Wang et al., 2021 (1)] investigaron el rendimiento de corte de los materiales de las herramientas de corte

más comunes en el torneado de las aleaciones pesadas de tungsteno en condiciones de lubricación con aceite mediante herramienta de corte de metal duro recubierta de TiAlN, herramienta de corte de carburo cementado sin recubrimiento y herramienta de corte de cermet recubierto de Ti (C, N), obteniendo que la vida útil de la herramienta de corte de metal duro recubierta de TiAlN es mucho mayor. Los patrones de desgaste dominantes en todas las herramientas de corte seleccionadas son el desgaste del flanco y el desgaste adhesivo. En [Slamani et al., 2014] se crearon modelos de predicción del desgaste de la herramienta y de la fuerza de corte en el recorte de polímeros reforzados con fibra de carbono CFRP a alta velocidad. Los resultados muestran que el modelo multiplicativo, mejorado al añadir la fuerza de corte como variable independiente proporciona una mayor capacidad de predicción que el modelo exponencial.

2.4.5 Otros enfoques más prácticos

Trabajos como el de Mohanraj [Mohanraj et al., 2020] o el de Ayman et al. [Ayman et al., 2022] revisan los componentes del sistema de control del estado de las herramientas (TCM) más avanzados, es decir, los medios de detección, la adquisición de datos, el acondicionamiento y el procesamiento de la señal, y los modelos de monitorización, que se encuentran en la literatura abierta reciente, identificando las principales carencias y deficiencias y dando recomendaciones futuras. En [Wang et al., 2021 (2)] se realizó un repaso de las últimas tendencias en monitorización para la detección del desgaste de herramientas y se centra en el estudio de las redes neuronales de convolución que mejoran la precisión de las predicciones. Un paso más avanzado supone la modificación en tiempo real de los modelos mecánicos mediante la monitorización de los procesos de corte. Nouri y Tahir [Nouri et al., 2015], [Tahir et al., 2016] realizaron avances en este sentido. El primero de ellos realizó un seguimiento de los coeficientes del modelo de fuerza monitorizando el proceso de fresado en tiempo real, mientras que el segundo estudia las fuerzas del proceso de fresado en el dominio de la frecuencia y los analiza estadísticamente con datos previos de desgaste y rotura de herramientas. Los resultados de estos métodos se muestran eficaces para la detección del desgaste de flanco. Mientras que Nouri monitoriza las fuerzas para obtener los coeficientes en tiempo real, en el presente trabajo se monitorizan las fuerzas, cuyo cociente da una

aproximación de lo cerca o lejos que está la herramienta del desgaste final, basándose en los datos de la regresión previa. Este concepto difiere también del empleado por Tahir, que se basa en conceptos estadísticos, sin embargo, el punto común es la monitorización en tiempo real. Para ello se hace necesaria la instalación en la máquina de aparatos que sean capaces de registrar las fuerzas producidas, bien sea mediante dinamómetros o mediante el registro de las potencias de los ejes ya que en la actualidad muchas máquinas modernas disponen de esa funcionalidad. En [Gouarir et al., 2018] se utilizaron sensores de fuerza de corte para entrenar una red neural de convolución en un proceso de fresado en seco. Los resultados mostraron la correlación entre las fuerzas y el desgaste de flanco de la herramienta con una precisión del 90%. Una línea futura de este trabajo propone la implementación de un sistema adaptativo para buscar el mejor ajuste de los parámetros de corte que permitan optimizar el desgaste. En [Yeo et al., 2000] se sugirió que se puede determinar el estado de la herramienta mediante el acabado superficial y el color de la viruta, para ello utilizó un nuevo enfoque de reflectancia de la superficie de viruta con el que entrenó una red neuronal con la que hacer predicciones de desgaste. El método se validó al confirmarse la concordancia de la predicción del desgaste con la medición. Quedó pendiente en este trabajo la monitorización de la reflectancia directamente sobre la herramienta, debido a la hostilidad del entorno del mecanizado. Este tipo de monitorización es una alternativa a la monitorización de la fuerza, vibración o emisión acústica.

En resumen, como se ha visto, la obtención de tensiones en los procesos de mecanizado es importante para asegurar no solo la resistencia de los materiales sino también para estimar con antelación en qué instante las herramientas de corte han alcanzado el fin de su vida útil y deben ser sustituidas para evitar daños en las piezas de trabajo. Se ha revisado un amplio abanico de ejemplos de técnicas y procedimientos para la predicción de fuerzas entre los que es interesante destacar los modelos mecánicos y los modelos de regresión por su carácter experimental. Otro tipo de técnicas requieren modelos de computación con largos periodos de cálculo y prolongados tiempos de espera. Los modelos propuestos son de cálculo directo y parten de resultados reales discretos, al ser necesario realizar algunos ensayos iniciales en máquina, que se van a transformar por interpolación en resultados continuos dentro de un marco acotado de estudio. La

incertidumbre de los modelos se suele contrastar con experimentos de validación y los errores de predicción generados con estas técnicas suelen ser bajos. La obtención de fuerzas mediante diversos métodos de predicción no es un fin en sí mismo, es necesaria para poder optimizar los procesos y que aumente su rendimiento. Esto es más importante, si cabe, en los procesos de mecanizado de piezas aeronáuticas, debido a su alto valor añadido y los requisitos de precisión a los que están sometidas. A continuación, se describen los diferentes avances que existen en cuanto a la mejora del rendimiento en el mecanizado.

2.5 Enfoque experimental de mejora de procesos

En buena parte, la mejora en la calidad de los insertos se ha propiciado debido al intento de aumentar la productividad, pero aumentando la velocidad de corte, cuyo mayor inconveniente es la generación de calor. La energía cinética del torneado depende de la velocidad de corte, elevada al cuadrado. Cuando se aumenta la velocidad de corte, la generación de calor se incrementa en una proporción mayor, como es lógico, y la temperatura aumenta inevitablemente produciendo que se acelere el desgaste de la herramienta. En estos casos han tenido un gran desarrollo plaquitas de gran dureza que evitan la rápida degradación, como las cerámicas, CBN (nitruro de boro cúbico) o PCD (diamante policristalino). En cambio, cuando se aumenta la velocidad de avance, la fuerza de corte aumenta por lo que el material de la herramienta debe ser lo más tenaz posible. Se debe evitar por tanto la fragilidad de los materiales cristalinos siendo el metal duro la mejor opción (Fig. 2.17).

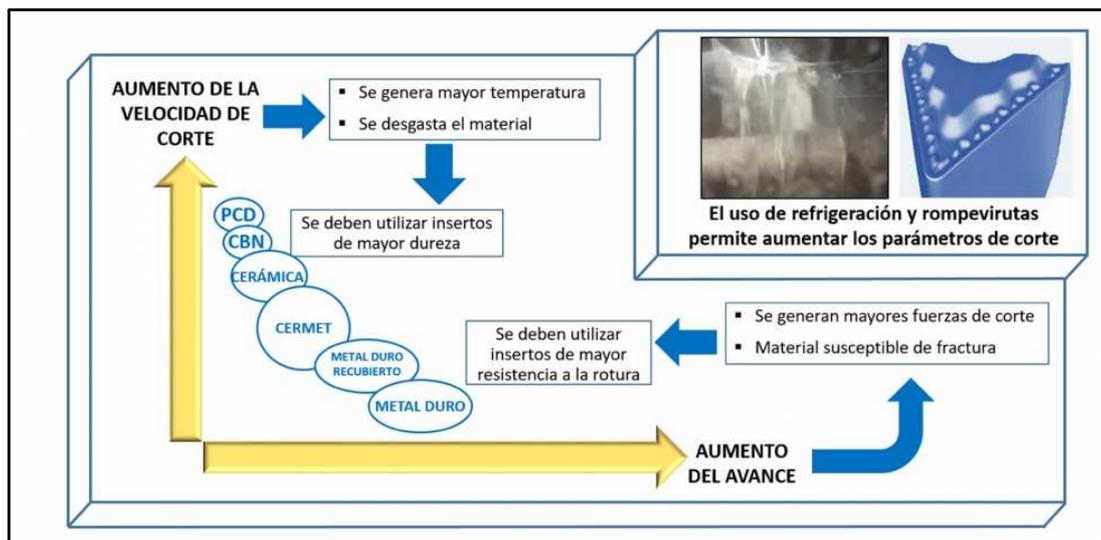


Fig. 2.17. Adecuación de los materiales de corte al aumento de velocidad de corte y avance.

La evolución de la carrera para aumentar la productividad en el mecanizado ha ido variando históricamente. En los años 70 se buscaba aumentar la sección de viruta, avance y profundidad. A partir de los años 80, gracias a la continua mejora de los metales duros y de los recubrimientos CVD (deposición química de vapor) y PVD (deposición física de vapor), el enfoque cambió hacia la alta velocidad y la irrupción de máquinas de este tipo, recuperando las ideas de la patente de 1929 de Carl Salomon.

Pero en estos últimos años, de nuevo se ha vuelto a centrar el esfuerzo en los parámetros de proceso, como el avance por revolución o la profundidad. Ambos conceptos requieren vencer las fuentes de degradación que surgen del proceso, para poder ser exitosos:

- Si se aumenta la velocidad de corte, el calor producido en el mecanizado cobra una importancia primordial, y por tanto la elevación de la temperatura en la zona de corte.
- Si es el avance el que se incrementa, la fuerza de corte es el principal protagonista en el proceso.

Tanto velocidad de corte (V_c) como avance (f) y profundidad (ap) son directamente proporcionales a la productividad del proceso.

2.5.1 Eliminación y enfriamiento de la viruta

En el proceso de corte, el inserto debe ser lo suficientemente resistente para soportar los esfuerzos mecánicos de cizalladura del material. Además, durante el proceso se genera una gran cantidad de energía que se transforma en calor, lo que produce una elevación de la temperatura, principalmente en la interfase entre la viruta y la herramienta de corte.

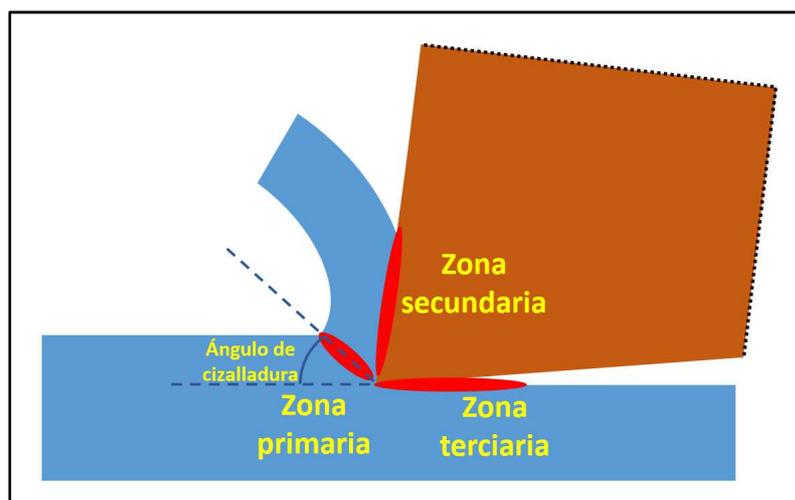


Fig. 2.18. Zonas de cizalladura en el proceso de corte.

La viruta al separarse del material principal genera tres zonas de cizalladura, que se muestran en la Fig. 2.18. En la zona primaria se produce la deformación del material. En

la zona secundaria se produce el rozamiento de la viruta expulsada con la cara de desprendimiento del inserto. En la zona terciaria se produce una laminación del material principal. La viruta acumula la mayor parte del calor generado en el proceso y cede una parte a la herramienta en el rozamiento de la zona secundaria, provocando su degradación y acortando su vida útil. La velocidad de corte es el factor principal que determina la duración de una herramienta de corte ya que cuanto mayor es, más calor se produce.

Generalmente se debe alcanzar un acuerdo en la velocidad de corte de modo que se maximice la cantidad de material eliminado y por tanto el rendimiento del proceso, y se minimice la degradación para que la herramienta pueda cortar durante más tiempo.

Tecnológicamente hablando, se han producido adelantos que previenen dicha degradación, como es el uso de los refrigerantes de aceite, taladrinas o más recientemente la refrigeración criogénica, todos ellos para retirar de manera rápida el calor producido en el proceso. La mayoría de los insertos de carburo disponen de capas de recubrimiento de compuestos que son muy resistentes al calor. Además, la cara de desprendimiento de los insertos suele incorporar diversos relieves denominados rompevirutas cuya misión es desviar y fragmentar la sección de viruta recién cortada de modo que permanezca en contacto con el inserto el menor tiempo posible.

Además de las diversas técnicas para evitar la producción de calor, se puede evitar utilizar velocidades de corte elevadas manteniendo una alta tasa de eliminación de viruta. Para ello, si la herramienta es muy tenaz se pueden aumentar parámetros de corte como la profundidad de corte y la velocidad de avance.

La importancia del rompevirutas

El torneado es un proceso estable en lo que a fuerzas de corte se refiere. Esto se debe a que, al ser un proceso de corte ininterrumpido, las fuerzas generadas tienden a ser muy constantes. Es por ello por lo que la viruta generada durante el mecanizado de materiales de alta ductilidad, como pueden ser las aleaciones empleadas en los motores aeronáuticos, tiende a ser continua y a no fraccionarse, trayendo consigo la posibilidad de problemas de calidad superficial o en la propia vida útil de la

herramienta [Grzesik, 2008]. Además, la viruta juega un papel fundamental a la hora de extraer el calor que se genera durante el proceso de corte. Para poder eliminar la mayor cantidad de calor posible de la zona de corte, se tienen que cumplir dos condiciones. En primer lugar, que la viruta sea lo más pequeña posible con el fin de que no se transfiera calor a la pieza o a la herramienta. En segundo lugar, la extracción ha de hacerse lo más rápido posible [M'Saoubi et al., 2015].

Esta problemática de romper la viruta se ha visto resuelta en las herramientas de torneado de metal duro a finales de la década de los setenta. Desde entonces, el uso de placas de metal duro sin rompevirutas es prácticamente nulo. Además, el hecho de incluir un rompevirutas en la herramienta dificulta, de manera positiva para el proceso, la generación de calor ya que, al poder redirigir y facilitar la extracción de la viruta, existe una menor fricción entre pieza y herramienta, haciendo que la vida útil de esta última aumente en comparación con una herramienta desprovista de rompevirutas.

En el trabajo de [Fernández-Lucio et al., 2021] se propuso un diseño de rompevirutas de tipo ranura grabado por láser en insertos PCD, cuya compleja geometría no es viable en la etapa de conformado, debido a las condiciones extremas requeridas para su fabricación. Se validó el rompevirutas en una pieza de aleación de titanio. De las diferentes fabricaciones realizadas, el solapamiento de ranuras a 0° demostró ser la configuración más fiable para la eliminación de la viruta y su fragmentación.

En el Estado del Arte se ha tratado el estudio de la capacidad del rompevirutas de la herramienta de FreeTurn® y se ha analizado en qué condiciones el rompevirutas actúa correctamente y cómo se puede mejorar.

MQL y refrigeración criogénica

Últimamente, junto a los retos de productividad y el auge de las máquinas multitarea o las herramientas multidireccionales, se está investigando profundamente acerca del desarrollo de métodos de refrigeración alejados de las taladrinas convencionales, que producen grandes volúmenes de aceites contaminantes. Para ello, se utilizan técnicas de refrigeración alternativas, como el MQL (cantidad mínima de lubricante) o la refrigeración criogénica. En [Ibrahim et al., 2022] evaluaron el efecto del MQL y el

NFMQL (cantidad mínima de lubricante con nanofluidos) sobre la fuerza de corte, la rugosidad superficial, el desgaste del flanco y la temperatura de corte durante el torneado en duro del acero AISI D3. El uso de óxido de zinc como nanofluido pareció ser muy ventajoso. Concretamente, la rugosidad puede mejorarse entre un 4% y un 13%. En [Maruda et al., 2021] evaluaron la integridad de la superficie durante el torneado de AISI 1045 en condiciones secas, utilizando el método MQCL (cantidad mínima de lubricación por refrigeración) y utilizando el método MQCL con aditivo de extrema presión/antidesgaste (EP/AW). Los valores más bajos de rugosidad superficial R_a y R_z se alcanzaron en el proceso de mecanizado MQCL + EP/AW, del 12% al 70% en comparación con el mecanizado sin fluidos de corte y del 6% al 29%, en comparación con el torneado MQCL. En [Gupta et al., 2022 (2)] estudiaron el mecanizado de acero dúplex 2205 aplicando MQL en la cara del flanco, la cara de desprendimiento y ambas caras. Encontraron que los valores de rugosidad superficial y desgaste se redujeron en mayor medida al utilizar MQL en ambas caras, seguido de la aplicación en la cara del flanco, la cara de desprendimiento y en condiciones secas. En [Krolczyk et al. 2022] se obtuvieron resultados similares en un estudio experimental sobre la rugosidad en el torneado de acero dúplex, en condiciones de corte en seco y MQL, en beneficio de una refrigeración sostenible y para evitar los efectos contaminantes de los fluidos de mecanizado. Se obtuvieron resultados significativamente mejores con MQL debido a su buena capacidad de refrigeración y lubricación, concluyendo que esta técnica mejora el mecanizado de materiales difíciles de cortar donde el corte en seco no evacua el calor generado en la zona de corte.

La alternativa medioambiental en este campo es la refrigeración criogénica mediante gases de bajo punto de fusión que enfrían el proceso evitando la dañina degradación térmica sobre las herramientas. En [Peng et al., 2021] analizaron la influencia de los refrigerantes tanto externos como internos. En particular, se realizaron varias simulaciones CFD (fluidodinámica computacional) con taladrinas donde se analizó el comportamiento de este fluido de corte durante el fresado de Inconel® 718 bajo ambas técnicas, respectivamente. Los resultados mostraron que la técnica de refrigeración interna tenía un mejor rendimiento que la externa. Además, posteriormente se verificaron los mismos resultados al analizar la influencia del uso de refrigerante

criogénico de CO₂ como fluido de corte interno o externo para el fresado de Inconel® 718. Los resultados mostraron que utilizando CO₂ como refrigerante interno la temperatura de corte se redujo en un 40% debido a que la herramienta se convertía en un intercambiador de calor y, por lo tanto, los filos de corte estaban protegidos de los efectos térmicos de los procesos de mecanizado.

Anteriormente algunos autores estudiaron varias alternativas a las taladrinas [Pereira et al., 2016]. Entre ellas, se propuso el mecanizado con CO₂-CryoMQL: los caudales de aceite se reducen drásticamente y se consigue una vida útil de la herramienta comparable a la de las taladrinas. Este es el caso de Inconel® 718 y los procesos de fresado, en los que la vida útil de la herramienta sólo se reduce en un 6,5% en comparación con las taladrinas [Pereira et al., 2017 (1)]. Posteriormente en [Pereira et al., 2020] se confirmó el buen resultado de una combinación entre las técnicas de MQL y refrigeración criogénica. En [Behera et al., 2017] realizaron un interesante estudio experimental sobre las estrategias de lubricación (chorro de alta presión, criogénico, lubricación de cantidad mínima y lubricación de cantidad mínima con nanofluido). Caracterizaron el desgaste del flanco y el acabado superficial y señalaron la técnica criogénica como la mejor opción para el mecanizado de Inconel® 718. La posibilidad de utilizar CO₂ en modo autónomo es interesante, especialmente en el torneado, ya que es un proceso más estable que el fresado. Los resultados obtenidos mediante el enfriamiento criogénico con LN₂ fueron satisfactorios. En [Gan et al., 2021] se estudió la posición de los agujeros del chorro y la distancia de inyección con nitrógeno líquido, en defensa de la refrigeración criogénica interna como fluido ecológico y se analizó el desgaste de herramienta y acabado superficial de una aleación de titanio mediante refrigeración con taladrina, inundación con nitrógeno líquido y refrigeración interna con nitrógeno líquido, siendo esta última la que mejor rendimiento mostró. Esta línea fue estudiada en profundidad en el trabajo de [Klocke et al., 2012] en el que se torneó Inconel® 718 y Ti6Al4V. En esta investigación, se concluyó que, con estas aleaciones, el uso de LN₂ implicaba un aumento de la vida útil de la herramienta en comparación con las taladrinas. Además, también se observó la eficacia de la presión de trabajo de los gases criogénicos más que el caudal. Desde el punto de vista industrial, el CO₂ es más atractivo que el LN₂ debido a los problemas de almacenamiento del LN₂ [Pereira et al.,

2017 (2)]. Además, el CO₂ se inyecta a presiones más altas que el LN₂, lo que implica una mejor penetración en la interfaz herramienta-pieza. Por lo tanto, el estudio del comportamiento del CO₂ en aleaciones termorresistentes es una necesidad para satisfacer tanto los problemas sociales como los industriales. Cabe destacar que el CO₂ puede ser reciclado, es decir, capturado de un proceso primario, licuado y utilizado como fluido de corte, entonces, la inocuidad ambiental asociada a la refrigeración criogénica con LN₂ se mantiene. Desde este punto de vista, utilizar el CO₂ como fluido de corte para controlar la temperatura de corte y permitir mayores velocidades de avance es una línea interesante para ser analizada.

En [Krolczyk et al. 2019] realizaron una revisión bibliográfica sobre los avances ecológicos en el mecanizado de materiales difíciles de cortar. En este estudio, el enfriamiento criogénico y el MQL/MQCL se destacan como los más prometedores. En la refrigeración por alta presión, hay que estudiar el ciclo de reutilización y el diseño de los conductos. Hay acuerdo general en que la MQL basada en nanopartículas y la MQCL basada en aditivos EP/AW son métodos muy importantes, pero su ciclo de vida y el riesgo para la salud por inhalación deben analizarse. Los aceites biodegradables mejoran la rugosidad superficial y su uso híbrido con nanofluidos en MQL puede mejorar la eficiencia, pero es necesario estudiar su toxicidad para los seres humanos. La refrigeración criogénica también es muy ventajosa en los procesos, pero su elevado coste de implantación es un inconveniente para su uso industrial. El mecanizado en seco es muy ecosostenible, pero muy difícil de aplicar a materiales resistentes al calor, y deben realizarse estudios de coste-beneficio de los recubrimientos. En un trabajo reciente [Khanna et al., 2021] se planteó una revisión exhaustiva de la evolución de los sistemas criogénicos en el mecanizado de diferentes materiales. En este trabajo se habla de la utilidad de estas tecnologías como sustitución sostenible a los lubricantes tradicionales. Aunque no existe una conclusión de consenso generalizado acerca de la mejora de los procesos de mecanizando que utilizan refrigeración criogénica, sí existe una tendencia que afirma que la hibridación entre distintas técnicas como refrigeración criogénica y lubricación con cantidad mínima de lubricante, MQL electrostática y MQL basada en nanofluidos, es beneficiosa para los materiales difíciles de cortar y son una clara alternativa a los aceites. Anteriormente, en [Devillez et al., 2011] se había

investigado el corte en seco de Inconel 718, utilizando herramientas de metal duro recubiertas en condiciones de semiacabado. Optimizaron una velocidad de corte de 60 m/min para la que la calidad superficial es aceptable, sin alteraciones importantes en la microestructura. Esta condición de corte limita las tensiones residuales y las profundidades y tensiones de tracción afectadas. Este estudio demuestra el uso restringido del mecanizado en seco de materiales resistentes al calor.

2.5.2 Procesos de alta velocidad en superaleaciones termorresistentes

Con la mejora de los metales duros y los recubrimientos de PVD y CVD y el desarrollo de los insertos cerámicos se ha buscado un aumento de la productividad por medio del aumento en la velocidad de corte. Las velocidades de corte altas producen una elevación de la temperatura en la zona de corte que conduce a la degradación del filo, sin embargo, permiten una alta eliminación de material manteniendo unas menores fuerzas de corte. En este sentido, mantener controladas las fuerzas favorece el uso de insertos de cerámica, que poseen menor tenacidad, pero sufren mucho menos con el aumento de la temperatura. En [Amini et al., 2014] se elaboró un diseño de experimentos de torneado de alta velocidad en Inconel® 718 para comprobar los efectos de los diferentes parámetros en la fuerza y el acabado superficial utilizando herramientas de cerámica y de metal duro. La velocidad de corte y la velocidad de avance tuvieron mayor influencia en la rugosidad que la profundidad de corte con ambos insertos. Además, con el inserto cerámico, la profundidad de corte y el avance son más eficaces limitando la fuerza tangencial, mientras que con el inserto de metal duro son más eficaces la velocidad de corte y la velocidad de avance que la profundidad de corte. En general las rugosidades y fuerzas producidas son menores con el inserto cerámico. En la línea del uso de insertos cerámicos, en [Sugihara et al., 2017] analizaron el comportamiento de las plaquitas de CBN en el torneado de Inconel® 718. Los resultados mostraron que el fallo de la herramienta estaba causado por desgaste de cráter y del flanco, debido a la difusión provocada por las altas temperaturas de corte y la adhesión de la viruta. Para evitar este problema, se modificaron las plaquitas de CBN, dotándolas de microranuras texturizadas en la cara del flanco lo que suprimió el desgaste por astillamiento del filo de corte y, por tanto, mejoró la vida de la herramienta durante el torneado a alta

velocidad de Inconel® 718. En [Guddat et al., 2011] se investigó las fuerzas de corte y la integridad superficial producidas en el torneado en duro de aceros templados con insertos PCBN (nitruro de boro cúbico policristalino) con filos wiper. Los insertos wiper mostraron un mejor acabado superficial que los convencionales y son más estables ante cambios en el avance, aunque producen mayores tensiones residuales debido a la mayor superficie de contacto. En [Zhou et al., 2018] compararon el comportamiento de la aleación de base níquel AD730 e Inconel® 718 en el torneado de alta velocidad con herramientas de PCBN. Los resultados mostraron que las fuerzas de corte eran aproximadamente 10% menores en comparación con el Inconel® 718, con velocidades de corte de hasta 350 m/min en ambos materiales. En [Denkena et al., 2018] también se utilizaron plaquitas de PCBN para el torneado de alta velocidad de Inconel® 718. En concreto, prepararon las plaquitas mediante PLA (ablación láser pulsada) con un láser pulsado de nanosegundos. La preparación se dividió en dos pasos en los que el láser se orientó perpendicularmente a las caras del flanco y de desprendimiento y proporcionó menores fuerzas de corte gracias a un menor contacto entre la viruta y el inserto. En [Chen et al., 2018] obtuvieron un equilibrio entre la eficiencia del mecanizado y la integridad de la superficie al utilizar insertos PCBN con velocidades de corte entre 200-250 m/min en el torneado de AD730. En [Soo et al., 2016] demostraron que el uso del recubrimiento de TiSiN en las plaquitas de PCBN conducía a una mayor vida de la herramienta (+40%) con respecto a las plaquitas sin recubrimiento, utilizando velocidades de corte de 200 m/min en el torneado de Inconel® 718. En [Tian et al., 2019] utilizaron la técnica de torneado de alta velocidad. En este caso, se aplicó una herramienta cerámica basada en Si₃N₄ que se aplicó al HRSA GH2132 con base hierro, a velocidades de corte de hasta 200 m/min. Observaron que las fuerzas de corte se reducían gradualmente con el aumento de la temperatura de corte.

Todos estos trabajos comparten el objetivo de reducir los tiempos de corte en el mecanizado de HRSA mediante el uso de herramientas avanzadas como el PCBN o los sustratos cerámicos. Esto implica un aumento de los costes de las herramientas que tiene efectos sobre la competitividad. Disponer de las máquinas adecuadas es también un requisito muy importante para el éxito de los procesos de alta productividad. En este sentido De Souza [De Souza and Coelho, 2007] describe los problemas en la variación no

controlada de la velocidad de avance, tales como la limitación dinámica de la máquina, el procesamiento del CNC y la estrategia de la trayectoria, que producen inestabilidad, o pobre calidad de acabado en el fresado de alta velocidad de matrices y moldes. Utilizando la estrategia de splines se mejora en gran medida la estabilidad del avance.

2.5.3 Procesos de alto avance

Aunque en la búsqueda del aumento de productividad hubo un auge del aumento de la velocidad de corte, en los últimos tiempos, gracias a la mejora de los materiales de corte y las capacidades de las máquinas en cuanto a aumento de potencia, el proceso de alto avance se ha puesto de relieve, incluso en materiales de gran dificultad de corte, como las superaleaciones, posicionándose como una alternativa frente a la degradación y desgaste derivados de la alta velocidad, ya que se admiten mayores fuerzas de corte, por lo que aumentan los avances, e incluso las profundidades de corte utilizando placas robustas en operaciones de desbaste.

En el torneado de alto avance el ángulo de posición es siempre bajo, en mayor o menor medida, ya que de este modo la fuerza de corte se reparte a lo largo del filo. Según sea el ángulo de corte, se puede mantener un control en el espesor de la viruta mediante la velocidad de avance en beneficio del proceso, Ecs. 2.4 y 2.5.

$$L = ap / \text{seno}(Kr) \quad (\text{Ec. 2.4})$$

$$hm = f \cdot \text{seno}(Kr) \quad (\text{Ec. 2.5})$$

La mayor durabilidad del inserto debido a la inclinación del filo reduciendo el ángulo kappa permite un margen para poder aumentar la velocidad de avance obteniendo un espesor de viruta adecuado al tipo de operación. En [Zhang et al., 2011] se realizaron simulaciones por elementos finitos para investigar las características de las virutas y su variación en función de varios parámetros, entre ellos la velocidad de avance. Obtuvo que el espesor máximo de viruta es casi igual que la velocidad de avance y el aumento del avance produce un mayor grado de segmentación de la viruta y un aumento de la altura de las rugosidades de la viruta, así como el espacio entre virutas. Bushlya desarrolló modelos analíticos para varios parámetros del área de viruta en el torneado

con herramientas redondas indexables a diferentes condiciones de corte [Bushlya et al., 2015].

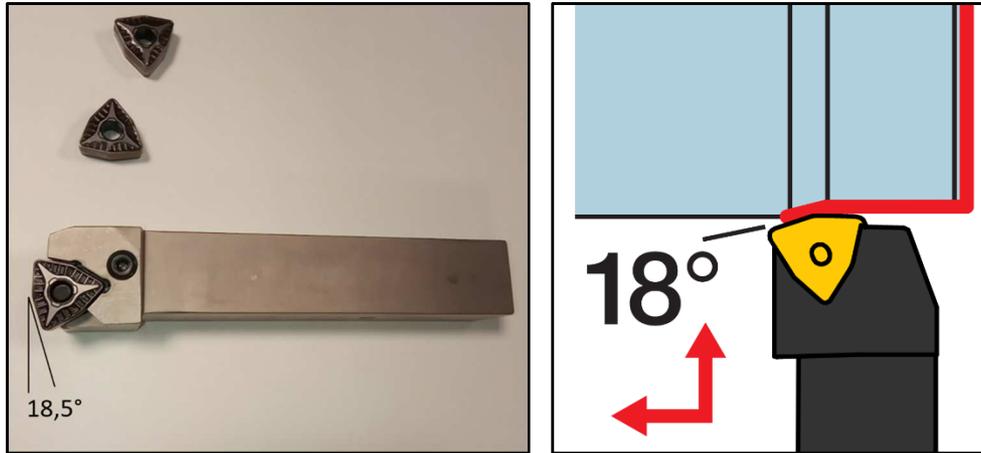


Fig. 2.19. Inserto de high feed turning. [Iscar, 2022].

Teniendo en cuenta que el espesor de viruta es igual al avance multiplicado por el seno del ángulo de posición, el espesor de viruta se reduce a la mitad del avance si se utiliza un ángulo de posición de 30 grados, y se reduce a un tercio del avance si se utiliza un ángulo de posición de 20 grados. Precisamente estas geometrías extremas se empiezan a utilizar en insertos de reciente manufactura. Los insertos propiamente llamados de high-feed turning utilizan un ángulo de posición de unos 18 grados (Fig. 2.19).

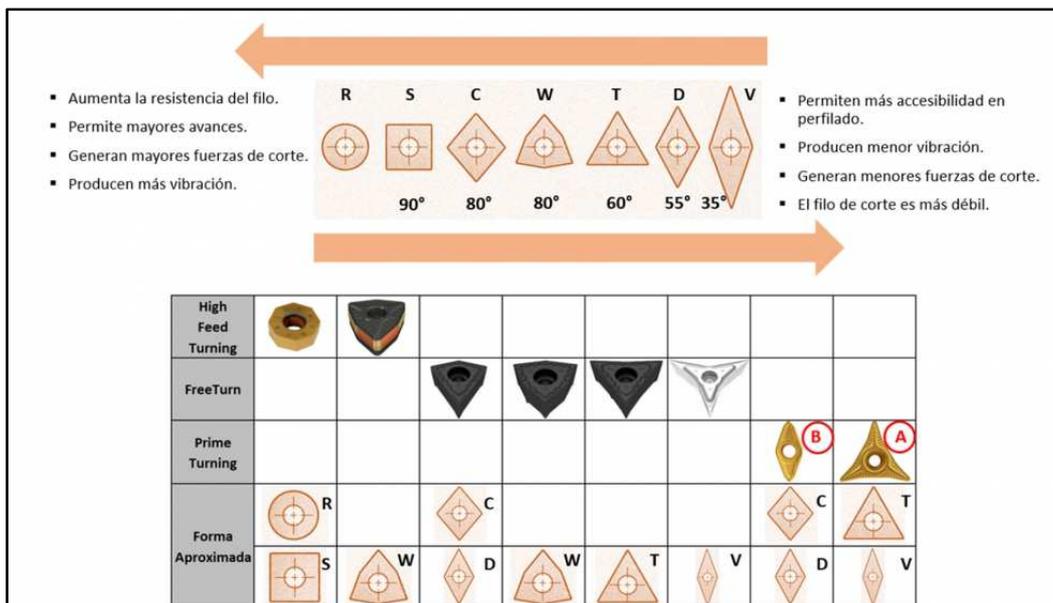


Fig. 2.20. Características y geometría de las placas.

La geometría de las plaquitas es muy importante a la hora de elegir un proceso de torneado de alto avance. Las placas de high feed turning, específicas para desbaste, son placas compactas, hexagonales u octogonales, de gran robustez. Las geometrías rómbicas o triangulares estrechas no son muy apropiadas para un desbaste pesado debido a su fragilidad frente a las fuerzas producidas. Placas con este tipo de geometría delgada se pueden utilizar para un semiacabado de alto avance, es decir, utilizar en operaciones más finas avances superiores a los habituales, pero no tan extremos como en High Feed Turning. Pueden ser una gran solución para aumentar la productividad en operaciones donde se requiera versatilidad de movimientos (Fig. 2.20).

Alto avance en materiales convencionales

Bajo esta perspectiva, el torneado de alto avance se presenta como una alternativa al aumento de la velocidad de corte. Se basa en la reducción de la posición ángulo de la plaquita. El filo de corte comprometido se incrementa, las virutas se vuelven más finas y, por lo tanto, se espera que el desgaste se reduzca, así como las fuerzas de corte por unidad de longitud de filo [Rahman et al., 1997]. En [Saglam et al., 2006] investigaron la influencia del ángulo de posición en piezas de acero empleando diferentes ángulos, encontrando que este parámetro tiene una gran influencia en las fuerzas de corte y en la temperatura de la interfaz. Además, afirmó que con ángulos pequeños se alivia la presión sobre la punta y que virutas excesivamente delgadas pueden acelerar el desgaste de la herramienta. También se estudió la influencia del Ángulo de Corte Lateral (SCEA) en la rugosidad en aluminio, obteniendo que el resultado presenta mayor variabilidad cuando este ángulo es grande, o lo que es lo mismo, cuando su complementario KAPR es pequeño [Rico et al., 2010]. En [Reddy et al., 1999] realizaron pruebas en piezas de aluminio de perfil complejo, con contornos cóncavos y convexos variables con el objetivo de desarrollar modelos de fuerza variable. Concluyeron que las operaciones de contorneado mejoraban significativamente al reducir el ángulo de posición. En [Ozturk and Yildizli, 2017] se midió la fuerza de corte para piezas prismáticas de aluminio y latón en operaciones realizadas con diferentes ángulos de corte lateral (SCEA) para tres velocidades de husillo diferentes. Al cambiar el SCEA, los componentes de fuerza mostraron un comportamiento habitual para el latón y la aleación de aluminio,

pero se dispersaron en diferentes amplitudes. Además, un aumento de 15° no cambió mucho la magnitud para todos los componentes de la fuerza en los experimentos.

Se han desarrollado diferentes herramientas y plaquitas especialmente para el mecanizado de alto avance, desde plaquitas redondas con ángulo variable o plaquitas de radio múltiple o "wiper" para conseguir buen acabado superficial, hasta tecnologías de torneado dinámico con herramientas rotativas que permiten múltiples filos. Estos son capaces de unir una mejor rugosidad superficial y mayores avances con respecto a las plaquitas convencionales. En este sentido, en [Jiang and wang, 2019] investigaron mediante simulación FE el rendimiento de diferentes geometrías de filos de herramientas wiper. Llegaron a la conclusión de que las herramientas wiper pueden reducir la temperatura en la cara del flanco en comparación con la herramienta convencional, pero, por el contrario, la temperatura en la cara de desprendimiento aumenta debido al aumento del área de contacto. Además, los filos tienden a crear una curvatura en la viruta que provoca una separación temprana de la cara de desprendimiento, reduciendo así el desgaste. Sin embargo, este tipo de filos también tiende a aumentar las fuerzas de mecanizado y a crear tensiones residuales cerca de la superficie. Con el objetivo de duplicar el avance sin afectar a la rugosidad superficial, el radio de la punta de la herramienta también puede cambiar si se utilizan plaquitas wiper. En [Kurniawan et al., 2010] se evaluó satisfactoriamente el rendimiento de plaquitas wiper con recubrimiento de TiAlN basándose en su vida útil y acabado superficial en el torneado duro de acero inoxidable martensítico. En [Fujimaki et al., 2020] propusieron un método que amplía el concepto de la herramienta wiper al torneado de piezas de perfil curvo, para el que se selecciona un radio de corte cercano al radio de curvatura deseado de la superficie a mecanizar, para mejorar la suavidad. Se obtuvieron mejores índices de eficacia de mecanizado, estabilidad de las vibraciones y superficies más lisas. En [Correia and Davim, 2011] compararon la rugosidad superficial entre los filos wiper y los convencionales en acero al carbono y encontraron que a altas velocidades de avance de 0,25 mm/rev la rugosidad se reduce a la mitad cuando se utiliza el filo wiper. Las plaquitas redondas y de radio múltiple pueden presentar problemas de chatter debido a la longitud del filo que interviene en el corte. En [Urbikain et al., 2013] utilizaron plaquitas redondas para estudiar la estabilidad en el torneado de piezas grandes con

herramientas no rígidas. En [Panda et al., 2016] utilizaron el análisis de componentes principales (PCA) para la optimización de las características de calidad superficial (Ra , Rz y Rt) durante la operación de torneado en acero EN-31. Los parámetros de proceso óptimos para la rugosidad superficial, es decir, Ra y Rz , fueron profundidad de corte 0,5 mm, velocidad de corte 140 m/min, y avance 0,04 mm/rev. Por su parte, en [Cascón and Sarasua, 2015] se investigó la creación de un modelo mecanístico de predicción de fuerzas, par de torsión y consumo de energía para el caso particular de corte interrumpido, evitando la larga espera de los softwares de simulación. Algunos autores han conseguido mejorar avances [Karpuscheswski et al., 2018], [Khan et al., 2016] en aceros C45 y AISI D2, respectivamente.

Alto avance en superaleaciones

Para los materiales de superaleación, el aumento de la productividad está muy limitado por los costes de las herramientas. Por lo tanto, hay que lograr un equilibrio. Diferentes autores han realizado investigaciones en cuanto al desempeño de las tecnologías de alto avance. En [Khan et al., 2018] se investigó el rendimiento y el comportamiento con el desgaste de plaquitas biseladas diseñadas para mecanizado de alto avance en aleaciones de Ti-6Al-4V, utilizando diferentes parámetros, obteniendo resultados competentes con los insertos de PCD. Se acotó el rango óptimo de trabajo y se observó la formación de capa endurecida.

La posibilidad de realizar torneado multidireccional y disponer de herramientas de varios filos, puede generar grandes reducciones de tiempos muertos. En algunos casos se han podido unificar en la misma herramienta ambas soluciones de alto avance y torneado multidireccional, lo que puede resultar en un gran acierto. Sin embargo, esta técnica aún no se ha estudiado demasiado con materiales HRSA, que son de especial interés.

Las placas de Prime Turning® poseen diferentes grados de calidad, pero disponen de una gama específica para mecanizado de superaleaciones. Las geometrías se denominan tipo A y B, aunque no se trata de una nomenclatura estandarizada. Los avances que pueden alcanzar no son tan altos como en las placas de High Feed Turning, pero buscan

un equilibrio entre productividad, calidad de acabado y versatilidad. Estos insertos mecanizan desde las garras hacia afuera y pueden utilizar los dos filos de la misma punta para cilindrar y refrentar. El inserto tipo A, con un ángulo de punta de 35° , es menos robusto, está destinado a operaciones más lentas de acabado y precisión, permite alcanzar zonas menos accesibles y dispone de ángulos de posición de 30 grados en cilindrado y de 25 grados en refrentado. El inserto tipo B es más grueso y dispone de un filo tipo 'Wiper', con dos radios consecutivos y punta de 80° para evitar dejar una rugosidad elevada en operaciones de desbaste, manteniendo una velocidad de avance rápida. (Fig. 2.21).

Estas dos herramientas se pueden utilizar por separado, pero existen portaherramientas gemelos, de modo que se han podido unificar en la misma herramienta ambas soluciones de alto avance y torneado multidireccional, lo que puede resultar en un gran acierto en cuanto a reducción de tiempos de mecanizado.

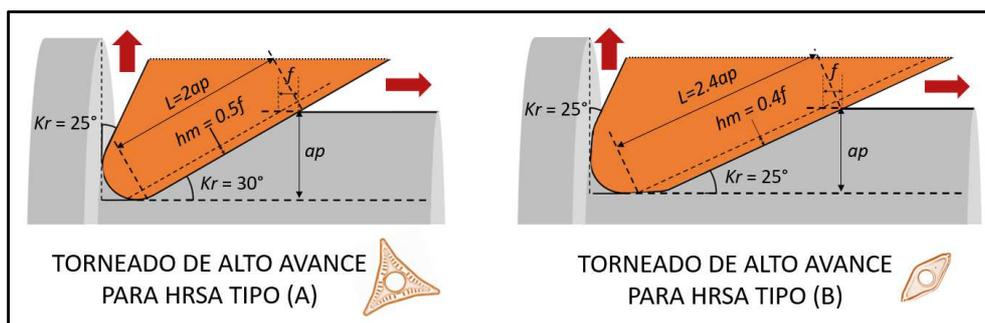


Fig. 2.21. Representación del proceso high-feed turning en superaleaciones.

Como se muestra en la Fig. 2.22, la posición de corte en torneado horizontal con Prime Turning® tipo A proporciona un ángulo de posición de 30° . Los puntos en color azul determinan el ángulo de posición para las zonas de corte horizontal, que se mecanizan con una velocidad de avance f . Pero cuando se realizan operaciones de perfilado, el ángulo varía. Los puntos rojos representan el ángulo de posición para las zonas de corte inclinado descendente.

Como se puede ver, es necesario disminuir la velocidad de avance si se quiere mantener constante el espesor de viruta hm en los tramos descendentes. En ángulos cercanos a 90° el avance se reduce hasta casi la mitad. En el torneado convencional el ángulo Kr en el corte horizontal es cercano a 90° por lo que, utilizando la tecnología de alto avance,

es posible llegar a duplicar el avance manteniendo el mismo espesor de viruta y, en teoría, mantener la misma vida útil en la herramienta. Debido al diseño del inserto, el torneado de perfil ascendente solo se permite cuando la inclinación es muy suave, ya que por debajo de 30° puede haber riesgo de colisiones y de evacuación de la viruta.

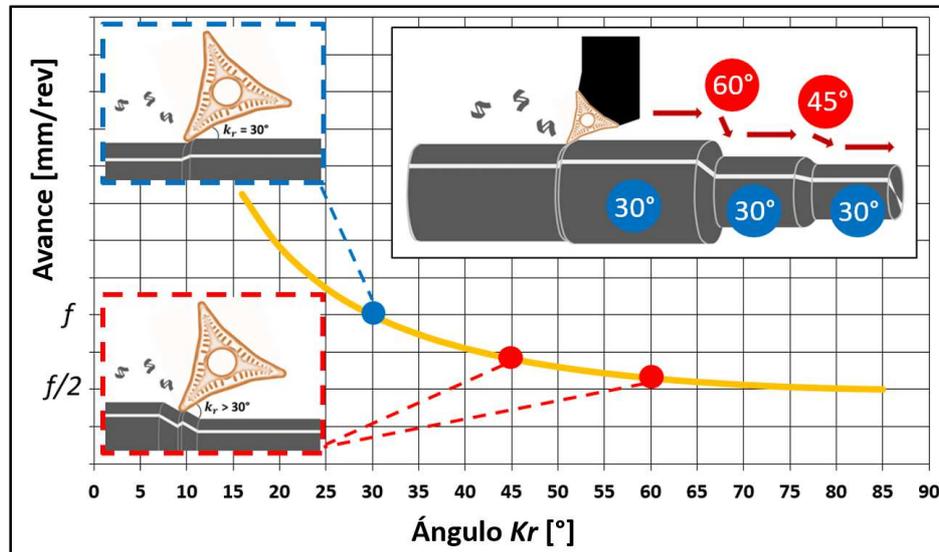


Fig. 2.22. Dependencia del avance con el ángulo de posición para un determinado espesor de viruta.

En [Krajcoviech et al., 2021] se realizaron pruebas de torneado en acero inoxidable con la herramienta tipo A y obtuvo fuerzas de corte haciendo variar los parámetros de corte. Los resultados preliminares fueron que la profundidad de corte tiene una gran influencia sobre las fuerzas, mayor que la velocidad de corte o el avance. En [Raczi et al., 2018] se realizaron pruebas en acero con una plaquita de torneado de alto avance tipo B con ángulo de posición bajo y doble radio, sugiriendo buenas aptitudes de desbaste, estabilidad y control de la viruta. Asimismo, destacó la gran versatilidad al ser capaz de realizar torneado longitudinal y transversal con la misma herramienta. También Raczi en un nuevo estudio [Raczi et al., 2019] evaluó la fuerza de corte y rugosidad describiéndolos mediante el método de la función de potencia.

2.5.4 Ahorro de tiempos en los cambios de herramientas

En un proceso típico de torneado, una herramienta realiza una operación específica y a continuación vuelve al cambiador de herramientas y toma el relevo otra herramienta distinta. Evidentemente, este intercambio supone un tiempo improductivo, así como una energía que debe ser utilizada en realizar un movimiento en el que no se retira viruta. Por tanto, resulta obvio que la reducción de este tipo de gastos es una necesidad. En este sentido, las herramientas que disponen de varios filos y posiciones son ventajosas y también están comenzando a introducirse en el torneado de alto avance (Fig. 2.23).



Fig. 2.23. Herramientas de torneado multifunción.

Las dos placas de Prime Turning®, de desbaste y acabado, pueden insertarse en una herramienta conjunta que cambia de posición 180° para utilizar uno u otro filo. Otro ejemplo son las placas y portaherramientas de FreeTurn®, de Ceratizit, que están diseñadas para realizar un torneado dinámico en el que entran en juego los diferentes filos y los giros controlados del cabezal y la modificación sincronizada de los parámetros de avance y profundidad. Esto permite un buen control de la viruta ya que se puede mantener el espesor constante, por lo que su versatilidad permite, no solamente cambios de herramienta eficientes, sino también realizar trayectorias de cilindrado para piezas de gran complejidad.

La rapidez de los procesos de mecanizado implica no solamente un incremento de los parámetros, como ocurre en el torneado de alto avance, sino que los fabricantes de herramientas incorporan también novedades en el diseño de los portaherramientas para aprovechar las prestaciones de las máquinas modernas en cuanto a potencia, control y giro de los cabezales en beneficio de la productividad. Reducir los cambios de

herramienta, disponer de cambiadores ATC rápidos, así como utilizar herramientas multiposición y máquinas con disponibilidad para operaciones con control dinámico que reduzcan los 'takt time', son factores clave para conseguir procesos de alta productividad para el mecanizado de componentes aeronáuticos.

En síntesis, se puede decir que un proceso de alto rendimiento consiste en conseguir unas altas tasas de eliminación de material y en minimizar los tiempos muertos entre las operaciones. En lo segundo se está mejorando mucho en los últimos tiempos con el avance en el desarrollo de las máquinas multitasking que disponen de varios cabezales que pueden realizar tareas simultáneas y cambiadores de herramientas rápidos. Las propias herramientas están siendo adaptadas para realizar diversas tareas, como son las herramientas multifilo o las herramientas de giro controlado por el cabezal. Esta capacidad es la principal característica del torneado dinámico.

En cuanto a la capacidad para eliminar material de una manera rápida en el proceso de corte, se trata de un problema de máximos y mínimos que consiste en alcanzar una solución de compromiso entre la máxima tasa de eliminación con el mínimo deterioro de los insertos debido a la degradación térmica. Los insertos cerámicos y los de diamante soportan bien las altas temperaturas por lo que funcionan bien con elevadas velocidades de corte, sin embargo, son materiales caros y frágiles por lo que deben ser utilizados en procesos de corte continuo, de gran estabilidad y sin vibraciones. Los insertos de carburos de tungsteno son mucho más baratos y dentro de sus características mecánicas destaca su gran tenacidad, aunque soportan peor la degradación térmica, por lo que estos materiales son más adecuados para procesos menos estables y se debe renunciar a alcanzar grandes velocidades de corte, compensándolo con incrementos en las velocidades de avance y las profundidades de corte para mantener una alta tasa de eliminación de material. En esta Tesis se van a estudiar herramientas de metal duro diseñadas para procesos de alto avance ya que en nuestra opinión poseen capacidad para alcanzar un rendimiento óptimo en el torneado de superaleaciones. Además, se va a estudiar la capacidad de la refrigeración criogénica en estos procesos ya que puede ayudar a prolongar la vida útil de las herramientas y mejorar la productividad.

2.6 Trabajos previos en torneado de alto avance y torneado dinámico

El Centro de Fabricación Avanzada Aeronáutica (CFAA) es un centro para la investigación y desarrollo de tecnologías avanzadas de fabricación y la transferencia de resultados de dicha I+D. Se trata de un centro mixto colaborativo entre la Universidad del País Vasco (UPV/EHU) y la Agrupación Empresarial para el Desarrollo de Técnicas de Fabricación Aeronáutica Avanzada, A.I.E., que toma como ejemplo el Advanced Manufacturing Research Centre (AMRC), entre la Universidad de Sheffield y el fabricante Boeing. Este modelo es un referente para otros centros de investigación.

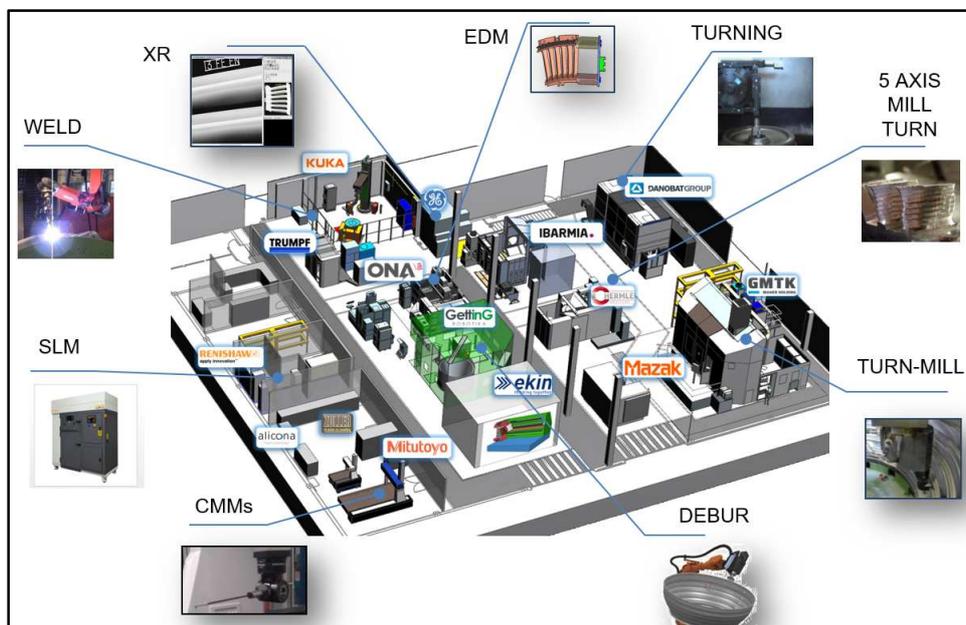


Fig. 2.24. Esquema de layout de las diferentes tecnologías en el CFAA. ©CFAA.

El objetivo es el desarrollo de proyectos en los niveles 5 y 6 de 'Manufacturing Readiness Levels', también denominado 'Valle de la Muerte' por la dificultad de progreso de los proyectos tecnológicos desde las etapas conceptuales a escalas de laboratorio hacia los niveles de implementación industrial (Fig. 2.25). Esta transición es compleja ya que las universidades no suelen contar con entornos representativos, es decir, para realizar simulaciones de fabricación no disponen de máquinas con las mismas prestaciones que las que se utilizan en producción, por lo que no se puede validar dicha fabricación.

El CFAA dispone de maquinaria y tecnologías avanzadas de fabricación para hacer frente a estas etapas intermedias de transición en la fabricación de componentes del motor aeronáutico. Entre estas tecnologías cabe destacar el mecanizado de alto rendimiento,

fabricación aditiva, procesos no convencionales como la electroerosión y el láser, soldadura robotizada, industria 4.0, inspección y medida, entre muchos otros.



Fig. 2.25. Niveles TRL de madurez tecnológica y Valle de la Muerte.

Por tanto, las empresas encuentran en el CFAA un espacio de colaboración donde se desarrollan grandes proyectos y los entornos académicos se benefician ya que sus proyectos de investigación pueden focalizarse más a una finalidad industrial, dando la posibilidad de enlazar las líneas de investigación más embrionarias con proyectos de interés industrial al modo *learning-by-doing*, aprendiendo de la experiencia en un contexto real.

2.6.1 Proyecto ABIO II

El enfoque del proyecto ABIO II (Hazitek) era identificar, desarrollar y evaluar nuevos conceptos, soluciones y servicios avanzados adaptados al sector aeronáutico para la mejora de la competitividad de fabricantes vascos de piezas mecanizadas. Para el CFAA ha significado poner en marcha distintas herramientas, máquinas y procesos para la fabricación de componentes aeronáuticos de una turbina de baja presión. Durante su desarrollo se han aplicado distintas técnicas aprendidas durante la investigación en gestión de proyectos para la mejora en el uso de recursos, la optimización de tiempos y la reducción de costos.

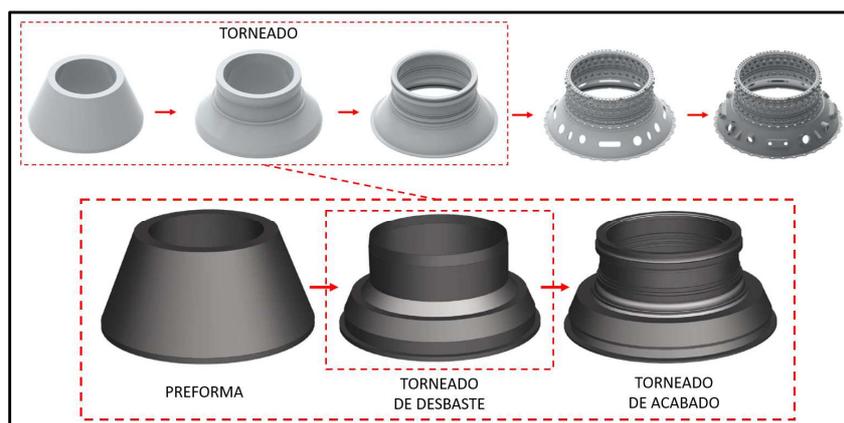


Fig. 2.26. Diferentes pasos en la realización de la carcasa. Forma intermedia en torneado de desbaste.

La pieza inicial consistía en una preforma troncocónica hueca a la que se le realizan distintas operaciones de refrentado y cilindrado antes de alcanzar una forma cercana a la final (Fig. 2.26). El torneado es el conjunto de operaciones previas, antes de otras operaciones con más detalle como son los fresados, taladrados, vaciados, roscados, etc. Las operaciones de torno fueron realizadas mediante mecanizado de alto avance, con procesos de High Feed Turning y Prime Turning® [Gómez-Escudero et al. 2022].



Fig. 2.27. Dinamómetro Kistler en operación de refrentado con herramienta de Prime Turning®.

El material de la carcasa era un acero inoxidable martensítico de cromo-níquel-cobre, endurecido por precipitación, el cual ofrece una buena solidez y gran resistencia a la corrosión. Las operaciones de refrentado (Fig. 2.27) se llevaron a cabo con los insertos de Prime Turning® tipo A. El trabajo incluyó un estudio de la rugosidad con la herramienta Prime Turning®. Para ello, se realizaron 8 operaciones combinando velocidades de corte de 200 y 250 m/min, profundidades de pasada de 1 y 1.5 mm y avances de 0.2 y 0.4 mm/rev. Mediante un análisis ANOVA, obtuvieron que la velocidad de avance es el parámetro con mayor influencia sobre Ra y Rz. En segundo lugar, la interacción Vc-f afecta a Ra y ap a Rz.

Las operaciones de cilindrado (Fig. 2.28) se realizaron con insertos de high-feed turning con parámetros de velocidad y profundidad no muy diferentes a los anteriores, pero con altos avances de 1, 1.25 y 1.5 mm/rev.

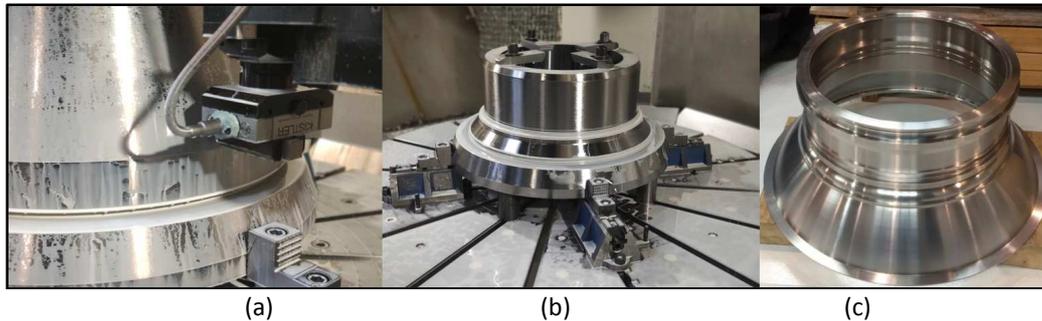


Fig. 2.28. Cilindrado con herramienta de High Feed Turning. (a) Dinamómetro Kistler en operación de cilindrado. (b) Forma intermedia. (c) Forma final de torneado.

Se registraron fuerzas de corte en ambos procesos. El proceso high-feed turning genera fuerzas muy elevadas debido a los rápidos avances que soportan los insertos diseñados para corte de acero. Los insertos Prime Turning® están diseñados para materiales base níquel o cobalto, por lo que los avances no deben ser tan altos y las fuerzas generadas son también menores.

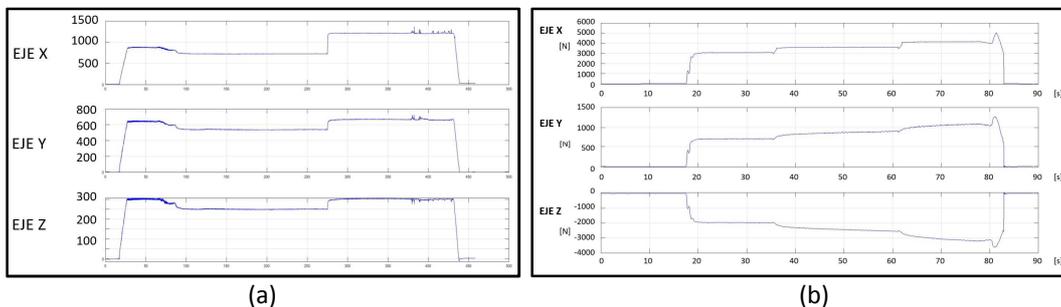


Fig. 2.29. Registro de fuerzas de corte. (a) Prime Turning®. (b) High feed turning.

Como puede observarse en la Fig. 2.29, la fuerza de corte F_y de high-feed turning no es mucho mayor que la producida en el proceso de Prime Turning®, sin embargo, las fuerzas F_x y F_z sí son mucho mayores, esto es debido, sin duda, a la descomposición de la gran velocidad de avance y es un ejemplo claro de la cantidad de material que es posible eliminar en desbaste con este proceso.

2.6.2 Proyecto FreeTurn®

El Proyecto **FreeTurn®** es un proyecto de marco nacional en el que el CFAA está realizando pruebas con la nueva herramienta de Ceratizit que está concebida para realizar un torneado dinámico utilizando la capacidad de giro del cabezal de la máquina para realizar cambios de filo y modificar el ángulo de posición de la herramienta (Fig. 2.30), llevando en todo momento un control sobre la viruta y proporcionando mejoras en cuanto ahorros de tiempo de cambio de herramienta y de cantidad de herramientas utilizadas para una operación. Este proyecto está muy en la línea de investigación de este trabajo Doctoral ya que se fundamenta en cambios del ángulo de posición y control de la viruta.

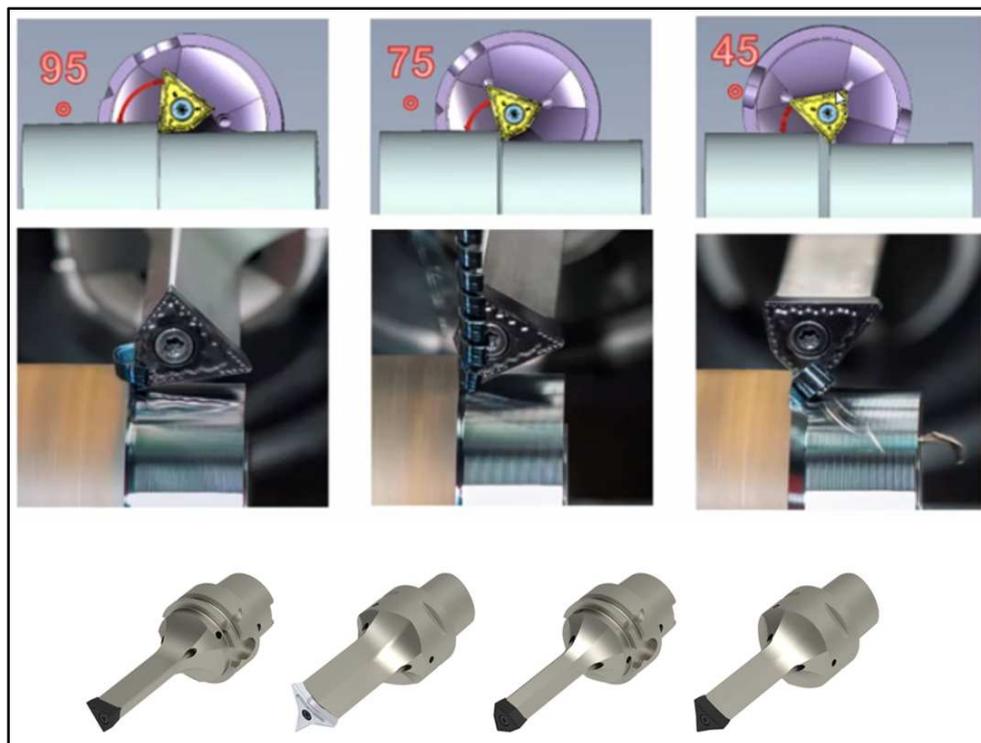


Fig. 2.30. Concepto de torneado dinámico y algunos ejemplos de portaherramientas de FreeTurn®.
[Ceratizit, 2022].

Las herramientas clásicas realizan una única función especializada dentro de un proceso y cada vez que se utiliza debe realizarse un cambio de herramienta con el consiguiente gasto de energía, la aparición de tiempos muertos en el proceso y el espacio que ocupa en el dispensador de herramientas. La reducción de estos gastos innecesarios

incrementa la sostenibilidad de los procesos ya que las máquinas trabajan de manera más continuada y eficiente.

Los insertos FreeTurn® están diseñados con diferentes geometrías que permiten alcanzar el propósito de ser una herramienta dinámica. Poseen filos de corte de gran longitud (de hasta 16.1 mm en algún caso) que admite trabajar a grandes profundidades de corte y llegar a emplear ángulos de posición muy bajos lo cual favorece el aumento del avance.

Con este tipo de torneado se busca reducir el número de cambios de herramienta, realizar menos trayectos en vacío, poder ajustar el ángulo de corte que permita una mayor calidad del acabado superficial y utilizar mayores avances. La combinación de los parámetros de corte y la incidencia del filo permite alcanzar un buen control sobre la viruta ya que se puede mantener un espesor constante.

La industria aeronáutica emplea materiales de gran dureza y resistencia. Se están realizando algunas pruebas con esta tecnología en materiales termorresistentes como el Titanio o el Inconel® 718 que generan una gran cantidad de calor en el mecanizado. Esto repercute en la durabilidad de los insertos por lo que resulta imprescindible la utilización de refrigeración a alta presión. La taladrina a alta presión ha dado muy buenos resultados en el mecanizado de algunas superaleaciones, por lo que la mejora del proceso en cuanto a alcanzar una presión adecuada del flujo de taladrina sobre la cara de desprendimiento puede ser muy beneficioso para un proceso tan complejo como el FreeTurn®. Además, un estudio exhaustivo de los tipos de viruta puede aportar bastantes datos para entender cómo es el proceso de corte y si el espesor de viruta es el adecuado para su evacuación y la calidad de la pieza.

En cuanto a los centros de mecanizado, en principio pueden utilizarse varias configuraciones, siempre que permitan el control diferencial del giro del cabezal, para que actúe como un eje de control numérico más. Y por supuesto deben tener configuraciones de ejes que doten de suficiente espacio de trabajo (Fig. 2.31). La gama Integrex de Mazak puede ser de aplicación, a modo de ejemplo.



Fig. 2.31. Posicionamiento de la herramienta según el eje Y.

Por otra parte, cuando el proceso se extienda puede que existan pequeñas modificaciones en máquina donde no es posible realizar el proceso hoy en día. FreeTurn® es por tanto un proceso asociado a la generación de máquina multitasking.

Se han realizado ensayos con dos nuevos insertos, diseñados para mejorar el proceso. La finalidad de los ensayos realizados es comprobar la vida útil de los insertos y comprobar la eficacia del diseño de los rompevirutas al cortar material con diferentes ángulos de posición. En primer lugar, se utilizó el inserto FT15 M 555555R08-FS, calidad CTPX710 con radio de punta 0.8 mm, elaborado con carburo de tungsteno y con tres filos. Posteriormente se utilizó un inserto similar, con radio de punta 1.2 mm y con el rompevirutas modificado. Fig. 2.32.

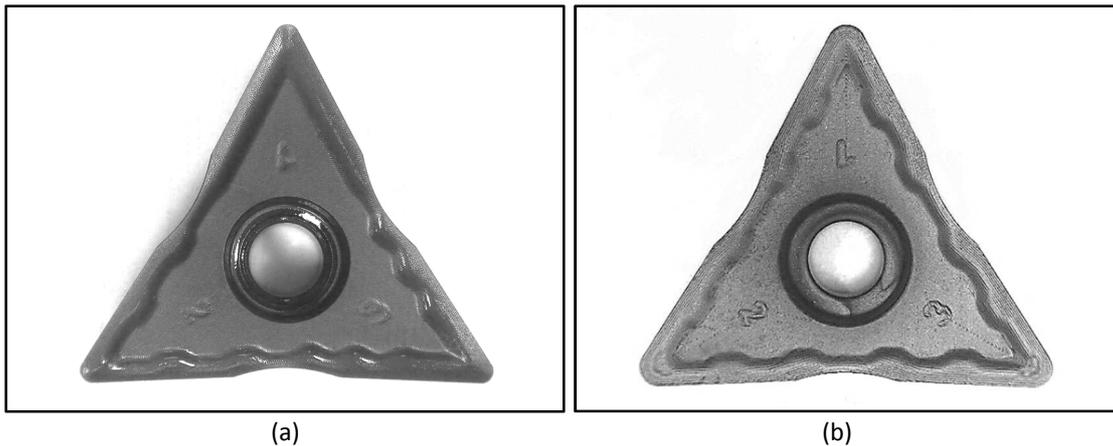


Fig. 2.32. Detalle de los 3 rompevirutas. (a) Radio de punta 0.8 mm. (b) Radio de punta 1.2 mm.

En los ensayos de vida de la herramienta se analiza la durabilidad del inserto de torneado dinámico mediante torneados longitudinales, con la herramienta a 92.5 grados, posición limitada por el indexado del cabezal. Los resultados obtenidos pueden considerarse

como estándar ya que este ángulo de trabajo es similar al que se utiliza en insertos DNMG (93 grados). Se plantean condiciones de acabado y de semiacabado.

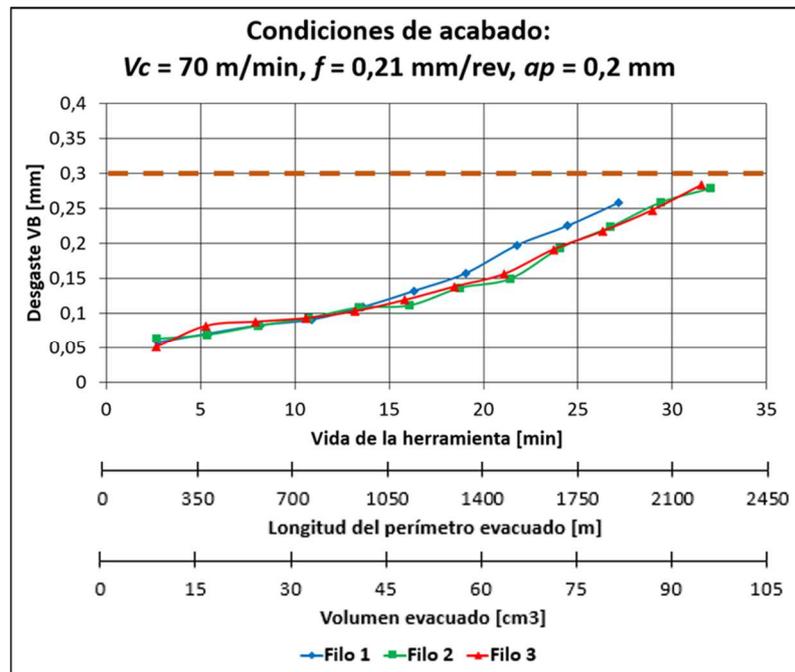


Fig. 2.33. Desgaste de la herramienta de radio 0.8 mm en función del tiempo, perímetro de viruta evacuada y volumen evacuado en condiciones de acabado.

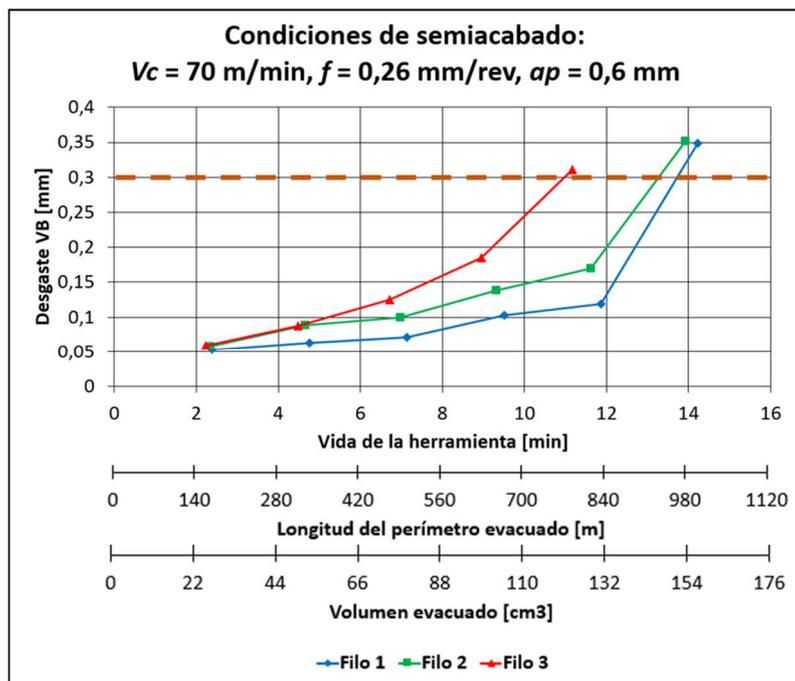


Fig. 2.34. Desgaste de la herramienta de radio 0.8 mm en función del tiempo, perímetro de viruta evacuada y volumen evacuado en condiciones de semiacabado.

La Fig. 2.33 muestra la duración del inserto de radio 0.8 mm en condiciones de acabado. Como puede observarse, los tres filos muestran comportamientos similares, con una duración entorno a los 30 minutos y rotura del filo anterior a alcanzarse el desgaste de flanco máximo.

La Fig. 2.34 muestra la duración del inserto de 0.8 mm en condiciones de semiacabado. Dos de los filos presentan una duración entorno a los 13-14 minutos y el tercero una duración de 11 minutos. En los tres casos se alcanza el desgaste de flanco de 0.3 mm.

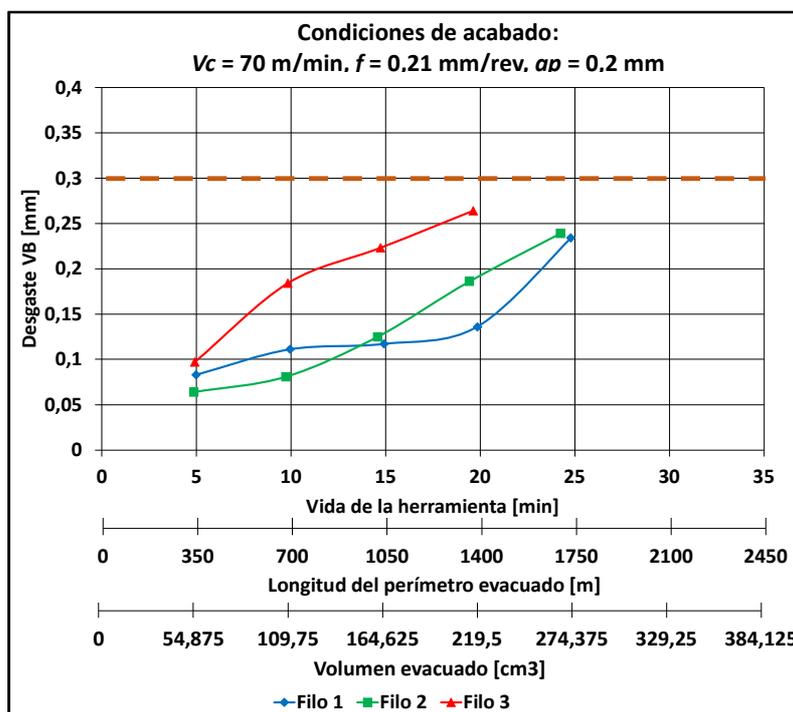


Fig. 2.35. Desgaste de la herramienta de radio 1.2 mm en función del tiempo, perímetro de viruta evacuado y volumen evacuado en condiciones de acabado.

La Fig. 2.35 muestra la duración del inserto de radio 1.2 mm en condiciones de acabado. Como puede observarse, la duración de los filos es entre 20 y 25 minutos y rotura del filo anterior a alcanzarse el desgaste de flanco máximo. La duración, por tanto, es algo menor que en el inserto de radio 0.8 mm.

La Fig. 2.36 muestra la duración del inserto de radio 1.2 mm en condiciones de semiacabado. Los filos presentan una duración entre los 8 y los 11 minutos, sin embargo, la repetición del filo 3 obtuvo un tiempo superior a los 15 minutos.

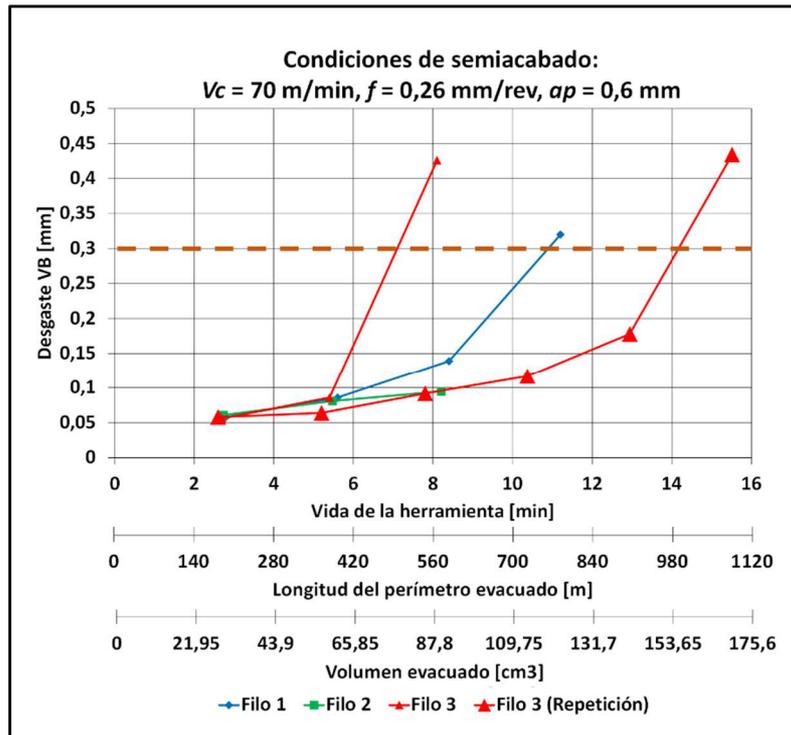


Fig. 2.36. Desgaste de la herramienta de radio 1.2 mm en función del tiempo, perímetro de viruta evacuado y volumen evacuado en condiciones de semiacabado.

Los ensayos de corte de viruta se han realizado con un ángulo de posición de $92,5^\circ$ y velocidad de corte de 70 m/min , variando el avance y la profundidad de pasada y repitiendo todos los ensayos para cada uno de los tres filos con rompevirutas diferentes. Se muestra a continuación el resultado de las virutas del filo 2 con ambos insertos. Figs. 2.37 y 2.38.

Las virutas no muestran su verdadera longitud, sino que han sido recortadas para introducirlas en las celdas de las cajas de muestras, con excepción de las celdas coloreadas, que sí muestran su tamaño verdadero. Las celdas remarcadas en verde muestran virutas de varios milímetros de longitud, mientras que las celdas remarcadas en azul muestran virutas muy cortas, cuyo tamaño es deseable.

Como se puede observar, la modificación del rompevirutas ha mejorado su funcionalidad.

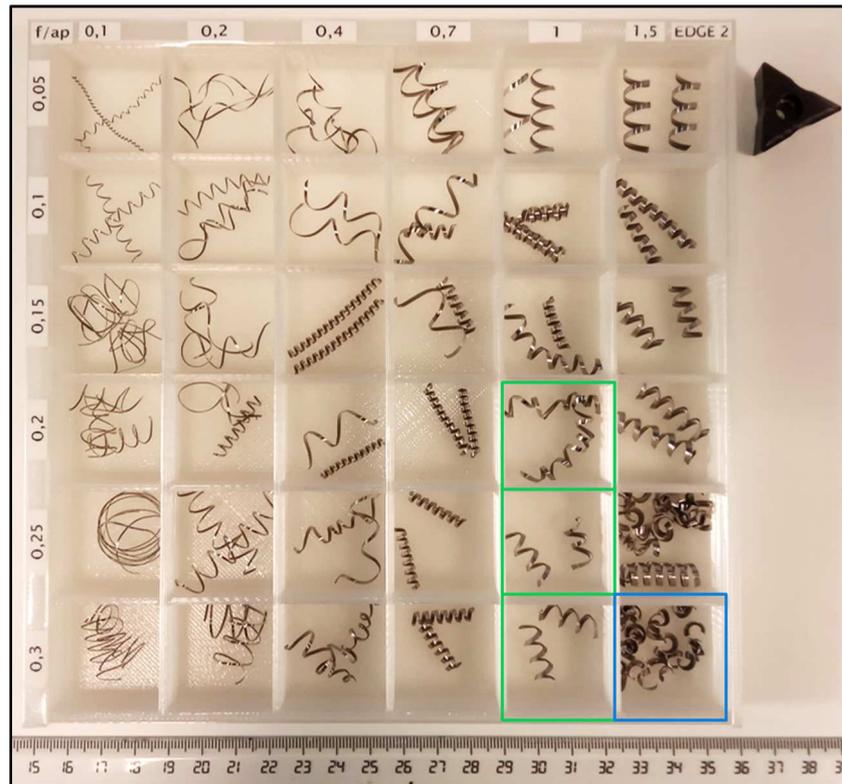


Fig. 2.37. Virutas obtenidas con el filo 2. Inserto de radio 0.8 mm.



Fig. 2.38. Virutas obtenidas con el filo 2. Inserto de radio 1.2 mm.

A continuación, se ha buscado comprobar la influencia del ángulo de posición del inserto y la influencia de la distancia del rompevirutas al filo de corte del inserto de Freeturn® en el fraccionamiento de la viruta. Para ello se comparan algunos ensayos con el fraccionamiento de viruta de la Placa de Prime Turning®, que ha mostrado buenos resultados.

Se ha vinculado el límite de fragmentación de la viruta (Si/No) con el cociente entre el espesor de la viruta no deformada hm y la distancia d desde el filo hasta el rompevirutas. Esta relación no es constante sino que se ha asociado a una función potencial, dependiente de la longitud del filo que interviene en el corte, mediante la Ec. 2.6, donde A y B son variables experimentales que se calculan a partir de los resultados obtenidos en función del avance.

$$hm/d = A/L^B \quad (\text{Ec. 2.6})$$

El procedimiento empleado consiste en la realización de torneados longitudinales cortos con las herramientas de alto avance y torneado dinámico a distintos ángulos de posición y a distintas profundidades de pasada. A continuación, se evalúa el grado de fragmentación de la viruta generada utilizando patrones bibliográficos [Krahmer, 2017], [ISO 3685, 1993] y se relaciona con la distancia del rompevirutas al filo de corte, identificando el límite de fragmentación.

A continuación, se muestran algunos de los resultados del estudio realizado para averiguar las condiciones óptimas de fraccionamiento de viruta y el posible rediseño de la herramienta.

Los ensayos propuestos tratan de evaluar la capacidad del rompevirutas y la vida útil del inserto experimental de torneado dinámico. Para ello se llevan a cabo operaciones de torneado longitudinales cortas, tomando muestras de virutas.

Como referencia para estos ensayos, se han realizado ensayos de fraccionamiento de viruta con la herramienta de alto avance, con velocidad de corte de 50 m/min y velocidad de avance de 0.4 mm/rev a distintas profundidades de pasada. En estos ensayos la viruta se ha fraccionado adecuadamente, como se aprecia en la Tabla 2.2.

Tabla 2.2. Inserto de torneado de alto avance. Virutas obtenidas con avance $f=0.4$ mm/rev.

	$Kr = 30^\circ$	$Kr = 45^\circ$	$Kr = 60^\circ$	$Kr = 75^\circ$
$V_c = 50$ m/min $f = 0.4$ mm/rev				
$ap = 0.5$ mm	 Virutas helicoidales cónicas Corta	 Virutas helicoidales cónicas Corta	 Virutas helicoidales cónicas Corta	 Virutas helicoidales cónicas Corta
Fragmentación: Si/No/Incierto	▲ Si	▲ Si	▲ Si	▲ Si
$ap = 1$ mm	 Virutas helicoidales cónicas Corta	 Virutas Arqueadas Inconexa	 Virutas Arqueadas Inconexa	 Virutas Arqueadas Inconexa
Fragmentación: Si/No/Incierto	▲ Si	▲ Si	▲ Si	▲ Si
$ap = 1.5$ mm	 Virutas espirales Plana	 Virutas Arqueadas Inconexa	 Virutas Arqueadas Inconexa	 Virutas Arqueadas Inconexa
Fragmentación: Si/No/Incierto	▲ Si	▲ Si	▲ Si	▲ Si

Tabla 2.3. Inserto de torneado dinámico. Radio 0.8 mm. Virutas obtenidas con avance $f=0.4$ mm/rev.

	$Kr = 17.5^\circ$	$Kr = 32.5^\circ$	$Kr = 47.5^\circ$	$Kr = 62.5^\circ$	$Kr = 77.5^\circ$
$V_c = 50$ m/min $f = 0.4$ mm/rev					
$ap = 0.5$ mm	 Virutas tubulares Larga	 Virutas tubulares Larga	 Virutas helicoidales planas Larga	 Virutas helicoidales planas Larga	 Virutas helicoidales planas Larga
Rotura: Si/No/Incierto	◆ No	◆ No	◆ No	◆ No	◆ No
$ap = 1$ mm	 Virutas tubulares Enredada	 Virutas helicoidales planas Larga	 Virutas helicoidales planas Larga	 Virutas Arqueadas Inconexa	 Virutas Arqueadas Inconexa
Rotura: Si/No/Incierto	◆ No	◆ No	◆ No	◆ Si	◆ Si
$ap = 1.5$ mm	 Virutas tubulares Enredada	 Virutas espirales Cónica	 Virutas tubulares Corta	 Virutas Arqueadas Inconexa	 Virutas Arqueadas Inconexa
Fragmentación: Si/No/Incierto	◆ No	◆ Incierto	◆ Incierto	◆ Si	◆ Si

Estos ensayos se han replicado con la herramienta de torneado dinámico y se han extendido incluso a velocidades de avance superiores. En algunos casos el fraccionamiento se ha clasificado como “incierto” ya que la viruta está fragmentada, pero en tramos no demasiado cortos. Además, las virutas espirales son ventajosas para su evacuación de la máquina, pero su longitud es mayor que lo que aparentan, debido al arrollamiento.

En la Tabla 2.3 puede observarse que, para el inserto de radio 0.8 mm, con avance 0.4 mm/rev, la viruta solo se fracciona en algunos ensayos de ap 1.5 mm y en otros de ap 1 mm, mientras que con ap 0.5 mm la viruta no se fracciona en ningún caso.

En la Tabla 2.4 puede observarse que, para el inserto de radio 1.2 mm, con avance 0.4 mm/rev la viruta se fracciona en la mayoría de ensayos de ap 1.5 mm y de ap 1 mm, mientras que con ap 0.5 mm la viruta no se fracciona o su fraccionamiento es incierto.

Tabla 2.4. Inserto de torneado dinámico. Radio 1.2 mm. Virutas obtenidas con avance $f=0.4$ mm/rev.

	$Kr = 17.5^\circ$	$Kr = 32.5^\circ$	$Kr = 47.5^\circ$	$Kr = 62.5^\circ$	$Kr = 77.5^\circ$
$V_c = 50$ m/min $f = 0.4$ mm/rev					
$ap = 0.5$ mm	 Virutas tubulares Enredada	 Virutas tubulares Corta	 Virutas tubulares Corta	 Virutas helicoidales planas Larga	 Virutas helicoidales planas Larga
Rotura: Si/No/Incierto	No	Incierto	Incierto	No	No
$ap = 1$ mm	 Virutas tubulares Enredada	 Virutas tubulares Corta	 Virutas espirales Plana	 Virutas espirales Plana	 Virutas espirales Plana
Rotura: Si/No/Incierto	No	Incierto	Si	Si	Si
$ap = 1.5$ mm	 Virutas tubulares Enredada	 Virutas tubulares Larga	 Virutas Arqueadas Inconexa	 Virutas Arqueadas Inconexa	 Virutas Arqueadas Inconexa
Fragmentación: Si/No/Incierto	No	No	Si	Si	Si

Se representa la relación hm/d frente a la longitud de filo en las Figs. 2.39 y 2.40. Los puntos se ordenan en líneas horizontales que representan el ángulo de posición Kr y en líneas curvas descendentes, que representan cada profundidad de pasada ap . Mediante

una línea violeta discontinua se representa el límite entre los puntos con fragmentación de viruta y sin fragmentación.

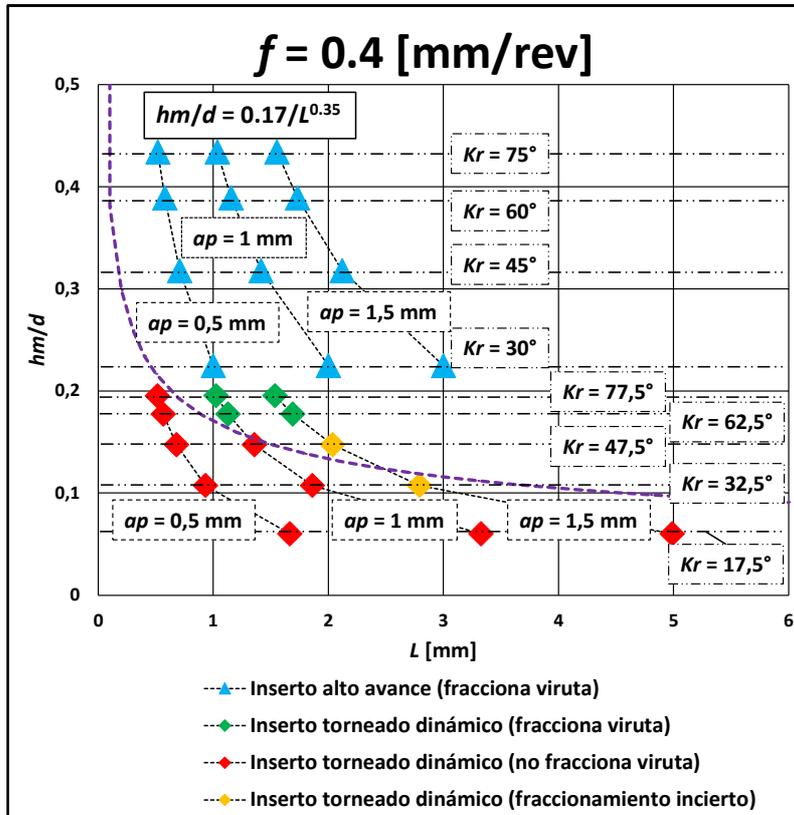


Fig. 2.39. Límite de fragmentación de viruta para $f=0.4$ mm/rev. Inserto 0.8 mm.

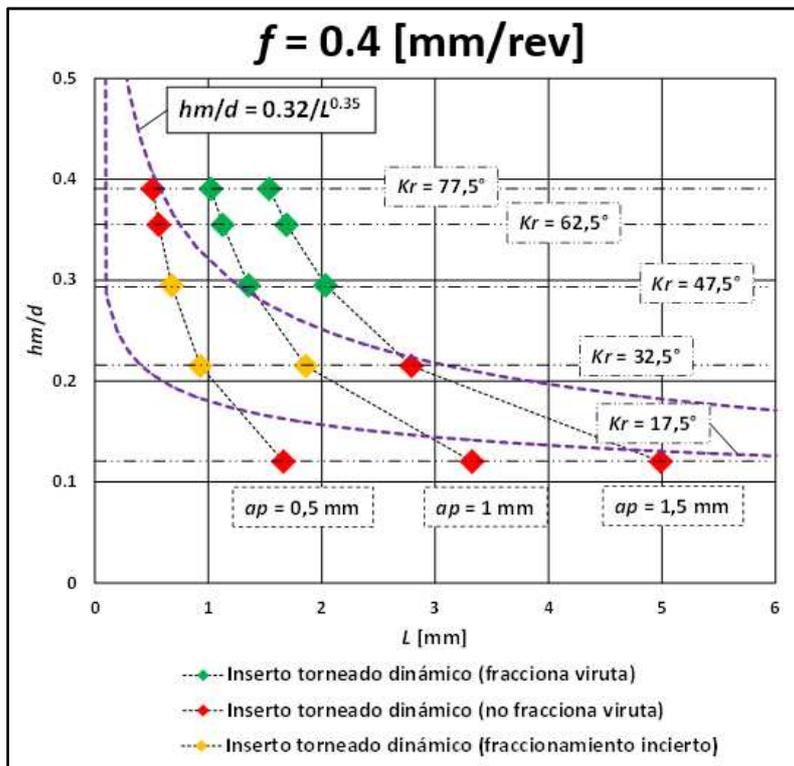


Fig. 2.40. Límite de fragmentación de viruta para $f=0.4$ mm/rev. Inserto 1.2 mm.

Para el avance de 0.4 mm/rev se puede considerar un rango de fragmentación de viruta entre el límite del inserto de radio 0.8 mm y el límite del inserto de radio 1.2 mm, en el cual las virutas se fraccionan de manera incierta.

El proyecto FreeTurn no está terminado en la actualidad. Las perspectivas son continuar investigando la mejora del inserto e implementar procesos de corte dinámicos para estudiar el comportamiento con ángulos de posición variables.

2.7 Conclusiones

En este trabajo se ha llevado a cabo una investigación experimental acerca de las nuevas técnicas de torneado de alto rendimiento y aumento de productividad. La investigación se centra en la línea tecnológica del Torneado de alto avance con Prime Turning®.

Esta tecnología, al igual que el torneado dinámico, tiene la capacidad del control de la viruta mediante la adecuación de la velocidad de avance al ángulo de posición del filo. La principal diferencia es que el torneado dinámico está actualmente en proceso de desarrollo, mientras que para el torneado de alto avance existen experiencias que la certifican como una tecnología consolidada.

Las primeras pruebas con herramientas de torneado dinámico, que se han revisado en el Estado del Arte mostraron pobres resultados inicialmente. En pruebas posteriores, en las que se mejoró la calidad de los insertos se obtuvieron buenos resultados en cuanto a durabilidad y se ha mejorado el desempeño del rompevirutas.

Se han realizado modelos mecánicos de fuerzas de corte y modelos de desgaste de la herramienta Prime turning® basados en la fuerza de corte en el mecanizado de alto avance en superaleaciones termorresistentes como el Inconel® 718 o el Nimonic® C-263 o materiales más tradicionales como el AISI 1055. Mediante estos modelos se han obtenido los coeficientes de corte, que son muy útiles para su empleo en la predicción de fuerzas de corte y cálculos de la estabilidad del proceso. Sin embargo, los coeficientes de corte se obtuvieron para herramientas afiladas-nuevas. Se propone un modelo geométrico que incluye el desgaste de la herramienta de alto avance, Prime Turning, donde la componente radial de la fuerza de corte está más próxima a la componente tangencial que en un proceso convencional. La aplicación del modelo es monitorizar el desgaste de una herramienta de Prime Turning en el mecanizado de superaleaciones sin interferir o detener el proceso de corte para comprobar el estado del filo de corte. El material utilizado es la aleación resistente al calor Nimonic® C-263 cuyo mecanizado implica un mecanismo de desgaste adhesivo, sin roturas ni cráteres en el filo de corte. El modelo tiene en cuenta el deterioro geométrico gradual de la herramienta, que ha demostrado ser un mecanismo importante ya que controla la evolución de los

componentes de la fuerza de corte a medida que se produce la pérdida de material en la plaquita. Independientemente del valor absoluto de las fuerzas, los cosenos directores deberían ser similares en otros procesos de mecanizado con esta herramienta, siempre que se cumpla la condición de desgaste progresivo y no se produzcan cráteres o astillamientos del filo de corte. Por esta razón, el modelo podría extenderse al mecanizado de otros materiales que mantengan la integridad del filo de corte. Sin embargo, los efectos térmicos de una superaleación como el Nimonic C-263 pueden tener un efecto significativo, por lo que pueden ser necesarias más pruebas para la aplicación del modelo a otros tipos de materiales. Además, se han estudiado los efectos, en cuanto a acabado superficial y duración de herramienta, del uso de taladrina y refrigerante criogénico de CO₂ y se comprobó la eficacia de reducir el ángulo lateral del filo de corte para prolongar la vida útil de la herramienta.

Los resultados de los modelos mecanísticos indicaron una buena concordancia entre las predicciones de los modelos y los resultados experimentales para los materiales probados. El modelo de desgaste basado en las fuerzas de torneado demostró una buena predicción de los resultados experimentales y se dio por probado el beneficio de la reducción del ángulo de posición sobre la duración de los insertos. Por el contrario, el empleo del sistema criogénico no resultó ser beneficioso para esta combinación de materiales y herramientas.

METODOLOGÍA

3 Metodología

En este trabajo se han llevado a cabo diferentes ensayos de torneado para desarrollar modelos de predicción de fuerzas y de desgastes de herramienta en Prime Turning®. Los bloques de ensayos han sido los siguientes:

1 Ensayos para los modelos mecánicos de predicción de fuerzas para herramienta Prime Turning® sin desgaste en Inconel® 718, Nimonic® C-263 y AISI 1055.

2 Ensayos para describir el comportamiento del proceso a diferentes condiciones.

3 Ensayos para el modelo de predicción de desgaste con base en las fuerzas de corte para herramienta Prime Turning® en Nimonic® C-263.

4 Ensayos para la predicción del tiempo de vida útil de la herramienta por aproximación mediante la ecuación de Taylor en Inconel® 718.

5 Ensayos para estudiar la influencia del ángulo de posición en las fuerzas de corte y en la vida útil del inserto Prime Turning® en Inconel® 718.

A continuación, se describen las características y propiedades de los materiales empleados, así como las condiciones de corte utilizadas en los diferentes ensayos.

3.1 Materiales de trabajo

3.1.1 Aleaciones utilizadas

Las aleaciones termorresistentes son capaces de mantener sus propiedades mecánicas a muy alta temperatura y presentan una gran tolerancia a la corrosión. Suelen estar clasificadas según su componente mayoritario en aleaciones base níquel, base cobalto y base hierro.

La aleación Inconel® 718 (UNS N07718/W.Nr. 2.4668) es una de las superaleaciones aeroespaciales más desafiantes. Pertenece al grupo del níquel-cromo y se utiliza ampliamente no sólo en turbinas de gas, sino también en reactores nucleares, bombas etc. El material de trabajo se suministró en estado envejecido: el material se endurece por precipitación de fases secundarias en la matriz metálica.

La aleación Nimonic® C-263 o Haynes 263 (UNS N07263/W. Nr. 2.4650) fue desarrollada en (1971) por Rolls Royce. Es una aleación termorresistente de base níquel. Normalmente se utiliza para aplicaciones de hasta unos 900 °C. Posee una resistencia a la oxidación similar a la de otras superaleaciones reforzadas y una gran formabilidad y soldabilidad. Este material es adecuado para una variedad de aplicaciones en el motor de turbina de avión, así como para las turbinas de generación de energía y ofrece una mayor ductilidad en los conjuntos soldados. El Nimonic® C-263 se utilizó en las cámaras de combustión del Rolls-Royce/Snecma Olympus 593 utilizado en el avión supersónico Concorde. Una característica composicional de este material es el elevado porcentaje de cobalto y el bajo contenido en hierro, que lo diferencia de una superaleación de referencia, como es el Inconel® 718.

Con el fin de realizar una comparación entre los modelos, se incluyó también en las pruebas de corte el acero AISI 1055 como referencia. Se trata de un acero no aleado con un alto porcentaje de carbono del 0,55% que conlleva una alta resistencia al desgaste, aumentando el crecimiento de la fase de perlita. Se utiliza profusamente en la construcción y en la fabricación de maquinaria. La Tabla 3.1 muestra las principales propiedades del Nimonic® C-263 y del AISI 1055. Las propiedades del Inconel® 718 se pueden ver en la Tabla 2.1.

Tabla 3.1. Composición y propiedades mecánicas/térmicas de los materiales ensayados.

Materiales	Composición química	Densidad [g/cm ³]	Resistencia última de tracción [MPa]	Límite elástico tracción [MPa]	Conductividad térmica [W/m-K]	Dureza HRC
Nimonic® C-263	49,6%Ni, 20%Cr, 20%Co, 6%Mo, 2%Ti, 0.7%Fe, 0.6%Al, 0.6%Mn, 0.4%Si, 0.06%C, otros	8.36	835 at 650°C	635 (0.2%)	11.7	27
Acero AISI 1055	98,6%Fe, 0.75%Mn, 0.55%C, 0.05%S, 0.04%S, otros	7.87	650	355	51.9	11

3.1.2 Herramientas de torneado de alto avance

Herramienta Prime Turning®

Recientemente, se ha propuesto el proceso de torneado de alto avance como una alternativa a las operaciones de torneado habituales. Una característica importante es que la herramienta se acopla a la pieza de trabajo en sentido inverso con un ángulo de posición bajo, utilizando así una parte muy pequeña del radio de la herramienta. Bajo la marca Prime Turning® Sandvik Coromant ha desarrollado dos tipos de plaquitas: Tipo A, con tres vértices para operaciones de desbaste, acabado y perfilado, y tipo B, con vértices resistentes para el desbaste de gran tamaño. En este estudio, se exploró el comportamiento del tipo A (Fig. 3.1), debido a su versatilidad, ya que puede realizar el torneado de caras planas y de pared utilizando ambos filos del inserto en una sola operación.

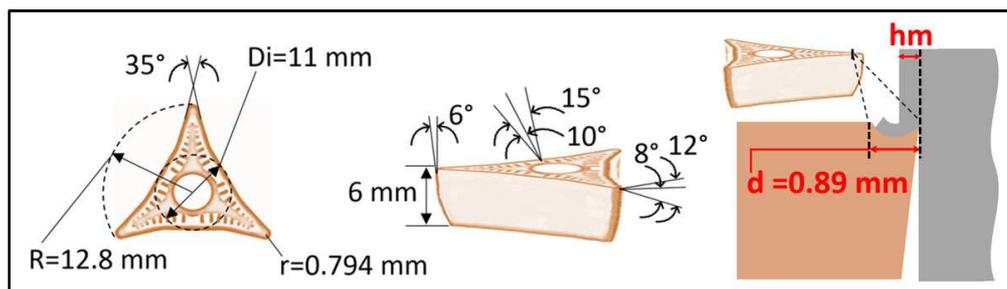


Fig. 3.1. Principales características geométricas de la plaquita tipo A de torneado de alto avance.

El material de la herramienta de corte seleccionado es un metal duro, carburo de tungsteno CP-A1108-L5 de grado GC 1115 (grano fino ISO S20), con cobalto (8%) como aglutinante y recubrimiento de PVD TiAlN, adecuado para aristas vivas y operaciones de acabado. La densidad del material es de 14558 kg/m³. También se midió la dureza mediante un ensayo de dureza Vickers. El valor medio (de tres indentaciones) es de 1734,5 HV (78,3 HRC). Según los datos tabulados, la tenacidad es cercana a 9 MPa·m^{1/2}, lo que es bajo ya que en los carburos de grano grueso la tenacidad alcanza 25 MPa·m^{1/2}. El ángulo del flanco es $\alpha = 6^\circ$ mientras que el ángulo de desprendimiento γ está entre 8-12°, debido a la geometría del rompevirutas. Por lo tanto, el ángulo relativo entre las dos caras está entre $\beta = 72^\circ$ y $\beta = 76^\circ$ en el filo de corte. La distancia del extremo del rompevirutas al filo es de 0.89 mm. Además, el radio del inserto es R=12.8 mm. El diámetro del círculo inscrito es Di =11 mm, radio de la nariz $r_n = 0,794$ mm, ángulo del inserto = 35°, ángulo de posición $\kappa_r = 30^\circ$. La herramienta de alto avance no está concebida para modificar el ángulo de posición, pero puede variarse mediante el giro del cabezal, compensado con el desplazamiento en el eje X. El portaherramientas (QS-CP-30AR-2525-11C), que está fuera de norma, proporciona un posicionamiento neutro que se ve alterado por el rompevirutas de la herramienta.

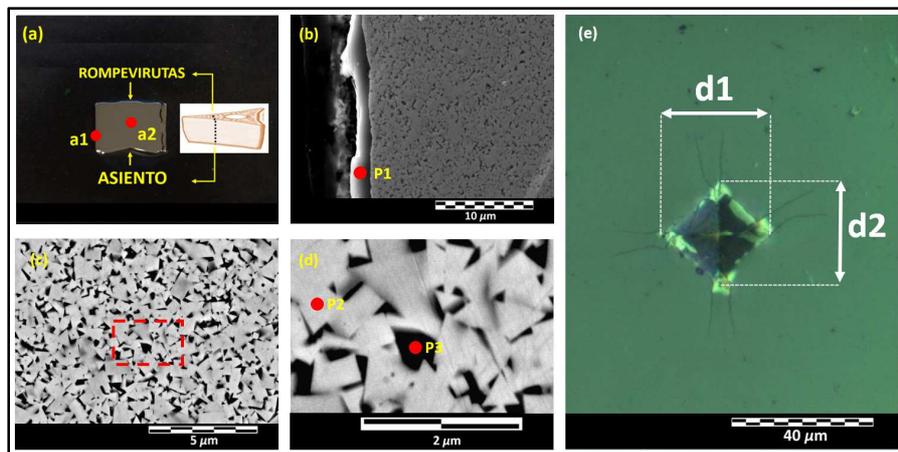


Fig. 3.2. Micrografías de una sección pulida. (a) Espécimen pulido y sección. (b) Micrografía en el límite del borde del inserto. (c) Micrografía de una porción central. (d) Partículas de granos de CW en la micrografía ampliada. (e) Ensayo de indentación para obtención de dureza.

La Fig. 3.2 muestra una sección de la probeta pulida del inserto. En la parte superior se identifica la forma del rompevirutas; la parte inferior corresponde al asiento del inserto. La Fig. 3.2a muestra dos regiones marcadas como a1 y a2. En la región a1, que se puede

observar en la Fig. 3.2b, cerca del borde de la muestra, se aprecia una capa de recubrimiento de 2 μm de espesor. A continuación, en el lado derecho, se observa la estructura de la matriz CW.

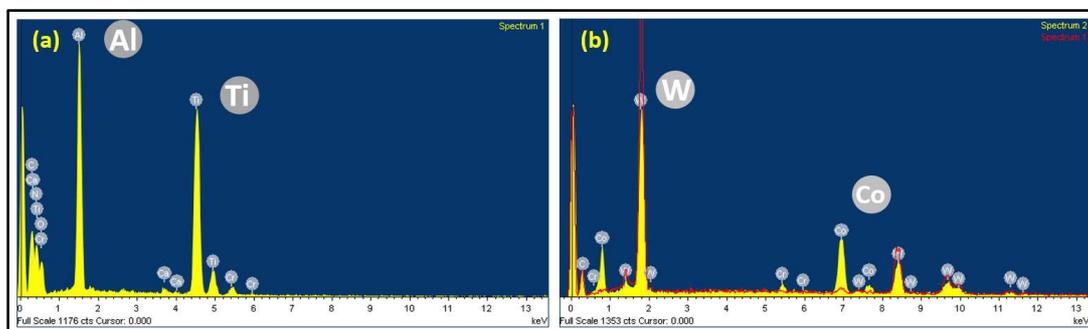


Fig. 3.3. Espectros. (a) Punto p1. (b) Puntos p2 y p3.

En el espectro de la Fig. 3.3 (a) se observa el predominio de los elementos Al y Ti (véase el punto p1). La zona a2, observada en la Fig. 3.2 (c) y ampliada en la Fig. 3.2 (d), muestra los granos de CW y su tamaño, alrededor de 1 μm . Además, también se observan zonas oscuras correspondientes al aglutinante de cobalto.

Tabla 3.2. Placa pulida, análisis cuantitativo. Porcentaje en peso y atómico.

Element	p1		p2		P3	
	W.%	A.%	W.%	A.%	W.%	A.%
C	-	-	23.62	81.54	19.7	68.22
W	-	-	73.83	16.65	52.31	11.83
Co	-	-	2.34	1.65	25.95	18.31
N	32.11	56.10	-	-	-	-
Al	23.52	21.33	-	-	-	-
Ti	41.95	21.43	-	-	-	-
Cr	2.43	1.14	0.21	0.17	2.04	1.63

En el espectro de la Fig. 3.3 (b), se observan de nuevo ambos tipos a través de los puntos p2 y p3: el punto p3 (coloreado en amarillo en el espectro) muestra el cobalto (aglutinante), mientras que el punto p2 (coloreado en rojo en el espectro) muestra el predominio del wolframio (granos CW). La Fig. 3.2 (e) muestra una imagen de la indentación realizada para la obtención de la dureza.

La Tabla 3.2 muestra el porcentaje en peso y atómico de los tres puntos seleccionados. En el punto p1 se puede observar la predominancia de los elementos que forman el recubrimiento, N, Al y Ti. En el punto p2 se observa la presencia de tungsteno y algo de cobalto. En el punto p3 el porcentaje de cobalto aumenta al tratarse de aglutinante.

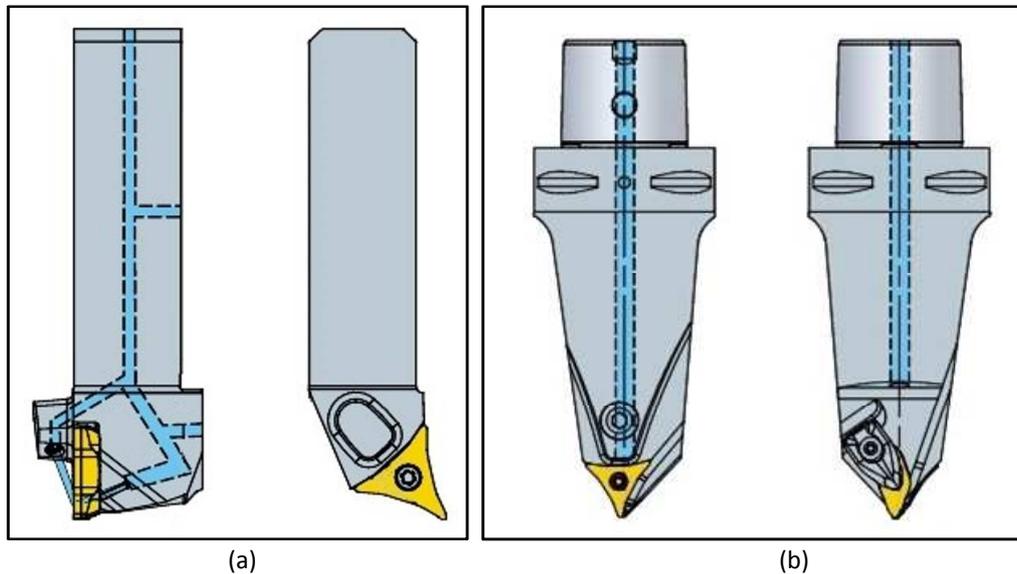


Fig. 3.4. Portaherramientas Prime Turning®. (a) Portaherramientas cuadrado QS-CP-30AR-2525-11C. (b) Portaherramientas multifunción C6-T-A11B11L-130. [Sandvik, 2022 (1)], [Sandvik, 2022 (2)].

En la Fig. 3.4 se muestran los portaherramientas empleados para las pruebas con Prime Turning®. A la izquierda, el portaherramientas cuadrado que se ha utilizado para sujetar en el dinamómetro Kistler. A la derecha, un portaherramientas multifunción que se ha empleado en las pruebas de fraccionamiento de viruta y donde se pueden amarrar las dos herramientas Prime Turning® A y B.

3.2 Diseño de los ensayos y condiciones de corte

3.2.1 Ensayos de obtención de coeficientes de corte

Para obtener los coeficientes de corte específicos, se diseñó un conjunto de pruebas de ensayos de torneado longitudinal. La Tabla 3.3 muestra los parámetros de corte para la primera etapa de caracterización. Estas condiciones de corte se definieron a partir de las recomendaciones de los fabricantes de herramientas (catálogos), así como de las experiencias anteriores de los autores con esas superaleaciones [Polvorosa et al., 2017] y [Pereira et al., 2017 (2)]. Mientras que la velocidad de corte depende en gran medida del material de trabajo, se estableció un rango compartido para materiales difíciles de cortar Nimonic® C-263 e Inconel® 718. Como el acero AISI 1055 no es tan crítico en términos de rotura de la herramienta, se fijó un rango diferente. Las profundidades de corte y los avances se tomaron en el mismo rango porque la campaña de pruebas estaba destinada a estudiar las operaciones de acabado en todos los materiales.

Tabla 3.3. Condiciones de corte para la caracterización experimental.

Materiales	V_c [m/min]	ap [mm]	f [mm/rev]	\varnothing [mm]
Inconel® 718	40-60-80	0.3-0.5-1	0.2-0.3-0.35-0.4	94-60
Nimonic® C-263	40-60-80	0.3-0.5-1	0.2-0.3-0.35-0.4	121-91
AISI 1055	200-300-400	0.3-0.5-1	0.2-0.3-0.35-0.4	109-84

3.2.2 Ensayos de comparación de fuerzas y rugosidades

Mediante operaciones de torneado con las herramientas de Prime Turning® se ha planteado una comparación tomado datos de fuerzas y rugosidades a distintos parámetros de corte para poder establecer el comportamiento del proceso. Los valores de los parámetros se muestran en la Tabla 3.4.

A partir de unas condiciones iniciales ($ap = 0,5$ [mm]; $f = 0,2$ [mm/rev]; $V_c =$ [m/min] para las superaleaciones y $V_c = 200$ [m/min] para AISI 1055) se ha duplicado el arranque de material duplicando uno a uno los parámetros de corte. A continuación, se ha

cuadruplicado el arranque duplicando dos a dos los parámetros de corte respecto a los originales. Por último, se han duplicado los tres parámetros de corte simultáneamente.

De este modo cada vez que se duplica uno de los parámetros, también se duplica la velocidad de eliminación de material. Por ejemplo, las pruebas 2, 3 y 4 tienen la misma $MRR = 8$ [cm³/min] (40 [cm³/min] en el caso de AISI 1055) mientras que sólo uno de los parámetros ha cambiado con respecto a la prueba 1. En las pruebas 5, 6 y 7, $MRR = 16$ [cm³/min] (80 [cm³/min] en el caso de AISI 1055). Por último, en la prueba 8, $MRR = 32$ [cm³/min] (160 [cm³/min] en el caso de AISI 1055). Las mismas 8 pruebas se realizaron primero con taladrina y posteriormente con CO₂ para comparar la diferencia entre los dos refrigerantes. Se han tomado registros de fuerza y rugosidad en cada uno de los ensayos. En un primer análisis se puede averiguar la sensibilidad del proceso cuando duplicamos alguno de sus parámetros de corte. La finalidad es comprobar en qué casos la fuerza de corte y la rugosidad se minimizan. El proceso 1 es el de referencia, con el que se pueden comparar los demás. La variabilidad de los parámetros de corte afecta a la productividad del proceso.

Tabla 3.4. Condiciones de corte para la comparación de fuerzas y rugosidad superficial.

Nº Ensayo	1	2	3	4	5	6	7	8	Material
V_c	40	80	40	40	80	80	40	80	Superalación
[m/min]	200	400	200	200	400	400	200	400	AISI 1055
f [mm/rev]	0.2	0.2	0.4	0.2	0.4	0.2	0.4	0.4	Superalación/AISI 1055
ap [mm]	0.5	0.5	0.5	1	0.5	1	1	1	Superalación/AISI 1055
MRR	4	8	8	8	16	16	16	32	Superalación
[cm ³ /min]	20	40	40	40	80	80	80	160	AISI 1055

La tasa de arranque de material es proporcional al aumento de los parámetros de corte, pero hay que tener en cuenta, sin embargo, que éstos no pueden incrementarse indefinidamente ya que el proceso presenta limitaciones. Hay tener en cuenta las fuerzas que se presentan y que consumen potencia de la máquina. Se debe considerar que la velocidad de corte suele afectar directamente y de manera no proporcional al desgaste y duración de las herramientas de corte. Además, el avance está directamente relacionado con el acabado superficial.

3.2.3 Ensayos de desgaste y vida útil

La Tabla 3.5 muestra las condiciones de corte, el tipo de refrigerante, los diámetros (ϕ) y las longitudes de barra mecanizada (L_{bar}) utilizados para los ensayos de desgaste en Nimonic® C-263 (A, B y C1). Además, los ensayos D, E, F y G1 son ensayos de validación del modelo de predicción propuesto.

Tabla 3.5. Condiciones de corte para las pruebas de desgaste de Prime Turning® en Nimonic® C-263.

	Ensayo	Refrigerante	Ángulo Kr [°]	Vc [m/min]	f [mm/rev]	ap [mm]	L_{BAR} [mm]	ϕ [mm]
MODELO	A	Taladrina	30	120	0.5	0.3	242.6-241.8	115.2-112.2
							235.7-233.9	95.5-91.3
	B	Taladrina	30	140	0.4	0.2	244.6-243.0	120.0-116.4
							233.6-229.7	91.2-85.6
	C ₁	Taladrina	30	70	0.2	1	94-103	97.8-71.8
							114.7-113.6	85.5-69.5
COMPARACIÓN ÁNGULO Kr	C ₂	Taladrina	93	70	0.2	1	214-211	57.2-49.2
VALIDACIÓN	D	Taladrina	30	160	0.2	0.4	237.0-236.2	99.5-95.5
	E	Taladrina	30	130	0.35	0.25	239.0-237.2	104.7-99.7
	F	Taladrina	30	100	0.25	0.6	113.5-223.4	69.4-53.8
	G ₁	Taladrina	30	60	0.3	0.5	223-219.2	90.0-70.0
COMPARACIÓN REFRIGERANTE	G ₂	CO ₂	30	60	0.3	0.5	91.0-94.0	107.8-97.8

Para estudiar la influencia de kr , el ensayo C2 reproduce las condiciones de C1, pero modificando el ángulo de posición kr , que se incrementa. Para ángulos de posición mayores, la sección de la viruta aumenta, lo que debería ser negativo para la vida de la herramienta. El ensayo G2 reproduce las mismas condiciones que el ensayo G1, pero utilizando CO₂ como refrigerante. Las condiciones de corte en los ensayos G1 y G2 son, en principio, las más ligeras, por lo que estos ensayos serán más largos que los anteriores y, por tanto, pueden compararse con menores márgenes de error. Las recomendaciones del fabricante de la herramienta indican un avance entre 0,1 y 0,6 mm/rev y un ap entre 0,25 y 3 mm. Por otro lado, las pruebas deben realizarse de forma realista y, como se verá más adelante, la mayoría de ellas tienen una vida útil de la herramienta inferior a 30 minutos y sólo una de ellas supera este tiempo. Por lo tanto, las condiciones de corte

se han seleccionado dentro de las especificaciones y con una vida útil esperada razonable.

3.2.4 Ensayos de predicción del tiempo de vida útil

El modelo de los ensayos de Nimonic® C-263 realiza una predicción de desgaste de herramienta para un proceso monitorizado, sin embargo, esos mismos ensayos son útiles para el cálculo aproximado del tiempo de mecanizado mediante la ecuación de Taylor [Taylor, 1907].

Tabla 3.6. Condiciones de corte para las pruebas de desgaste de Prime Turning® en Inconel® 718.

	Ensayo	Refrigerante	Ángulo Kr [°]	V_c [m/min]	f [mm/rev]	ap [mm]	L_{BAR} [mm]	\varnothing [mm]
CÁLCULO TAYLOR	A	Taladrina	30	40	0.2	0.5	70	97.2-86.2
							70	86.0-74.0
	B ₁	Taladrina	30	60	0.3	0.5	167.5-167.3	100.2-99.2
							167.1-166.9	98.8-96.8
C	Taladrina	30	50	0.2	0.3	168.8-168.3	100.5-98.1	
						168.2-167.7	97.9-95.5	
VALIDACIÓN	D	Taladrina	30	40	0.4	0.4	168.2-167.7	98.1-94.9
	E	Taladrina	30	65	0.5	0.2	335.6-335.0	94.9-93.3
COMPARACIÓN REFRIGERANTE	B ₂	CO ₂	30	60	0.3	0.5	169.2-169.1	102.2-100.2

Del mismo modo se han llevado a cabo ensayos de desgaste en Inconel® 718, que se muestran en la Tabla 3.6.

3.2.5 Ensayos para la influencia del ángulo de posición

Como se explicará en la sección de montaje experimental, para el estudio de fuerzas con cambio de ángulo de posición, la herramienta debe cortar la pieza de trabajo desde el lateral, desplazándose en el eje Y. Debido al volumen del dinamómetro Kistler utilizado, existen limitaciones de espacio en la máquina y es necesario utilizar barras con un diámetro inferior a 70 mm. Por lo tanto, la cantidad de material que se puede eliminar en dicho diámetro es limitada. Esta es la razón para mecanizar dos barras idénticas (A y B en la Tabla 3.7).

El diseño de los ensayos consiste en pruebas de torneado longitudinal en 2 condiciones de corte diferentes que se repiten en 3 ángulos de corte diferentes $\kappa r = 30^\circ, 45^\circ$ y 60° de manera que $\Delta\kappa r$ será $0^\circ, 15^\circ$ y 30° respectivamente. En los ensayos en los que $\Delta\kappa r = 0^\circ$ el corte se realiza en la longitud total de la barra. Por el contrario, en los ensayos en los que $\Delta\kappa r > 0^\circ$ la rotación del dinamómetro impide aprovechar toda la longitud disponible de la barra debido al impedimento de las garras. El criterio de fallo es el habitual $VB = 0,3$ mm (o la fractura de la cara del flanco).

Tabla 3.7. Condiciones de corte para los ensayos de influencia del ángulo de posición.

Cond.	κr [°]	$\Delta\kappa r$ [°]	V_c [m/min]	f [mm/rev]	ap [mm]	MRR [cm ³ /min]	hm [mm]	L_{BAR} [mm]	ϕ [mm]	Barra	N° Test
1	30	0	50	0.4	0.5	10	0.20	309.0-306.5	56.2-50.2	B	5
2			65	0.3	0.3	5.85	0.15	305.5-302.5	50.3-46.1	B	6
1	45	15	50	0.4	0.5	10	0.28	235.5-232.5	60.6-53.6	A	1
2			65	0.3	0.3	5.85	0.21	231.5-227.0	53.4-47.4	A	2
1	60	30	50	0.4	0.5	10	0.35	230.5	58.7-57.7	B	4
2			65	0.3	0.3	5.85	0.26	234.5-231.5	63.3-59.1	B	3

La Fig. 3.5 representa la geometría de corte en función del avance, la profundidad de corte y el ángulo de corte. Se puede observar cómo, a medida que aumenta κr , aumenta el espesor de la viruta, mientras que la anchura de corte disminuye. Esto influye en las componentes de la fuerza y, por tanto, en la vida de la herramienta.

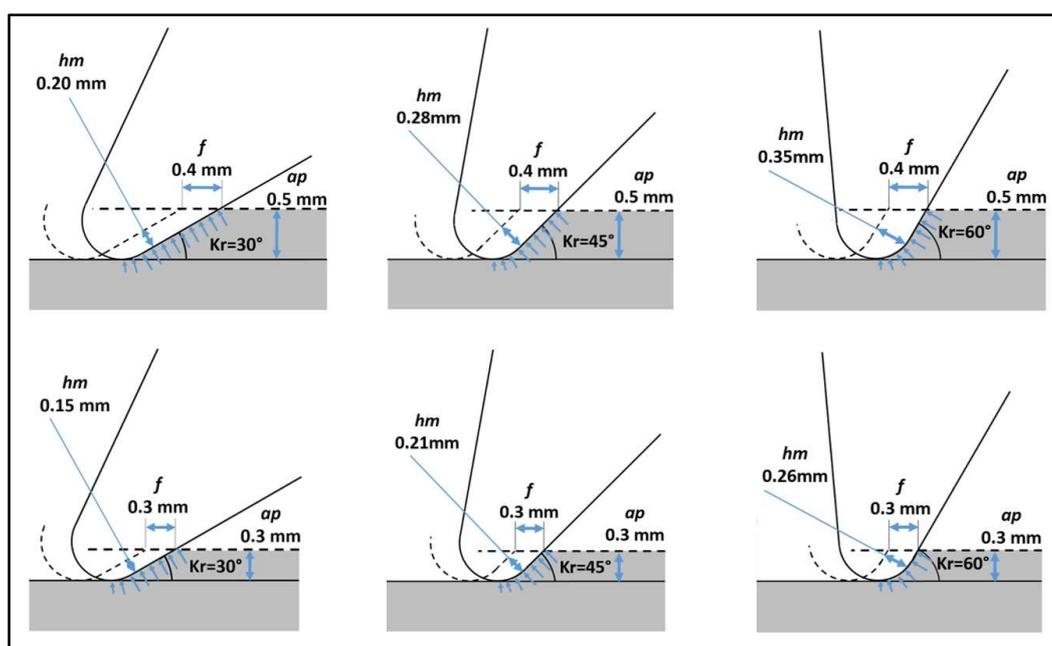


Fig. 3.5. Geometría de corte y espesor de la viruta hm .

3.3 Montaje experimental

El esquema general de montaje se muestra en la Fig. 3.6.

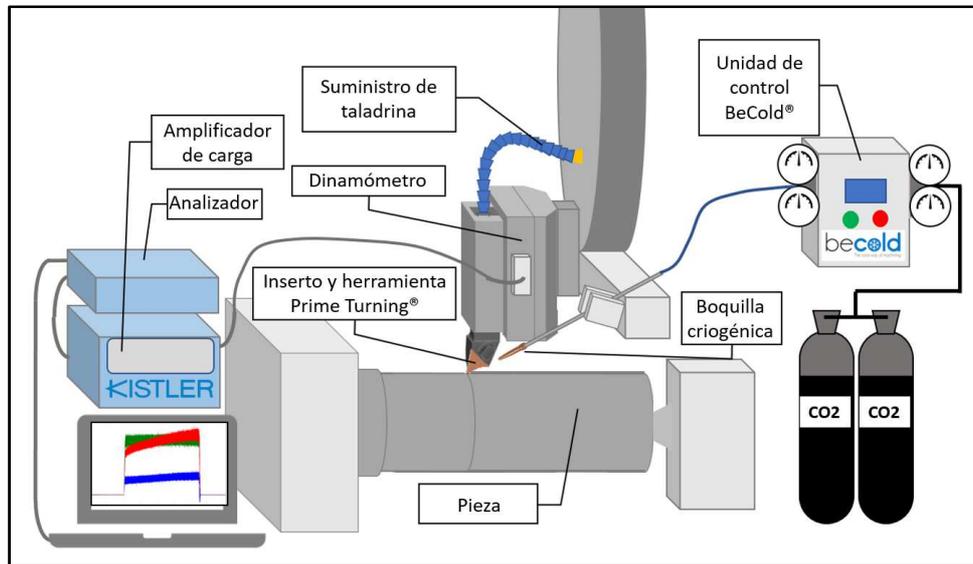


Fig. 3.6. Esquema del montaje experimental.

Sin embargo, en función del tipo de ensayo se han utilizado diferentes máquinas y accesorios que se describen a continuación.

3.3.1 Ensayos de los modelos de fuerza de corte y de desgastes

Las pruebas se realizaron en un centro de mecanizado CMZ® Machinery Group, modelo TC25BTY. Velocidad máxima del husillo: 4000 rpm y 35 kW. Las piezas de trabajo son barras cilíndricas que se amarran en las garras del torno y se sujetan con el contrapunto para evitar vibraciones. La herramienta de Prime Turning® se coloca en un portaherramientas con referencia ISO QS-CP-30AR-2525-11C de corte a derecha, que dispone de conductos internos para el suministro de taladrina, como el de la Fig. 3.4 (a). Todas las condiciones probadas se realizaron con insertos nuevos, para evitar la influencia del desgaste. Se seleccionaron dos alternativas de refrigeración, taladrina y CO₂. El primer fluido consistía en una taladrina Quaker Houghton Hocut® 4940, con una concentración del 10% y un caudal de 4 l/min. y una presión de 5,6 bar. En cuanto al CO₂ licuado, se inyectó a una presión de 14 bar a través de una boquilla con un diámetro final de 1,5 mm y -78 °C de temperatura de salida. Para ello se utilizó la unidad de control BeCold® que garantiza la estabilidad del fluido durante la inyección y evita la formación

de hielo seco a través de las tuberías antes de la inyección, para lo cual se dispone de dos botellas: una de ellas presuriza el sistema y la otra suministra el gas que se va a consumir. Este gas se expulsa al exterior a través de una boquilla situada 2 cm por delante de la cara de desprendimiento de la herramienta. De este modo, el chorro golpea a unos 45° para enfriar la zona de contacto entre la viruta y el inserto. Para el registro de la fuerza de corte, la herramienta está acoplada a un dinamómetro Kistler (9257B) y a un analizador multicanal de vibraciones (OROS-NVGATE), con una frecuencia de registro de datos de 12,8 kHz. Las medidas de rugosidad se midieron en todos los casos con un comprobador de rugosidad Taylor Hobson® Surtronic Duo. La Fig. 3.7 muestra el montaje experimental.

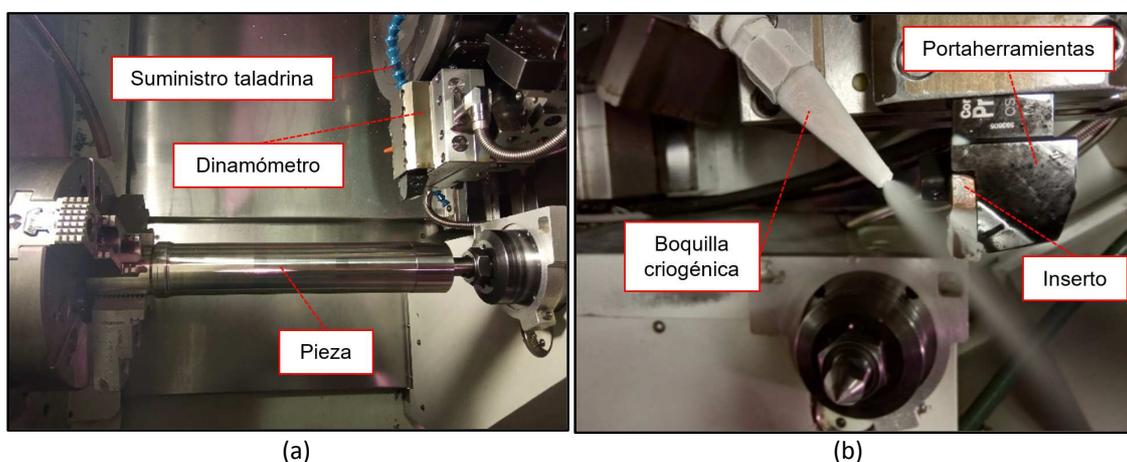


Fig. 3.7. Montaje experimental. (a) Disposición del torno. (b) Detalle del flujo de CO₂ sobre el inserto.

3.3.2 Ensayos de variación del ángulo de posición

Las pruebas de corte se realizaron en una máquina multitasking Mazak Integrex i200. El motivo de utilizar una máquina diferente para estos ensayos es la necesidad de cambiar el ángulo de posición del inserto. Como fluido de corte se selecciona la taladrina Hocut® 4260 de Quaker Houghton, con una concentración del 10%, presión de 8 bar y un caudal de 6 l/min. La rugosidad de la superficie se evalúa con un rugosímetro portátil Taylor Hobson® Surtronic Duo. Las herramientas de corte son las plaquitas Prime Turning® y el portaherramientas descrito anteriormente. Se utiliza un dinamómetro Kistler 9257B para la medición de las fuerzas de corte y se sujeta mediante un adaptador Capto 6 para poder fijarlo al cabezal de la máquina. Para poder modificar el ángulo de posición de la herramienta el cabezal dispone de diferentes posiciones angulares, en intervalos de 15 grados. Este cabezal es muy voluminoso, por lo que la posición

horizontal está limitada por el contrapunto (Fig. 3.8). Por tanto, el cabezal debe posicionarse verticalmente obligando al filo de corte a atacar la pieza lateralmente, por detrás de la barra, en el lado negativo del eje Y de la máquina. De esta forma, es necesario girar la herramienta 90° dentro de la mordaza del dinamómetro para que la cara de desprendimiento de la herramienta se dirija con la rotación de la barra. Por lo tanto, es necesaria una transformación entre los ejes Z e Y.

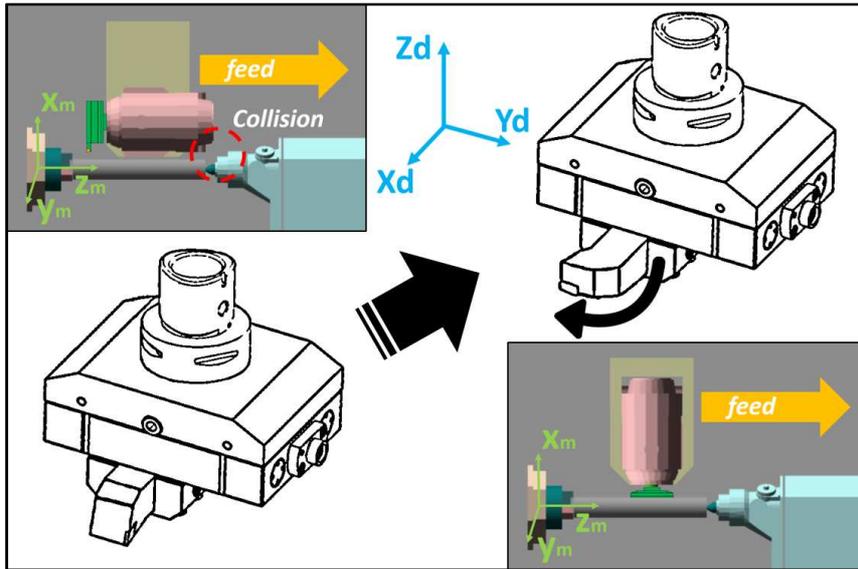


Fig. 3.8. Posicionamiento del cabezal y la herramienta.

Para $Kr = 30^\circ$, la posición del dinamómetro permanece paralela a la barra, de modo que se puede utilizar toda la longitud de corte, como se ve en la Fig. 3.9 (a). Aquí se representan el sistema de referencia de la máquina (X_m, Y_m, Z_m) y el sistema de referencia de Kistler.

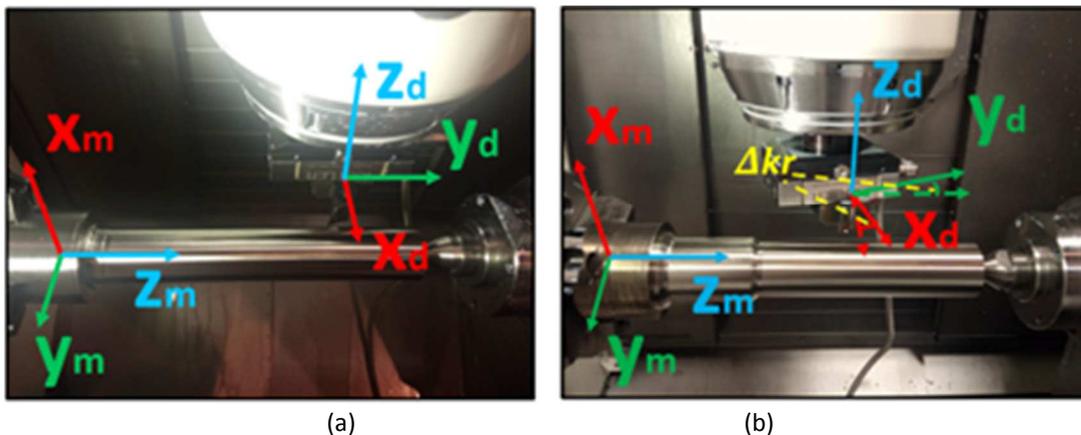


Fig. 3.9. Ejes de la Kistler para $Kr = 30^\circ$ (a) y para $Kr > 30^\circ$ (b).

La dirección ortogonal a la barra corresponde a la pista de datos X_d , mientras que la fuerza de avance se registra en la pista Y_d . La componente tangencial (paralela a V_c) se encuentra en la pista Z_d . Cuando el ángulo del filo de corte se incrementa hasta 45° o 60° , el posicionamiento del dinamómetro ya no es paralelo a Z_m . En su lugar, se incrementa en un ángulo ΔKr (Fig. 3.9b).

Para calcular los componentes de fuerza en el sistema r-t-a de la herramienta, es necesario rotar el sistema de referencia (véase la figura 3.10). Para localizar este sistema, utilizamos una posición fija (de $Kr = 30^\circ$) con respecto a la superficie horizontal de la pieza.

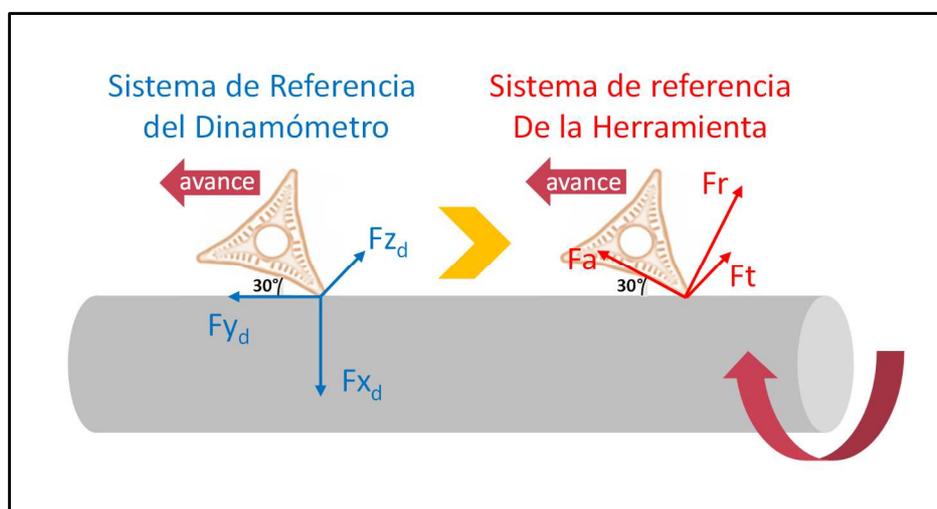


Fig. 3.10. Cambio del sistema de referencia.

Por lo tanto, para obtener las fuerzas de torneado, los ejes de las herramientas deben transformarse utilizando $Kr = 30^\circ$. De esta forma, la transformación entre ambos sistemas puede derivarse de:

$$\begin{pmatrix} Fr \\ Ft \\ Fa \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} -\cos\Delta Kr & 0 & -\sin\Delta Kr \\ 0 & 1 & 0 \\ -\sin\Delta Kr & 0 & \cos\Delta Kr \end{pmatrix} \begin{pmatrix} Fxd \\ Fzd \\ Fyd \end{pmatrix} \quad (\text{Ec. 3.1})$$

Además, hay que tener en cuenta la relación entre las posiciones Y_d y Z_d , comentada anteriormente.

MODELOS DEL TORNEADO DE ALTO AVANCE

4 Modelos del torneado de alto avance

4.1 Modelo de la fuerza de corte

La Fig. 4.1 muestra la geometría de corte con los sistemas de referencia habituales: z para la dirección axial de la pieza (coincidente con la longitudinal, dirección de avance dirección) y x , en la dirección radial de la pieza. El sistema t - r - a (con t paralelo al eje y), está centrado en la herramienta y girado con respecto a x - y - z el ángulo de posición κr (Fig. 4.1a). Para una profundidad de corte de $ap = 0,5$ mm, se muestra la evolución del ángulo de posición desde el punto más interno hasta la máxima profundidad de corte (Fig. 4.1b) y el lugar geométrico de los puntos en el plano plano xz (Fig. 4.1c). Para el caso considerado, parece razonable utilizar la hipótesis del ángulo de posición constante, que se cumple a partir de la profundidad $ap = 0,1$ mm en adelante.

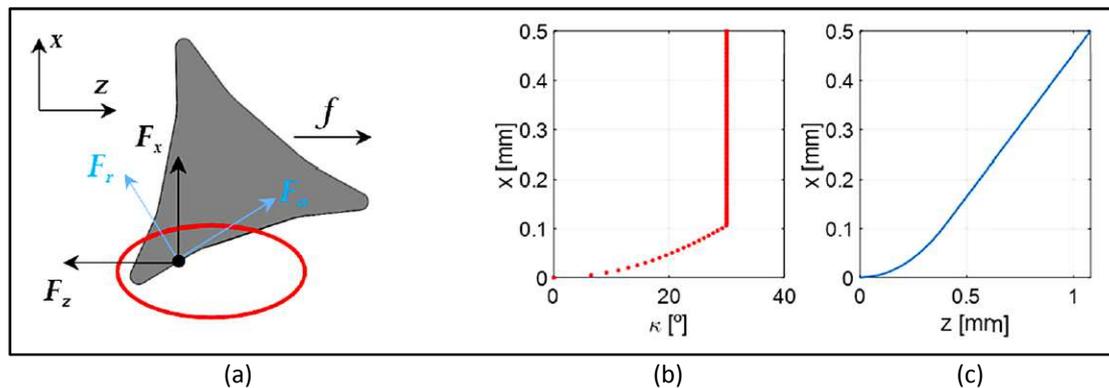


Fig. 4.1. Geometría de corte. (a) Representación esquemática del torneado longitudinal (b) Evolución del ángulo de posición con la profundidad de corte. (c) Perfil de corte real.

Para la predicción de las fuerzas de corte, el siguiente enfoque se basa en los modelos mecánicos tradicionales de Altintas y Budak [Altintas, 2000], [Budak and Ozlu, 2007], entre otros. La clave de su éxito es que representan la mecánica de corte de una manera rápida e intuitiva. Para una herramienta de corte con un ángulo de aproximación constante κr , como el caso que ofrecen los insertos de tipo A para el torneado de alto avance. Las fuerzas de corte en el sistema x - y - z se expresan en función del sistema t - r - a .

$$\begin{Bmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \end{Bmatrix} = [A] \cdot \begin{Bmatrix} F_r \\ F_t \\ F_a \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \kappa_r & 0 & \sin \kappa_r \\ 0 & 1 & 0 \\ \sin \kappa_r & 0 & -\cos \kappa_r \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} F_r \\ F_t \\ F_a \end{Bmatrix} \quad (\text{Ec. 4.1})$$

F_r , F_t y F_a se expresan en función de los parámetros de corte ap y f como:

$$\begin{Bmatrix} F_r \\ F_t \\ F_a \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} K_{rc} \cdot f \cdot a_p + K_{re} \cdot a_p \\ K_{tc} \cdot f \cdot a_p + K_{te} \cdot a_p \\ K_{ac} \cdot f \cdot a_p + K_{ae} \cdot a_p \end{Bmatrix} \quad (\text{Ec. 4.2})$$

Aquí los coeficientes K_{rc} , K_{tc} , K_{ac} y K_{re} , K_{te} , K_{ae} explican, respectivamente, los efectos de corte y fricción de los filos. Así, el sistema final se convierte en:

$$\begin{Bmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \cos \kappa_r (K_{rc} \cdot f \cdot a_p + K_{re} \cdot a_p) + \sin \kappa_r (K_{ac} \cdot f \cdot a_p + K_{ae} \cdot a_p) \\ K_{tc} \cdot f \cdot a_p + K_{te} \cdot a_p \\ \sin \kappa_r (K_{rc} \cdot f \cdot a_p + K_{re} \cdot a_p) - \cos \kappa_r (K_{ac} \cdot f \cdot a_p + K_{ae} \cdot a_p) \end{Bmatrix} \quad (\text{Ec. 4.3})$$

A partir de las mediciones de las fuerzas experimentales en x-y-z, se construyen y resuelven diferentes sistemas para cada velocidad de corte y cada profundidad de corte.

Para 6 incógnitas diferentes se necesitan un mínimo de dos avances:

$$\text{inv}[A] \begin{Bmatrix} F_{x,f_1} \\ F_{y,f_1} \\ F_{z,f_1} \\ F_{x,f_2} \\ F_{y,f_2} \\ F_{z,f_2} \end{Bmatrix}_{a_p, V_c} = \begin{Bmatrix} F_{r,f_1} \\ F_{t,f_1} \\ F_{a,f_1} \\ F_{r,f_2} \\ F_{t,f_2} \\ F_{a,f_2} \end{Bmatrix}_{a_p, V_c} = \begin{bmatrix} f_1 \cdot a_p & a_p & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & f_1 \cdot a_p & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & f_1 \cdot a_p & a_p \\ f_2 \cdot a_p & a_p & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & f_2 \cdot a_p & a_p & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & f_2 \cdot a_p & a_p \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} K_{rc} \\ K_{re} \\ K_{tc} \\ K_{te} \\ K_{ac} \\ K_{ae} \end{Bmatrix} \quad (\text{Ec. 4.4})$$

donde $\text{inv}[A]$ es la matriz inversa de $[A]$ definida en la Ec. 4.1.

Los componentes específicos de la fuerza de corte se obtienen fácilmente a partir de la resolución de los sistemas correspondientes para los avances tomados de dos en dos. Las Tablas A.1-A.6 del Apéndice A muestran los coeficientes de corte obtenidos para los tres materiales utilizando las dos alternativas de refrigeración. Para construir un modelo

de predicción fiable que tenga en cuenta cualquier combinación de avance, profundidad de corte y velocidad de corte, se propone un ajuste polinómico del siguiente tipo:

$$K = f(a_p, V_c) = A + B * a_p + C * V_c + D * a_p * V_c + E * a_p^2 + F * V_c^2 \quad (\text{Ec. 4.5})$$

Este ajuste cuadrático simétrico se propone para todos los casos con sutiles modificaciones para minimizar los errores entre los resultados previstos y los experimentales. En las Tablas B.1-B.6 del Apéndice B se muestran los factores de ajuste, A a F, para la evaluación del coeficiente de corte específico en la ventana de parámetros.

4.1.1 Coeficientes específicos de corte en Inconel® 718

Las Figs. 4.2-4.7 representan la superficie tridimensional del ajuste en doble variable para materiales de superaleación. Se muestra la evolución de los correspondientes coeficientes de corte específicos con la profundidad de pasada y la velocidad de corte. Además, los gráficos muestran un encuadre que representa los puntos seleccionados para la realización de las pruebas.

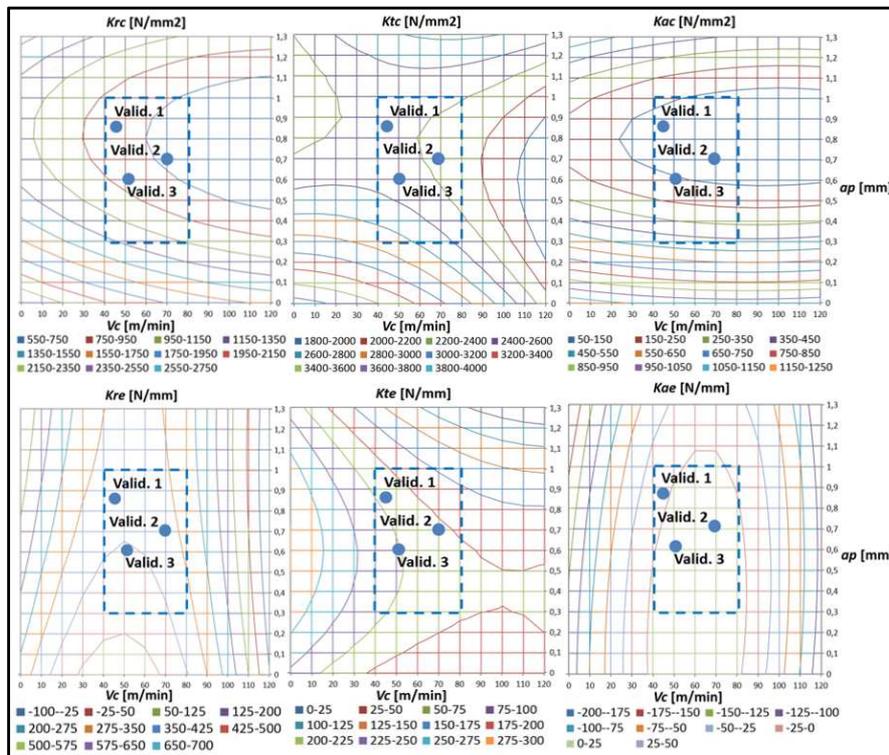


Fig. 4.2. Superficie de los coeficientes de fuerza específicos. Inconel® 718 - taladrina.

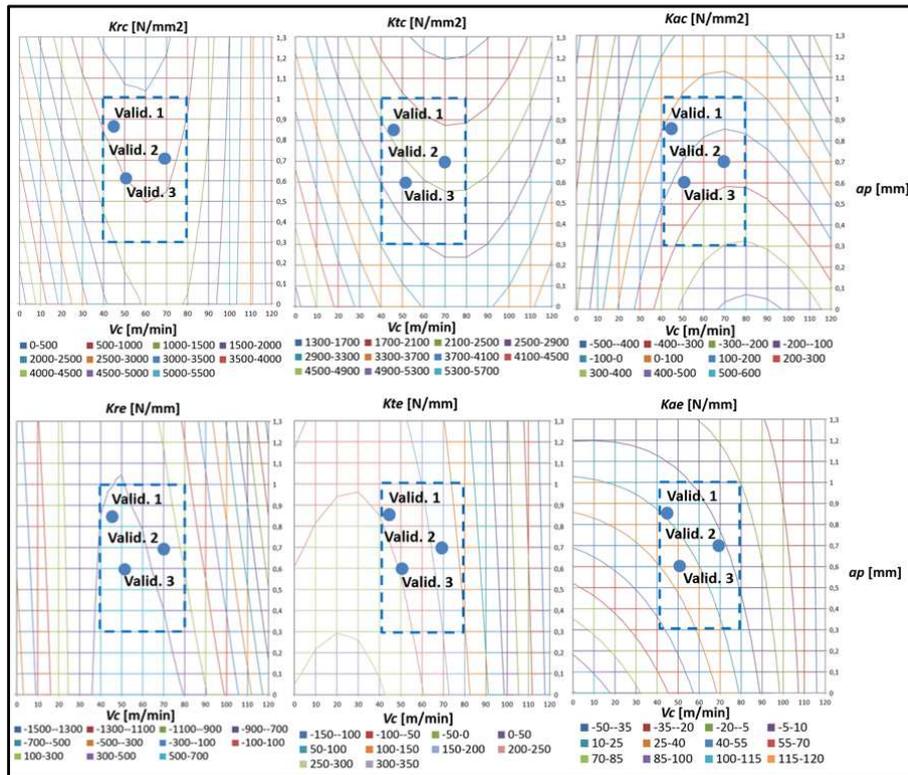


Fig. 4.3. Superficie de los coeficientes de fuerza específicos. Inconel® 718 - CO2.

4.1.2 Coeficientes específicos de corte en Nimonic® C-263

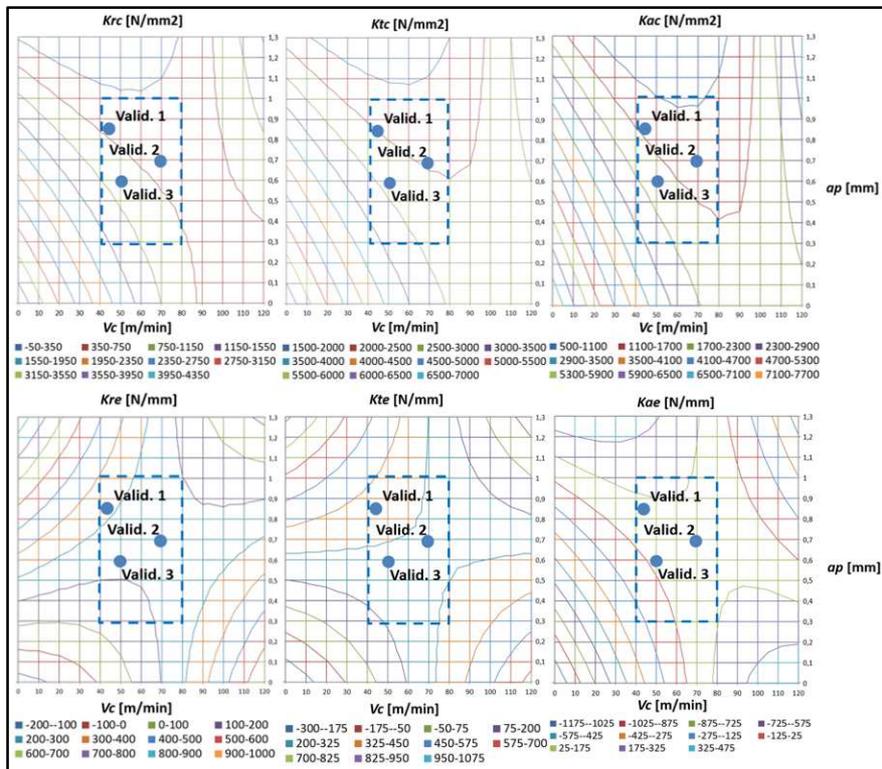


Fig. 4.4. Superficie de los coeficientes de fuerza específicos. Nimonic® C-263 - taladrina.

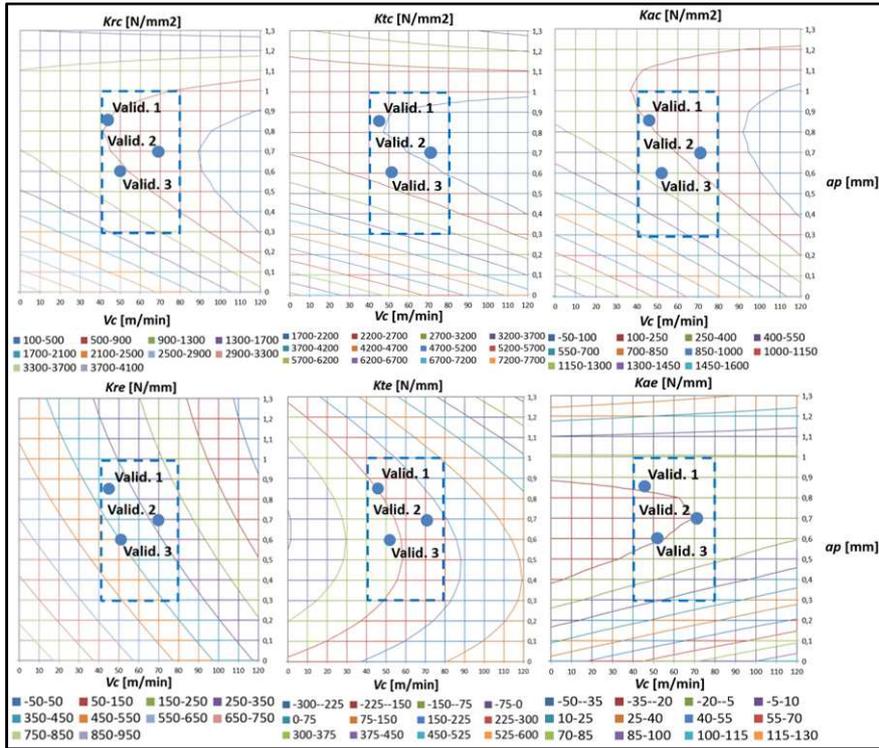


Fig. 4.5. Superficie de los coeficientes de fuerza específicos. Nimonic® C-263 - CO2.

4.1.3 Coeficientes específicos de corte en acero AISI 1055

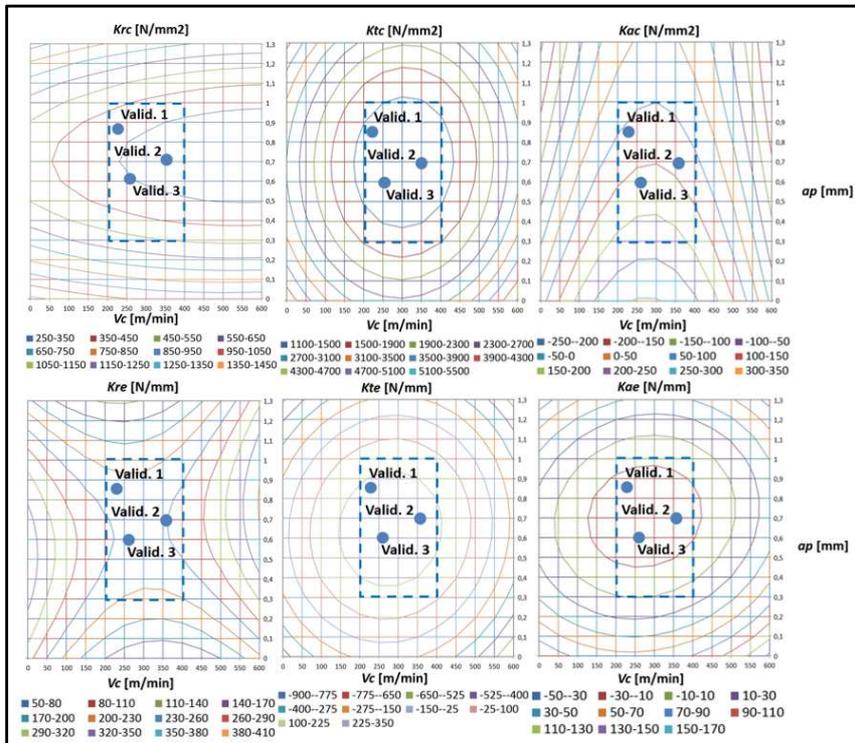


Fig. 4.6. Superficie de los coeficientes de fuerza específicos. AISI 1055 – taladrina.

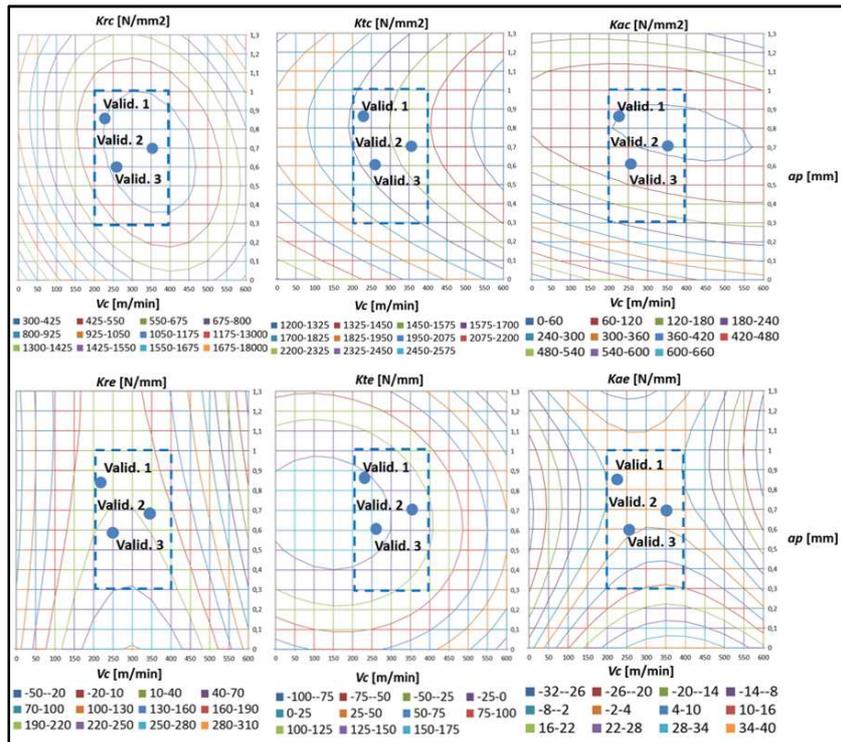


Fig. 4.7. Superficie de los coeficientes de fuerza específicos. AISI 1055 - CO2.

En ocasiones el error particular de un coeficiente puede llegar a ser elevado ya que el modelo consta de pocos términos y debe adaptarse a todos los puntos, sin embargo, las fuerzas calculadas mediante el modelo son una combinación lineal de los coeficientes por lo que los errores se minimizan como se verá en el apartado de validación.

El ajuste más próximo a la linealidad en los coeficientes de acero nos da una idea de lo sencillo que resulta su mecanizado respecto a las “aleaciones difíciles de mecanizar” que no admiten un ajuste lineal, por lo que resulta más difícil encontrar los parámetros de corte óptimos dada la compleja relación entre ellos.

A partir de datos discretos, se ha obtenido un modelo continuo cuya ventaja es poder predecir los coeficientes de corte específicos y, por lo tanto, las fuerzas de corte a partir de parámetros dados, suponiendo que se comete un cierto error que se ha minimizado en la elección del ajuste de los datos. Cabe señalar que este error es mínimo y soportable cuando se utilizan parámetros intermedios dentro del dimensionamiento propuesto. Los cálculos para extrapolar fuerzas fuera del dimensionamiento no ofrecen seguridad más allá de un entorno muy cercano y, por lo tanto, no se recomiendan. La investigación relativa a este modelo se publicó en [Amigo et al., 2020].

4.2 Modelo de fuerza de corte incluyendo el desgaste en Nimonic® C-263

En esta sección, se propone un nuevo modelo para la predicción de fuerzas cuando se utilizan plaquitas de ángulo de posición bajo. Este modelo predice la relación entre las fuerzas ortogonales al filo de corte en diferentes niveles de desgaste del flanco, lo que permite determinar la vida útil de la herramienta (por ejemplo, mediante la supervisión en línea de las fuerzas de corte). Otros trabajos han utilizado la relación entre las fuerzas de corte. Por ejemplo, en [Youn and Yang, 2001] encontraron un método para la detección del desgaste de las herramientas de torneado mediante la medición de las componentes de la fuerza de corte. Con las componentes estáticas detectaron el desgaste de flanco y, mediante el aumento de la magnitud de las fluctuaciones de las componentes dinámicas, detectaron el desgaste de cráter debido a la formación de virutas en la cara de desprendimiento. Para ello establecieron relaciones entre las fuerzas de corte normalizadas y las condiciones de corte.

El diagrama de flujo de la Fig. 4.8 trata de explicar la conexión entre el modelo de obtención de los coeficientes de corte y fricción y el modelo de predicción de desgaste.

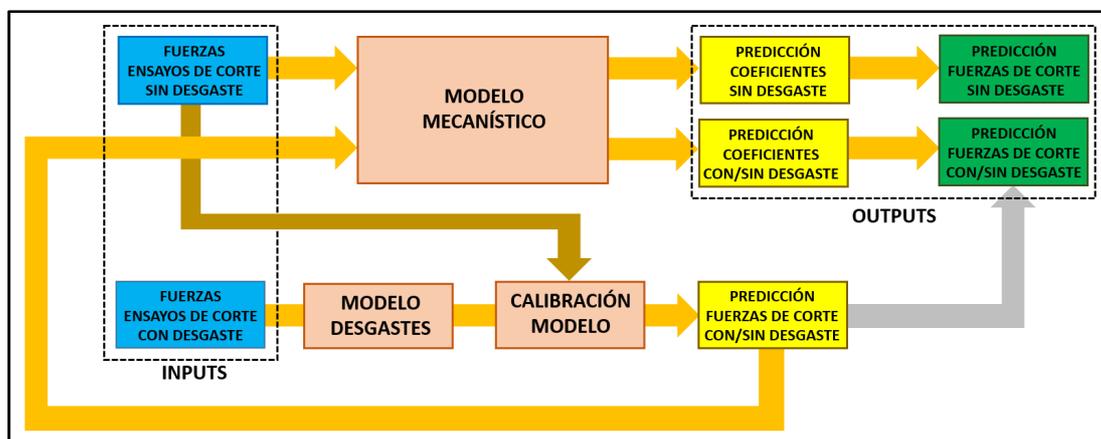


Fig. 4.8. Diagrama de flujo de los modelos.

Con el modelo de los coeficientes, se miden las fuerzas de corte a partir de una cuantiosa batería de ensayos de torneado de tramos cortos (inputs) y se obtienen los coeficientes de corte (outputs), que sirven para el cálculo de fuerzas de corte de insertos no desgastados.

El modelo de predicción de desgaste, que se describe a continuación, parte de la medición de fuerzas de corte en una pequeña batería de ensayos de desgaste de herramienta (inputs) y se calibra la posible desviación del modelo mediante los datos de fuerzas del modelo de coeficientes, que son más numerosos. El modelo de desgaste calibrado predice directamente fuerzas de corte a diferentes niveles de desgaste, pero resulta más interesante reintroducir esas predicciones en el modelo mecánico para obtener los coeficientes (outputs), para el cálculo de fuerzas de corte de insertos a diferentes niveles de desgaste.

La Fig. 4.9 (a) muestra la cinemática y geometría del proceso con el sistema de referencia del dinamómetro: Z_d , para la dirección axial de la pieza, Y_d , para la dirección tangencial, y X_d , en la dirección radial. Por otro lado, la Fig. 4.9 (b) muestra el sistema de referencia t-r-a, centrado en la herramienta y girado sobre el eje $Y_d \equiv t$, respecto a $X_d - Y_d - Z_d$ un ángulo de posición κ_r . La transformación entre ambos sistemas se expresa, pues, mediante una matriz de rotación (Ec. 4.1).

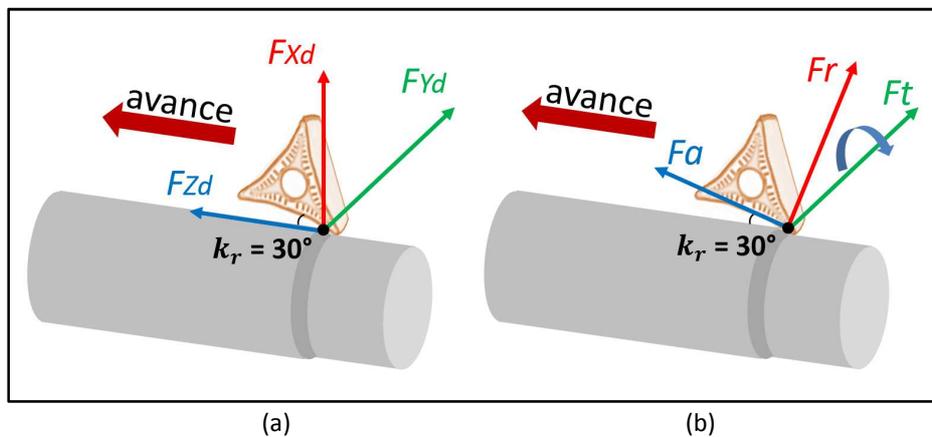


Fig. 4.9. Sistemas de referencia. (a) Sistema del dinamómetro; (b) sistema de referencia t-r-a.

4.2.1 Pruebas de corte preliminares

El modelo propuesto se basa en la relación entre las componentes predominantes de la fuerza de corte, que en el caso del torneado de alto avance son las componentes F_r y F_t . Esto es debido al bajo ángulo de filo de corte lateral utilizado y para verificarlo se han realizado ensayos preliminares de desgaste en la superaleación Nimonic® C-263 con la misma plaquita tipo A utilizada para los ensayos del modelo, variando el ángulo de filo de corte lateral en tres posiciones diferentes 30° , 45° y 60° . Los parámetros de corte

utilizados fueron una velocidad de corte de 65 m/min, avance 0,3 mm/rev y ap 0,3 mm. Como puede observarse en la Fig. 4.10a, para $Kr=30^\circ$, la componente radial F_r es, inicialmente, menor que la tangencial (F_t). Sin embargo, a medida que aumenta el desgaste, ambas fuerzas tienden a igualarse y entonces, F_r es finalmente mayor, Fig. 4.10b. Por otro lado, la componente axial F_a aumenta con el desgaste, pero permanece relativamente constante y baja. Sin embargo, para ángulos de posición mayores, la componente radial disminuye comparativamente con respecto a la componente tangencial, mientras que la contribución de la componente axial es más significativa, Fig. 4.10c.

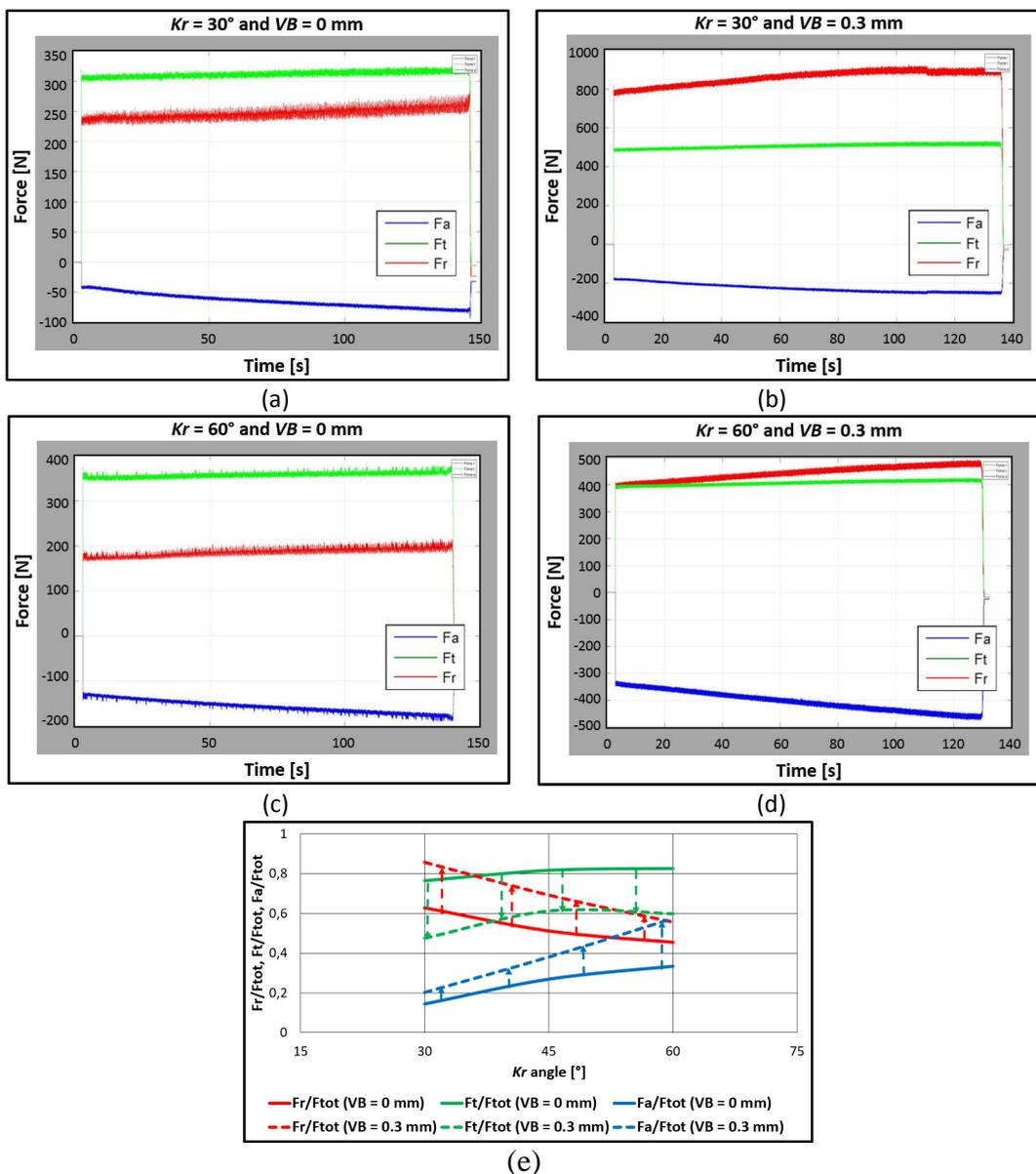


Fig. 4.10. Evolución de las fuerzas de corte. (a) $Kr = 30^\circ$ y $VB=0$ mm. (b) $Kr = 30^\circ$ y $VB=0.3$ mm. (c) $Kr = 60^\circ$ y $VB=0$ mm. (d) $Kr = 60^\circ$ y $VB=0.3$ mm. (e) Evolución del vector unitario de fuerza con el desgaste para diferentes ángulos de posición.

Además, a medida que aumenta el desgaste, la componente axial aumenta en mayor medida, igualando a la componente radial, Fig. 4.10d. La Fig. 4.10e muestra la contribución de los vectores unitarios en función de los ángulos de posición al principio y al final del desgaste del filo. Por lo tanto, el valor de F_a es muy dependiente del ángulo de posición.

También se observó que el desgaste en ambas caras, de desprendimiento y de flanco, se produce progresivamente al mecanizar la superaleación Nimonic® C-263 (véase la Tabla 4.1).

Tabla 4.1. Tipos de desgaste frente a diferentes materiales.

		Cara de desprendimiento	Cara de incidencia
Nimonic® C-263	Desgaste abrasivo-adhesivo		
Inconel® 718	Desgaste de cráter		

Mientras que las imágenes de Inconel® 718 muestran la pérdida de material en la cara de desprendimiento, dejando una superficie cóncava característica, similar a un cráter, el torneado de Nimonic® no genera ninguna irregularidad. Como se explica más adelante en la sección de modelización, este aspecto es la clave de este enfoque geométrico, lo que conlleva importantes consecuencias: 1) una componente axial comparativamente baja; 2) componentes radiales y tangenciales comparables y; 3) ausencia de desgaste en el cráter, sino un desgaste uniforme en ambas caras.

4.2.2 Relación entre el desgaste y la distorsión geométrica

Entre los distintos tipos de desgaste, el desgaste de flanco y el desgaste cráter suelen ser los más importantes, ya que afectan a todo el filo de corte comprometido. Otros tipos de desgaste como el desgaste por entalladura, el astillado o el borde acumulado (BUE) también aparecen, pero, normalmente, de forma muy localizada.

En este trabajo, el desgaste generado es esencialmente adhesivo, plano y uniforme, donde el material está soldado a la plaquita y presenta surcos, sin cráteres, entallas o roturas, como se verá más adelante en el análisis EDX. La presencia de surcos sugiere una combinación de desgaste abrasivo-adhesivo. Además, a medida que se desgasta el filo, el ángulo β (entre las caras de incidencia y de desprendimiento) aumenta, mientras que γ disminuye.

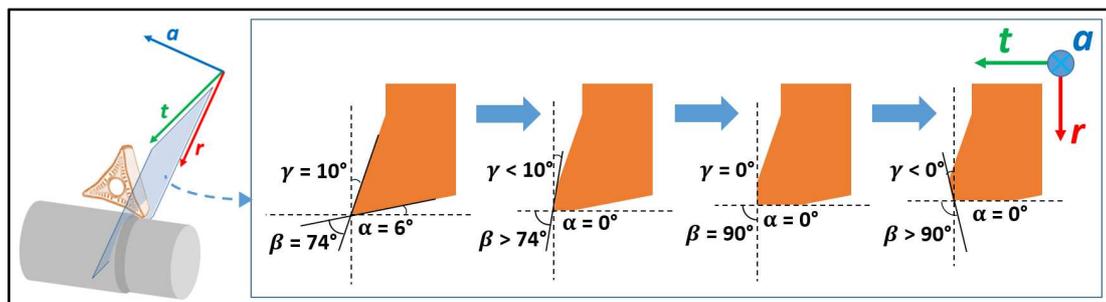


Fig. 4.11. Evolución del desgaste a través de las distorsiones geométricas (caras de desprendimiento y flanco).

La Fig. 4.11 muestra la vista frontal de la plaquita (sección desde las direcciones r y t , perpendicular al filo de corte) con la evolución del desgaste. La cara de flanco pierde su ángulo α en las proximidades de la punta, aunque lo conserva de nuevo como ángulo de flanco. En la cara de desprendimiento, el ángulo γ disminuye progresivamente. Este ángulo puede llegar a ser de 0° o incluso negativo. Por otro lado, β aumenta y puede llegar a 90° o más en la zona implicada en el corte. Estos ángulos al final de la vida de la herramienta son útiles a la hora de predecir los ángulos en otras condiciones o de obtener el ángulo γ .

4.2.3 Desgaste geométrico de la herramienta y evolución de las componentes

En un ensayo de torneado con parámetros de corte constantes, la evolución de las componentes de fuerza sólo puede deberse al desgaste del filo y a su modificación

geométrica. Sin embargo, el análisis del filo, directamente y en intervalos de tiempo muy cortos, no es factible. Por lo tanto, para evitar la interrupción de las pruebas, es necesario un método de evaluación indirecta del desgaste. Se puede proponer una relación entre la evolución de la fuerza y el desgaste del filo, de forma que se puedan hacer predicciones sobre la vida de la herramienta en función de cómo varían las fuerzas. Si las fuerzas de corte se monitorizan en línea, sería posible una estimación de la vida de la herramienta.

En un triedro ortogonal se cumple:

$$F_{xdyn}^2 + F_{ydyn}^2 + F_{zdyn}^2 = F_{tot}^2 \quad (\text{Ec. 4.6})$$

$$F_r^2 + F_t^2 + F_a^2 = F_{tot}^2 \quad (\text{Ec. 4.7})$$

Además, si el ángulo de la herramienta está contenido en el plano r-t, podemos formular:

$$F_{rt}^2 + F_a^2 = F_{tot}^2 \quad (\text{Ec. 4.8})$$

y, asimismo, se puede considerar el subsistema compuesto por F_r y F_t :

$$F_r^2 + F_t^2 = F_{rt}^2 \quad (\text{Ec. 4.9})$$

En la Fig. 4.12 se observa cómo F_{rt} se sitúa con un ángulo $\rho - \gamma$ respecto al eje de abscisas.

$$F_r = F_{rt} \cdot \sin(\rho - \gamma) \quad (\text{Ec. 4.10})$$

$$F_t = F_{rt} \cdot \cos(\rho - \gamma) \quad (\text{Ec. 4.11})$$

Por tanto:

$$F_r/F_t \cdot \tan(\rho - \gamma) \quad (\text{Ec. 4.12})$$

A su vez, teniendo en cuenta que la componente F_a de la fuerza es notablemente inferior, se puede suponer un modelo de corte ortogonal [Merchant, 1945] para explicar cómo la evolución de la fricción, debida a diferentes condiciones de corte, puede influir

en la relación Fr/Ft de diferentes maneras. En este caso, la fricción afecta a las componentes radial y tangencial.

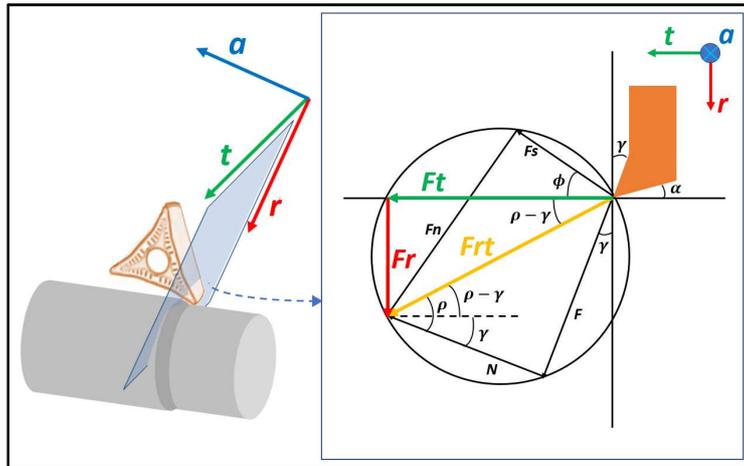


Fig. 4.12. Corte ortogonal, diagrama.

$$\mu = F/N = \tan(\rho) \quad (\text{Ec. 4.13})$$

por lo que:

$$Fr/Ft = \tan(\arctan(\mu) - \gamma) \quad (\text{Ec. 4.14})$$

La relación entre las componentes radial y tangencial es directamente proporcional al coeficiente de fricción entre la plaquita y el material, y al ángulo de desprendimiento, lo que permite estimar el desgaste. A medida que el desgaste evoluciona, γ es menor y la relación entre ambas fuerzas es mayor. El modelo oblicuo se ve afectado por el coeficiente de fricción; sin embargo, la componente de la fuerza axial es pequeña y, por tanto, se puede asumir esta simplificación.

Se puede escribir cada componente en función de la relación entre las dos componentes:

$$Fr^2/Frt^2 + Ft^2/Frt^2 = 1 \quad (\text{Ec. 4.15})$$

$$Fr/Frt = \sqrt{\frac{(Fr/Ft)^2}{1+(Fr/Ft)^2}}; \quad Ft/Frt = \sqrt{\frac{1}{1+(Fr/Ft)^2}} \quad (\text{Ec. 4.16})$$

A medida que se desarrolla el desgaste, Fr/Ft pasa de ser inferior a 1 a ser superior a 1. Por su parte, Fr/Frt pasa de ser menor que Ft/Frt a ser mayor. La relación entre los

cosenos directores de F_r y F_t es diferente dependiendo de las condiciones de corte, de modo que, para un valor de desgaste específico, en algunos casos el coseno director de F_r será mayor que el coseno director de F_t , pero en otros casos no. Por lo tanto, a través del registro de fuerzas, se puede realizar una predicción del desgaste utilizando una única variable F_r/F_t (a partir de una interpolación previa utilizando algunos valores de desgaste).

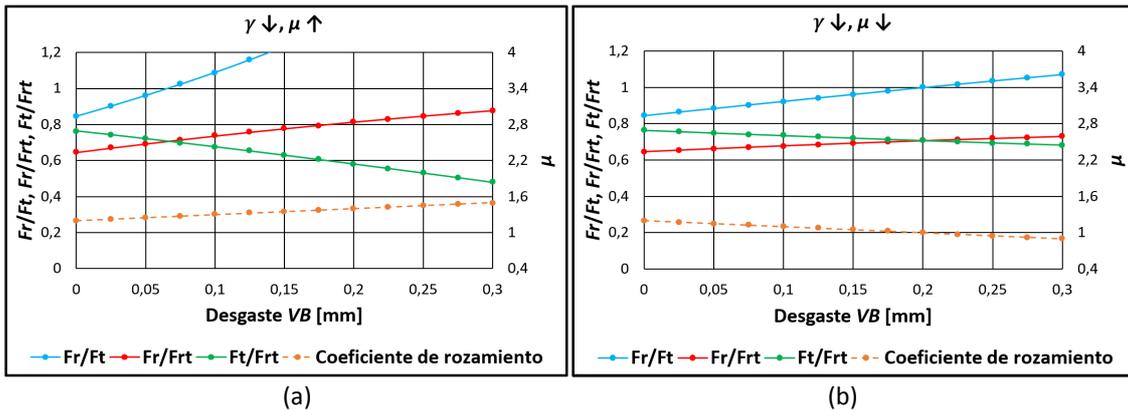


Fig. 4.13. Evolución de F_r/F_{rt} , F_t/F_{rt} , F_r/F_t y μ con el desgaste cuando γ disminuye. (a) si el coeficiente de fricción aumenta. (b) si se reduce el coeficiente de fricción.

Según la Ec. 4.14, si el ángulo γ se mantuviera constante, la relación F_r/F_t podría aumentar con el coeficiente de fricción; sin embargo, esta situación no es real ya que γ tiende a disminuir debido al desgaste por fricción a medida que la viruta se desliza sobre la cara de desprendimiento (Fig. 4.13). F_r/F_t siempre aumenta, aunque más rápidamente si la fricción también aumenta. Por lo tanto, la interacción de las tres variables en la Ec. 4.14 puede explicar el hecho de que las plaquitas no se desgasten de la misma manera, provocando que el ángulo γ final no sea el mismo para todas las condiciones de corte.

4.2.4 Modelo experimental de desgaste

Como se ha explicado anteriormente, la relación entre las componentes de la fuerza aumenta a medida que se desarrolla el desgaste de la plaquita y cambia su geometría. Sin embargo, esta variación se produce de forma diferente en función de los parámetros de corte. Por lo tanto, el enfoque aquí es construir una curva de regresión, para cada nivel de desgaste, a través de la cual se puede obtener la relación F_r/F_t en función de los parámetros de corte. A partir de las pruebas, se obtiene la curva de regresión, que

es útil como herramienta de predicción. En consecuencia, para cada condición de corte propuesta y cada nivel de desgaste a considerar, se calcula la relación Fr/Ft , que puede ser útil para la estimación del desgaste en un proceso monitorizado.

En primer lugar, la Ec. 4.1 permite traducir las fuerzas medidas en $x_d-y_d-z_d$ hacia el sistema de referencia $t-r-a$. A continuación, los componentes de la fuerza pueden relacionarse con los parámetros de corte utilizando la Ec. 4.17, donde a_{VB} , b_{VB} y c_{VB} son exponentes y m_{VB} es la pendiente. Todos ellos varían durante el proceso de corte, por lo que la relación de fuerzas se calcula con respecto al desgaste del flanco VB .

$$(Fr/Ft)_{VB} = m_{VB} \cdot Vc^{a_{VB}} \cdot f^{b_{VB}} \cdot ap^{c_{VB}} \quad (\text{Ec. 4.17})$$

$$(Fr/Ft)_{VB} = m_{VB} \cdot X^{c_{VB}} \quad (\text{Ec. 4.18})$$

$$(Fr/Ft)_{VB} = m_{VB} \cdot (Vc^{a'_{VB}} \cdot f^{b'_{VB}} \cdot ap^{c'_{VB}})^{c_{VB}} \quad (\text{Ec. 4.19})$$

$$a'_{VB} = \frac{a_{VB}}{c_{VB}}; \quad b'_{VB} = \frac{b_{VB}}{c_{VB}}; \quad c'_{VB} = \frac{c_{VB}}{c_{VB}} = 1 \quad (\text{Ec. 4.20})$$

Se propone un ajuste potencial para la relación $(Fr/Ft)_{VB}$. Se puede proponer contra una variable X que contenga $Vc^{a'_{VB}} * f^{b'_{VB}} * ap^1$, (Ecs. 4.18 y 4.19). Si se utilizan los valores de fuerza en un VB específico, el coeficiente de determinación R^2 aumenta si se ajustan progresivamente los valores a_{VB}' y b_{VB}' hasta alcanzar el máximo. La ecuación resultante al maximizar el coeficiente de determinación presenta una pendiente de m_{VB} y un exponente c_{VB} . Multiplicando el exponente c_{VB} por a_{VB}' , b_{VB}' y 1, se calculan los exponentes finales a_{VB} , b_{VB} y c_{VB} .

4.3 Calibración del modelo de desgaste

En el mecanizado de superaleaciones, debido a su elevado coste, no es económicamente viable realizar ensayos de desgaste de plaquitas utilizando un gran número de condiciones de corte. Sin embargo, mediante unos pocos ensayos se pueden obtener los coeficientes de la Ec. 4.17 y optimizarlos mediante una curva de calibración.

Se seleccionan las fuerzas en los ensayos A, B y C1 para los desgastes 0-0,15-0,2-0,25-0,3 mm y se obtienen los coeficientes siguiendo el procedimiento explicado en la subsección anterior. No existen datos fiables de fuerza para los pasos de desgaste más cortos (0,05 y 0,1 mm), ya que las plaquitas suelen superar estos valores con demasiada rapidez.

Tabla 4.2. Coeficientes de la Ec. 4.17 para diferentes niveles de desgaste.

VB [mm]	m_{VB}	a_{VB}	b_{VB}	c_{VB}
0	0.5263	-0.0338	-0.2737	-0.1615
0.15	0.5767	-0.0963	-0.4704	-0.2244
0.2	0.0945	0.2885	-0.6347	-0.2885
0.25	0.1004	0.2568	-0.7276	-0.4284
0.3	0.1589	0.2140	-0.5992	-0.4280

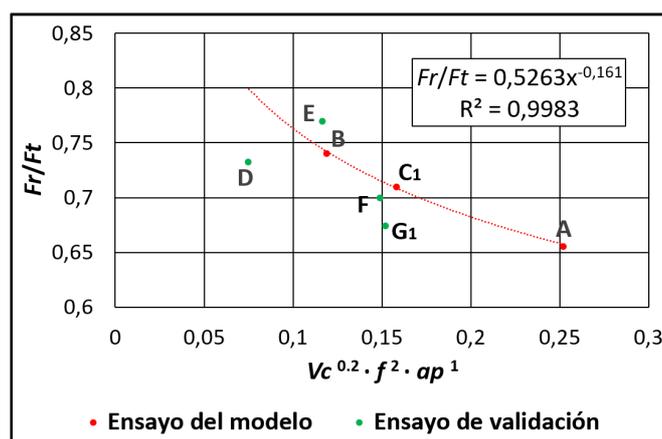


Fig. 4.14. Ajuste de la curva para $VB = 0$ mm.

La Tabla 4.2 muestra los coeficientes calculados para cada desgaste: hay un salto significativo entre los coeficientes m_{VB} y a_{VB} al nivel $VB=0,15$ mm y $VB=0,2$ mm. Esto está fuertemente relacionado con la influencia de la velocidad de corte en la evolución de la fuerza.

La Fig. 4.14 muestra el ajuste de A, B y C1 para $VB=0$ mm. También se representan los puntos D, E, F y G1, correspondientes a la validación que se verá más adelante.

Para obtener una buena curva de calibración, que pueda ser utilizada para corregir las desviaciones del modelo, se realiza un ajuste utilizando valores de fuerza a $VB = 0$ mm. Utilizando las fuerzas de corte estables para Nimonic® C-263 utilizadas en el modelo de los coeficientes al combinar los parámetros de corte de la Tabla 4.3, se obtienen 36 valores de Fr/Ft para la calibración del modelo. De esta manera, con un gran número de valores de fuerza al principio, es decir, cuando el desgaste es $VB = 0$ mm, se puede obtener un ajuste más preciso y corregir posibles desviaciones en los cálculos de los coeficientes de desgaste. Así, a continuación, se sigue el método de ajuste descrito en la subsección 4.2.4 para obtener los coeficientes de calibración.

Tabla 4.3. Parámetros de corte de los ensayos de calibración y coeficientes de desgaste a $VB = 0$ mm.

Vc [m/min]	f [mm/rev]	ap [mm]	VB [mm]	m_{VB}	a_{VB}	b_{VB}	c_{VB}
40-60-80	0.2-0.3-0.35-0.4	0.3-0.5-1	0	0.8967	-0.08955	-0.04975	-0.0995

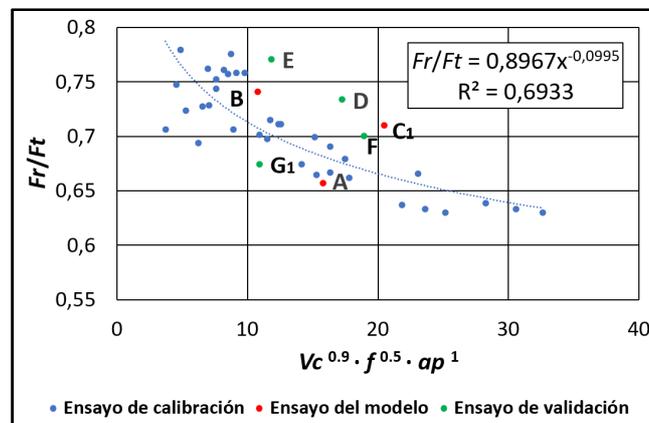


Fig. 4.15. Ajuste de los datos de calibración para $VB=0$ mm.

La Fig. 4.15 muestra los 36 puntos de calibración, los tres puntos del modelo y los cuatro puntos de validación con un desgaste $VB = 0$ mm.

Los coeficientes obtenidos en las pruebas de desgaste a $VB=0$ mm no coinciden con los obtenidos en la prueba de calibración debido al reducido número de valores. Para corregir esta desviación, la ecuación del nivel de desgaste $VB = 0$ mm se divide por la ecuación de calibración para obtener una nueva ecuación divisoria (Ec. 4.21):

$$(Fr/Ft)_{VB0}/(Fr/Ft)_{VBcal} = (m_{VB0}/m_{VBcal}) \cdot Vc^{(a_{VB0}-a_{VBcal})} \cdot f^{(b_{VB0}-b_{VBcal})} \cdot ap^{(c_{VB0}-c_{VBcal})} \quad (Ec. 4.21)$$

A continuación, la ecuación de desgaste original se divide por la ecuación divisoria para obtener una ecuación de desgaste corregida. Obviamente, la ecuación resultante de esta división es nuevamente la ecuación de calibración a $VB = 0$ mm, pero será diferente para niveles de desgaste distintos de 0. Como no es factible realizar un número tan elevado de pruebas de calibración hasta el final de la vida útil de la herramienta, el interés aquí es que la corrección derivada para $VB=0$ mm puede aplicarse a todos los demás niveles de desgaste. Cada ecuación de desgaste se divide por la ecuación de división para obtener una ecuación de desgaste corregida (Ecs. 4.22 y 4.23):

$$(Fr/Ft)_{VB}^* = (Fr/Ft)_{VB}/((Fr/Ft)_{VB0}/(Fr/Ft)_{VBcal}) \quad (Ec. 4.22)$$

$$(Fr/Ft)_{VB}^* = m_{VB}^* \cdot Vc^{a_{VB}^*} \cdot f^{b_{VB}^*} \cdot ap^{c_{VB}^*} \quad (Ec. 4.23)$$

En la Tabla C.1 (véase el Apéndice C), se comparan los datos de calibración reales con los obtenidos en el modelo de calibración y se obtienen los errores relativos. El error medio de los datos de calibración es del 3,02%.

Tabla 4.4. Coeficientes de la ecuación predictiva corregida a diferentes niveles de desgaste.

VB [mm]	m_{VB}^*	a_{VB}^*	b_{VB}^*	c_{VB}^*
0	0.8967	-0.08955	-0.04975	-0.0995
0.15	0.9825	-0.1521	-0.2465	-0.1625
0.2	0.1610	0.2328	-0.4108	-0.2270
0.25	0.1711	0.2011	-0.5037	-0.3665
0.3	0.2706	0.1583	-0.3753	-0.3665

La Tabla 4.4 muestra los coeficientes corregidos, tras aplicar el proceso de calibración.

Al igual que en la Tabla C.1, la Tabla C.2 (Apéndice C) muestra los datos reales de los puntos del modelo, así como los datos calculados y el error relativo. Los errores relativos se mantienen en valores muy constantes, casi sin variación, por lo que es válida la hipótesis de utilizar la corrección para todos los niveles de desgaste a partir de los datos de calibración del desgaste en $VB = 0$ mm.

La Fig. 4.16 muestra los valores calculados de Fr/Ft según el modelo propuesto, a $VB=0$ mm y $VB = 0,3$ mm, en función de los parámetros de corte. Estos datos se dividen en grupos y subgrupos según: primero, la profundidad de corte ap (eje de abscisas); después, el avance f ; y finalmente, la velocidad de corte Vc . La relación Fr/Ft es inferior a la unidad al principio del desgaste, pero cuando se alcanza el desgaste máximo permitido, aumenta de forma diferente en función de las condiciones de corte, como se ha comenta en la subsección 4.2.3.

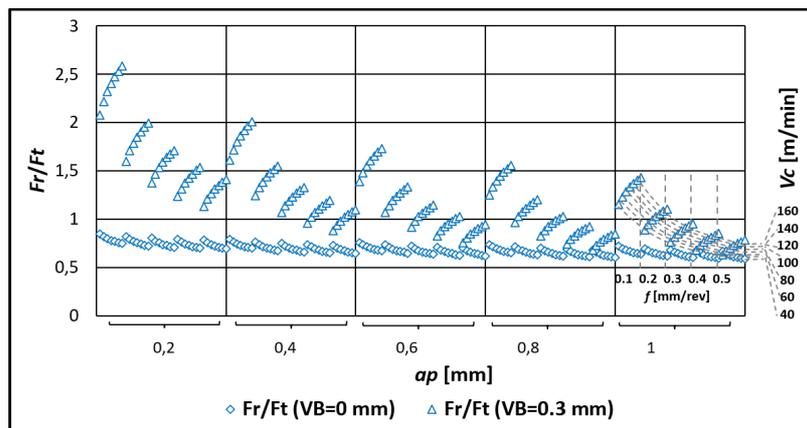


Fig. 4.16. Relación Fr/Ft en los niveles de desgaste $VB=0$ mm y $VB=0,3$ mm.

La Fig. 4.17 muestra los valores calculados de Fr/Frt y Ft/Frt en los mismos instantes $VB = 0$ mm y $VB = 0,3$ mm. Los datos se presentan con el mismo criterio de ordenación que en la Fig. 4.16. Se omiten las escalas de f y Vc .

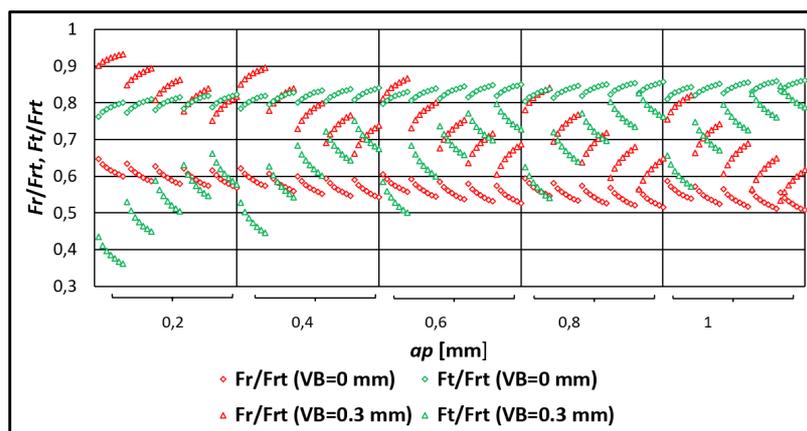


Fig. 4.17. Relación Fr/Frt y Ft/Frt en los niveles de desgaste $VB=0$ mm y $VB=0,3$ mm.

4.3.1 Obtención del ángulo de filo

El ángulo β puede predecirse al final de la vida útil de la herramienta y luego utilizarse, para obtener el ángulo γ . Para ello, se ha escaneado la superficie de la plaquita utilizando el sistema óptico Alicona Infinite Focus G5 y se superponen las superficies desgastadas y no desgastadas. A continuación, se miden los ángulos entre ambas superficies en la zona de desgaste de la cara de desprendimiento mediante el software Gom Inspect. En la parte recta del filo de corte, la superficie se divide en secciones paralelas, espaciadas 0,1 mm. En la zona curva, la superficie se divide en secciones radiales de 8 grados. La diferencia del ángulo de las superficies superpuestas se mide en las líneas de sección. Finalmente, se seleccionan los dos ángulos mayores y se calcula el valor medio. Los ángulos obtenidos de los insertos A, B y C1 se utilizan para el modelo de predicción de ángulos. Los ángulos obtenidos de los insertos D, E, F y G1 sirven para la validación. La Tabla 4.5 muestra los valores obtenidos al medir los ángulos de las superficies superpuestas, así como los valores finales de β y γ . La Fig. 4.18 muestra las mediciones.

Tabla 4.5. Diferencias entre los ángulos de las plaquitas nuevas y las desgastadas.

	Test	$\beta_{VB=0.3} - \beta_{VB=0}$	$\beta_{VB=0.3}$	$\gamma_{VB=0.3}$
ENSAYOS PARA EL MODELO	A	15.03	89.03	-5.03
	B	13.98	87.98	-3.98
	C ₁	4.98	78.98	5.03
ENSAYOS PARA LA VALIDACIÓN	D	12.94	86.94	-2.94
	E	18.77	92.77	-8.77
	F	10.70	84.70	-0.70
	G ₁	5.18	79.18	4.83

Siguiendo un procedimiento similar al descrito en la subsección 4.2.4, se puede proponer un ajuste potencial de la Ec. 4.24 utilizando los coeficientes de la Tabla 4.4.

$$\beta = m \cdot (Vc^{(a_{VB}^*/c_{VB}^*)} \cdot f^{(b_{VB}^*/c_{VB}^*)} \cdot ap^1)^{c_{VB}^*} \quad (\text{Ec. 4.24})$$

La Fig. 4.19 representa el ajuste, donde se calculan los coeficientes m y c_{VB}^* . La Tabla C.3 del Apéndice C muestra los datos reales del ángulo β , así como los calculados. Los errores relativos son bajos, entre el 2 y el 5%.

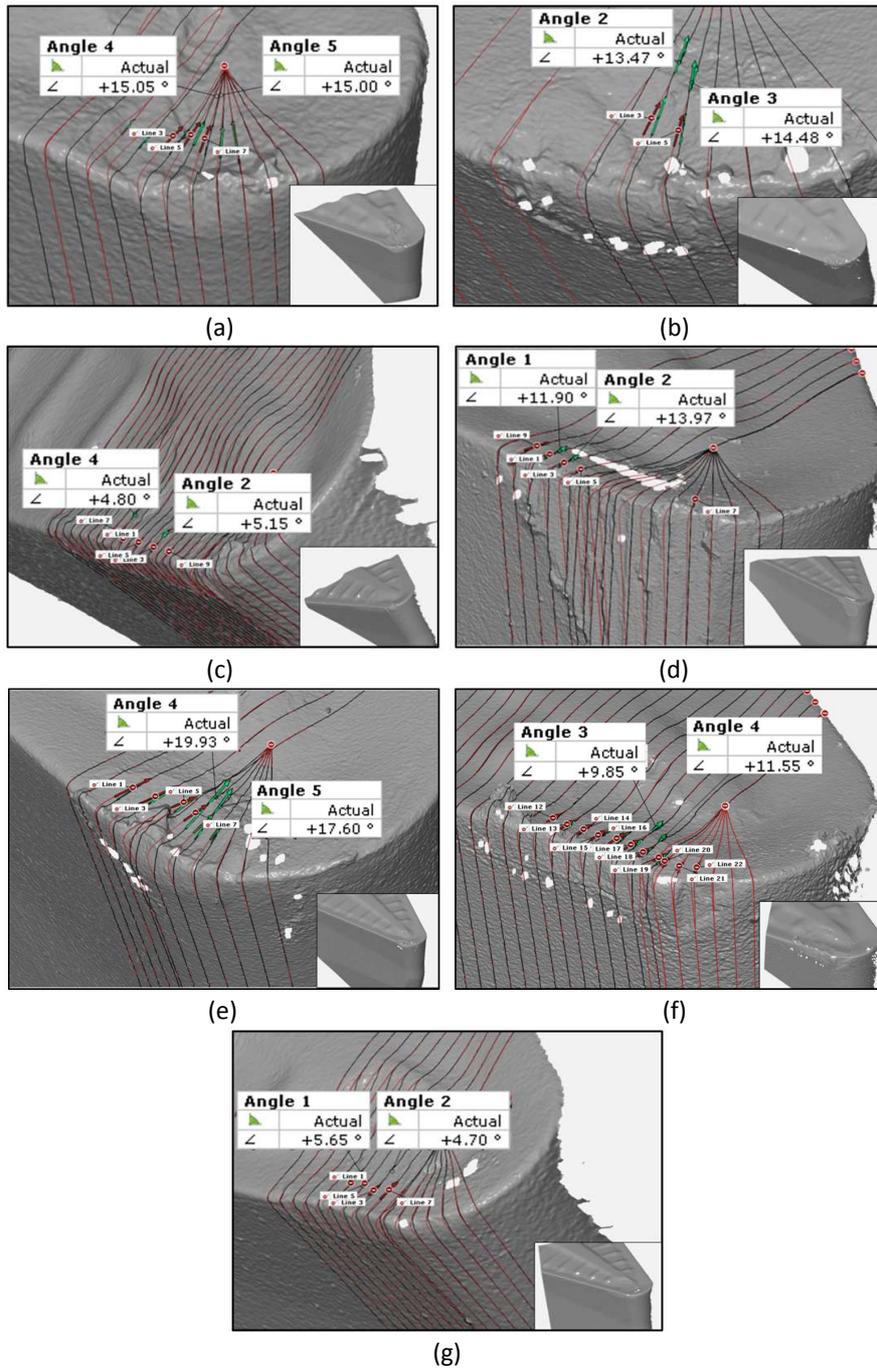


Fig. 4.18. Obtención de los ángulos. (a) Prueba A. (b) Prueba B. (c) Prueba C1. (d) Prueba D. (e) Prueba E. (f) Prueba F. (g) Prueba G1.

La Fig. 4.20 (a) muestra los valores calculados de β según el modelo propuesto, en los niveles de desgaste $VB=0$ mm y $VB=0,3$ mm, en función de los parámetros de corte. La Fig. 4.20 (b) muestra los valores de γ .

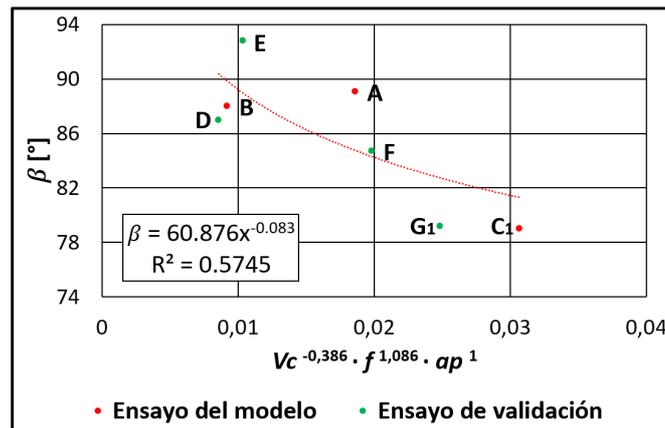


Fig. 4.19. Ajuste de β , $VB=0,3$ mm.

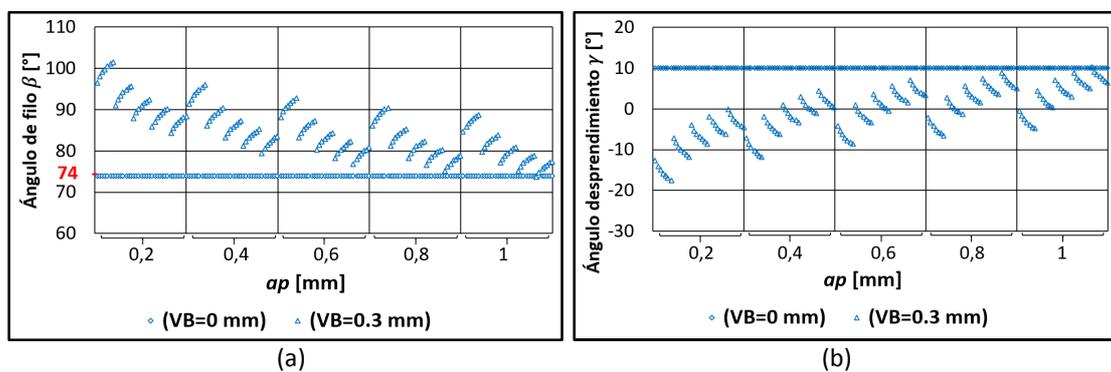


Fig. 4.20. Ángulos de filo y desprendimiento. (a) Ángulo de filo en los niveles de desgaste $VB=0$ mm y $VB=0.3$ mm. (b) Ángulo de desprendimiento en los niveles de desgaste $VB=0$ mm y $VB=0.3$ mm.

Se puede observar cómo el valor de β es de 74° al inicio del desgaste para todas las condiciones, pero luego, cuando se alcanza el máximo desgaste admisible, este ángulo varía en función de las condiciones de corte, como se comenta en la subsección 4.2.3.

4.4 Cálculo de las componentes de la fuerza de corte

Una vez realizado el modelo de desgastes, es necesario obtener las componentes de la fuerza de corte para realizar predicciones. Para ello se repiten los mismos pasos que con Fr/Ft , pero esta vez con las componentes Ft y Ft/Fa . La componente Fr se obtiene de sustituir los valores de Ft en los valores de Fr/Ft . Los valores obtenidos para los coeficientes de ajuste se recogen en las Tablas 4.6, 4.7 y 4.8.

Tabla 4.6. Coeficientes de Ft y Ft/Fa para diferentes niveles de desgaste.

VB [mm]	Ft				Ft/Fa			
	m_{VB}	a_{VB}	b_{VB}	c_{VB}	m_{VB}	a_{VB}	b_{VB}	c_{VB}
0	3242,5000	-0,1551	0,5429	0,7755	0,4722	1,2135	1,4562	0,1214
0.15	3457,1000	-0,1647	0,4942	0,8236	0,2585	1,3924	1,6709	0,2785
0.2	3913,9000	-0,1749	0,5246	0,8743	0,1523	1,5712	1,8854	0,6285
0.25	3146,8000	-0,1591	0,3978	0,7956	0,2197	1,3910	1,6692	0,5564
0.3	4664,5000	-0,1661	0,4152	0,8304	0,2518	1,3029	1,5635	0,5212

Tabla 4.7. Coeficientes de Ft y Fa de calibración para $VB=0$.

Ft				Ft/Fa			
m_{VB}	a_{VB}	b_{VB}	c_{VB}	m_{VB}	a_{VB}	b_{VB}	c_{VB}
4901,3000	-0,1666	0,7498	0,8331	0,6783	1,0512	1,26144	-0,10512

Tabla 4.8. Coeficientes de Ft y Fa corregidos para diferentes niveles de desgaste.

VB [mm]	Ft				Ft/Fa			
	m_{VB}^*	a_{VB}^*	b_{VB}^*	c_{VB}^*	m_{VB}^*	a_{VB}^*	b_{VB}^*	c_{VB}^*
0	4901,3000	-0,1666	0,7498	0,8331	0,6783	1,0512	1,2614	-0,1051
0.15	5225,6852	-0,1762	0,7011	0,8812	0,3713	1,2301	1,4761	0,0520
0.2	5916,1752	-0,1864	0,7315	0,9319	0,2188	1,4089	1,6907	0,4020
0.25	4756,6417	-0,1706	0,6047	0,8532	0,3156	1,2287	1,4744	0,3299
0.3	7050,7676	-0,1776	0,6221	0,8880	0,3617	1,1406	1,3687	0,2947

En la Fig. 4.21 se muestran las tres componentes de la fuerza de corte en valor absoluto, calculadas mediante el modelo, para desgaste $VB = 0$ mm y $VB = 0.3$ mm. El criterio de ordenación es el mismo que en la Fig. 4.16. Como se puede observar, las fuerzas

aumentan al aumentar el desgaste; disminuyen al aumentar la velocidad de corte, salvo la componente F_z a $VB = 0.3$ mm (y algunos casos a $VB = 0$ mm) que aumenta; aumentan al aumentar el avance y aumentan al aumentar la profundidad de pasada.

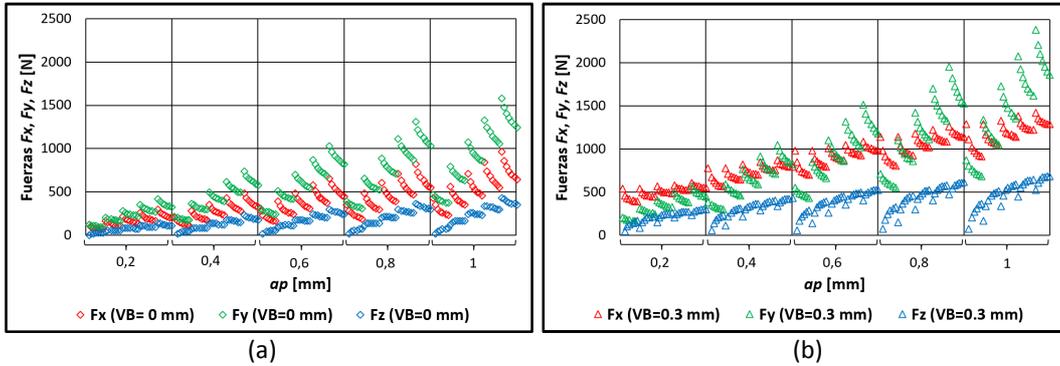


Fig. 4.21. Fuerzas F_x , F_y , F_z calculadas. (a) $VB=0$ mm. (b) $VB=0.3$ mm.

4.4.1 Cálculo de los coeficientes para la predicción del desgaste

La salida del modelo de desgastes, con las componentes de la fuerza, se introduce en el modelo mecanístico y se obtienen los coeficientes de corte en Nimonic® C-263. En esta ocasión el rango de velocidades de corte se amplía desde 40 hasta 140 m/min.

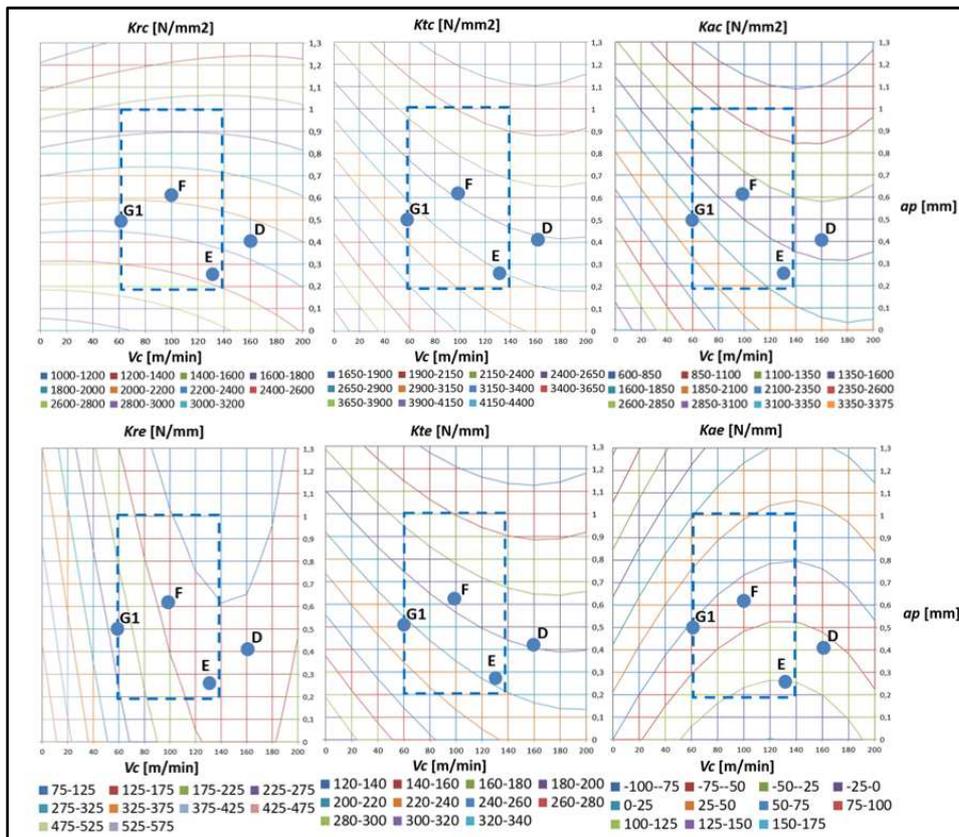


Fig. 4.22. Superficie de los coeficientes de fuerza específicos. Nimonic® C-263 – taladrina $VB=0$.

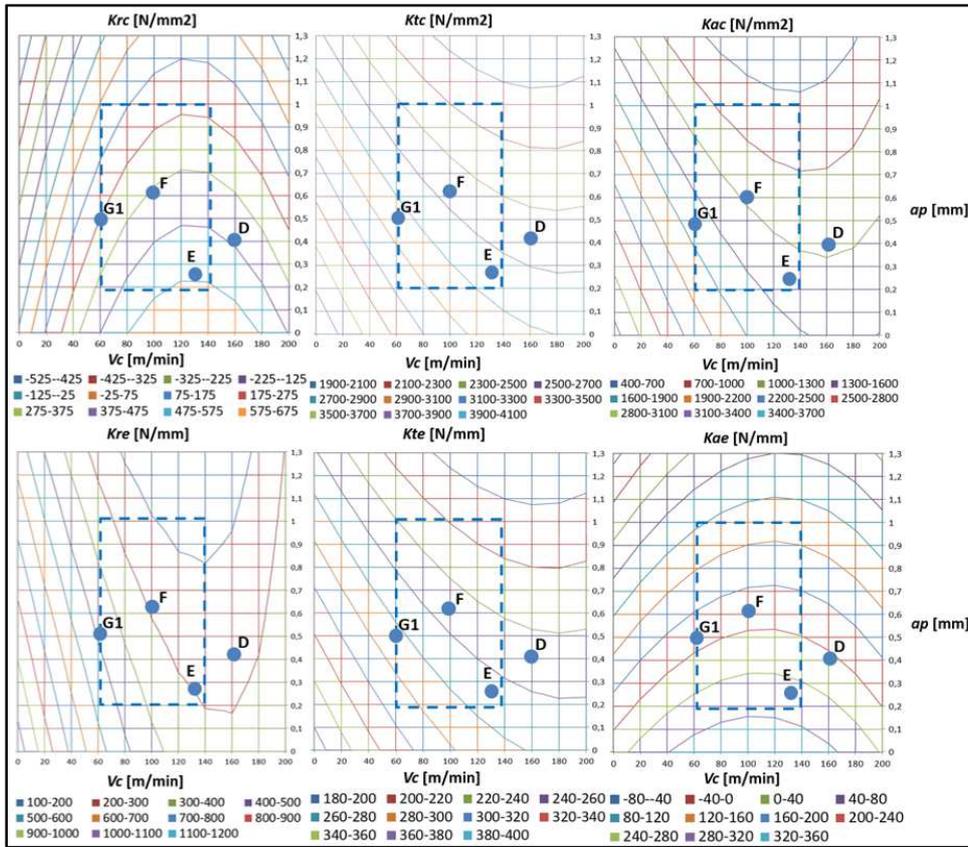


Fig. 4.23. Superficie de los coeficientes de fuerza específicos. Nimonic[®] C-263 – taladrina VB=0.15.

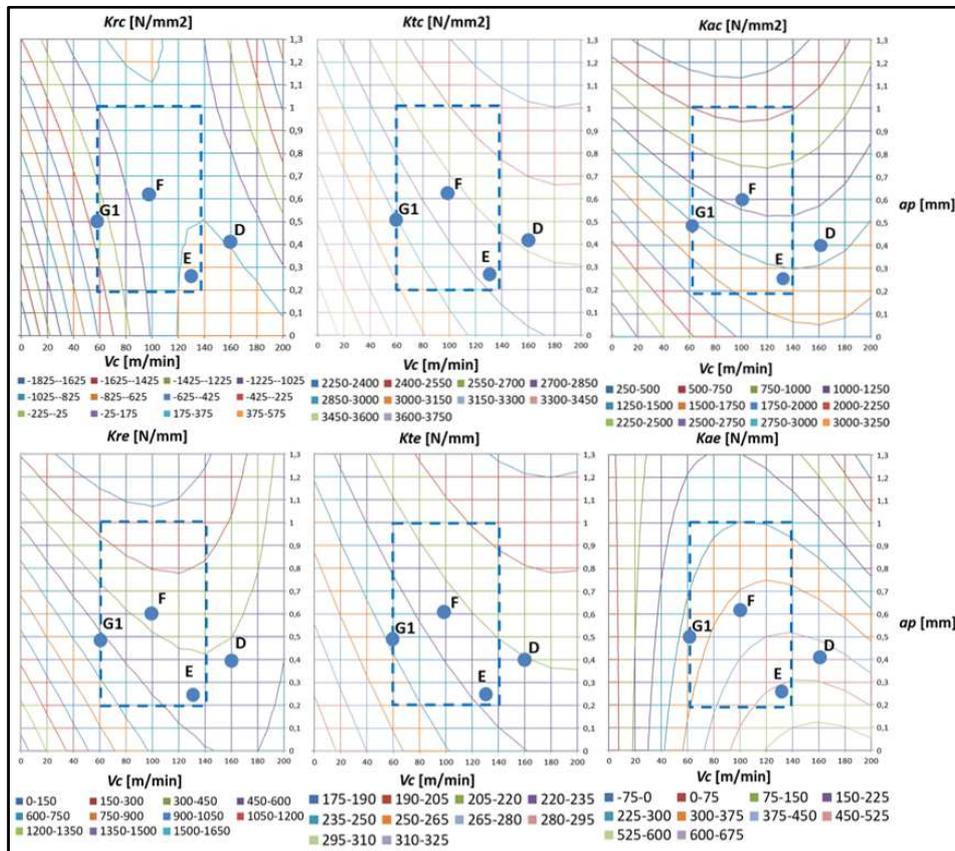


Fig. 4.24. Superficie de los coeficientes de fuerza específicos. Nimonic[®] C-263 – taladrina VB=0.2.

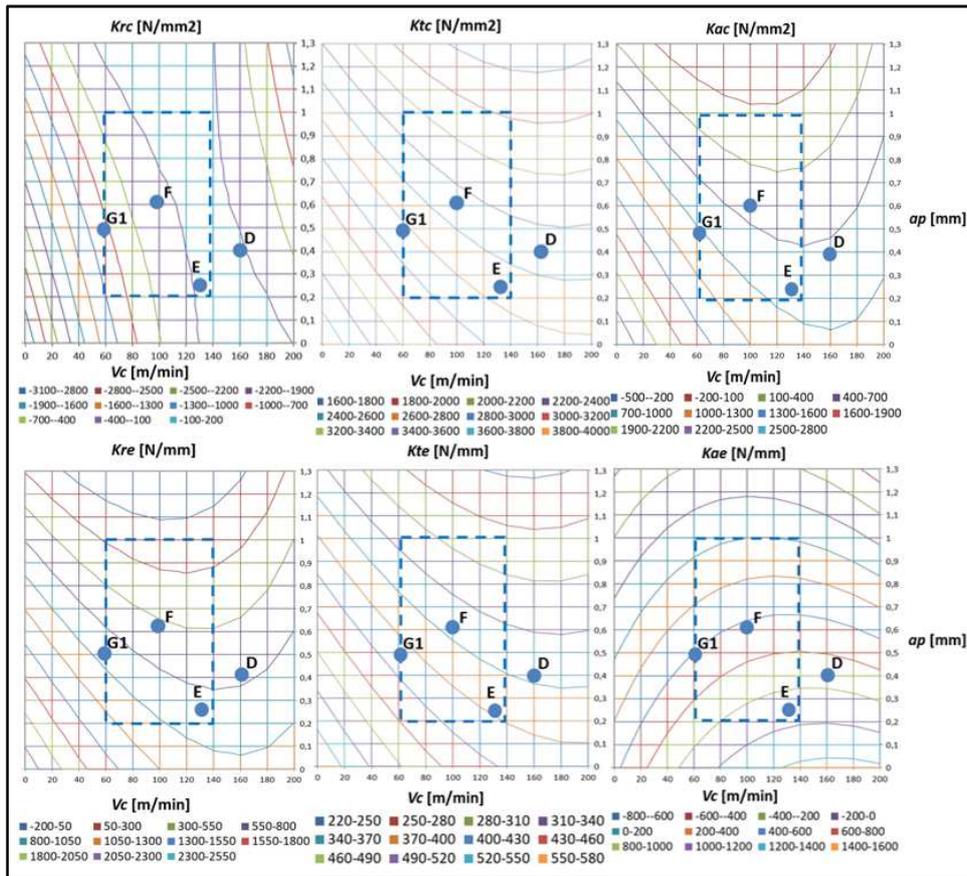


Fig. 4.25. Superficie de los coeficientes de fuerza específicos. Nimonic® C-263 – taladrina VB=0.25.

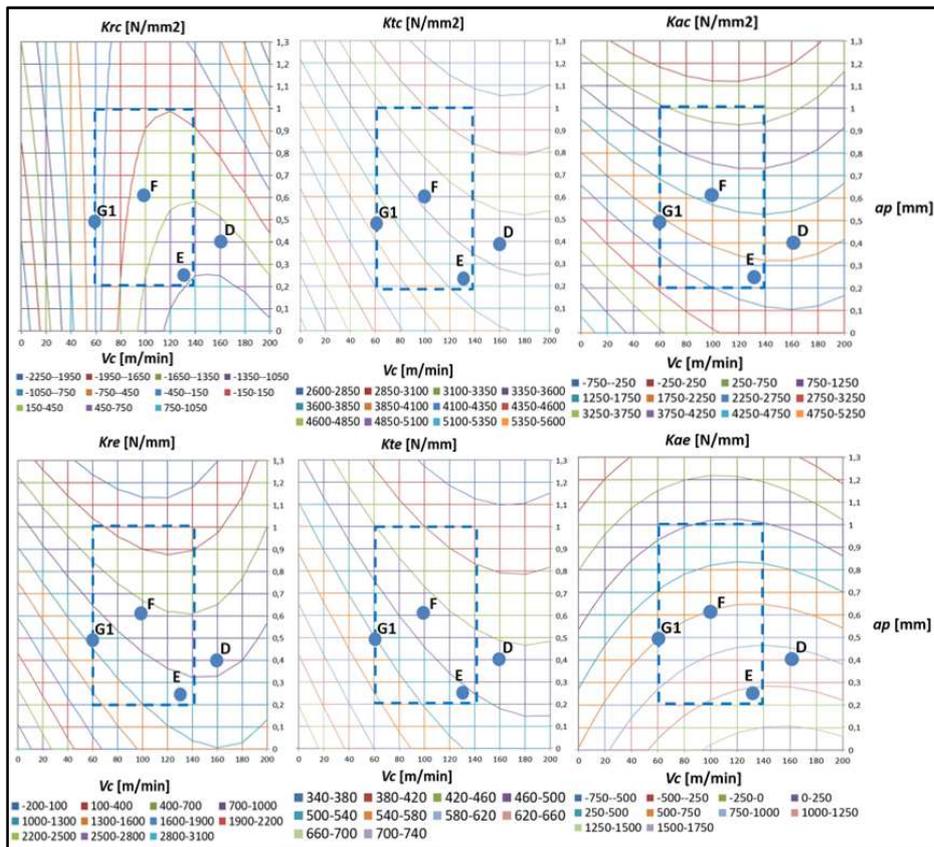


Fig. 4.26. Superficie de los coeficientes de fuerza específicos. Nimonic® C-263 – taladrina VB=0.3.

Las Figs. 4.22-4.26 representan la superficie tridimensional del ajuste en doble variable. Se muestra la evolución de los correspondientes coeficientes de corte específicos con la profundidad de pasada y la velocidad de corte. Además, los gráficos muestran un encuadre que representa los puntos seleccionados para la realización de las pruebas y los puntos correspondientes a los ensayos de validación D, E, F y G1.

RESULTADOS

5 Resultados

En esta sección se exponen los resultados y discusión de las pruebas realizadas con los insertos de Prime Turning®.

5.1 Prime Turning®

Con este inserto se han realizado diversas pruebas como comparación de parámetros, materiales y tipo de refrigeración empleada, ensayos de desgaste y vida útil o variación del ángulo de posición. Los detalles de estas pruebas se explican a continuación.

5.1.1 Ensayos de corte experimentales: materiales y técnicas de refrigeración

Como se ha explicado en la sección de Metodología, se ha planteado un estudio de comparación de fuerzas y rugosidades duplicando progresivamente cada parámetro de corte a partir de unas condiciones iniciales dadas.

Los resultados de dicha comparación, utilizando refrigerantes de taladrina y CO₂, se representan en las siguientes subsecciones. A continuación, se presentan las componentes de la fuerza de corte y los resultados de la rugosidad media, R_a , y la rugosidad de pico, R_z , junto con los valores esperados (teóricos) según las ecuaciones de Shaw [Shaw, 2020].

$$R_z = f^2 / (8 \cdot r_\epsilon) \quad (\text{Ec. 5.1})$$

$$R_a = R_z / 4 \quad (\text{Ec. 5.2})$$

Fuerzas de corte

Las Figs. 5.1, 5.2 y 5.3 permiten comparar las tres componentes cartesianas obtenidas para una variedad de condiciones de corte (ver Tabla 3.4). En las operaciones de acabado, la mayor componente suele ser F_y . Como puede verse, en el torneado de alto avance, la mayor componente de la fuerza es siempre la fuerza de corte F_y . La máxima fuerza de corte total se produce a altas ap y f , pero a velocidades de corte pequeñas.

Las fuerzas tienden a reducirse a altas Vc (ensayos 2, 5, 6 y 8). Por lo tanto, la velocidad de corte tiene una clara influencia en las fuerzas.

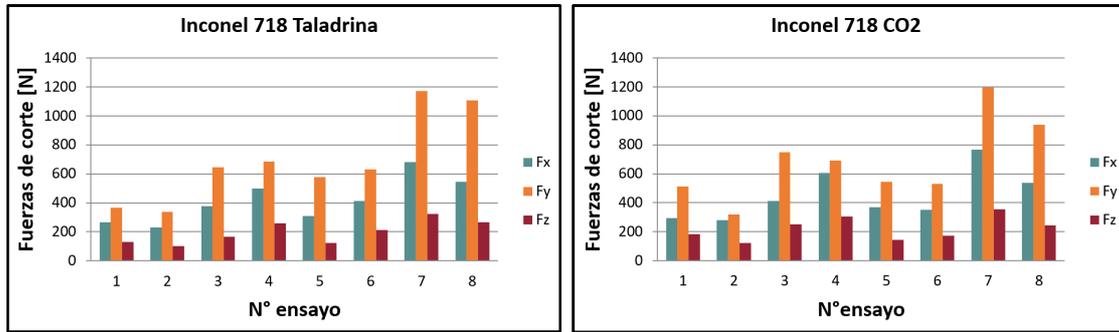


Fig. 5.1. Fuerzas de corte (Inconel® 718, taladrina y CO2).

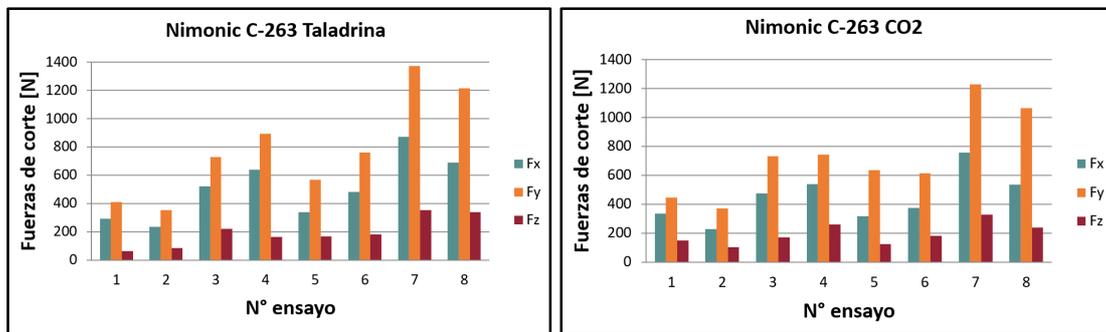


Fig. 5.2. Fuerzas de corte (Nimonic® C-263, taladrina y CO2).

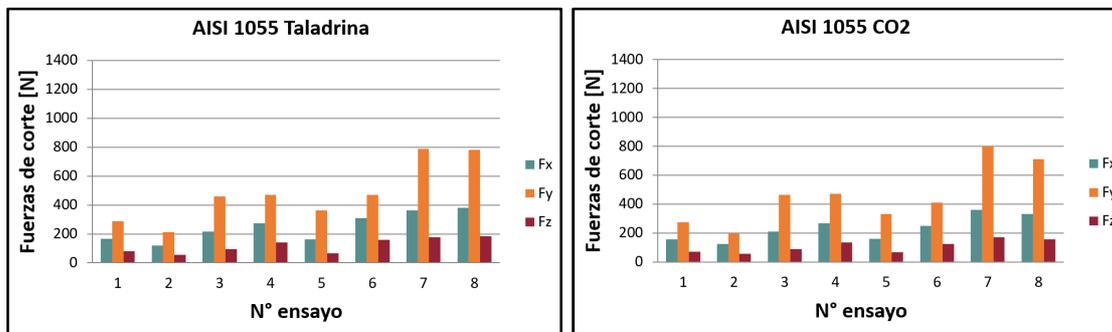


Fig. 5.3. Fuerzas de corte (AISI 1055, taladrina y CO2).

En cuanto a los materiales de trabajo, ambas superaleaciones parecen tener a primera vista un comportamiento similar, con valores de fuerza muy parecidos. Las fuerzas de corte en AISI 1055 parecen seguir el mismo patrón, pero a muy diferente escala. Las fuerzas para cada componente muestran una sutil diferencia entre el uso de taladrina y CO₂ y el uso de refrigerante parece ser más efectivo a mayores velocidades de corte.

Esta tendencia puede confirmarse en la Fig. 5.4 donde se muestran las fuerzas de corte en el eje Y calculadas a partir de los coeficientes de los modelos, tomando condiciones

de corte intermedias, $ap = 0,5$ mm, $f = 0,3$ mm/rev, $V_c = 60$ m/min ($V_c = 300$ m/min en el caso del acero).

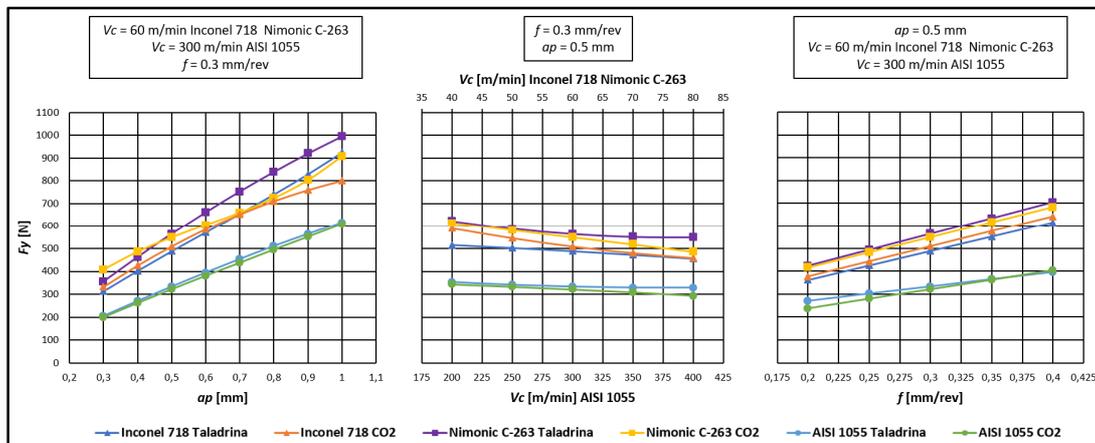


Fig. 5.4. Tendencia de la fuerza F_y en función de ap , V_c y f .

Las fuerzas de mecanizado en Inconel® 718 y Nimonic® C-263 son muy similares, pero con efectos opuestos según el tipo de refrigerante utilizado. Es interesante ver cómo el uso de CO₂ en Inconel® 718 es más favorable a profundidades de corte elevadas. En el caso de Nimonic® C-263, la Fig. 5.4 muestra un gran margen en el uso del CO₂. En el caso del acero AISI 1055, la ventaja de utilizar CO₂ se aprecia claramente con el aumento del avance. Las fuerzas sobre el acero son obviamente menores debido a la naturaleza del material, pero el efecto del refrigerante es similar al de Nimonic® C-263.

Se puede observar que a altas velocidades de corte el uso de CO₂ es beneficioso en todos los casos ya que las fuerzas continúan disminuyendo, sin embargo, la taladrina deja de tener efecto en el caso de Nimonic® C-263 y del acero cuando las fuerzas se estabilizan.

El aumento de la velocidad de avance en el mecanizado de Inconel® 718 aumenta las fuerzas de corte, pero mantiene las fuerzas producidas con el CO₂ por encima de las de taladrina, manteniendo la diferencia entre ambas. En el acero, hay una ligera mejora con el uso de taladrina al aumentar la velocidad de avance, pero en el caso del Nimonic® C-263 el aumento de la velocidad de avance aumenta ligeramente las fuerzas con el uso de taladrina con respecto al uso de CO₂.

El comportamiento inverso, con respecto a las fuerzas de corte relativas a ambas superaleaciones, puede relacionarse. Las superaleaciones tienen una composición

metalúrgica cuyas propiedades ofrecen una alta resistencia a la fluencia térmica, pero no todas son igualmente adecuadas. La aleación Inconel® 718 es más susceptible al agrietamiento por deformación que la aleación Nimonic® C-263 y menos dúctil por debajo de 800 °C [Rowe, 2006], por lo que el tipo de lubricación utilizada puede afectar a su mecanizado.

La diferencia de dureza entre los dos materiales, que se puede ver en las Tablas 2.1 y 3.1, se explica por la microestructura. El mecanismo habitual de endurecimiento en las aleaciones de base níquel es la formación de precipitados dúctiles de fase secundaria γ' $\text{Ni}_3(\text{Ti}, \text{Al})$. Algunos autores han estudiado cómo la presencia de niobio aumenta la dureza de las superaleaciones con alto contenido en hierro, como el Inconel® 718, donde produce precipitados de Ni_3Nb en una fase con mayor estabilidad térmica y menor ductilidad [Cozar and Pineau, 1973].

Como se ha descrito anteriormente, el ángulo de corte es bajo en este tipo de torneado ($\kappa r = 30^\circ$). Esto produce una viruta ancha que debe deslizarse sobre una gran superficie de la plaquita, por lo que la componente de fricción puede tener una mayor importancia relativa que la componente de cizallamiento.

El uso de CO_2 produce una mayor fuerza de corte a baja ap que con el uso de taladrina tradicional, cuya capacidad de lubricación disminuye la fricción. Pero a medida que aumenta la ap , aumenta la longitud del filo y la fricción. La alta resistencia al agrietamiento por deformación del Nimonic® C-263 le permite resistir el calor generado en el mecanizado con taladrina. Su ductilidad, junto con su menor dureza, aumentan el contacto entre la herramienta y la viruta y las fuerzas aumentan considerablemente. El material se adhiere, formando un filo recocado.

En el caso del Inconel® 718, la menor ductilidad, la mayor estabilidad térmica y la mayor dureza que proporciona la microestructura reforzada $\gamma' + \gamma''$ dan lugar a un menor contacto entre la herramienta y la viruta, mantienen mejor la integridad de la estructura metalúrgica y evitan la plasticidad. Hay ausencia de material adherido a la plaquita.

La acción lubricante del aceite hace que el uso de taladrina en Inconel® 718 sea más beneficioso, por lo que el uso de CO₂ es más restringido y sólo a altas *ap* y *Vc*, en condiciones de trabajo muy duras.

En [Rowe, 2006] se elaboró una clasificación de la tendencia de las superaleaciones al agrietamiento por deformación, donde la aleación 718 resultó ser más susceptible que la aleación 263. Además, la aleación 263 demostró ser muy dúctil en una amplia gama de temperaturas, mientras que la aleación 718 es menos dúctil a 760°C y aumenta su ductilidad a temperaturas más altas.

En el AISI 1055, la adición de CO₂ endurece el material, pero al mismo tiempo tiende a enfriarlo. Por otro lado, la taladrina lubrica el proceso y mejora la disipación del calor mejor que en las superaleaciones debido a una mayor conductividad térmica. Hay un equilibrio en ambos métodos de refrigeración en el sentido de que las fuerzas de corte son similares, aunque ligeramente favorable en el caso del CO₂.

Por lo tanto, se han obtenido fuerzas de mecanizado mediante un dinamómetro en ensayos de torneado de aleaciones de uso aeronáutico, con alto contenido en níquel, a diferentes parámetros de corte, con el fin de crear modelos que describan el comportamiento del proceso en comparación con una aleación de acero de uso convencional. El procedimiento de obtención de fuerzas se ha repetido utilizando taladrina y CO₂ como refrigerantes para conocer en qué condiciones se optimiza cada proceso. La comparación de fuerzas entre los dos refrigerantes revela que el uso de CO₂ es más favorable en el Nimonic® C-263 y AISI 1055, mientras que en el mecanizado de Inconel® 718 es preferible el uso de taladrina. En los tres casos la transición entre el uso de la taladrina y CO₂ se vuelve favorable con el aumento de *ap* y *Vc*.

Rugosidad

Las Figs. 5.5, 5.6 y 5.7 muestran la rugosidad superficial correspondiente a las condiciones de la Tabla 3.4. Se han representado los valores de rugosidad obtenidos y los valores teóricos. Como regla general, se observa que la rugosidad es mayor con el uso de CO₂ que con taladrina. Se observa una buena correlación entre la rugosidad real y la teórica en los casos en que se ha utilizado taladrina. Sin embargo, este no es el caso

con el uso de CO₂. Esto está claramente relacionado con la capacidad de lubricación del aceite en la taladrina.

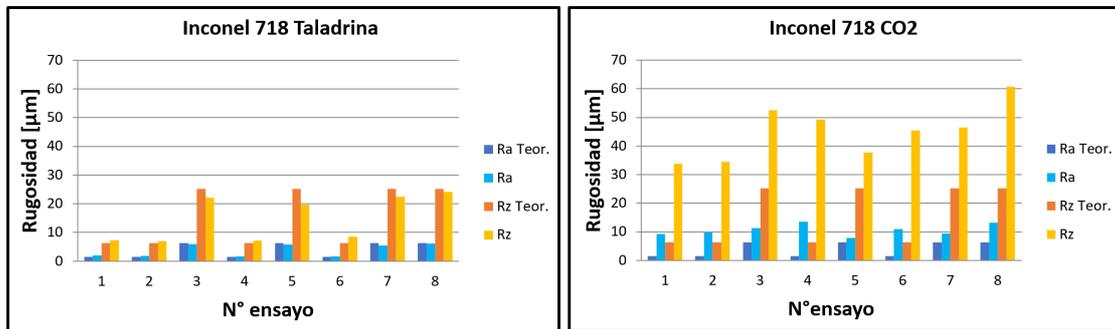


Fig. 5.5. Rugosidades *Ra*, *Rz* medidas y teóricas (Inconel® 718, taladrina y CO2).

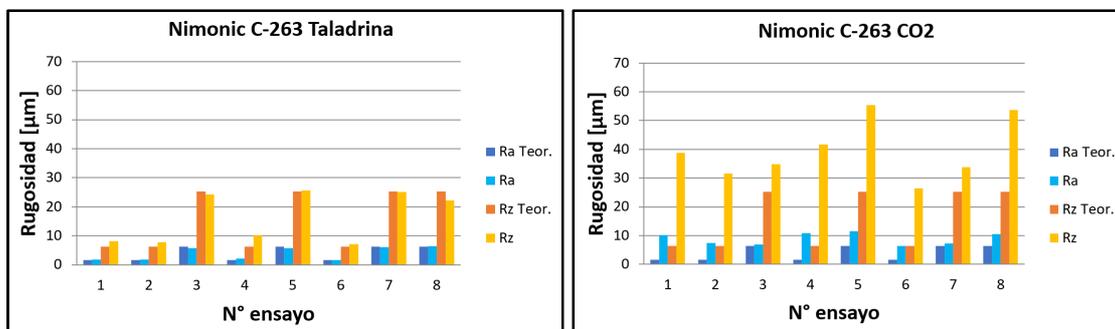


Fig. 5.6. Rugosidades *Ra*, *Rz* medidas y teóricas (Nimonic® C-263, taladrina y CO2).

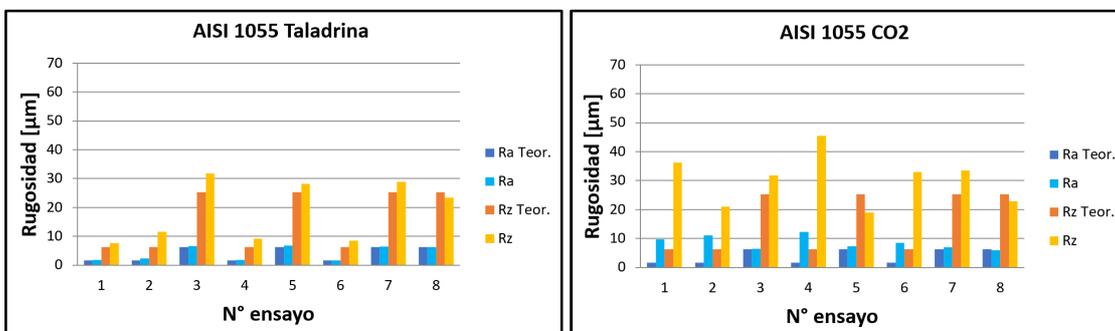


Fig. 5.7. Rugosidades *Ra*, *Rz* medidas y teóricas (AISI 1055, taladrina y CO2).

También se observa la clara influencia que tiene la velocidad de avance. En los ensayos donde *f* es mayor (ensayos 3, 5, 7 y 8), la rugosidad también aumenta, cuando se utiliza taladrina. Cuando se utiliza CO₂, la dependencia de la velocidad de avance es importante, pero los demás parámetros de corte también influyen en la rugosidad. La menor lubricación y, por tanto, la pérdida de contacto entre la herramienta y la pieza hacen que los parámetros de corte tengan una influencia diferente en el acabado superficial.

El uso de CO₂ en Inconel® 718 sugiere una gran influencia de la ap en rugosidad, ya que en general, un aumento de ap (ensayos 4, 6, 7 y 8) produce un aumento de rugosidad en comparación con la rugosidad teórica.

El uso de CO₂ en Nimonic® C-263 muestra un comportamiento de la rugosidad más coherente con el avance. La profundidad de corte no parece tener una gran influencia. En cambio, la velocidad de corte parece ser importante. Un aumento de la velocidad de corte (ensayos 2, 5, 6 y 8) disminuye la rugosidad a pequeños avances (comparación de los ensayos 1 y 2 y comparación de los ensayos 4 y 6). Sin embargo, a mayores avances, el aumento de la velocidad es perjudicial para la rugosidad (comparación de los ensayos 3 y 5 y comparación de los ensayos 7 y 8).

En el caso del AISI 1055 con el uso de CO₂, hay una buena concordancia entre la rugosidad medida y la teórica en lo que respecta al avance. Sin embargo, en todos los casos en los que aumenta la ap (ensayos 4, 6, 7 y 8), la rugosidad aumenta, especialmente, en avances pequeños. En cambio, en todos los casos en los que aumenta el V_c (ensayos 2, 5, 6 y 8), la rugosidad disminuye.

El comportamiento de la rugosidad con contribución criogénica está estrechamente relacionado con la dureza del material ya que, en general, la rugosidad es la más alta en el Inconel® 718 y la más baja en el AISI 1055. En el Inconel® 718 el aumento de la ap aumenta la rugosidad, probablemente debido a la existencia de crestas resistentes, mientras que el avance y la velocidad de corte no tienen tal influencia. En el AISI 1055, el aumento de ap también tiene un efecto sobre la rugosidad, especialmente con avances pequeños. El aumento de la velocidad de corte disminuye la rugosidad y, en cuanto al avance, la rugosidad y la rugosidad teórica están estrechamente relacionadas. En el caso de Nimonic® C-263, la rugosidad depende de las condiciones intermedias, hay una cierta relación con la rugosidad teórica en términos de avance, aunque inferior a la del AISI 1055, y la velocidad de corte sólo es favorable en algunos casos.

5.1.2 Ensayos de desgaste

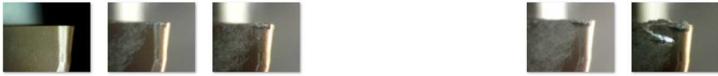
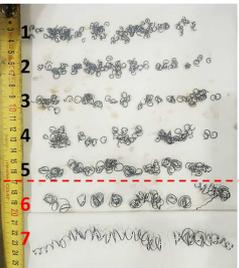
En estos ensayos se pretende investigar dos aspectos. En primer lugar, verificar los efectos positivos de los ángulos de posición bajos. En segundo lugar, el efecto de utilizar CO₂ como refrigerante, especialmente en la superaleación Nimonic® C-263.

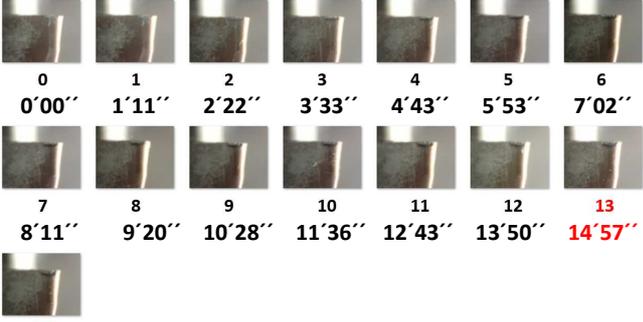
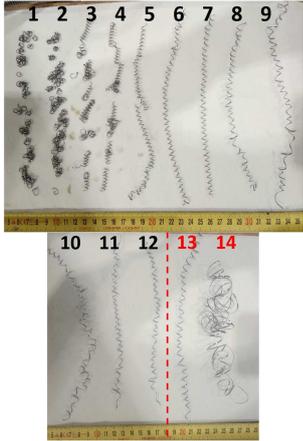
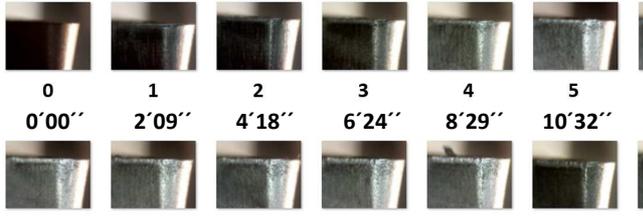
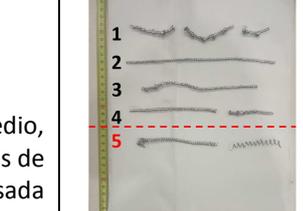
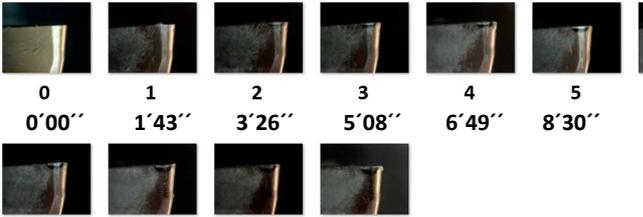
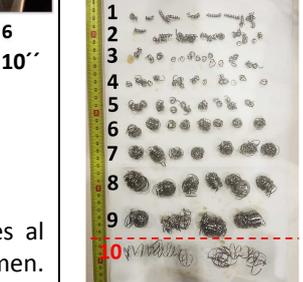
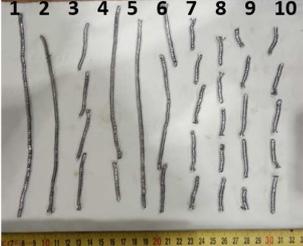
Además de ser útiles para un modelo de predicción de fuerzas, capaz de comprobar la vida de la herramienta, los ensayos experimentales aportan información comparativa entre los diferentes parámetros. Por un lado, dan información sobre el efecto positivo de utilizar ángulos de posición bajos. Por otro lado, también dan algunas claves sobre la importancia de utilizar refrigerante de CO₂, 1) en este tipo de proceso y 2) con esta superaleación específica. Finalmente, se puede proponer una optimización en términos de algunos parámetros de salida como la rugosidad superficial, la morfología de la viruta y la vida de la herramienta.

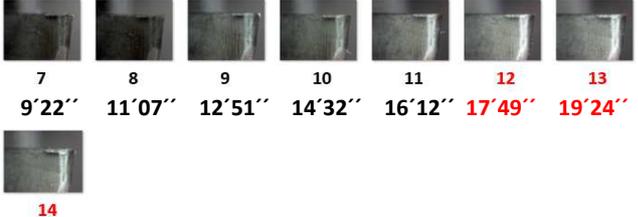
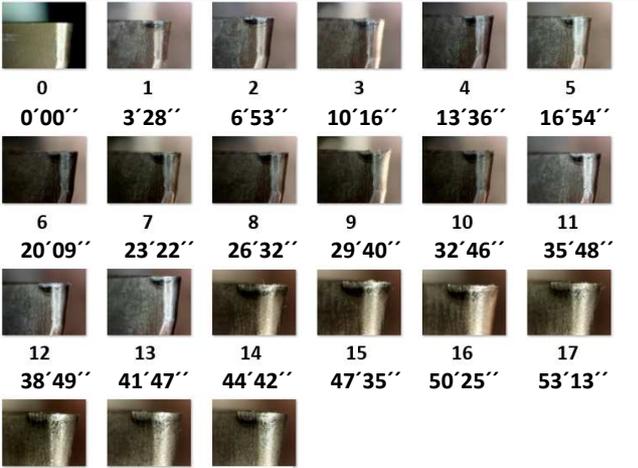
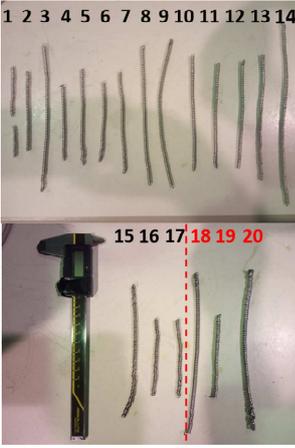
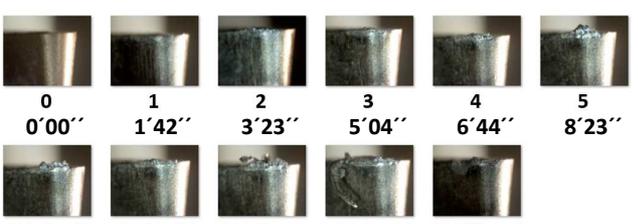
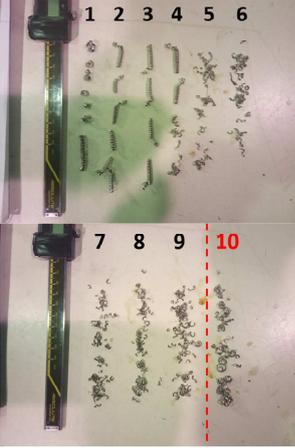
Duración de los insertos

Se realizaron hasta 7 pruebas en Nimonic® C-263 con taladrina, con el criterio habitual de detención del desgaste VB=0,3 mm, una prueba cambiando el ángulo de posición y otra prueba utilizando CO₂ como refrigerante. Las condiciones de corte son las mostradas en la Tabla 3.5. En la Tabla 5.1 se muestra la progresión del desgaste de los filos y las virutas obtenidas, así como una breve descripción.

Tabla 5.1. Progresión del desgaste y virutas Nimonic® C-263 Taladrina.

Test	Progresión del desgaste	Virutas
<p>A</p>	 <p>0 1 2 3 4 5 6</p> <p>0'00'' 1'10'' 2'20'' 3'29'' 4'38'' 5'46'' 6'54''</p>  <p>7 8'01''</p> <p>Descripción: Se observan virutas segmentadas al principio, pero se van volviendo algo más largas y enredadas. El tiempo medio por pasada es de 1'09''. El criterio de desgaste se ha alcanzado al finalizar la pasada 6.</p>	

<p>B</p>	 <p>0 1 2 3 4 5 6 0'00'' 1'11'' 2'22'' 3'33'' 4'43'' 5'53'' 7'02''</p> <p>7 8 9 10 11 12 13 8'11'' 9'20'' 10'28'' 11'36'' 12'43'' 13'50'' 14'57''</p> <p>14 16'03''</p> <p>Descripción: Se observan virutas segmentadas al principio, pero se van volviendo más largas y enredadas. El tiempo medio por pasada es de 1'09''. El criterio de desgaste se ha alcanzado al finalizar la pasada 13.</p>	
<p>C1</p>	 <p>0 1 2 3 4 5 6 0'00'' 2'09'' 4'18'' 6'24'' 8'29'' 10'32'' 12'34''</p> <p>7 8 9 10 11 12 13 14'33'' 16'33'' 18'29'' 20'25'' 22'17'' 24'10'' 26'00''</p> <p>Descripción: Se observa una mezcla de virutas helicoidales cónicas muy cortas y virutas espirales cónicas. El tiempo medio por pasada es de 2'00''. El criterio de desgaste se ha alcanzado al finalizar la pasada 13.</p>	
<p>D</p>	 <p>0 1 2 3 4 5 0'00'' 2'18'' 4'34'' 6'50'' 9'04'' 11'17''</p> <p>Descripción: Se observan virutas helicoidales de tamaño medio, que crecen a virutas más largas. El tiempo medio por pasada es de 2'15''. El criterio de desgaste se ha alcanzado al finalizar la pasada 5.</p>	
<p>E</p>	 <p>0 1 2 3 4 5 6 0'00'' 1'43'' 3'26'' 5'08'' 6'49'' 8'30'' 10'10''</p> <p>7 8 9 10 11'50'' 13'29'' 15'08'' 16'46''</p> <p>Descripción: Se observan virutas segmentadas y helicoidales al principio, que van creciendo en ovillos de cada vez más volumen. El tiempo medio por pasada es de 1'41''. El criterio de desgaste se ha alcanzado al finalizar la pasada 10.</p>	
<p>F</p>	 <p>0 1 2 3 4 5 6 0'00'' 0'58'' 1'57'' 2'54'' 3'51'' 5'44'' 7'34''</p>	

	 <p>7 8 9 10 11 12 13 9'22" 11'07" 12'51" 14'32" 16'12" 17'49" 19'24" 14 20'56"</p> <p>Descripción: Se observan virutas largas, helicoidales cónicas, que se van volviendo más cortas progresivamente hasta un tamaño muy apropiado. El tiempo medio por pasada es de 1'30". El criterio de desgaste se ha alcanzado al finalizar la pasada 12.</p>	
<p>G1</p>	 <p>0 1 2 3 4 5 0'00" 3'28" 6'53" 10'16" 13'36" 16'54" 6 7 8 9 10 11 20'09" 23'22" 26'32" 29'40" 32'46" 35'48" 12 13 14 15 16 17 38'49" 41'47" 44'42" 47'35" 50'25" 53'13" 18 19 20 55'59" 58'42" 61'23"</p> <p>Descripción: Se observan virutas largas, helicoidales cónicas durante todo el proceso, aunque al final comienzan a mostrarse un poco deformadas. El tiempo medio por pasada es de 3'12". El criterio de desgaste se ha alcanzado al finalizar la pasada 17.</p>	
<p>G2</p>	 <p>0 1 2 3 4 5 0'00" 1'42" 3'23" 5'04" 6'44" 8'23" 6 7 8 9 10 10'02" 11'40" 13'17" 14'54" 16'31"</p> <p>Descripción: En las primeras pasadas se observa unas virutas helicoidales cónicas pero a medida que transcurre el tiempo de mecanizado se obtienen unas virutas más segmentadas y enredadas. El tiempo medio por pasada es de 1'39". El criterio de desgaste se ha alcanzado al finalizar la pasada 10.</p>	

La Fig. 5.8 muestra la evolución de los desgastes. Los ensayos A, B y C1 correspondientes al modelo se han duplicado y se presenta el valor medio de la vida útil de cada uno. El ensayo G1 conduce a la mayor vida útil de la herramienta. El efecto de la temperatura puede ser muy importante en los materiales de superaleación, lo que complica

enormemente su correlación con el tiempo de desgaste. Esto se observa en la evolución de los ensayos B y D, especialmente en este último, donde el desgaste de la herramienta aumenta bruscamente, rompiendo su progresión.

También se realizó una comparación entre distintos ángulos de posición, $kr = 30^\circ$ y $kr = 93^\circ$, para comprobar cómo afecta la variación del espesor de viruta (recuérdese la Ec. 2.5). La Fig. 5.8 (b) muestra la comparación entre los ensayos C1 y C2. Como se ha comentado anteriormente, las kr más bajas tienden a reducir el espesor de la viruta y por tanto, se espera una mayor durabilidad de la plaquita.

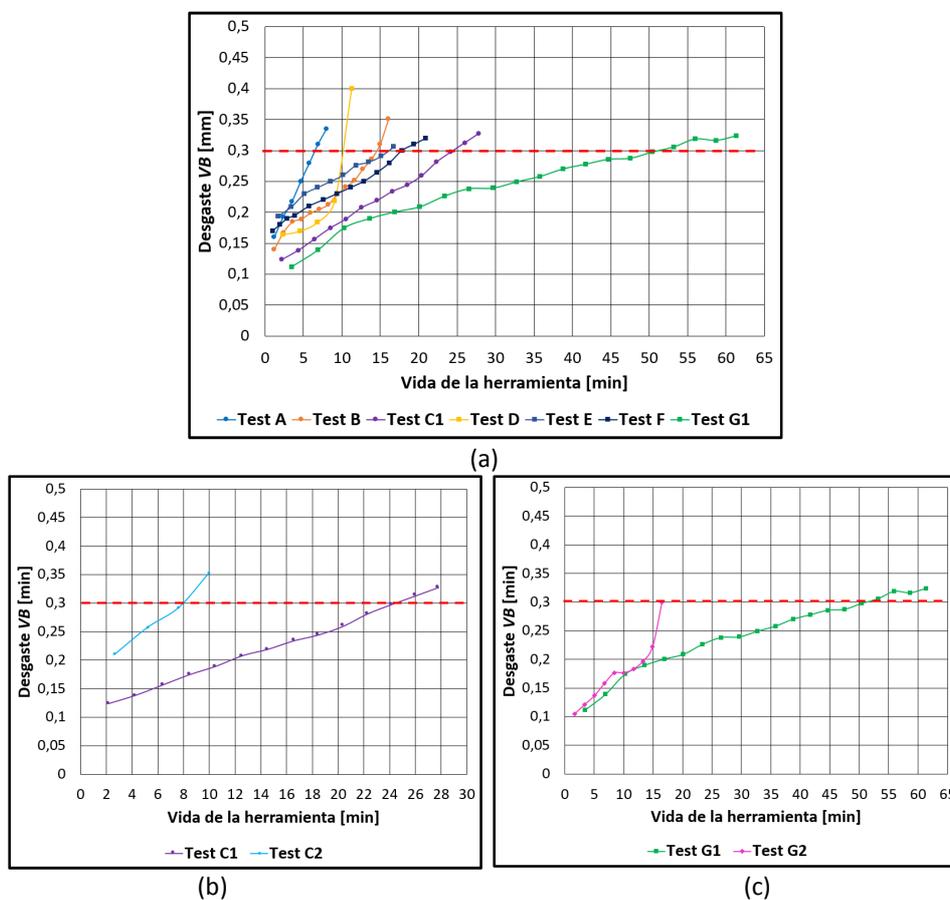


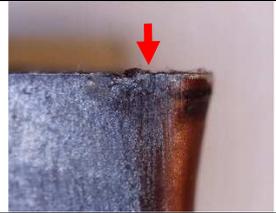
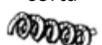
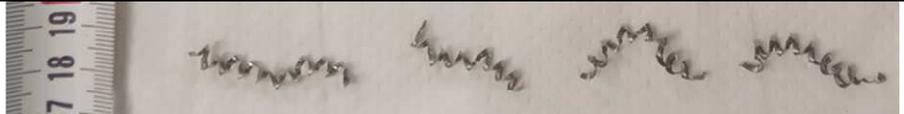
Fig. 5.8. Evolución del desgaste, Nimonic® C-263. (a) Taladrina, diferentes condiciones. (b) Mismas condiciones pero diferente kr . (c) Mismas condiciones con taladrina y CO_2 .

La Tabla 5.2 muestra los insertos desgastados tras finalizar los ensayos. La plaquita del ensayo C2 presenta un desgaste abrasivo combinado con un desgaste por entalladura que ha provocado un astillado parcial debido a la pérdida de capacidad de corte. La plaquita del ensayo C2 duró 2,5 veces menos que la plaquita del ensayo C1, lo que apoya el efecto de la variación de kr en las herramientas de torneado de alto avance y justifica

su nombre: la vida de la herramienta fue mayor con la plaquita C1 y hubiera soportado mayores avances.

La Tabla 5.2 muestra también las virutas de ambas pruebas y sus correspondientes patrones. La morfología en ambos casos es buena, ya que se divide en secciones cortas y la viruta es espiral y helicoidal. Estas virutas se encuentran entre las mejores de todos los ensayos realizados, lo que es un indicador de que los parámetros de velocidad de corte, avance y profundidad de pasada están cerca de los valores óptimos.

Tabla 5.2. Tipos de desgaste para diferentes ángulos de corte.

	Cara de desprendimiento	Cara de incidencia	Virutas	Patrón de viruta
Ensayo C₁ $Kr = 30^\circ$ Desgaste abrasivo-adhesivo				Espiral cónica 
Zoom de virutas				
Ensayo C₂ $Kr = 93^\circ$ Desgaste de entalla				Heloidal plana y corta 
Zoom de virutas				

Por último, se realiza una comparación entre taladrina y refrigerante de CO₂. La Fig. 5.8 (c) presenta la comparación entre los ensayos G1 y G2. El ensayo G2, realizado con CO₂, muestra inicialmente una gran similitud con respecto al realizado con taladrina, pero al cabo de unos minutos se produce una fractura del inserto y el ensayo finaliza. Más adelante se mostrará un análisis detallado de los insertos G1 y G2.

Al realizar un modelo de desgaste con pocos ensayos de corte y poca variabilidad de parámetros, se complica una comparación justa entre dichos ensayos. Sin embargo, considerando como aceptable una vida de la herramienta de 20 minutos, y teniendo en cuenta los buenos patrones de viruta obtenidos, se puede afirmar que las condiciones

de ensayo C1 ($V_c = 70$ m/min, $f = 0,2$ mm/rev) son buenas para el mecanizado de la superaleación Nimonic® C-263. En este sentido, en [Fernández-Valdivielso et al., 2015] presentaron un método indirecto para encontrar características compartidas entre las herramientas con mejor rendimiento con Inconel® 718. Identificaron los grados de carburo, las formas de los rompevirutas y la velocidad de corte óptima de trabajo se encontró en 70 m/min.

En la Fig. 5.9 están representados el volumen de material desalojado, la tasa de eliminación y la rugosidad teórica de los ensayos realizados con taladrina, ordenados por la duración de los insertos. El ensayo G₁ es el que más ha durado y con mucho volumen de material eliminado pero la tasa de eliminación es la más baja, el proceso es poco productivo. Los ensayos A y D tienen una tasa de eliminación alta, pero eliminan poco volumen porque los insertos duran poco tiempo en esas condiciones de corte, lo que conlleva muchos tiempos muertos de parada de recambio. Entre los ensayos C₁, F, E y B, los más ventajosos son el C₁ y el F ya que son los que presentan una mayor tasa de eliminación, un mayor volumen mecanizado y una duración mayor del inserto. Además, la rugosidad teórica es baja en estos dos ensayos.

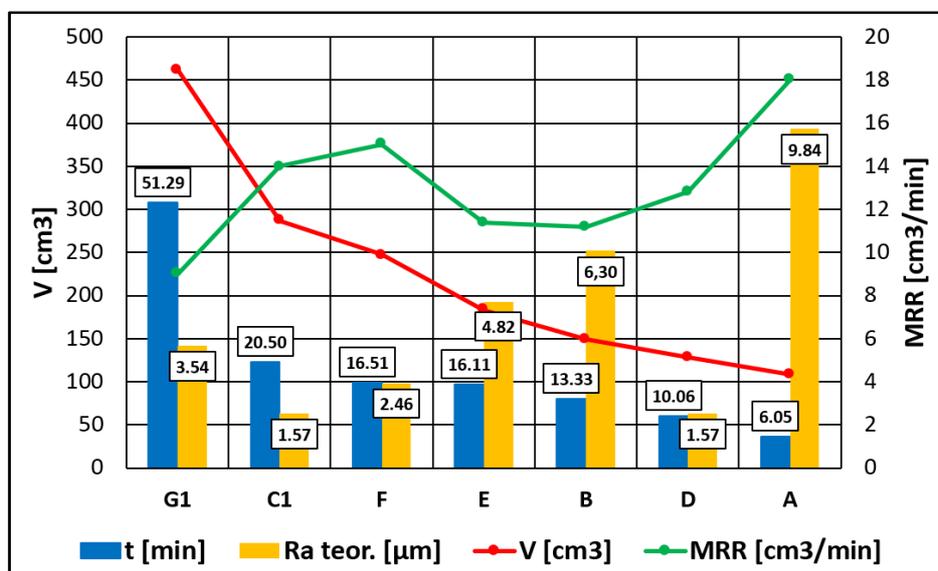


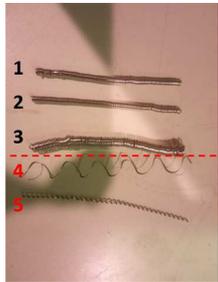
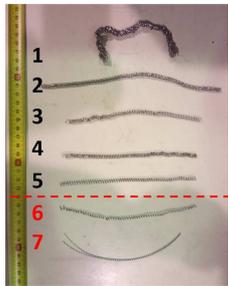
Fig. 5.9. Comparación ensayos a desgaste Nimonic® C-263.

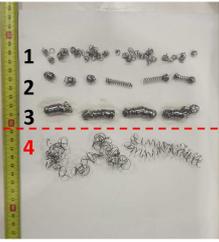
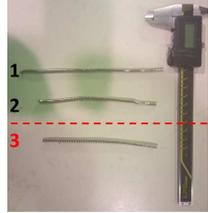
Analizando las condiciones de corte se puede observar que, aunque los ensayos C₁ y F tienen una alta tasa de eliminación, se han realizado con una velocidad de corte moderadamente baja, lo que implica una combinación alta de avance-profundidad de

corte. Esto es un indicativo de cómo las velocidades de corte elevadas perjudican a la duración de los insertos.

Respecto al Inconel® 718 se realizaron 5 ensayos hasta desgaste $VB=0.3$ con taladrina y 1 ensayo con CO_2 , cuyas condiciones de corte se mostraron en la en la Tabla 3.6. En la Tabla 5.3 se muestra la progresión del desgaste de los filos y las virutas obtenidas, así como una breve descripción.

Tabla 5.3. Progresión del desgaste y virutas Inconel® 718.

Test	Progresión del desgaste	Virutas
A	 <p>0 1 2 3 4 5 6 0'00'' 2'20'' 4'39'' 6'56'' 9'11'' 11'24'' 13'36''</p>  <p>7 8 9 10 11 12 15'47'' 17'55'' 20'02'' 22'08'' 24'11'' 26'13''</p> <p>Descripción: Virutas tubulares largas en casi todo el proceso de corte. En las últimas pasadas coexisten virutas tubulares largas, cortas y algunas pequeñas en espiral. El tiempo medio por pasada es de 2'11''. El criterio de desgaste se ha alcanzado al finalizar la pasada 12.</p>	 <p>2 4 6 8 10 11 12</p>
B1	 <p>0 1 2 3 4 5 0'00'' 2'51'' 5'42'' 8'32'' 11'21'' 14'08''</p> <p>Descripción: Evolución de desgaste en cráter con adhesión de material. Las virutas son tubulares y largas en las dos primeras pasadas. A partir de la tercera pasada la viruta adquiere deformación, cuando el filo del inserto ya ha sobrepasado el límite de desgaste. El tiempo medio por pasada es de 2'49''. El criterio de desgaste se ha alcanzado al finalizar la pasada 4.</p>	 <p>1 2 3 4 5</p>
C	 <p>0 1 2 3 4 5 6 0'00'' 5'18'' 10'36'' 15'51'' 21'07'' 26'20'' 31'33''</p>  <p>7 36'45''</p> <p>Descripción: Viruta tubular enredada en la primera pasada. A continuación se ha obtenido una viruta larga, uniforme pero en las últimas pasadas la viruta se ha estirado y ha adelgazado. El tiempo medio por pasada es de 5'15''. El criterio de desgaste se ha alcanzado al finalizar la pasada 6.</p>	 <p>1 2 3 4 5 6 7</p>

<p>D</p>	 <p>0 0'00'' 1 3'13'' 2 6'25'' 3 9'36'' 4 12'47'' 5 15'57'' 6 19'06''</p> <p>7 22'13'' 8 25'21''</p> <p>Descripción: Virutas tubulares enredadas, muy cortas en las primeras pasadas. Sólo al final empieza a observarse una viruta tubular corta. El tiempo medio por pasada es de 3'10''. El criterio de desgaste se ha alcanzado al finalizar la pasada 7.</p>	
<p>E</p>	 <p>0 0'00'' 1 3'04'' 2 6'07'' 3 9'09'' 4 12'10''</p> <p>Descripción: Virutas tubulares enredadas, muy cortas en la primera pasada pero que va creciendo en ovillos voluminosos. El tiempo medio por pasada es de 3'03''. El criterio de desgaste se ha alcanzado al finalizar la pasada 4.</p>	
<p>B2</p>	 <p>0 0'00'' 1 2'59'' 2 5'59'' 3 8'56''</p> <p>Descripción: Virutas helicoidales cónicas largas durante todo el proceso. El tiempo medio por pasada es de 2'58''. El criterio de desgaste se ha alcanzado al finalizar la pasada 3.</p>	

La Fig. 5.10 (a) muestra la evolución del desgaste de flanco de estos ensayos de vida útil. Los ensayos A, B1 y C, que se utilizarán para la predicción según la ecuación de Taylor, se han duplicado y se presenta el valor medio de la vida útil de cada uno. Se realiza también una comparación entre taladrina y refrigerante de CO₂.

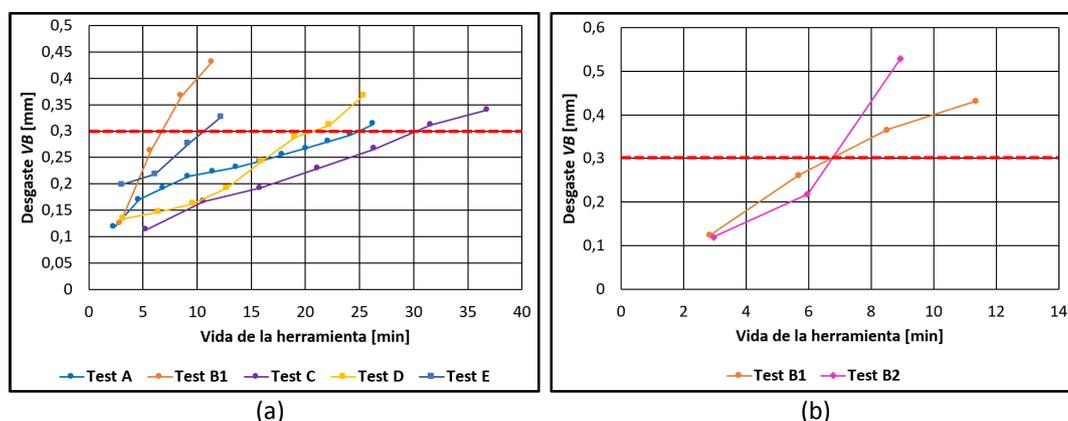


Fig. 5.10. Evolución del desgaste, Inconel® 718. (a) Taladrina, diferentes condiciones. (b) Mismas condiciones con taladrina y CO₂.

La Fig. 5.10 (b) presenta la comparación entre los ensayos B1 y B2. El ensayo B2, realizado con CO₂, muestra inicialmente una mejor evolución con respecto al realizado con taladrina, pero el inserto se fractura súbitamente dando ambos ensayos un tiempo de vida similar. Más adelante se mostrará un análisis detallado de los insertos B1 y B2.

En la Fig. 5.11 están representados el volumen de material desalojado, la tasa de eliminación y la rugosidad teórica de los ensayos realizados con taladrina, ordenados por la duración de los insertos. Los ensayos D y E dejan rugosidades muy altas debido a las velocidades de avance altas empleadas. El ensayo B1 tiene poca duración y evacua poco volumen de viruta. Los ensayos A y C, aunque no tienen una gran tasa de eliminación de material, desalojan un volumen relativamente bueno, dejan buen acabado superficial y tienen una buena duración. Las condiciones de corte en Inconel® 718 son más restrictivas, pero una vez más se observa que las velocidades de corte deben ser bajas para obtener una buena durabilidad.

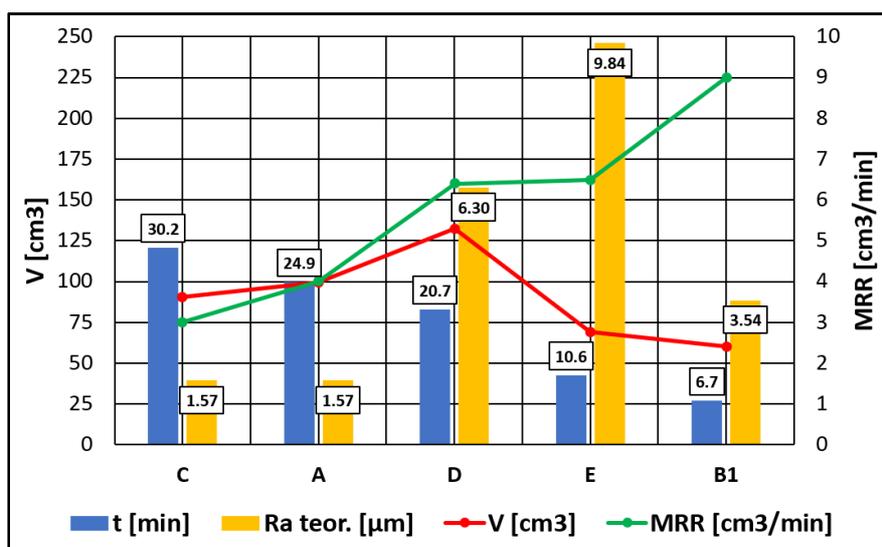


Fig. 5.11. Comparación ensayos a desgaste Inconel® 718.

Rugosidad

La Fig. 5.12 muestra la rugosidad media y de pico, real y teórica, de todas las pruebas de desgaste en Nimonic® C-263. La rugosidad se midió con un rugosímetro Taylor Hobson® Surtronic Duo y cada una de las mediciones ofrecidas es la media de 3 mediciones realizadas en la superficie de la barra al principio, a la mitad y al final de cada pasada de mecanizado. Estas mediciones se comparan en los gráficos con la rugosidad teórica,

enunciada en [Shaw, 2020] y que depende de la velocidad de avance y del radio de la punta de la plaquita ($R_z = f^2/(8r_\epsilon)$ y $R_a = R_z/4$).

En general, ambos valores, teóricos y experimentales, están en buena concordancia. Los mejores valores se encuentran en los ensayos C1 y D debido a los menores avances. Sin embargo, en C1, la rugosidad real es peor que la teórica. La baja velocidad de corte podría ser la causa, pero en el ensayo G1 la velocidad también es baja y el efecto es el contrario, por lo que este aumento de la rugosidad respecto a la teórica podría deberse a la mayor profundidad de corte utilizada en el ensayo.

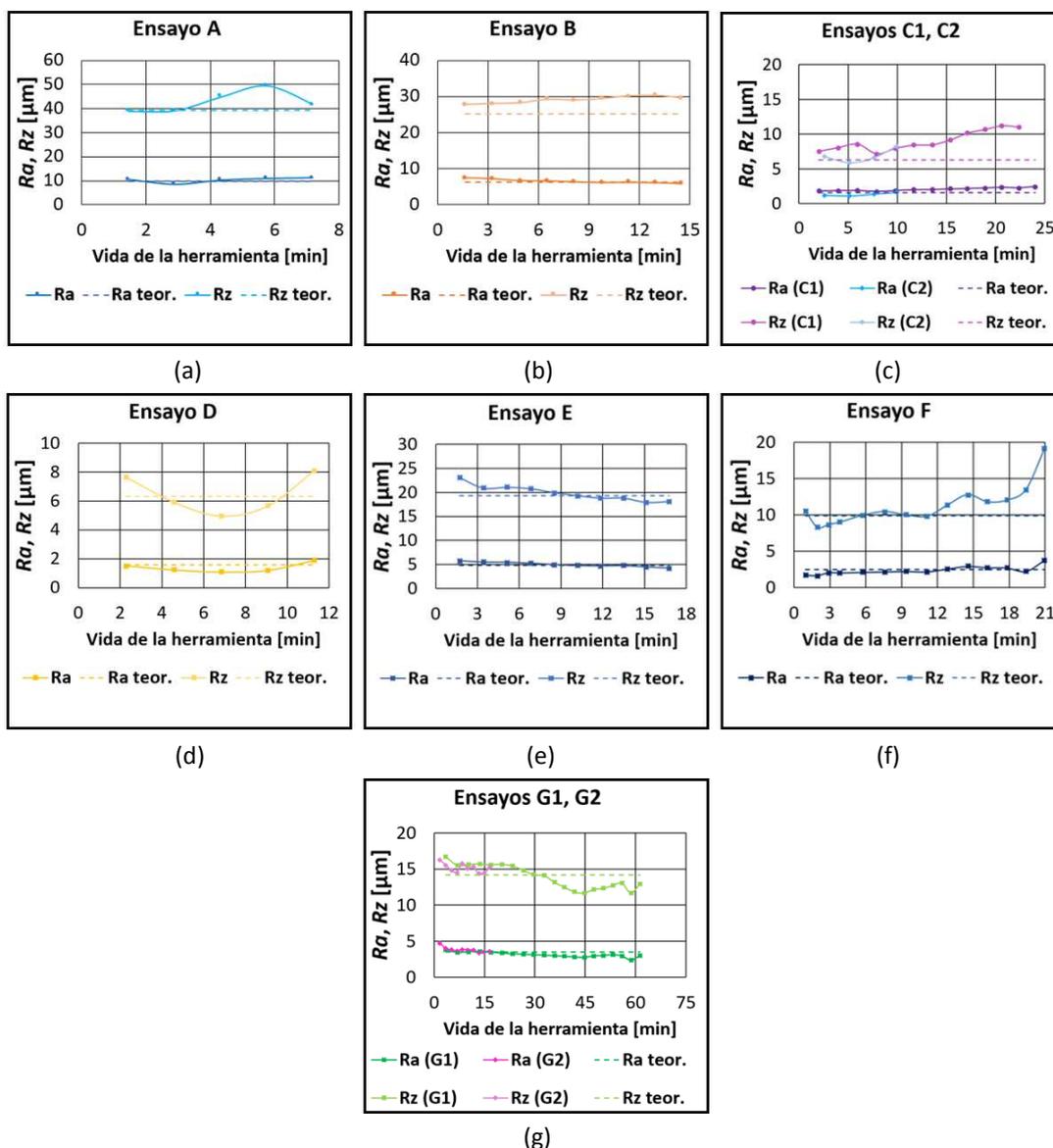


Fig. 5.12. Valores de rugosidad en Nimonic® C-263 con taladrina y CO₂. (a) Prueba A. (b) Prueba B. (c) Pruebas C1 y C2. (d) Prueba D. (e) Prueba E. (f) Prueba F. (g) Pruebas G1 y G2.

Así, se comprobó la mayor durabilidad de las plaquitas con ángulos bajos. Por otro lado, el uso de la refrigeración por CO₂ no mejoró la rugosidad del mecanizado en comparación con la refrigeración con taladrina. Además, la prueba C1 mostró una vida útil adecuada de la herramienta, una buena tasa de eliminación de material y una buena morfología de la viruta.

La Fig. 5.13 muestra la rugosidad media y de pico, real y teórica, de todas las pruebas de desgaste en Inconel® 718. En general, ambos valores, teóricos y experimentales, están en buena concordancia. Los mejores valores se encuentran en los ensayos A y C debido a los menores avances. Sin embargo, en C, la rugosidad real es peor que la teórica mientras que en A la rugosidad real es mejor que la teórica.

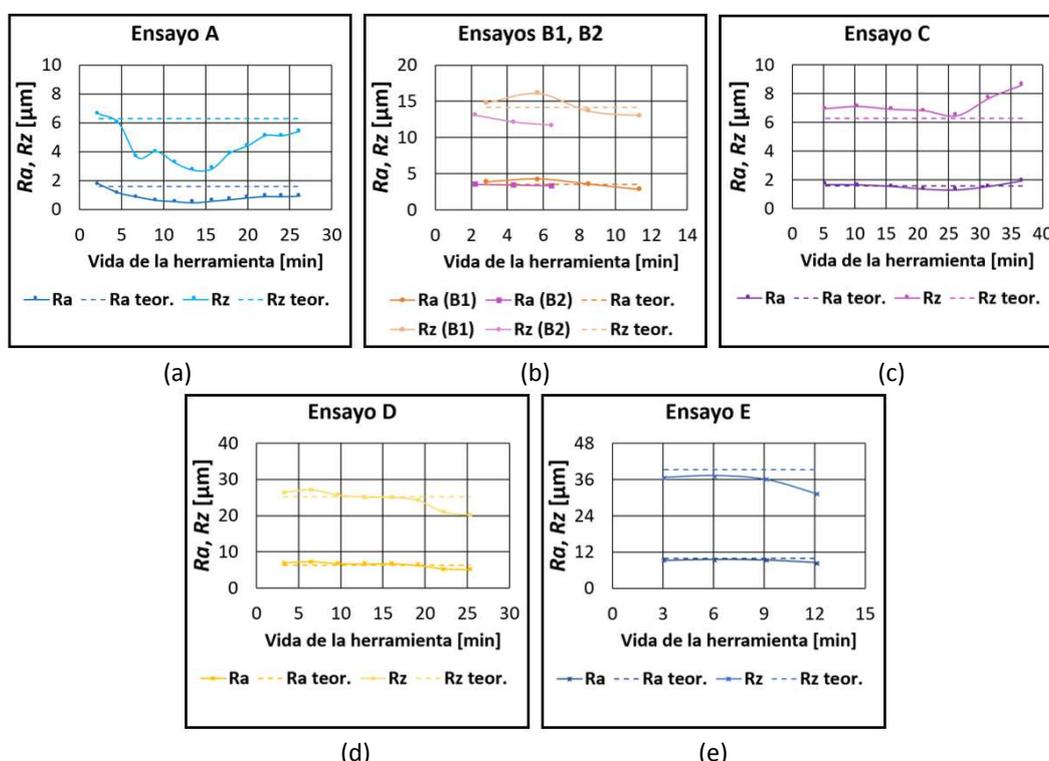


Fig. 5.13. Valores de rugosidad en Inconel® 718 con taladrina y CO₂. (a) Prueba A. (b) Pruebas B1 y B2. (c) Prueba C. (d) Prueba D. (e) Prueba E.

Por otro lado, el uso de la refrigeración por CO₂, a diferencia de las pruebas con Nimonic® C-263, sí mejoró la rugosidad del mecanizado en comparación con la refrigeración con taladrina. Además, las pruebas A, C y D mostraron una vida útil adecuada de la herramienta, aunque mediante el empleo de velocidades de corte más bajas que resultan en tasas de eliminación de material también menores que con el Nimonic® C-263.

Análisis del desgaste en función del tipo de refrigerante

Para comparar el efecto del tipo de refrigerante en la vida de la herramienta, se realizaron las pruebas G1 y G2. La prueba G2, en la que se utilizó CO_2 , tuvo una vida útil de la herramienta mucho más corta debido a la rotura del filo de corte. Para analizar los mecanismos de desgaste y fractura con diferentes refrigerantes, se examinaron los filos de corte mediante técnicas de microscopía.

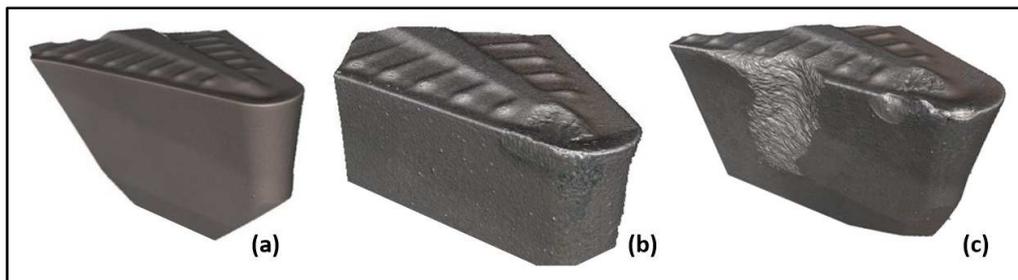


Fig. 5.14. Imágenes 3D de los insertos. (a) Herramienta nueva. (b) Herramienta desgastada con taladrina. (c) Herramienta desgastada con CO_2 .

La Fig. 5.14 muestra las superficies tridimensionales de los insertos, obtenidas utilizando una lente de 5 aumentos con el sistema óptico Alicona Infinite Focus G5 para la medición 3D. La Fig. 5.14 (a) muestra un inserto nuevo. La Fig. 5.14 (b) muestra la profundidad del desgaste en el inserto G1 (utilizando taladrina): no hay filo recrecido, ni desgaste de cráter. La Fig. 5.14 (c), utilizando CO_2 , muestra la plaquita G2: se aprecia filo recrecido, filo astillado, rotura de filo, desgaste en el rompevirutas y una zona anómala de desgaste mecánico.

En la Fig. 5.15 se muestra una serie micrográficas de la cara de desprendimiento de esta misma placa G2. La Fig. 5.15. (c) muestra material adherido en las zonas c1 y c2. La zona c3 muestra la matriz de CW al descubierto debido al roce del material, mientras que el punto c4 muestra una zona del recubrimiento sin alteración.

Las Figs. 5.15 (d), (e) y (f) muestran el astillado del filo de corte en la zona b1. Se observa el material adherido en d1 y, en sucesivas ampliaciones, láminas de material en el filo, en f1 y el metal duro al descubierto en f2. Las Figs. 5.15 (g) y (h) muestran la amplia zona de astillado b2, en la que se distingue material adherido en g1. La zona g2 es una zona

astillada en el límite entre las caras de desprendimiento e incidencia. Se puede observar el CW en el punto h2 y escamas de material adherido en el punto h1.

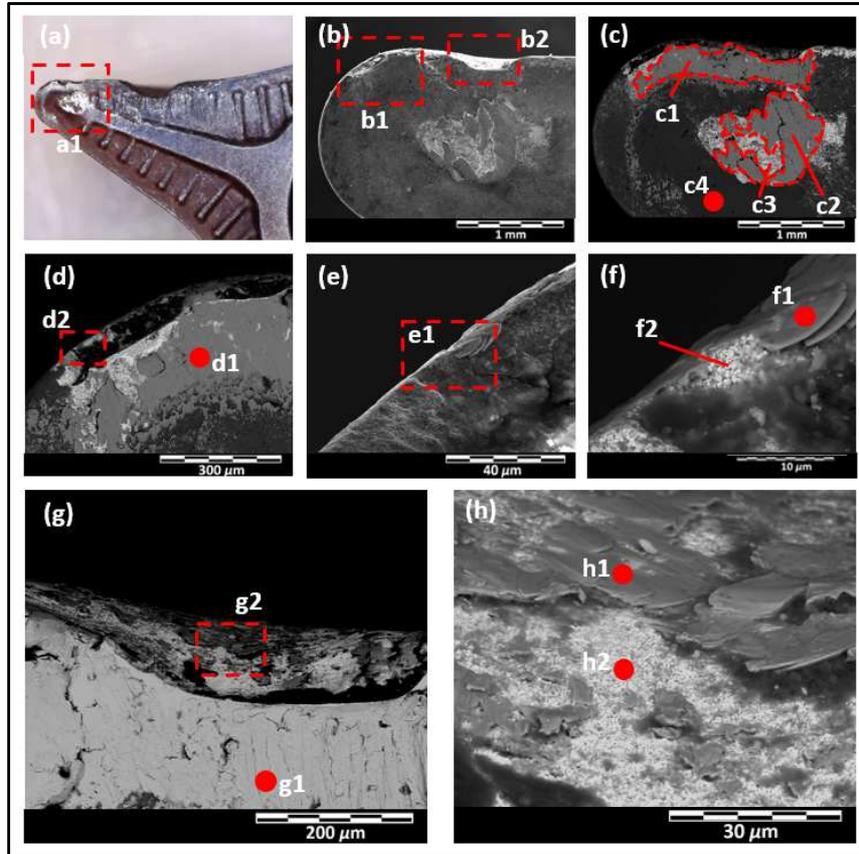


Fig. 5.15. Nimonic® C-263 CO₂.

Tabla 5.4. Punta del inserto, análisis cuantitativo. Porcentaje en peso y atómico.

Element	c1, c2, d1, f1, g1, h1		C3, f2, h2		C4	
	W.%	A.%	W.%	A.%	W.%	A.%
O	-	-	7.33	32.59	-	-
N	-	-	-	-	21.15	43.89
Al	0.66	1.35	-	-	18.52	19.95
Ti	2.38	2.76	0.45	0.67	48.08	29.17
W	-	-	71.15	27.54	-	-
Co	19.89	18.69	7.15	8.63	-	-
Ni	53.24	50.22	7.83	9.50	-	-
Cr	21.07	22.44	3.02	4.13	11.94	6.67

La Tabla 5.4 muestra las composiciones de estos puntos. Los puntos c1 y c2 muestran la composición mayoritaria en níquel, cobalto y cromo, propios del Nimonic® C-263. El punto c3 muestra la predominancia de tungsteno y en el punto c4 destaca la composición en nitrógeno, aluminio y titanio del recubrimiento.

La Fig. 5.16 muestra una serie de mapas EDX en los que se identifican diferentes zonas del inserto G2, diferenciadas por colores según los elementos identificados en la cara de incidencia.

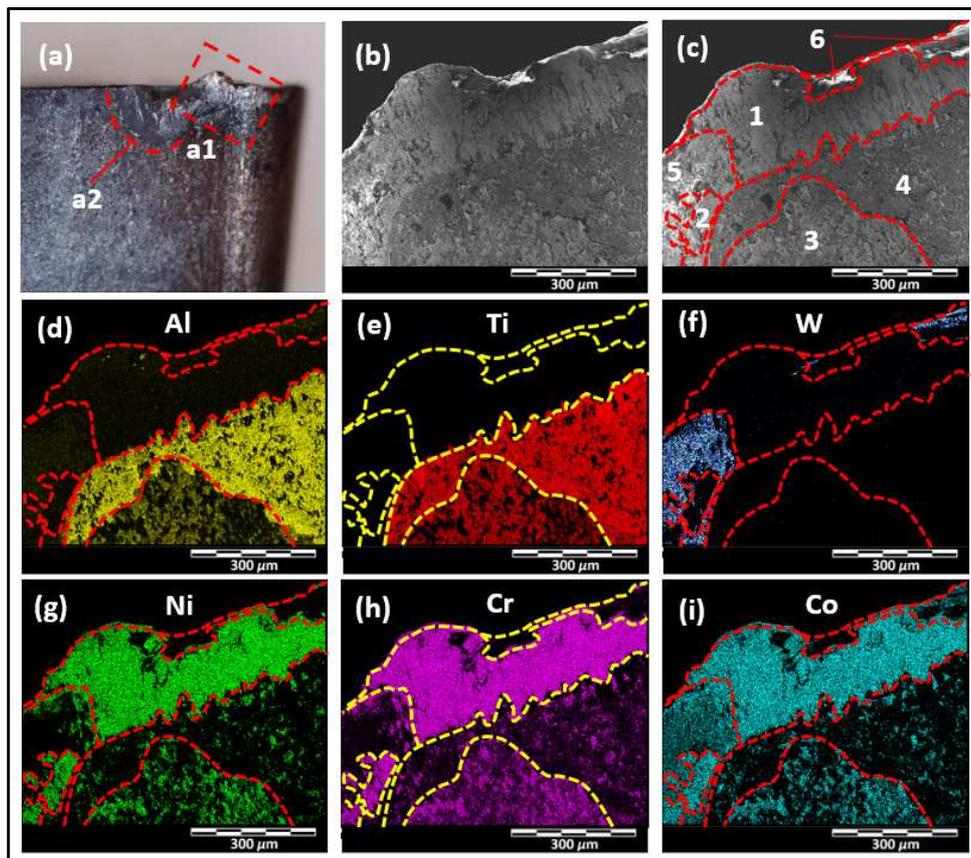


Fig. 5.16. Mapas EDX, punta de la herramienta y cara del flanco (Nimonic® C-263 con CO₂).

La Fig. 5.16 (a) muestra la punta de la plaquita en la cara del flanco. En la zona marcada como a1, se observa una zona de filo recrecido y algunas zonas de astillado del filo. La zona a2 representa la rotura del filo que provoca el final de la prueba. La Fig. 5.16 (b) muestra la micrografía de la zona a1, que es la cara del flanco de la punta cuando se utiliza CO₂. Las Figs. 5.16 (d) y (e) muestran la presencia de aluminio y titanio debido a los elementos de recubrimiento (zonas 3 y 4); pero, justo encima, en la zona 1 (Figs. 5.16 (g), (h) e (i)) aparecen los principales componentes de Nimonic® C-263, níquel, cromo y

cobalto. También se observa el filo recrecido del filo. La Fig. 5.16 (f) muestra el tungsteno, zonas en las que el inserto ha sufrido fractura de filo y astillamiento.

Por el contrario, la Fig. 5.17 detalla los mapas EDX en los que se identifican diferentes zonas del inserto G1, mecanizado con taladrina. La Fig. 5.17 (a) muestra la punta de la plaquita en la cara del flanco. En la zona a1 se observa un desgaste uniforme sin filos recrecidos. El número de regiones identificadas es menor que en la plaquita G2, lo que sugiere que se trata de un proceso más noble. La zona 1 muestra la zona de desgaste del filo. Las Figs. 5.17 (g), (h) e (i) muestran la presencia de los principales componentes de Nimonic® C-263, níquel, cromo y cobalto. Por debajo, en las zonas 2, 3 y 4 se mantiene el recubrimiento, como confirma la presencia de aluminio y titanio (Figs. 5.17 (d) y (e)).

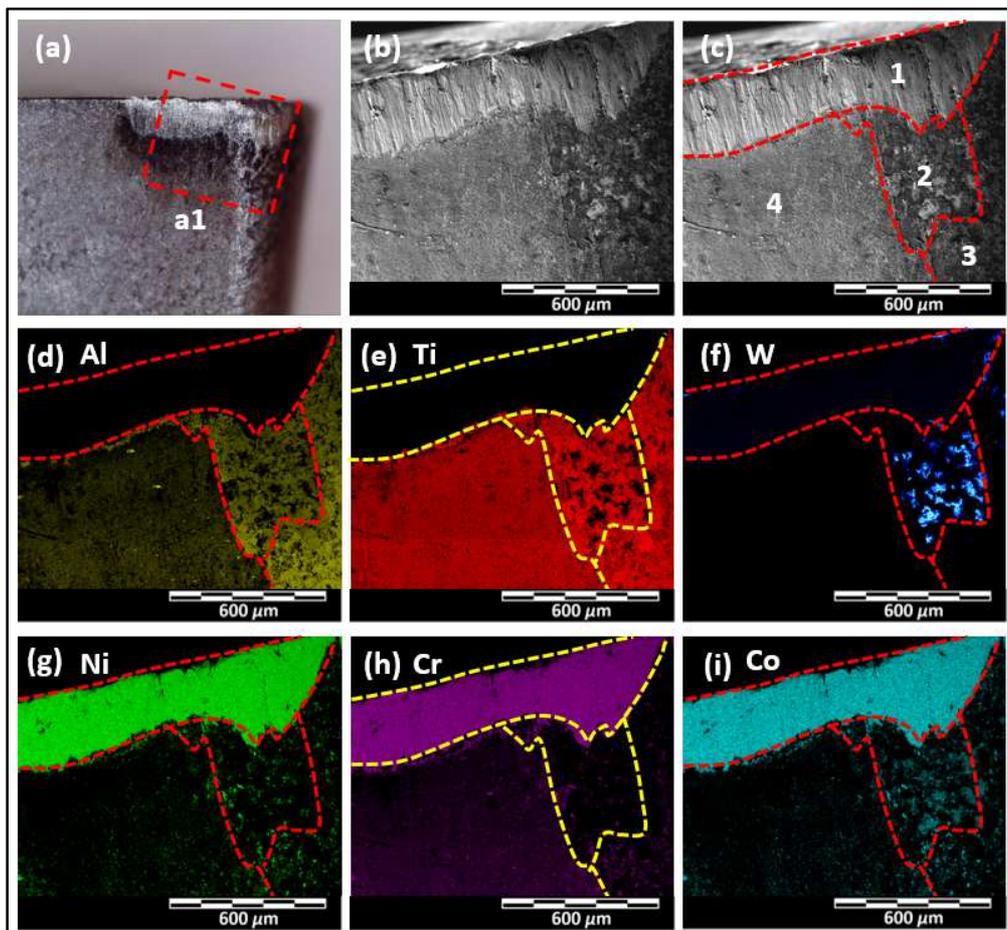


Fig. 5.17. Mapas EDX, punta de la herramienta y cara del flanco (Nimonic® C-263 con taladrina).

Las diferencias entre las plaquitas G1 y G2 parecen claras. Mientras que la plaquita G1 sólo muestra una zona de desgaste adhesivo bien definida, la G2 sufre muchas roturas

en el filo de corte y material acumulado. La falta de lubricación parece ser la causa más probable de este tipo de desgaste, ya que la presión y el calentamiento entre el material de la plaquita y el material mecanizado provocan soldaduras, es decir, aristas acumuladas. Estas son el origen de las posteriores roturas de filo, ya que éste se sobrecarga y pierde su capacidad de corte.

La Fig. 5.14 (c) muestra un fenómeno de desgaste mecánico no esperado. Como se puede observar en la Fig. 5.18 (a), las picaduras se producen a la derecha del nervio del rompevirutas por lo que el flujo que lo provoca debe provenir de la zona de corte que es hacia donde está enfocado el chorro de gas. Además, en el filo contrario (por encima del nervio principal) no se observan picaduras por lo que este fenómeno podría estar relacionado con las condiciones que se ponen de manifiesto en la zona próxima al corte, como la elevada temperatura, por ejemplo. La Fig. 5.18 (b) muestra la erosión del flanco y también indica la misma dirección de impacto. En la Fig. 5.18 (c) se puede ver con detalle las escamas producidas por el arranque de material en cizalladura.

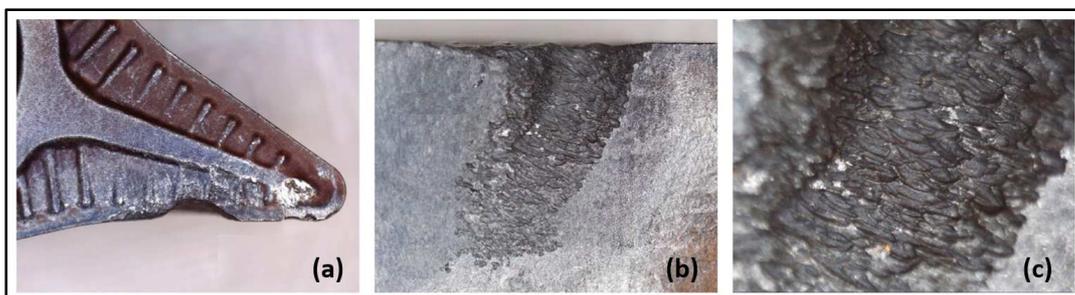


Fig. 5.18. Desgaste abrasivo en el ensayo G2. (a) Cara de desprendimiento. (b) Cara de incidencia. (c) Detalle de la rotura en escamas.

Se ha valorado la posibilidad de que se trate de un efecto similar a la cavitación producida por el CO_2 . El CO_2 se encuentra almacenado a presión, en estado líquido. Al pasar por la tobera el CO_2 se descomprime y pasa a estado gaseoso. El gas puede contener una fracción de partículas en estado líquido o bien que la humedad del ambiente se condense debido al enfriamiento del gas produciendo micro-gotas o incluso partículas sólidas heladas que golpeen la placa a gran velocidad, pero esta opción no parece probable ya que, como hemos comentado, el filo opuesto no presenta daños.

Otra posibilidad es que el gas al impactar con la placa aumente su presión repentinamente debido a la elevada temperatura del filo de corte provocando una rápida expansión muy localizada de algunas partículas, causando la erosión del relativamente frágil material de la placa. Cuando el gas sale por la boquilla se encuentra a 1 bar de presión y -77°C pero el filo de corte puede alcanzar elevadas temperaturas. Si por el efecto que tiene sobre la placa el enfriamiento con CO_2 , el filo estuviera, por ejemplo, tan solo a 0°C el gas se expandiría local e instantáneamente hasta 35 bar (Fig. 5.19), aunque muy probablemente la temperatura de la placa sea muy superior y, por tanto, la expansión del gas también. Estas micro explosiones serían las responsables de la erosión que se presenta en la placa.

Sin embargo, no se han encontrado evidencias que puedan probar estas teorías. Se ha instalado una cámara en el interior del torno para poder observar el proceso de corte.

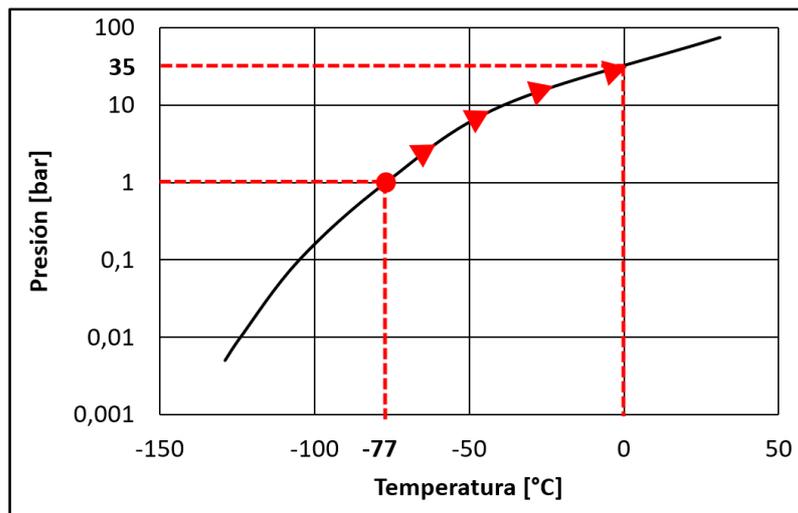


Fig. 5.19. Relación Temperatura-Presión de vapor de CO_2 .

La Fig. 5.20 presenta algunos efectos interesantes debidos al mecanizado criogénico. Se observa que la erosión se puede producir por el propio rozamiento de la viruta, ya que tanto la rotación de la barra como el flujo de gas empujan la viruta hacia la plaquita produciendo arañazos. A veces, cuando no hay una buena evacuación, la viruta entra por debajo de la plaquita (Fig. 5.20 (c)), por delante del corte, en el limitado espacio existente entre la pieza y la plaquita, produciendo un surco que se erosiona progresivamente a medida que se va cortando material (Fig. 5.20 (d)).

Algunos trabajos como [Supekar et al. 2012] o el ya mencionado de Khanna [Khanna et al. 2021], han puesto de manifiesto el gran enfriamiento producido por el CO₂ en su expansión debido al efecto Joule-Thompson, por el que se elimina calor por evaporación súbita. Este enfriamiento estaría relacionado con la fragilización de la viruta en el caso de materiales dúctiles. Este hecho también es referido en [Shokrani et al. 2016] en el fresado de aleación de titanio. En [Krolczyk et al. 2019] realizaron una exhaustiva revisión bibliográfica sobre alternativas a la refrigeración convencional y, entre las ventajas de la refrigeración criogénica, destacaron también la mejora de la rotura de viruta, la reducción de la rugosidad superficial y el aumento de la vida útil de la herramienta. A pesar de estos estudios, en este caso la forma tubular de las virutas hace que tengan cierta rigidez durante la expulsión y no sean propensas a desviarse en otra dirección debido al chorro de CO₂. Las virutas producen un martilleo sobre la plaquita que produce una pérdida progresiva de material. La investigación de Yildirim [Yildirim et al., 2020] también confirmó las dificultades de evacuación de la viruta en el torneado criogénico, donde se formaban virutas mal cortadas que no se rompían con regularidad, quedaban adheridas a la pieza y, por tanto, no podían ser evacuadas de la zona de corte.

Por otro lado, cambiar la orientación del chorro de CO₂ no es una opción beneficiosa ya que existen estudios [López de Lacalle et al., 2006] que certifican una mayor durabilidad de los filos de corte al recibir el flujo de lubricante en un ángulo de 45° sobre la cara de desprendimiento, ya que disminuye la temperatura y reduce la fricción. Otros autores como el citado Klocke [Klocke et al. 2012] afirman que el medio criogénico mejora la conducción del calor a través de la herramienta de corte y disipa mejor el calor. También ha sugerido los efectos positivos de un fluido refrigerante a alta presión en relación con la teoría de la burbuja de vapor, o teoría de la barrera de vapor planteada anteriormente en [Kaminski and Alvelid, 2000]. Según esta teoría, el fluido refrigerante se evapora al entrar en contacto con la zona de corte caliente, generando una barrera con una presión de vapor que impide que el filo de corte se enfríe correctamente. Pero utilizando un fluido de corte a mayor presión, esta barrera de vapor se rompería y el filo de corte se enfriaría más eficazmente. Además, el impacto del chorro entre la superficie de la plaquita y la viruta provoca un menor radio de curvatura de la viruta y, por tanto, una menor superficie de contacto, menor fricción y mayor fraccionamiento.

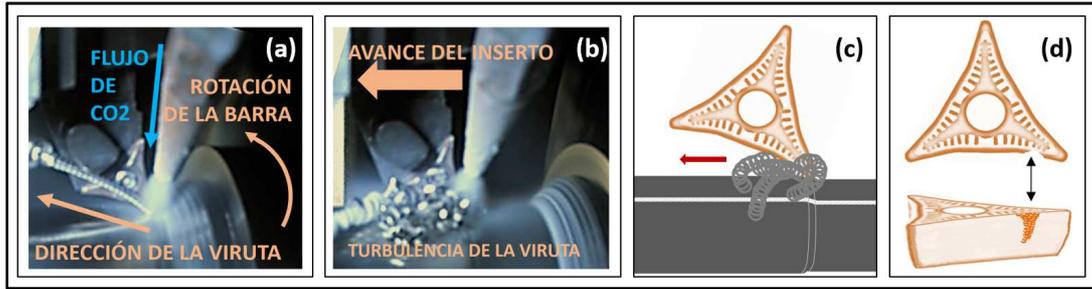


Fig. 5.20. Interferencia entre la viruta y la plaquita en el mecanizado con CO₂. (a) Expulsión de viruta en forma tubular. (b) Expulsión caótica de la viruta. (c) Diagrama esquemático de la acumulación de viruta entre la plaquita y la pieza. (d) Representación de la zona dañada.

Aunque algunos trabajos [Kim et al., 2014] describen las condiciones de disolución del aglomerante de cobalto en ácido o el de Wentzel y Allen [Wentzel and Allen, 1995], que explican la debilidad del aglomerante de cobalto en comparación con los grados de níquel-cromo-cobalto y níquel-cromo frente a las condiciones de abrasión y corrosión, este tampoco parece ser el caso aquí, ya que no hay pruebas de corrosión. En cambio, la erosión mecánica parece ser el mecanismo clave.

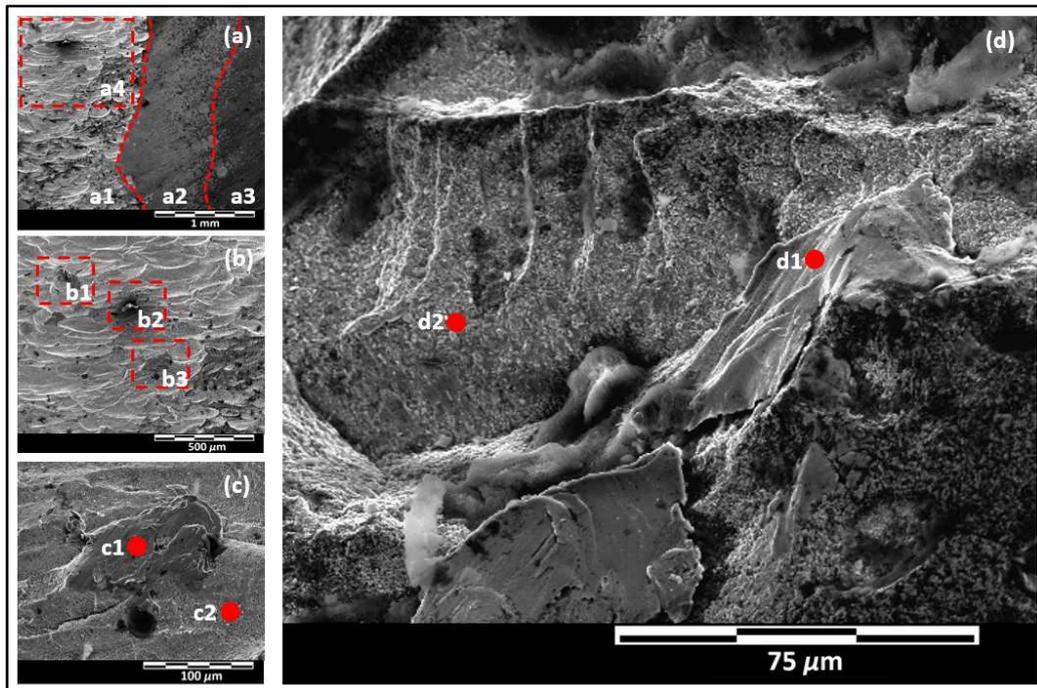


Fig. 5.21. Micrografías de la zona de erosión debida al impacto de la viruta en la cara del flanco. (a) Erosión en la cara del flanco. (b) Ampliación de la erosión del flanco con incrustaciones de partículas. (c) Incrustación de partículas de Nimonic® C-263 dentro de la matriz de CW. (d) Adhesión de material entre las caras de flanco y de desprendimiento.

La Fig. 5.21 muestra la erosión en la cara del flanco. Las zonas a1, a2 y a3 en la Fig. 5.21 (a) son zonas de erosión, zona mixta y zona de no erosión respectivamente. En las zonas b1, b2 y b3 se detectan inclusiones de material. Las Figs. 5.21 (c) y (d) muestran inclusiones en los puntos c1 y d1, cuya composición corresponde a los componentes de Nimonic® C-263. Esto se detalla en la Tabla 5.5.

Básicamente, los puntos c2 y d2 pertenecen a la matriz de conglomerado de carburo (con fuerte presencia de W). También hay incrustaciones de superaleación, tanto en el flanco como en la cara de desprendimiento, que, combinadas con la direccionalidad de la viruta (y la ausencia de lubricación) sugieren que la erosión se debe al martilleo de la viruta sobre la plaquita.

Tabla 5.5. Zona de abrasión Nimonic® C-263, análisis cuantitativo. Porcentaje en peso y atómico.

Element	c1		c2		d1		d2	
	W.%	A.%	W.%	A.%	W.%	A.%	W.%	A.%
C	-	-	8.24	52.54	-	-	8.85	55.45
W	1.90	0.61	80.92	33.71	3.48	1.12	81.59	33.4
Co	18.98	18.89	7.69	10.00	18.73	18.84	4.74	6.05
Ni	49.03	48.96	-	-	47.81	48.27	1.03	1.33
Cr	19.46	21.94	1.34	1.97	19.55	22.29	0.87	1.26

En la Fig. 5.22 (a) se muestra la fotografía de la zona de erosión en la cara de desprendimiento del inserto. La Fig. 5.22 (b) es una micrografía de la zona marcada como a1. En la Fig. 5.22 (c) las áreas 1, 2 y 3 indican la presencia de material procedente del metal mecanizado debido a la presencia de elementos mayoritarios de la composición de Nimonic® C-263, níquel, cromo y cobalto (Figs. 5.22 (g), (h) e (i)). Además, a lo largo de la línea de puntos marcada como zona 4, se pueden observar puntos que revelan la presencia de estos mismos elementos.

La zona de impacto de la viruta es la cara de incidencia, pero el filo también se ha ido desgastando en forma de pequeñas lascas en esa zona debido a la evacuación de viruta. El área 5 muestra los restos de la capa de recubrimiento en la que hay presencia de titanio y aluminio (Figs. 5.22 (d) y 5.22 (e)). Por último, el área 6 es la mayoritaria en esta

zona de erosión. En ella se puede ver la presencia mayoritaria de tungsteno que conforma el material base del inserto (Fig. 5.22 (f)). Además, se detecta también cobalto como material aglutinante del inserto. En las zonas 1, 2 y 3 también están presentes estos elementos al tratarse de una zona mixta. En la parte izquierda de la zona 1, la proporción de cobalto es mayor ya que se trata de material adherido cuya composición en cobalto es superior a la del inserto.

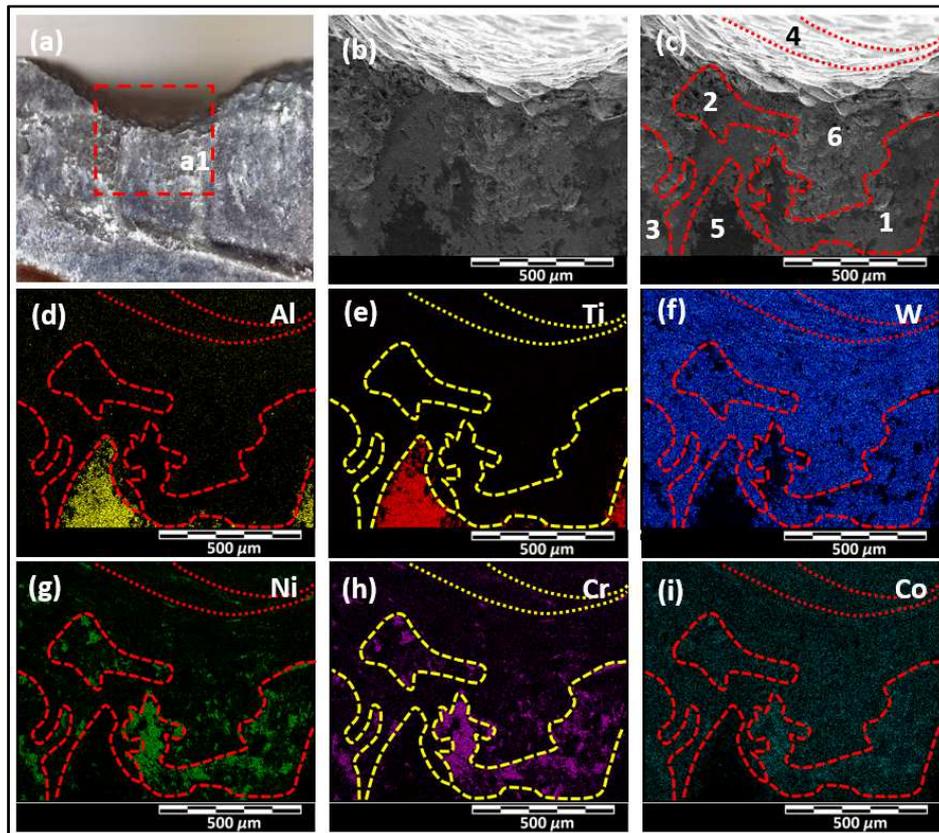


Fig. 5.22. Mapas EDX de la zona de erosión debida al impacto de la viruta en la cara de desprendimiento.

La Fig. 5.23 detalla los mapas EDX de la punta del inserto en el corte de Inconel® 718 con taladrina, en los que se identifican diferentes zonas del inserto B1. La Fig. 5.23 (a) muestra la punta de la plaquita en la cara del flanco. En la zona 1 se observa el desgaste típico redondeado en forma de cráter con crestas redondeadas de material adherido. Las Figs. 5.23 (g), (h) e (i) muestran la presencia de los principales componentes de Nimonic® C-263, níquel, cromo y cobalto en la zona del cráter. Pero la Fig. 5.23 (f) denota la presencia de tungsteno en esa zona. Esto no ocurría en el caso del Nimonic® C-263 lo cual es una prueba del desgaste profundo, tipo cráter y no superficial.

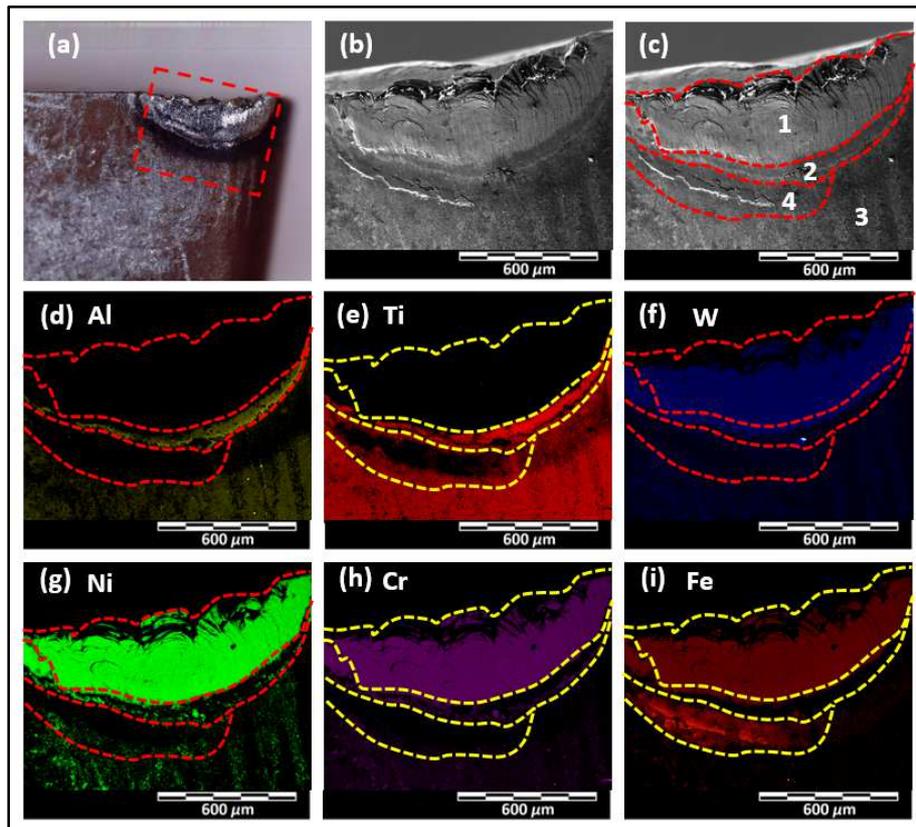


Fig. 5.23. Mapas EDX, punta de la herramienta y cara del flanco (Inconel® 718 con taladrina).

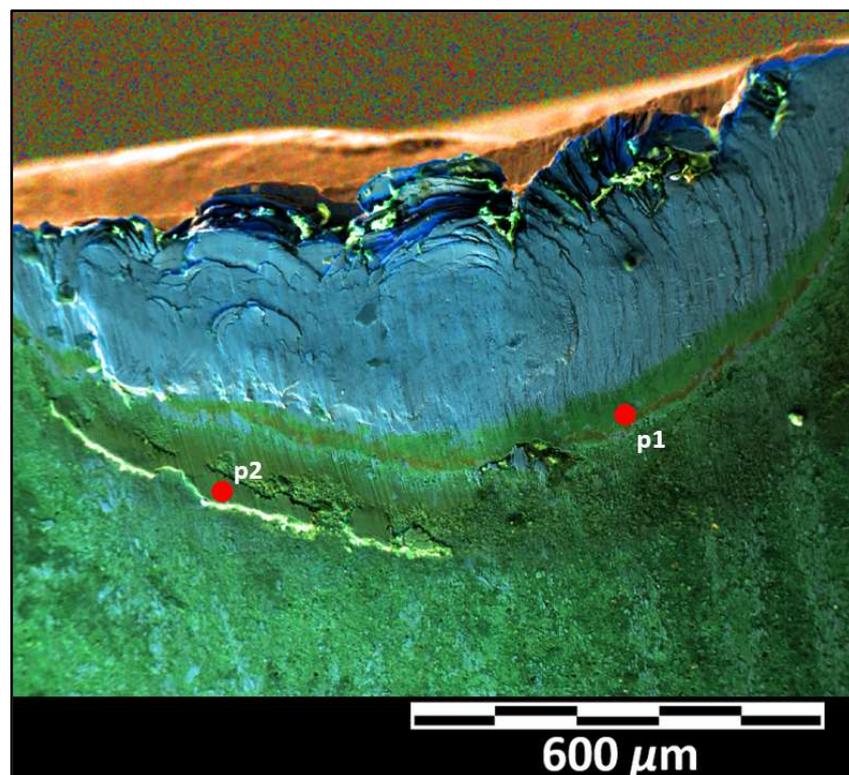


Fig. 5.24. Punta de la herramienta. Inconel® 718 con taladrina.

En las Figs. 5.23 (d) y (e) se aprecian las zonas 2 y 3 en las que se mantiene el recubrimiento, como confirma la presencia de aluminio y titanio. Pero la zona 2 es una

zona de afección térmica, que no aparece en las micrografías de Nimonic® C-263, o al menos no de forma tan evidente debido a no ser un proceso tan agresivo. La Fig. 5.23 (i) muestra la zona 4, en la que predomina el componente de hierro por encima del níquel y el cromo.

En la Fig 5.24 se observa el inserto con mayor detalle. Se analizan los puntos p1, de la zona 2 y p2, de la zona 4, cuyos resultados se muestran en la Tabla 5.6.

Tabla 5.6. Zona de afectación térmica Inconel® 718 con taladrina, análisis cuantitativo. Porcentaje en peso y atómico.

Element	p1		p2	
	W.%	A.%	W.%	A.%
Al	40.05	54.72	0.91	0.93
Ti	18.83	14.49	0.48	0.28
O	-	-	34.05	58.9
Mg	4.81	7.3	2.2	2.51
P	-	-	12.15	10.85
Ca	-	-	10.19	7.04
Zn	-	-	4.59	1.94
Fe	1.62	1.07	34.96	17.32
Ni	5.07	3.18	-	-
Cr	24.01	17.02	-	-
Nb	5.6	2.22	-	-

El análisis en el punto p1 muestra, al margen de los componentes del recubrimiento, una alta concentración de cromo y bajas concentraciones de hierro y níquel. El análisis en el punto p2 muestra altas concentraciones de hierro y oxígeno, lo que sugiere la presencia de óxidos de hierro, pero no muestra níquel ni cromo. En [Zou et al., 2019] se comenta la facilidad de oxidación del níquel y del hierro y la aparición de óxidos en la zona límite de contacto entre el material y la herramienta (pero no en la zona de desgaste), debido a la presencia de oxígeno del aire y la elevada temperatura del mecanizado. Estos óxidos son materiales blandos que se eliminan con facilidad debido

a las fuerzas de cizallamiento producidas en el corte. Los resultados parecen indicar que en límite de contacto el níquel se ha oxidado y ha desaparecido y una capa de óxidos de hierro está siendo arrastrada fuera de la zona de corte mientras el cromo tiene mayor resistencia a la oxidación y permanece en la zona de afectación térmica.

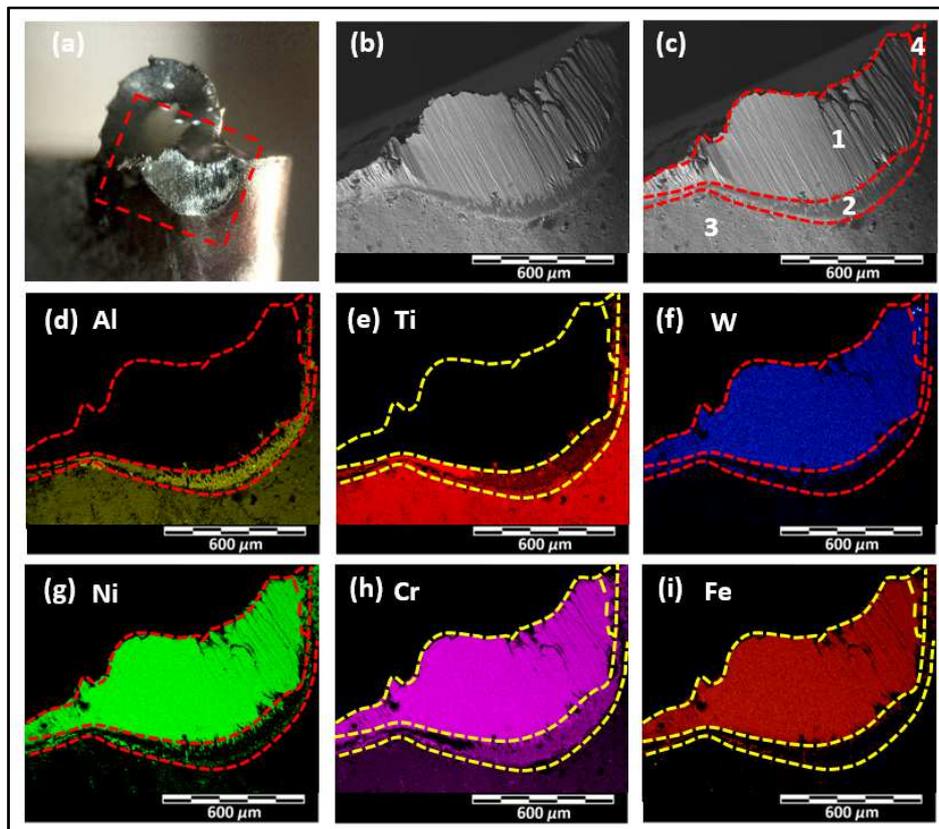


Fig. 5.25. Mapas EDX, punta de la herramienta y cara del flanco (Inconel® 718 con CO₂).

La Fig. 5.25 (a) muestra la punta de la plaquita B2, mecanizada con CO₂, en la cara del flanco. En las zonas 1 y 4, se observa el material acumulado y las líneas direccionales que marcan la falta de resistencia sufrida al final por el filo, con un gran desgaste. Las Figs. 5.25 (f), (g), (h) e (i) muestran la presencia de tungsteno, níquel, cromo y cobalto. Al igual que el caso anterior, el tungsteno se muestra presente en el material adherido dando muestra de la profundidad del desgaste de cráter. Las zonas 2 y 3 muestran el recubrimiento con la presencia de aluminio y titanio en las Figs. 5.25 (d) y (e). La zona 2 de afectación térmica no muestra la presencia de hierro tan acusada y sí la de cromo.

En la Fig 5.26 se observa el inserto con mayor detalle. Se analiza el punto p1, de la zona 2, cuyo resultado se muestra en la Tabla 5.7.

El análisis en el punto p1 muestra una alta concentración de cromo y bajas concentraciones de hierro y níquel, al igual que ocurría con el inserto utilizado con taladrina.

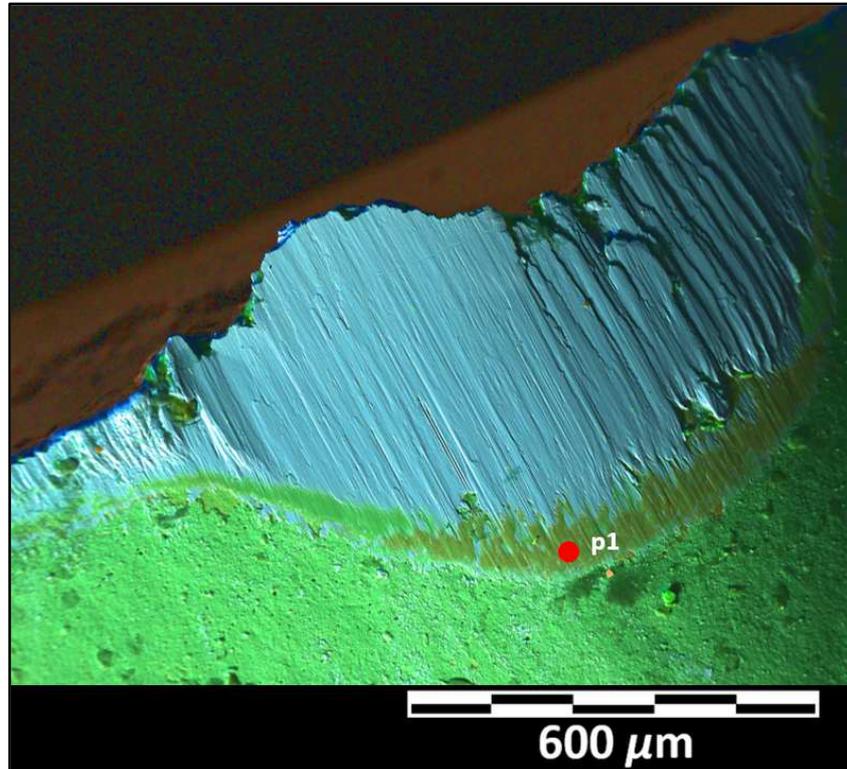


Fig. 5.26. Punta de la herramienta. Inconel® 718 con CO₂.

Tabla 5.7. Zona de afectación térmica Inconel® 718 con CO₂, análisis cuantitativo. Porcentaje en peso y atómico.

Element	p1	
	W.%	A.%
N	5.38	10.67
Al	21.4	22.04
Ti	24.44	14.18
O	19.77	34.33
Mg	7.45	8.51
Ni	1.12	0.53
Cr	15.43	8.24
Nb	5.01	1.5

El inserto B2 de Inconel® 718 también ha sufrido el mismo desgaste lateral abrasivo que el inserto G2 de Nimonic® C-263, aunque en un grado menor de magnitud. La Fig. 5.27 muestra algunas micrográficas de la zona afectada por el martilleo de viruta.

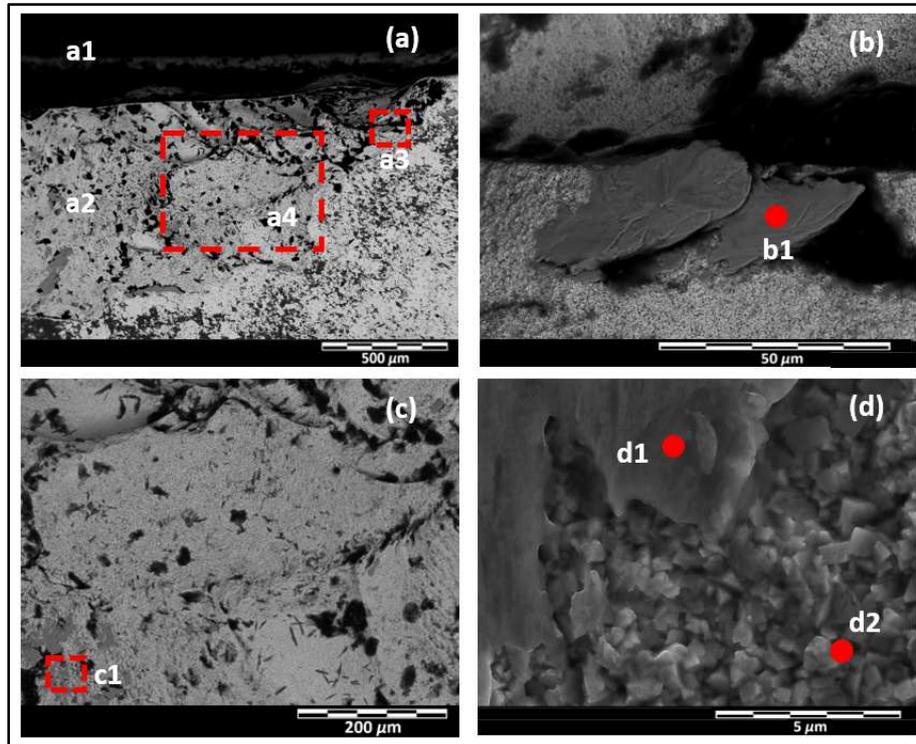


Fig. 5.27. Micrográficas de la zona de erosión debida al impacto de la viruta en la cara del flanco.

Tabla 5.8. Zona de abrasión Inconel® 718, análisis cuantitativo. Porcentaje en peso y atómico.

Element	b1		d1		d2	
	W.%	A.%	W.%	A.%	W.%	A.%
C	-	-	-	-	11.57	63.06
Al	0.94	2.04	0.58	1.29	-	-
Ti	0.91	1.11	0.81	1.02	-	-
W	1.04	0.33	4.08	1.33	79.23	28.20
Co	-	-	-	-	2.21	2.45
Fe	16.76	17.58	15.94	17.08	0.33	0.38
Ni	52.19	52.07	52.86	53.89	1.07	1.20
Cr	18.52	20.86	17.54	20.19	1.04	1.31
Nb	5.83	3.68	5.01	3.23	-	-

La zona a1 en la Fig. 5.27 (a) pertenece a la cara de desprendimiento, mientras que la zona a2 pertenece a la cara de incidencia. El punto b1 muestra algunas escamas de material adherido en la zona a3. Los puntos d1 y d2 muestran material adherido y matriz de CW, respectivamente, en las zonas a4 y c1 sucesivamente ampliadas. La composición de estos tres puntos se muestra en la Tabla 5.8. Es importante encontrar incrustaciones de Inconel® 718 en esta zona para corroborar que la causa de la abrasión es el martilleo del material.

Aplicación de la ecuación de Taylor

Aunque es conocido que la aplicación de la ecuación de Taylor presenta inexactitudes producidas por los procesos de degradación del material del inserto por efecto de la temperatura, y que es necesario un aporte grande de datos para obtener una buena respuesta, su aplicación puede aportar una aproximación a tener en cuenta en la estimación de la vida útil. La Ec. 5.3 muestra la conocida ecuación de Taylor donde se ha despejado el tiempo como incógnita.

$$t = m \cdot V_c^a \cdot f^b \cdot a_p^c \quad (\text{Ec. 5.3})$$

En los ensayos realizados no se dispone de una gran cantidad de datos para la aplicación de la ecuación. Para calcular el valor de los 4 coeficientes se puede resolver mediante 4 ensayos de tiempo de vida útil con los que despejar las incógnitas, pero tampoco se dispone de datos suficientes si se pretende poder realizar una comprobación o validación posterior. Un modo alternativo es realizar con los datos disponibles un ajuste como el mostrado en el modelo de desgastes de la subsección 4.2.4. Para ello se realiza un ajuste de tipo potencial agrupando en la abscisa la multiplicación de los parámetros de corte, elevando dos de ellos a un exponente cada uno. Dando valores a estos dos exponentes hasta maximizar en coeficiente de determinación R^2 se obtiene una ecuación cuya pendiente es la m que se busca y el exponente general se debe multiplicar por los exponentes individuales para obtener los coeficientes finales.

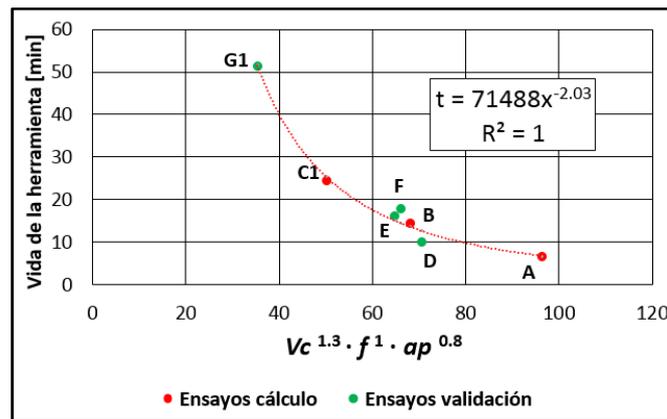


Fig. 5.28. Ajuste de la curva para VB = 0 mm, Nimonic® C-263.

Tabla 5.9. Coeficientes de la Ec. 5.3 de Taylor, Nimonic® C-263, tiempo real, tiempo calculado y error.

<i>m</i>	<i>a</i>	<i>b</i>	<i>c</i>
71488	-2.639	-2.03	-1.624
Ensayo	t real	t calc.	Error %
A	6.5	6.7	3.2
B	14.5	13.6	6.0
C1	24.5	25.3	3.6
D	10.1	12.7	25.9
E	16.1	15.1	6.3
F	17.8	14.4	19.1
G1	51.3	51.5	0.5

La Fig. 5.28 muestra el ajuste de los datos de tiempo de vida útil de los ensayos A, B y C1 realizados en Nimonic® C-263. También se muestran los ensayos D, E, F y G1 que no forman parte del ajuste.

La Tabla 5.9 muestra los coeficientes de la Ec. 5.3 calculados a partir del ajuste. Además se muestran los tiempos reales de los ensayos así como los tiempos calculados mediante los coeficientes obtenidos y el error relativo. Como se puede observar, los errores de los ensayos E y G1 son muy bajos mientras que los errores de los ensayos D y F son más considerables. Ambos ensayos se han realizado con altas velocidades de corte.

La Fig. 5.29 muestra el ajuste de los datos de tiempo de vida útil de los ensayos A, B1 y C realizados en Inconel® 718. También se muestran los ensayos D y E que no forman parte del ajuste.

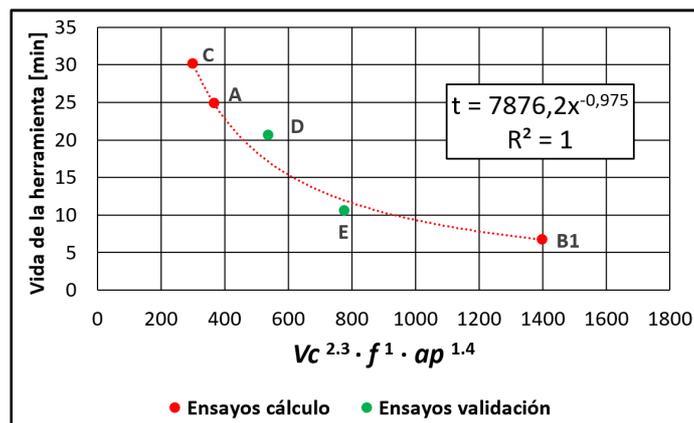


Fig. 5.29. Ajuste de la curva para VB = 0 mm, Inconel® 718.

Tabla 5.10. Coeficientes de la Ec. 5.3 de Taylor, Inconel® 718, tiempo real, tiempo calculado y error.

<i>m</i>	<i>a</i>	<i>b</i>	<i>c</i>
7876.2	-2.243	-0.975	-1.365
Ensayo	t real	t calc.	Error %
A	24.9	24.9	0.03
B1	6.7	6.8	0.27
C	30.2	30.3	0.38
D	20.7	17.2	16.88
E	10.6	12.0	12.66

La Tabla 5.10 muestra los coeficientes de la Ec. 5.3 calculados a partir del ajuste. Además se muestran los tiempos reales de los ensayos así como los tiempos calculados mediante los coeficientes obtenidos y el error relativo. Como se puede observar, los errores de los ensayos D y E son mayores que los de los ensayos A, B1 y C (con los que se ha calculado la ecuación), pero no son errores demasiado elevados.

5.1.3 Variación del ángulo de posición

Duración de los insertos

En esta parte del trabajo se planteaba la realización de ensayos de vida útil en Inconel® 718 bajo 2 condiciones de corte distintas, pero utilizando 3 ángulos de posición diferentes para estudiar la influencia que puede tener (Ver Tabla 3.7).

La Fig. 5.30 muestra la evolución del desgaste del flanco en ambas condiciones. Se observa que los ensayos bajo la Condición 2 muestran en general una mayor duración de la herramienta que los de la Condición 1. Así, si en la Condición 2 de corte, el avance y la profundidad de pasada disminuyen respecto a la Condición 1, se puede afirmar que su efecto simultáneo disminuye la durabilidad de la herramienta de forma más importante que la velocidad de corte.

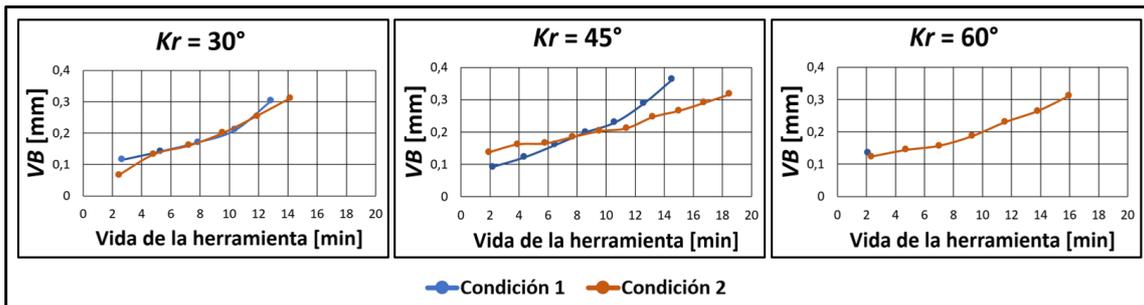
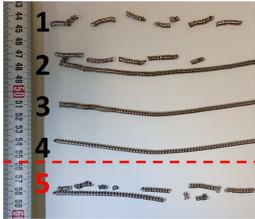
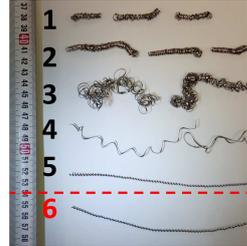
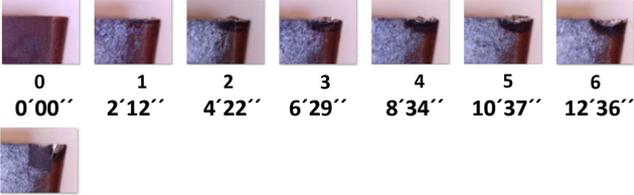
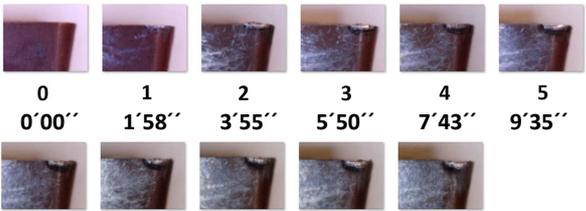


Fig. 5.30. Duración de la herramienta (condiciones 1 y 2).

La Tabla 5.11 muestra, para cada condición de corte y Kr , el desgaste del flanco tras la finalización de cada intervalo o etapa de corte junto con el tiempo de mecanizado asociado. Además, se muestra la correspondiente duración final hasta alcanzar el criterio de máximo desgaste del flanco y el tiempo medio del intervalo de corte de cada prueba. En todos los ensayos, las herramientas muestran una pronunciada adhesión de material (BUE) especialmente en las primeras etapas de mecanizado. En las etapas finales, también se observa la formación de un desgaste en forma de cráter. A medida que éste se adentra en la plaquita, el efecto del BUE tiende a desaparecer. Para $Kr = 30^\circ$, la vida de la herramienta en ambas condiciones de corte es bastante similar, aumentando apenas un 7,3% para la condición 2. Para $Kr = 45^\circ$, la plaquita en la condición 1 sufre la rotura del filo durante el séptimo intervalo de corte, mientras que la vida de la herramienta para la plaquita en la condición 2 aumenta considerablemente, en un 36,6%. Para $Kr = 60^\circ$, la plaquita en la condición 1 sufre una rotura temprana del filo, mientras que en la condición 2 supera los 15 minutos de mecanizado.

Tabla 5.11. Evolución del desgaste de la herramienta para las condiciones probadas.

Test	Progresión del desgaste	Virutas
<p>Cond. 1</p> <p>$Kr = 30^\circ$</p>	 <p>0 1 2 3 4 5</p> <p>0'00'' 2'41'' 5'18'' 7'53'' 10'24'' 12'52''</p> <p>Descripción: Virutas tubulares cortas al principio y al final del mecanizado y largas en las pasadas intermedias. El tiempo medio por pasada es de 2'34''. El criterio de desgaste se ha alcanzado al finalizar la pasada 5.</p>	 <p>1 2 3 4 5</p>
<p>Cond. 2</p> <p>$Kr = 30^\circ$</p>	 <p>0 1 2 3 4 5 6</p> <p>0'00'' 2'27'' 4'52'' 7'14'' 9'35'' 11'54'' 14'11''</p> <p>Descripción: Virutas helicoidales largas que se van enredando cada vez más. Al final virutas tubulares largas. El tiempo medio por pasada es de 2'22''. El criterio de desgaste se ha alcanzado al finalizar la pasada 6.</p>	 <p>1 2 3 4 5 6</p>
<p>Cond. 1</p> <p>$Kr = 45^\circ$</p>	 <p>0 1 2 3 4 5 6 7</p> <p>0'00'' 2'12'' 4'22'' 6'29'' 8'34'' 10'37'' 12'36'' 14'34''</p> <p>Descripción: Virutas helicoidales cortas y largas mezcladas en la primera pasada y largas a continuación. Al final virutas largas enredadas. El tiempo medio por pasada es de 2'05''. El criterio de desgaste se ha alcanzado al finalizar la pasada 7.</p>	 <p>1 2 3 4 5 6 7</p>
<p>Cond. 2</p> <p>$Kr = 45^\circ$</p>	 <p>0 1 2 3 4 5 6 7 8 9 10</p> <p>0'00'' 1'58'' 3'55'' 5'50'' 7'43'' 9'35'' 11'25'' 13'14'' 15'01'' 16'46'' 18'30''</p> <p>Descripción: Virutas helicoidales largas que se van enredando cada vez más. Al final virutas helicoidales largas y amorfas. El tiempo medio por pasada es de 1'51''. El criterio de desgaste se ha alcanzado al finalizar la pasada 10.</p>	 <p>1 2 3 4 5 6 7 8 9 10</p>
<p>Cond. 1</p> <p>$Kr = 60^\circ$</p>	 <p>0 1</p> <p>0'00'' 2'05''</p> <p>Descripción: Virutas arqueadas cortas. El tiempo medio por pasada es de 2'05''. El criterio de desgaste se ha alcanzado al finalizar la pasada 1.</p>	 <p>1</p>

<p>Cond. 2</p> <p>Kr = 60°</p>	<p>0 0'00''</p>	<p>1 2'22''</p>	<p>2 4'43''</p>	<p>3 7'01''</p>	<p>4 9'19''</p>	<p>5 11'34''</p>	<p>6 13'48''</p>	
	<p>7 16'00''</p> <p>Descripción: Virutas arqueadas cortas en la primera pasada y tubulares cortas en el resto a excepción de la pasada 6 con viruta tubular larga. El tiempo medio por pasada es de 2'17''. El criterio de desgaste se ha alcanzado al finalizar la pasada 7.</p>							

La Fig. 5.31 muestra, en línea discontinua azul, la zona de condiciones de corte recomendadas por el fabricante cuando el ángulo de posición es el estándar de 30°. Los puntos seleccionados en las pruebas se encuentran dentro de la zona recomendada, con avances intermedios y profundidades de corte bajas. Al aumentar el ángulo de posición a 45° y 60°, la zona de trabajo se estrecha, disminuyendo los avances para mantener constantes los espesores de viruta. Debido a esto, los puntos de prueba se sitúan cada vez más hacia el final de la zona de trabajo recomendada, ya que se han realizado sin compensar el avance, por lo que el punto correspondiente a la condición 1 queda fuera de la zona cuando se utiliza un ángulo Kr = 60°, lo que explica la fractura temprana de la plaquita al no resistir el esfuerzo de un espesor de viruta de 0,35 mm. Cuando se utiliza un ángulo de posición Kr = 45°, el punto de la condición 1 se encuentra justo por encima del límite del área recomendada, con un espesor de viruta de 0,28 mm, lo que también conduce a la rotura de la plaquita, aunque no tan rápidamente. Por tanto, se puede afirmar que, para virutas mecanizadas de mayor tamaño, la disminución del ángulo kappa mejora la vida de la herramienta, ya que la sección de la viruta se hace más fina y el filo de corte debe soportar menores esfuerzos por unidad de longitud.

El campo de aplicación es una recomendación del fabricante para todo el grupo de superaleaciones termorresistentes, sin embargo, recientemente estos mismos autores investigaron en otro trabajo [Amigo et al., 2022] la rotura de viruta en el mecanizado de Inconel 718 con herramientas de torneado de alto avance, definiendo el límite de rotura en diferentes condiciones. Por tanto, esta información es complementaria y está basada en datos experimentales obtenidos con los materiales objeto de estudio.

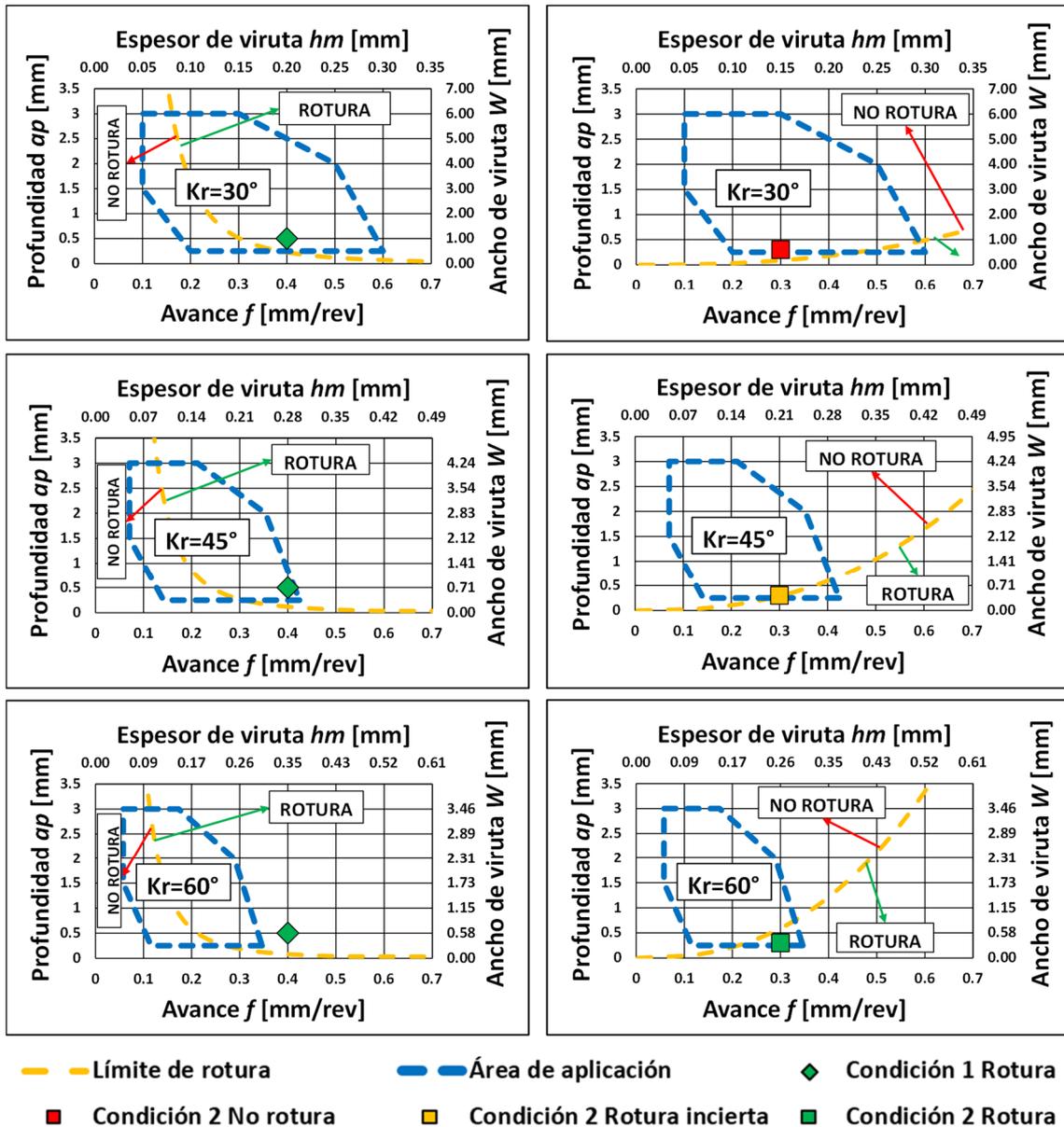


Fig. 5.31. Condiciones de corte recomendadas por el fabricante y límites de fraccionamiento de viruta.

La Fig. 5.31 y la Fig. 5.32 muestran estos límites de rotura en líneas amarillas discontinuas. Como puede observarse, los puntos de la condición 1 se encuentran dentro de la zona de rotura de virutas y las virutas obtenidas tienden a romperse, al menos en las fases iniciales. Posteriormente, las virutas se vuelven continuas, probablemente debido al deterioro del rompevirutas. En el futuro deberían introducirse mejoras en la refrigeración para evitar el deterioro prematuro del rompevirutas. El punto de la Condición 2 con $K_r = 30^\circ$ está fuera de la zona de rotura de viruta y las virutas obtenidas no se rompen correctamente. El punto de la Condición 2 con $K_r = 45^\circ$ está por encima del límite de rotura de viruta y las virutas obtenidas tampoco se rompen correctamente. Finalmente, el punto de la Condición 2 con $K_r = 60^\circ$ está dentro de la zona

de rotura de viruta y las virutas obtenidas se rompen correctamente en casi todas las etapas.

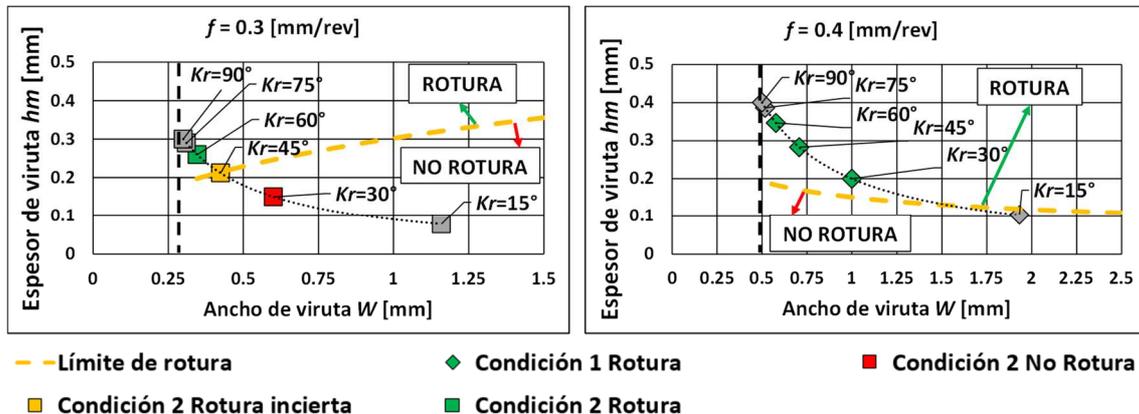


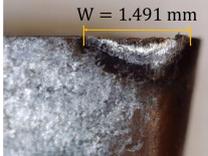
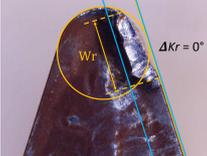
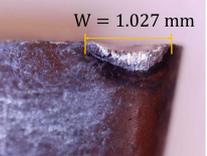
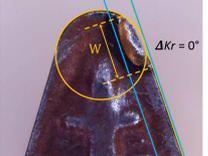
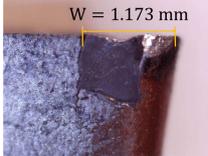
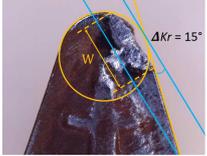
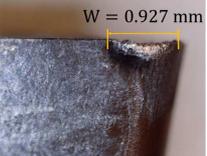
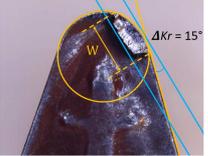
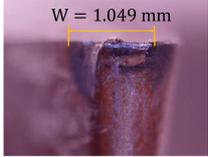
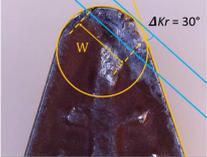
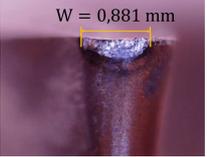
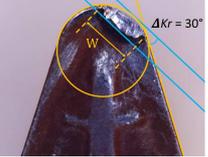
Fig. 5.32. Límite de fraccionamiento de viruta.

La Tabla 5.12 muestra las caras de incidencia en detalle, con las medidas de la anchura de desgaste, así como la cara de desprendimiento al final del mecanizado. En ambos casos en los que aparece la rotura de la herramienta, los espesores de viruta son los mayores, por lo que la rotura se debe a los altos valores de avance y profundidad de corte. Sin embargo, esto no ocurrió en el caso de $kr = 30^\circ$, donde el final de la prueba se produjo por el desgaste del flanco. El espesor de la viruta en este caso fue menor, más favorable. Además, a medida que aumenta kr , hay una menor anchura de desgaste. Esto permite entender por qué, en la condición 1, las plaquitas tienden a fallar antes con una kr más alta: cuanto menor es la longitud comprometida y mayor es el espesor de la viruta (Ecs. 2.4 y 2.5), más esfuerzos por unidad de longitud debe soportar la plaquita. Para virutas más grandes mecanizadas, la disminución del ángulo kappa mejora la vida de la herramienta.

La Tabla 5.12 representa cómo las zonas de desgaste tienden a desplazarse debido a kr . Para $kr = 30^\circ$, la anchura de desgaste es máxima para las dos condiciones estudiadas, ya que el corte está compuesto por la parte redonda del filo de corte y la zona recta. Pero a medida que se incrementa kr con respecto al flanco de la herramienta, la anchura de desgaste se hace más estrecha, ya que el corte se construye únicamente a partir de la parte redonda. La imagen menos intuitiva proviene de $kr = 60^\circ$ en la Condición 1, ya que el fallo de la herramienta se produjo pronto y no se distingue bien la dirección del desgaste. En todos los demás casos, el efecto del ángulo se aprecia claramente. En general, el modo de desgaste dominante es el desgaste del cráter. Esto es especialmente

cierto en los ensayos con la Condición 2. Sin embargo, en estos casos el rompevirutas casi no se ve afectado, mientras que en la Condición 1 el rompevirutas se ve claramente afectado. Los filos de la Condición 2 muestran algunas entallas en los ángulos más grandes, pero desaparecen para $\kappa r = 30^\circ$. Los ángulos más pequeños distribuyen las fuerzas de manera más uniforme a lo largo del filo, reduciendo la tendencia al desgaste por entalladura.

Tabla 5.12. Características de desgaste.

κr [°]	Condición			
	1		2	
	Cara de incidencia	Cara de desprendimiento	Cara de incidencia	Cara de desprendimiento
30				
45				
60				

Influencia del ángulo kappa

Los tiempos de mecanizado medidos revelan que en la Condición 2 la vida de las herramientas es más larga que en la Condición 1. Por otro lado, la relación entre esta vida de la herramienta y el ángulo κr no es directa, la dependencia es variable. En el diseño de los experimentos, no se ha mantenido constante ningún parámetro entre ambos conjuntos de condiciones de corte, por lo que no es posible realizar una comparación de la vida de la herramienta. Pero considerando tanto el tiempo de duración como la tasa de eliminación de material, se puede determinar el volumen total de material eliminado por cada plaquita para dar una idea de su rendimiento (Fig. 5.33).

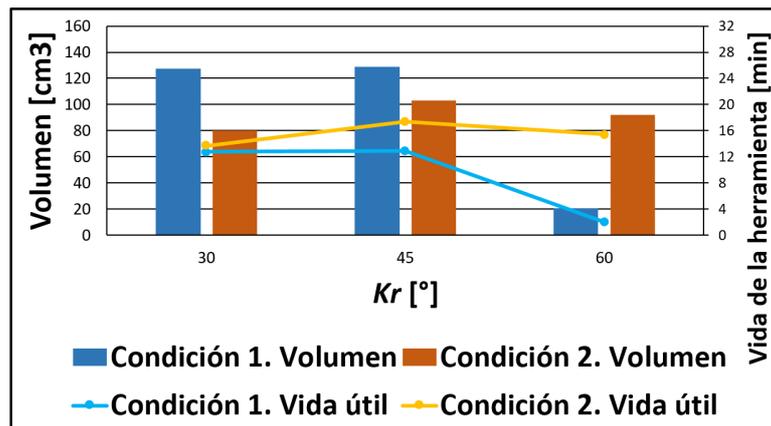


Fig. 5.33. Efecto del ángulo de posición Kr sobre el tiempo y el volumen mecanizado.

La Condición 1 es muy productiva tanto con $Kr = 30^\circ$ como con 45° ; sin embargo, se produjeron fracturas en las plaquitas bajo esta Condición 1. El ensayo de 60° dio como resultado un fallo catastrófico al principio y el de 45° terminó con otra rotura de la herramienta, coincidiendo con el criterio de desgaste del flanco, por lo que el ensayo de 30° es el más seguro y el más productivo, evacuando 127.5 cm^3 de material. Por otro lado, en la Condición 2 no se rompió ninguna de las plaquitas: esto se debe a un menor espesor de viruta; sin embargo, la productividad fue menor que en la Condición 1, evacuando 80 cm^3 de material en el ensayo a 30° , 103 cm^3 en el ensayo a 45° y 92 cm^3 en el ensayo a 60° .

El mayor rendimiento de corte en la Condición 2 se mostró en la prueba de 45° , mientras que la prueba de 30° obtuvo un rendimiento inesperadamente bajo. La Tabla 5.11 muestra los tiempos de los intervalos de corte de cada prueba. Como puede observarse, el tiempo de los intervalos en la prueba de 45° es unos 30 segundos menor que en las pruebas de 30° y 60° . El Inconel® 718 es un material muy sensible al mecanismo de desgaste debido a la temperatura. Por lo tanto, los tiempos de corte más cortos y el mayor número de intervalos y paradas en esta prueba es posible que hayan favorecido un menor calentamiento en el filo de corte, lo que condujo a un mayor rendimiento.

En resumen, aunque los tiempos de mecanizado son mayores en la Condición 2, éstos se ven comprometidos por la degradación de la herramienta debido a la excesiva velocidad de corte; esto hace que el rendimiento del mecanizado sea mejor en la Condición 1. Para bajas velocidades de corte, altos avances y profundidades de corte, el rendimiento del mecanizado mejora, pero el riesgo de fractura es alto. En estos casos,

se aconsejan ángulos κ_r bajos. Para altas velocidades de corte, bajos avances y profundidades de corte, el rendimiento del mecanizado se reduce, pero el riesgo de fractura desaparece, por lo que la seguridad aumenta y el uso de κ_r bajos no es tan crítico. Sin embargo, la sensibilidad al calor es mayor, por lo que un buen fraccionamiento de la viruta y el tiempo de contacto entre la pieza y la herramienta es crucial. En este caso, también es más que aconsejable una refrigeración adecuada.

Análisis de las fuerzas de corte

La Fig. 5.34 muestra las componentes radial, tangencial y axial para todas las geometrías y condiciones de corte ensayadas. Estas están referidas al sistema de referencia de la herramienta (X_t, Y_t, Z_t); así, se obtuvieron a partir de las fuerzas medidas utilizando la ecuación de transformación, Ec. 3.1.

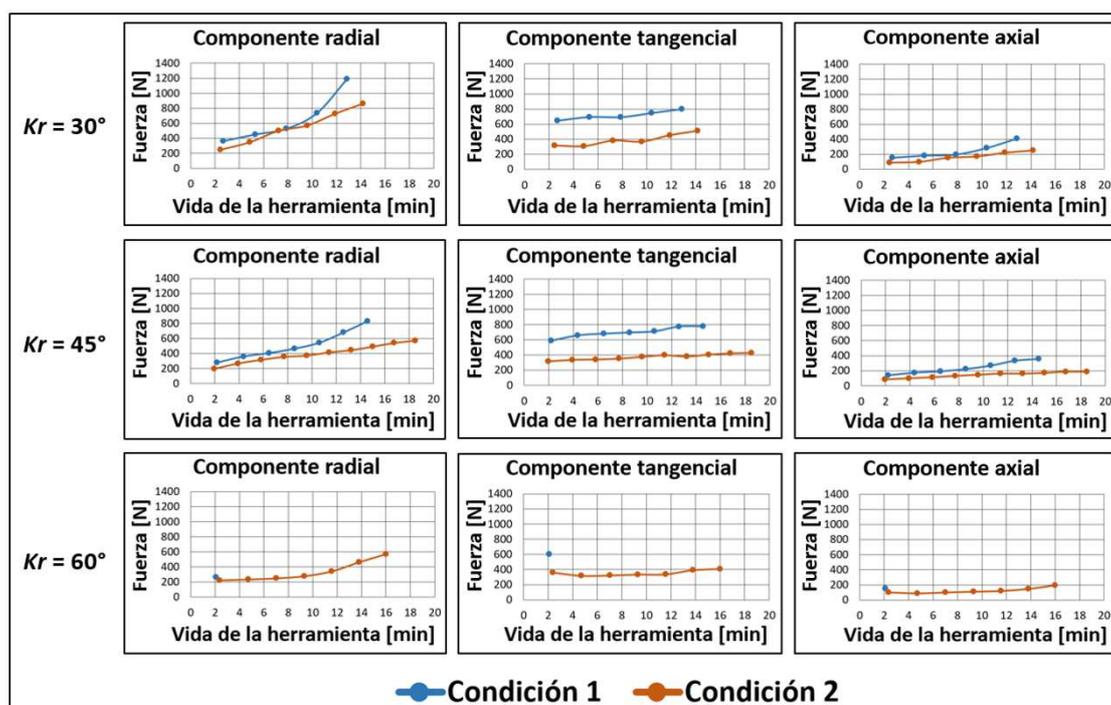


Fig. 5.34. Fuerzas de corte para diferentes ángulos de corte y condiciones de corte.

Las fuerzas son mayores para la condición 2, lo que aumenta la tendencia a la rotura del filo comentado. A medida que los ensayos evolucionan, las fuerzas aumentan: la componente tangencial es la más estable, mientras que las fuerzas radiales y axiales son más variables en el tiempo. Las fuerzas radiales se ven muy afectadas por el ángulo del filo. Para $\kappa_r = 30^\circ$, estas fuerzas aumentan mucho más, especialmente en las fases

finales. El aumento de las fuerzas de corte es más evidente en la Condición 1, donde el avance y la profundidad de corte son mayores. En la Condición 2, la evolución de la fuerza radial es más constante; sin embargo, cuando el ángulo es de 60° , la fuerza aumenta hacia el final debido a la concentración local de tensiones en una anchura de filo menor. Es probable que la razón de la rotura de la herramienta (60°) en la Condición 1 sea la misma. Se observa que cuanto mayor es el ángulo de posición, menor es la anchura del filo desgastado.

- En la condición 1 con $Kr = 30^\circ$: La relación Fr/Ft varía de 0,58 al principio a 1,55 al final. En la condición 2, la relación Fr/Ft varía de 0,82 al principio a 1,71 al final.

- En la condición 1 con $Kr = 45^\circ$: La relación Fr/Ft varía de 0,5 al principio a 1,08 al final. En la condición 2: la relación Fr/Ft varía de 0,63 al principio a 1,26 al final.

- En la condición 1 con $Kr = 60^\circ$: La relación Fr/Ft es de 0,43 al principio. En la condición 2 la relación Fr/Ft varía de 0,56 al principio a 1,11 al final. La variación es similar a 45° y 60° .

Al principio (herramienta nueva), las fuerzas radiales son menores que las tangenciales, ya que el filo de corte sólo está ligeramente desgastado. Sin embargo, las fuerzas radiales aumentan más rápidamente que las tangenciales y el filo de corte tiende a acumular más y más daños en la cara del flanco. Así, al final de la vida útil de la herramienta, las fuerzas radiales son las más importantes.

Si se comparan las fuerzas con respecto al ángulo Kr , se observa que las fuerzas son mayores cuando se utilizan ángulos de posición bajos.

- Condición 1: la relación $Fr_{45^\circ}/Fr_{30^\circ}$ varía de 0,79 al principio a 0,68 al final, $Ft_{45^\circ}/Ft_{30^\circ}$ varía de 0,92 al principio a 0,97 al final y $Fa_{45^\circ}/Fa_{30^\circ}$ varía de 1,35 al principio a 1,38 al final. En cuanto al ángulo de posición de 60° , al principio, $Fr_{60^\circ}/Fr_{30^\circ}=0,70$, $Ft_{60^\circ}/Ft_{30^\circ}=0,94$ y $Fa_{60^\circ}/Fa_{30^\circ}=2,09$.

- Condición 2: la relación $Fr_{45^\circ}/Fr_{30^\circ}$ varía de 0,76 al principio a 0,62 al final, $Ft_{45^\circ}/Ft_{30^\circ}$ varía de 1 al principio a 0,84 al final y $Fa_{45^\circ}/Fa_{30^\circ}$ varía de 1,62 al principio a 1,26 al

final. En segundo lugar, la relación $Fr_{60^\circ}/Fr_{30^\circ}$ varía de 0,78 al principio a 0,52 al final, $Ft_{60^\circ}/Ft_{30^\circ}$ varía de 1,14 al principio a 0,80 al final y $Fa_{60^\circ}/Fa_{30^\circ}$ varía de 2,81 al principio a 1,86 al final. Las desviaciones entre ángulos de 30° y 45° son muy similares a las que se producen entre 30° y 60° .

Por lo tanto, del análisis de la fuerza se derivan dos resultados importantes. El primero es que la fuerza radial es menor que la tangencial al principio del mecanizado, pero al final es el componente más importante. Esto es cierto para los tres ángulos de posición estudiados, aunque la fuerza radial es más significativa en el ángulo de 30° . Así pues, el cruce entre ambas componentes podría utilizarse como punto de control a la hora de sustituir la herramienta. De hecho, en [Díaz-Álvarez et al., 2018], los autores observaron que la componente radial (pasiva) era un buen indicador de la evolución del desgaste de la herramienta debido a su drástico aumento (en el torneado de la superaleación Haynes 282). En segundo lugar, las componentes de fuerza a 30° son notablemente mayores que en los demás ángulos a medida que avanza el desgaste. Esto es mucho más pronunciado en el caso de Fr .

Rugosidad

La Fig. 5.35 muestra esquemáticamente la variación de las crestas de material a lo largo de la barra a medida que la plaquita avanza en un solo paso de mecanizado. La altura de las crestas no es la misma en la posición 1 que en las posiciones 6 u 11, ya que el radio efectivo de la nariz disminuye debido al desgaste del filo.

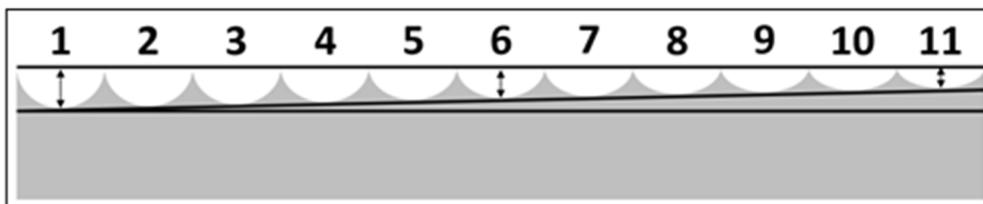


Fig. 5.35. Variación esquemática de la altura de las crestas.

La rugosidad se midió en la primera etapa de mecanizado con un rugosímetro Taylor Hobson® Surtronic Duo y la medida es la media de 3 mediciones tomadas en la superficie al principio, en medio y al final de la barra. En la siguiente etapa de mecanizado, se

obtuvo la siguiente rugosidad media de 3 mediciones. Se realizaron etapas sucesivas hasta que la plaquita se rompió o se desgastó en el flanco.

La Fig. 5.36 muestra, para los diferentes ángulos Kr y condiciones de corte, la evolución de la rugosidad media y máxima en cada paso de mecanizado (como valor medio de 3 mediciones), así como los correspondientes valores teóricos de rugosidad. Estas medidas se comparan en los gráficos con la rugosidad teórica, enunciada en [Shaw, 2020] y que depende de la velocidad de avance y del radio de punta de la plaquita ($Rz = f_2/(8r\epsilon)$ y $Ra = Rz/4$).

Según la ecuación de Shaw, las velocidades de avance bajas son muy beneficiosas para el acabado superficial. Como se puede observar, el acabado superficial en los ensayos de Condición 2 es significativamente mejor, ya que la rugosidad se mantiene en torno a 3-4 μm mientras que la rugosidad en los ensayos de Condición 1 se mantiene en torno a 6-7 μm . Este resultado concuerda con el trabajo anteriormente mencionado de Gómez-Escudero [Gómez-Escudero et al., 2022] con la misma herramienta, donde el parámetro más influyente en la rugosidad fue el avance. Aunque el rendimiento de corte de las plaquitas de 30° en la condición 1 mejoró la seguridad frente a la rotura, a la vez que ofreció un buen rendimiento en cuanto al volumen mecanizado, el acabado superficial es, en general, peor. Por tanto, estas condiciones de corte serían la mejor opción para las operaciones de desbaste.

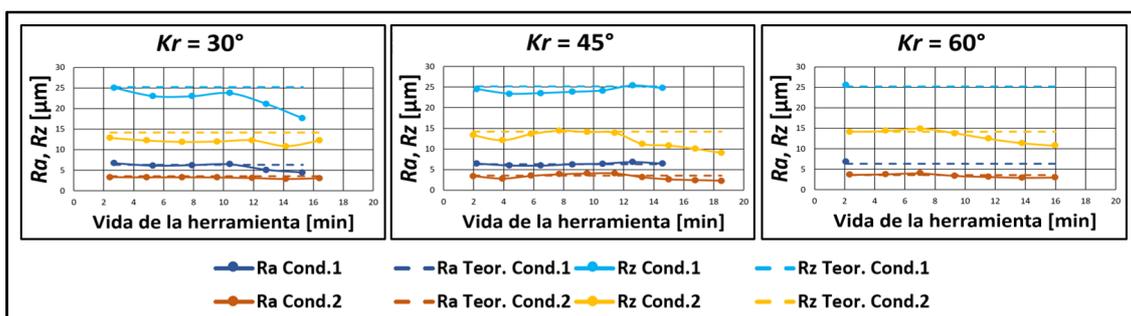


Fig. 5.36. Rugosidad superficial (Ra y Rz).

La Fig. 5.37 muestra un análisis geométrico del perfil del material en revoluciones sucesivas. Podría pensarse que el bajo ángulo de posición puede disminuir el pico de rugosidad Rz , sin embargo, como puede verse, sería necesario un avance superior a 0,8 mm/rev para que el pico disminuyera en el lado del filo de corte, más allá de su nariz.

Sin embargo, como puede verse en la Fig. 5.37, utilizando una plaquita de filo wiper, con un radio doble y un ángulo de posición muy bajo $K_r = 5^\circ$, es posible suavizar las crestas utilizando velocidades de avance de 0,3 ó 0,4 mm/rev. Este es el caso de la plaquita Prime Turning® tipo B, que no se ha utilizado en este trabajo, pero sí en un segundo trabajo de Rácsi [Rácsi et al., 2019]. De hecho, observaron que la rugosidad R_z obtenida con la plaquita tipo B en desbaste no se correlaciona con las fórmulas teóricas sino con una ecuación de segundo orden donde con un avance óptimo de 0,67 mm/rev se obtiene la R_z mínima, unas 11 veces inferior a la que se obtendría con las fórmulas clásicas. También observaron que la relación R_z/R_a no tiene un valor constante de 4 sino que es superior, lo que hace que R_a tenga valores muy bajos.

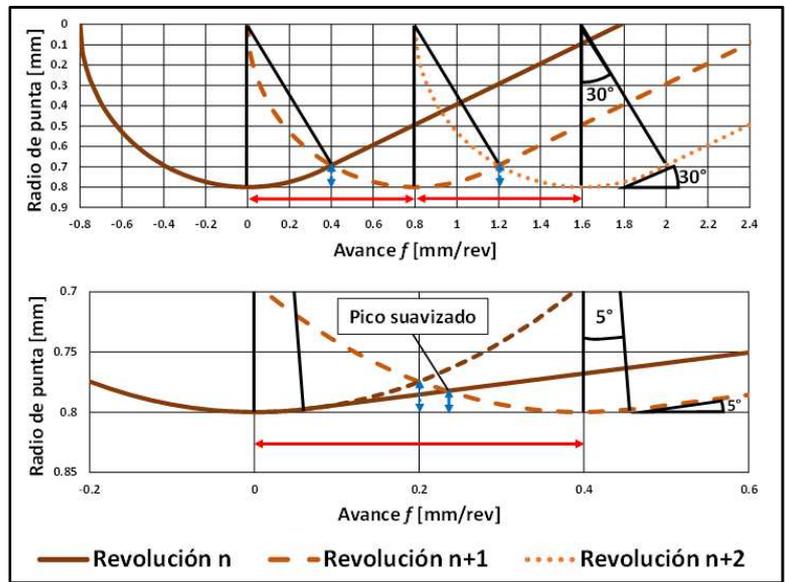


Fig. 5.37. Perfil de rugosidad de los insertos tipo A y tipo B de Prime Turning.

En cualquier caso, una vez que el filo de corte empieza a desgastarse y aparece la planeidad en la punta de la plaquita, se observa que las crestas se suavizan, reduciéndose ligeramente la rugosidad. De hecho, la rugosidad superficial es ligeramente inferior a la teórica durante todas las pruebas, disminuyendo al final de las mismas. En la condición 1-45°, la rugosidad no disminuye tanto, posiblemente debido a una mayor presencia de borde acumulado (BUE) en las etapas intermedias, como puede verse en la Tabla 5.12. La condición 2, debido a su menor avance, es claramente mejor para las operaciones de acabado. Además, a $K_r = 30^\circ$, a pesar de que aumentan las fuerzas de corte, mejora el acabado superficial, ya que el filo de corte no sufre roturas ni desgaste de entalla.

VALIDACIÓN DE LOS MODELOS

6 Validación de los modelos

6.1 Primera validación del modelo de fuerzas

Una vez calibrados los coeficientes de corte específicos, las fuerzas de corte teóricas pueden ser calculadas y comparadas con las reales. Para demostrar la fiabilidad de los modelos, se realizaron tres validaciones en cada caso, tomando las fuerzas de corte de las pruebas de torneado y comparándolas con las predicciones del modelo. Las Tablas 6.1 a 6.3 resumen los datos de fuerza reales y teóricos de las validaciones propuestas, así como los errores correspondientes. Además, se muestra el error promedio de los modelos con respecto a los datos de fuerza originales obtenidos en los ensayos, al combinar los diferentes parámetros ap , V_c y f .

Tabla 6.1. Resultados de la primera validación del modelo mecanístico. Inconel® 718.

Parámetros de corte			Material	Taladrina			CO ₂		
V_c [m/min]	f [mm/rev]	ap [mm]	Inconel® 718	F_x [N]	F_y [N]	F_z [N]	F_x [N]	F_y [N]	F_z [N]
40	0.2	0.3	Error promedio del modelo (%)	3.000	1.338	2.006	7.844	3.344	3.339
60	0.3	0.5							
80	0.35	1							
	0.4								
Validación 1			Fuerza exp.	381.3	703.9	-171.0	476.4	733.8	-205.8
50	0.37	0.6	Fuerza modelo	418.0	691.6	-192.1	521.4	740.1	-218.4
			Error (%)	9.634	1.756	12.301	9.453	0.853	6.131
Validación 2			Fuerza exp.	386.6	570.3	-184.4	396.5	557.8	-182.0
70	0.25	0.7	Fuerza modelo	352.5	554.5	-174.9	417.5	531.6	-179.0
			Error (%)	8.831	2.774	5.150	5.292	4.703	1.635
Validación 3			Fuerza exp.	482.3	808.6	-228.2	591.7	842.5	-280.7
45	0.32	0.85	Fuerza modelo	503.3	847.4	-259.6	608.8	869.3	-287.8
			Error (%)	4.352	4.797	13.783	2.903	3.185	2.543

En el caso del Inconel® 718, la Tabla 6.1 muestra que los errores de las fuerzas, en general, son mayores con el uso del CO₂ que con taladrina, así como los errores en los coeficientes. Sin embargo, en el caso de Nimonic® C-263 y AISI 1055, que se muestran en las Tablas 6.2 y 6.3 respectivamente, se invierte la tendencia, observándose menos errores con el uso de CO₂. En general, entre los casos aleatorios seleccionados para la validación, se observó una buena concordancia. Sin embargo, las validaciones realizadas

para los casos de Inconel® 718 se consideraron menos precisas en comparación con los casos de Nimonic® C-263 y de AISI 1055.

Tabla 6.2. Resultados de la primera validación del modelo mecanístico. Nimonic® C-263.

Parámetros de corte			Material	Taladrina			CO ₂		
V _c [m/min]	f [mm/rev]	ap [mm]	Nimonic® C-263	F _x [N]	F _y [N]	F _z [N]	F _x [N]	F _y [N]	F _z [N]
40	0.2	0.3	Error						
60	0.3	0.5	promedio del modelo (%)	9.681	7.776	8.523	3.765	2.012	3.801
80	0.35	1							
	0.4								
Validación 1			Fuerza exp.	530.9	827.1	-219.5	446.9	749.2	-180.4
			Fuerza modelo	537.1	810.9	-234.5	447.5	743.6	-183.8
50	0.37	0.6	Error (%)	1.168	1.953	6.806	0.140	0.740	1.901
Validación 2			Fuerza exp.	394.4	625.9	-183.3	350.1	599.9	-157.2
			Fuerza modelo	408.4	644.3	-167.5	312.2	549.6	-155.2
70	0.25	0.7	Error (%)	3.540	2.942	8.621	10.840	8.384	1.213
Validación 3			Fuerza exp.	691.0	957.4	-313.0	533.4	881.8	-239.3
			Fuerza modelo	660.2	1003.2	-252.7	530.8	854.7	-247.6
45	0.32	0.85	Error (%)	4.462	4.787	19.255	0.493	3.073	3.457

Tabla 6.3. Resultados de la primera validación del modelo mecanístico. AISI 1055.

Parámetros de corte			Material	Taladrina			CO ₂		
V _c [m/min]	f [mm/rev]	ap [mm]	AISI 1055	F _x [N]	F _y [N]	F _z [N]	F _x [N]	F _y [N]	F _z [N]
200	0.2	0.3	Error						
300	0.3	0.5	promedio del modelo (%)	7.017	5.462	8.847	2.261	4.537	3.242
400	0.35	1							
	0.4								
Validación 1			Fuerza exp.	201.3	453.5	-91.3	208.0	459.4	-93.2
			Fuerza modelo	213.4	455.1	-96.0	206.5	464.5	-95.3
250	0.37	0.6	Error (%)	6.015	0.36	5.142	0.711	1.114	2.275
Validación 2			Fuerza exp.	216.8	389.1	-102.1	180.1	372.0	-98.5
			Fuerza modelo	207.1	406.6	-108.3	183.7	364.9	-94.1
350	0.25	0.7	Error (%)	4.486	4.483	6.107	1.962	1.904	4.489
Validación 3			Fuerza exp.	282.2	550.1	-135.2	272.7	530.6	-126.5
			Fuerza modelo	276.2	581.8	-142.4	264.1	582.7	-135.1
225	0.32	0.85	Error (%)	2.108	5.765	5.344	3.151	9.828	6.841

6.2 Validación del modelo de desgastes

Esta sección trata de los resultados de la predicción del modelo de desgastes. En la Fig. 4.13 se mostraba la evolución de Fr/Ft , Fr/Frt y Ft/Frt frente al desgaste cuando el ángulo γ disminuye de manera constante. La Fig. 6.1 muestra la misma tendencia para el modelo y los ensayos de validación, aunque las condiciones del ensayo influyen en la forma en que los componentes de la fuerza evolucionan con el tiempo.

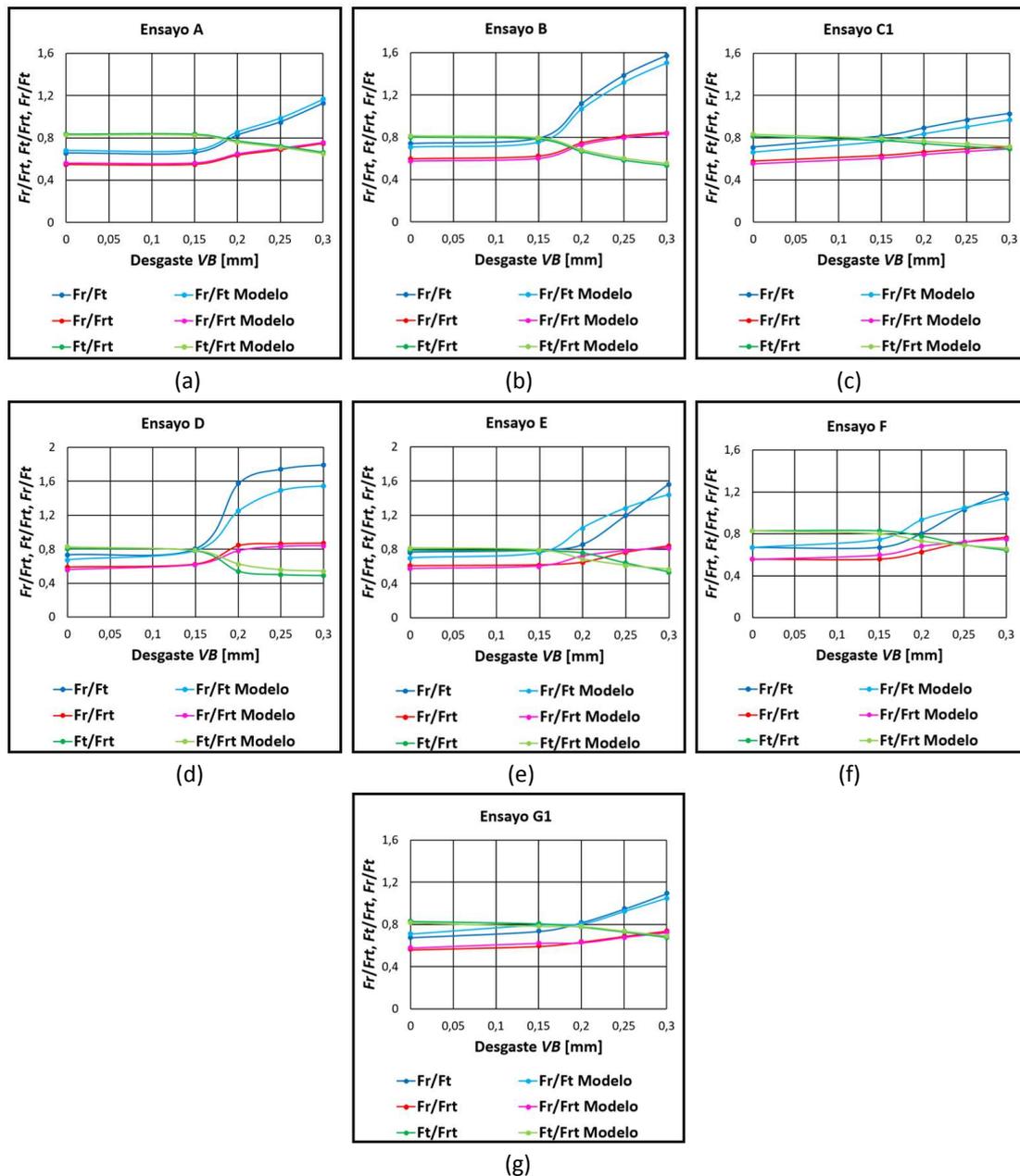


Fig. 6.1. Evolución de Fr/Frt , Ft/Frt y Fr/Ft frente al desgaste. (a) Prueba A. (b) Prueba B. (c) Prueba C1. (d) Prueba D. (e) Prueba E. (f) Prueba F. (g) Prueba G1.

Las Tablas 6.4 a 6.8 resumen los datos de fuerza reales y teóricos de las validaciones propuestas a cada nivel de desgaste, así como los errores correspondientes.

Tabla 6.4. Resultados de la validación del modelo desgaste. $VB=0$.

Parámetros de corte			Material	Taladrina		
V_c [m/min]	f [mm/rev]	a_p [mm]	Nimonic® C-263	F_x [N]	F_y [N]	F_z [N]
Ensayo de validación D			Fuerza exp.	189.7	286.2	-91.4
160	0.2	0.4	Fuerza modelo	178.9	293.4	-86.6
			Error (%)	5.695	2.527	5.189
			Ensayo de validación E			
Ensayo de validación E			Fuerza exp.	202.7	296.9	-106.5
130	0.35	0.25	Fuerza modelo	194.2	312.4	-101.8
			Error (%)	4.166	5.205	4.471
			Ensayo de validación F			
Ensayo de validación F			Fuerza exp.	290.8	471.0	-126.3
100	0.25	0.6	Fuerza modelo	321.4	525.8	-147.1
			Error (%)	10.516	11.637	16.476
			Ensayo de validación G1			
Ensayo de validación G1			Fuerza exp.	373.8	603.0	-158.6
60	0.3	0.5	Fuerza modelo	369.1	563.9	-158.0
			Error (%)	1.384	6.554	0.572

Tabla 6.5. Resultados de la validación del modelo desgaste. $VB=0.15$.

Parámetros de corte			Material	Taladrina		
V_c [m/min]	f [mm/rev]	a_p [mm]	Nimonic® C-263	F_x [N]	F_y [N]	F_z [N]
Ensayo de validación D			Fuerza exp.	211.5	292.1	-104.1
160	0.2	0.4	Fuerza modelo	218.3	308.3	-105.0
			Error (%)	3.220	5.540	0.859
			Ensayo de validación E			
Ensayo de validación E			Fuerza exp.	212.5	303.6	-112.3
130	0.35	0.25	Fuerza modelo	211.4	312.9	-109.7
			Error (%)	0.507	3.069	2.308
			Ensayo de validación F			
Ensayo de validación F			Fuerza exp.	291.6	471.6	-126.3
100	0.25	0.6	Fuerza modelo	382.3	559.8	-172.8
			Error (%)	31.107	18.718	36.814
			Ensayo de validación G1			
Ensayo de validación G1			Fuerza exp.	422.7	675.8	-172.8
60	0.3	0.5	Fuerza modelo	439.3	592.8	-180.2
			Error (%)	3.935	12.283	4.301

Tabla 6.6. Resultados de la validación del modelo desgaste. $VB=0.2$.

Parámetros de corte			Material	Taladrina		
V_c [m/min]	f [mm/rev]	a_p [mm]	Nimonic® C-263	F_x [N]	F_y [N]	F_z [N]
Ensayo de validación D			Fuerza exp.	487.8	332.2	-200.6
160	0.2	0.4	Fuerza modelo	338.5	301.4	-168.0
			Error (%)	30.610	9.276	16.240
Ensayo de validación E			Fuerza exp.	229.3	302.0	-120.9
130	0.35	0.25	Fuerza modelo	285.4	304.4	-147.4
			Error (%)	24.478	0.807	21.915
Ensayo de validación F			Fuerza exp.	380.4	508.6	-157.2
100	0.25	0.6	Fuerza modelo	482.0	565.1	-220.2
			Error (%)	26.694	11.098	40.064
Ensayo de validación G1			Fuerza exp.	463.6	614.6	-183.2
60	0.3	0.5	Fuerza modelo	459.2	599.2	-165.2
			Error (%)	0.936	2.498	9.842

Tabla 6.7. Resultados de la validación del modelo desgaste. $VB=0.25$.

Parámetros de corte			Material	Taladrina		
V_c [m/min]	f [mm/rev]	a_p [mm]	Nimonic® C-263	F_x [N]	F_y [N]	F_z [N]
Ensayo de validación D			Fuerza exp.	603.6	370.5	-247.8
160	0.2	0.4	Fuerza modelo	463.2	345.9	-231.5
			Error (%)	23.258	6.647	6.611
Ensayo de validación E			Fuerza exp.	343.2	323.6	-180.7
130	0.35	0.25	Fuerza modelo	384.5	336.7	-198.8
			Error (%)	12.032	4.020	10.027
Ensayo de validación F			Fuerza exp.	539.2	562.8	-225.4
100	0.25	0.6	Fuerza modelo	580.4	606.2	-264.4
			Error (%)	7.635	7.727	17.284
Ensayo de validación G1			Fuerza exp.	606.0	629.1	-246.4
60	0.3	0.5	Fuerza modelo	553.1	632.2	-207.2
			Error (%)	8.730	0.491	15.909

Tabla 6.8. Resultados de la validación del modelo desgaste. $V_B=0.3$.

Parámetros de corte			Material	Taladrina		
V_c [m/min]	f [mm/rev]	a_p [mm]	Nimonic® C-263	F_x [N]	F_y [N]	F_z [N]
Ensayo de validación D			Fuerza exp.	666.2	397.8	-274.3
160	0.2	0.4	Fuerza modelo	647.8	466.2	-320.0
			Error (%)	2.748	17.202	16.679
Ensayo de validación E			Fuerza exp.	512.1	369.1	-269.3
130	0.35	0.25	Fuerza modelo	578.7	451.4	-298.7
			Error (%)	13.011	22.271	10.899
Ensayo de validación F			Fuerza exp.	842.7	769.0	-370.9
100	0.25	0.6	Fuerza modelo	869.4	834.6	-393.9
			Error (%)	3.167	8.529	6.176
Ensayo de validación G1			Fuerza exp.	942.6	855.8	-404.7
60	0.3	0.5	Fuerza modelo	862.1	870.6	-331.7
			Error (%)	8.544	1.725	18.033

Se señalan algunas observaciones importantes:

- Se comentó (apartado 4.3) que el a_{VB} sufría una gran variación entre los niveles de desgaste de 0,15 mm y 0,2 mm. De hecho, esto parece tener una gran influencia en la vida útil de la plaquita. Los ensayos A, B, D y F, con menor vida útil de la herramienta, presentan un aumento repentino de F_r/F_t en el nivel de desgaste de 0,2 mm, mientras que los ensayos más largos, C1 y G1, muestran una transición suave de F_r/F_t en el mismo nivel.
- El diferente comportamiento de las fuerzas de corte en cada caso muestra que las fuerzas dependen del desgaste, pero no exclusivamente, ya que las condiciones de corte modifican esta dependencia.
- La Tabla F.1 del Apéndice F muestra los datos reales de los puntos de validación, así como los calculados y el error relativo.
- La predicción presenta una pequeña desviación de las fuerzas de corte reales cuando la velocidad de corte es moderada. La prueba D ofrece los peores resultados.
- Especialmente, esta prueba se ve muy afectada por la temperatura del proceso, debido a la alta velocidad de corte (como ya se mencionó en la subsección 5.1.2, donde se muestra la evolución del desgaste). El ensayo D alcanza el valor final de

predicción F_r/F_t , cuando el desgaste es $VB=0,18$ mm en lugar de 0,3. Entre estos valores de desgaste, el inserto del ensayo D sufre un desgaste acelerado, por lo que cabe esperar un mayor error en la predicción.

- En cuanto a la validación del ángulo de corte, la Tabla F.2 (ver Apéndice F) muestra los datos reales del modelo para β , así como los calculados. Los errores relativos son inferiores al 5%.

6.3 Segunda validación del modelo de fuerzas

Una vez validado el modelo de desgastes, las fuerzas de corte obtenidas a cada nivel de desgaste en las pruebas de Nimonic® C-263 se reintroducen en el modelo mecánico de fuerzas donde se obtienen los coeficientes de corte (subsección 4.4.1). Se recalculan las fuerzas a partir de los coeficientes obtenidos y se comparan con las reales. Se realizaron las mismas 4 validaciones que en la validación del modelo de desgastes. Las Tablas 6.9 a 6.13 resumen los datos de fuerza reales y teóricos de las validaciones propuestas a cada nivel de desgaste, así como los errores correspondientes. Además, se muestra el error promedio de los modelos con respecto a los datos de fuerza originales obtenidos en los ensayos, al combinar los diferentes parámetros a_p , V_c y f .

Tabla 6.9. Resultados de la segunda validación del modelo mecánico. $VB=0$.

Parámetros de corte			Material	Taladrina		
V_c [m/min]	f [mm/rev]	a_p [mm]	Nimonic® C-263	F_x [N]	F_y [N]	F_z [N]
60	0.1	0.3	Error promedio del modelo (%)	1.770	2.319	9.793
100	0.2	0.4				
140	0.3	0.5				
	0.4					
Ensayo de validación D			Fuerza exp.	189.7	286.2	-91.4
160	0.2	0.4	Fuerza modelo	183.0	294.7	-84.4
			Error (%)	3.529	2.999	7.642
Ensayo de validación E			Fuerza exp.	202.7	296.9	-106.5
130	0.35	0.25	Fuerza modelo	191.4	311.2	-101.5
			Error (%)	5.532	4.802	4.716
Ensayo de validación F			Fuerza exp.	290.8	471.0	-126.3
100	0.25	0.6	Fuerza modelo	309.3	512.8	-139.3
			Error (%)	6.342	8.876	10.346
Ensayo de validación G1			Fuerza exp.	373.8	603.0	-158.6
60	0.3	0.5	Fuerza modelo	367.6	562.8	-158.0
			Error (%)	1.642	6.673	0.425

Tabla 6.10. Resultados de la segunda validación del modelo mecanístico. $VB=0.15$.

Parámetros de corte			Material	Taladrina		
V_c [m/min]	f [mm/rev]	a_p [mm]	Nimonic® C-263	F_x [N]	F_y [N]	F_z [N]
60	0.1	0.3	Error promedio del modelo (%)	1.493	2.516	22.110
100	0.2	0.4				
140	0.3	0.5				
	0.4					
Ensayo de validación D			Fuerza exp.	211.5	292.1	-104.1
160	0.2	0.4	Fuerza modelo	225.7	309.2	-100.1
			Error (%)	6.696	5.847	3.818
Ensayo de validación E			Fuerza exp.	212.5	303.6	-112.3
130	0.35	0.25	Fuerza modelo	208.1	313.3	-110.8
			Error (%)	2.055	3.198	1.300
Ensayo de validación F			Fuerza exp.	291.6	471.6	-126.3
100	0.25	0.6	Fuerza modelo	366.1	548.9	-162.7
			Error (%)	25.531	16.387	28.793
Ensayo de validación G1			Fuerza exp.	422.7	675.8	-172.8
60	0.3	0.5	Fuerza modelo	437.1	592.0	-181.5
			Error (%)	3.428	12.393	5.030

Tabla 6.11. Resultados de la segunda validación del modelo mecanístico. $VB=0.2$.

Parámetros de corte			Material	Taladrina		
V_c [m/min]	f [mm/rev]	a_p [mm]	Nimonic® C-263	F_x [N]	F_y [N]	F_z [N]
60	0.1	0.3	Error promedio del modelo (%)	1.258	2.364	2.351
100	0.2	0.4				
140	0.3	0.5				
	0.4					
Ensayo de validación D			Fuerza exp.	487.8	332.2	-200.6
160	0.2	0.4	Fuerza modelo	344.2	302.9	-156.2
			Error (%)	29.431	8.798	22.127
Ensayo de validación E			Fuerza exp.	229.3	302.0	-120.9
130	0.35	0.25	Fuerza modelo	280.5	304.8	-151.3
			Error (%)	22.299	0.937	25.099
Ensayo de validación F			Fuerza exp.	380.4	508.6	-157.2
100	0.25	0.6	Fuerza modelo	458.5	548.9	-220.0
			Error (%)	20.514	7.920	39.901
Ensayo de validación G1			Fuerza exp.	463.6	614.6	-183.2
60	0.3	0.5	Fuerza modelo	448.3	574.4	-191.0
			Error (%)	3.303	6.543	4.282

Tabla 6.12. Resultados de la segunda validación del modelo mecanístico. $VB=0.25$.

Parámetros de corte			Material	Taladrina		
V_c [m/min]	f [mm/rev]	a_p [mm]	Nimonic® C-263	F_x [N]	F_y [N]	F_z [N]
60	0.1	0.3	Error promedio del modelo (%)	1.300	2.787	13.911
100	0.2	0.4				
140	0.3	0.5				
	0.4					
Ensayo de validación D			Fuerza exp.	603.6	370.5	-247.8
160	0.2	0.4	Fuerza modelo	475.9	346.6	-222.1
			Error (%)	21.151	6.454	10.397
Ensayo de validación E			Fuerza exp.	343.2	323.6	-180.7
130	0.35	0.25	Fuerza modelo	367.7	337.2	-196.3
			Error (%)	7.141	4.177	8.618
Ensayo de validación F			Fuerza exp.	539.2	562.8	-225.4
100	0.25	0.6	Fuerza modelo	534.3	591.7	-243.3
			Error (%)	0.908	5.135	7.912
Ensayo de validación G1			Fuerza exp.	606.0	629.1	-246.4
60	0.3	0.5	Fuerza modelo	546.4	631.3	-208.4
			Error (%)	9.842	0.351	15.413

Tabla 6.13. Resultados de la segunda validación del modelo mecanístico. $VB=0.3$.

Parámetros de corte			Material	Taladrina		
V_c [m/min]	f [mm/rev]	a_p [mm]	Nimonic® C-263	F_x [N]	F_y [N]	F_z [N]
60	0.1	0.3	Error promedio del modelo (%)	1.344	2.741	12.683
100	0.2	0.4				
140	0.3	0.5				
	0.4					
Ensayo de validación D			Fuerza exp.	666.2	397.8	-274.3
160	0.2	0.4	Fuerza modelo	662.1	467.0	-307.5
			Error (%)	0.606	17.400	12.130
Ensayo de validación E			Fuerza exp.	512.1	369.1	-269.3
130	0.35	0.25	Fuerza modelo	559.5	453.0	-296.2
			Error (%)	9.275	22.727	9.952
Ensayo de validación F			Fuerza exp.	842.7	769.0	-370.9
100	0.25	0.6	Fuerza modelo	804.3	818.1	-362.4
			Error (%)	4.561	6.382	2.301
Ensayo de validación G1			Fuerza exp.	942.6	855.8	-404.7
60	0.3	0.5	Fuerza modelo	853.8	869.7	-332.3
			Error (%)	9.420	1.625	17.883

CONCLUSIONES Y PERSPECTIVAS FUTURAS

7 Conclusiones y perspectivas futuras

Recientemente, el torneado de alto avance se propuso como una alternativa prometedora para mejorar la productividad con respecto a las operaciones de torneado tradicionales. Concretamente, la nueva herramienta Prime Turning® es capaz de mecanizar aleaciones termorresistentes y dispone de portaherramientas multifunción que puede acortar los tiempos de proceso. Las carcasas pesadas de las turbinas aeroespaciales suelen estar hechas de materiales poco mecanizables y la fase de torneado es una tarea que requiere mucho tiempo. Sin embargo, no existen demasiados estudios sobre el comportamiento de las herramientas de alto avance, sobre todo en condiciones de desgaste y, en particular, es necesario un conocimiento más profundo del ángulo de corte.

La herramienta ha sido investigada en diferentes tipos de pruebas y a continuación se muestran las conclusiones obtenidas en cada parte de este trabajo.

Modelo mecánico de coeficientes de corte en materiales de superaleación.

Esta parte del trabajo aborda la modelización y predicción de las fuerzas de corte en procesos de torneado de alto avance con Prime Turning® en aleaciones de baja maquinabilidad. En primer lugar, se ha desarrollado un modelo mecánico de torneado con ángulo de posición constante. A continuación, se investigaron las superaleaciones de níquel-cromo, Inconel® 718 y Nimonic® C-263, y se compararon con una convencional de referencia, acero AISI 1055, utilizando dos alternativas de refrigeración: taladrina y refrigerante criogénico de CO₂. El modelo se puso en práctica y se verificó. Algunas observaciones son:

- El modelo mecánico refleja bien el comportamiento de la plaquita tipo A, lo que sugiere que está justificado despreciar el efecto del radio de la nariz en la punta de la herramienta dentro del modelo. Se encontró una muy buena concordancia especialmente para AISI 1055 y Nimonic® C-263, mientras que, se mostraron algunos problemas inherentes al Inconel® 718. Este es, de hecho, el material más difícil de mecanizar y mostró los mayores errores entre los valores de fuerza media

predichos y los medidos. Sin embargo, se encontraron errores por debajo del 14% en todas las pruebas de verificación.

- Se ha observado que la componente F_y es la mayor, al menos al principio del mecanizado. El incremento de ap y f aumenta las fuerzas de corte, mientras que V_c las disminuye.
- La rugosidad puede predecirse con bastante precisión estimando la rugosidad teórica cuando se utiliza taladrina. En los casos en los que se utiliza CO_2 como refrigerante, la rugosidad es considerablemente mayor, debido al bajo poder de lubricación. La dureza del material está estrechamente relacionada con el grado de rugosidad observado.
- Para el torneado de Inconel® 718, la taladrina se reveló claramente como la mejor opción. Sin embargo, para Nimonic® C-263, se puede abrir un nicho de mercado para la refrigeración criogénica con CO_2 , que es una tecnología con un buen equilibrio entre los aspectos técnicos y medioambientales (más limpia que la taladrina). Esto puede suponer un paso adelante en la reducción de la huella medioambiental sobre los procesos de fabricación de turbofanos. El torneado de alto avance combinado con la técnica de refrigeración con CO_2 puede satisfacer la productividad y la sostenibilidad.

Modelo de desgastes y vida útil de los insertos

Esta parte del trabajo propone un modelo para predecir la evolución de las fuerzas con el desgaste en Prime Turning® y ha sido validado favorablemente para la aleación Nimonic® C-263. Además, se ha realizado un análisis comparativo entre diferentes plaquitas con distintos ángulos de posicionamiento en aleaciones Inconel® 718 y Nimonic® C-263 y se han analizado los efectos de diferentes técnicas de refrigeración sobre la calidad superficial. Las principales conclusiones se resumen en:

- El desgaste característico en el torneado de alto avance del Nimonic® C-263 es el desgaste adhesivo junto con el efecto de filo recreado (BUE).

- El uso de ángulos de posición bajos resultó ser ventajoso para mejorar la vida de la herramienta, es decir, se evita el desgaste por entalladura.
- Se identificaron los parámetros de corte óptimos para un buen acabado superficial y un buen control y morfología de la viruta.
- El uso de CO₂ como fluido de corte, que parecía adecuado con herramienta nueva, no ha sido útil finalmente debido a su relativamente baja capacidad de lubricación a lo largo del proceso de desgaste. En estas condiciones, aparecen fracturas en el filo que reducen su vida útil y no hay un control efectivo sobre la evacuación de la viruta: la acumulación de viruta conduce a la erosión lateral del filo, debido a la fricción seca entre la viruta y la plaquita.
- Se desarrolló un modelo de predicción, basado en la evolución del ángulo γ y su efecto en la progresión de la fuerza.
- Las validaciones realizadas mostraron una concordancia muy buena a bajas velocidades de corte e incluso aceptable a altas velocidades (donde la evolución de la vida de la herramienta es menos estable).
- Se encontró un rango crítico, entre 0,15 y 0,2 mm, en el desgaste de la cara del flanco, donde la relación Fr/Ft aumenta repentinamente, especialmente a altas velocidades acortando drásticamente la vida de la herramienta.
- Se han realizado ensayos de vida útil para ambas aleaciones resultando que, en general, la aleación de Nimonic® C-263 admite mayores velocidades de corte que la de Inconel® 718.
- Se han calculado coeficientes de la ecuación de Taylor para ambas aleaciones con el fin de predecir el tiempo de vida útil de los insertos.
- A pesar de las limitaciones conocidas de la fórmula de Taylor se han obtenido predicciones bastante aceptables, sobre todo en pruebas con Inconel® 718 al usar un

rango de velocidades más limitado. Las pruebas realizadas con Nimonic® C-263 han mostrado errores algo mayores ya que se han probado velocidades de corte mayores, admisibles por el material.

Variación del ángulo de posición

Esta parte se centra en estos dos elementos, desgaste y ángulo de corte, que son esenciales para aplicar de forma fiable el torneado de alto avance en superaleaciones. Para ello, se realizaron ensayos con Prime Turning® en 2 condiciones de corte diferentes: a) condiciones en las que el efecto del espesor de la viruta es dominante (altas velocidades de avance y profundidades de corte) y b) condiciones en las que el efecto térmico es más relevante (altas velocidades de corte). Todas las pruebas se repitieron utilizando 3 ángulos de corte diferentes κr . Se controlaron las fuerzas de corte y se inspeccionó la integridad de las plaquitas. Además, se midió el desgaste del flanco y la rugosidad de la superficie en diferentes zonas. Se pueden extraer las siguientes conclusiones:

- El desgaste característico es un desgaste de cráter con filo recrecido (BUE) y localizado en el lateral de la plaquita cuando el ángulo κr es de 30° , pero girado 15° hacia la punta cuando el ángulo κr es de 45° y 60° , coincidiendo con el patrón geométrico teórico.
- El aumento simultáneo del avance y la profundidad de corte tiene efectos más fuertes en la vida de la herramienta que la velocidad de corte. Las plaquitas que sufren un menor arranque de viruta y una mayor velocidad de corte muestran una mayor duración, un 7% con $\kappa r = 30^\circ$, un 37% con $\kappa r = 45^\circ$ y un 656% con $\kappa r = 60^\circ$.
- El uso de $\kappa r = 30^\circ$ reduce la tendencia a la fractura de la plaquita y la probabilidad de que se produzcan muescas. El grosor de la viruta disminuye y la fuerza que actúa se reparte uniformemente en una mayor longitud de filo.
- Los ensayos con un ángulo de posición de 30° han demostrado una vida útil de la herramienta inferior a la esperada. Los largos tiempos de contacto entre la herramienta y la pieza, debidos al uso de una barra más larga y a un fraccionamiento deficiente de la

viruta, tienden a acortar la vida útil de la herramienta como consecuencia de una mayor acumulación de calor.

- Los resultados han demostrado que el uso de $K_r = 30^\circ$ reduce la tendencia a la fractura de la plaquita y la probabilidad de aparición de muescas o entallas. El espesor de la viruta disminuye y la fuerza actuante se reparte uniformemente sobre una mayor longitud de filo.
- Las altas tasas de arranque de material reducen la vida útil de la herramienta, pero en realidad ofrecen los mejores niveles de desbaste, en términos de volumen mecanizado. Aunque el riesgo de rotura de la herramienta en estas condiciones es elevado, la condición 1 con $K_r = 30^\circ$ combina rendimiento y seguridad contra fallos, ya que la herramienta no se fracturó y evacuó 127,5 cm³ de material frente a los 80 cm³ evacuados en las condiciones de acabado.
- Las fuerzas en Prime Turning[®] son, en general, mayores en los ensayos con valores ap y f más altos, un resultado coherente con las roturas de filo observadas y los tiempos de vida más cortos.
- Los componentes de las fuerzas de corte son mayores utilizando el ángulo de posición de 30° , especialmente el componente F_r , que es entre un 27% y un 93% mayor que utilizando otros ángulos de posición.
- La relación entre la componente F_r y F_t de la fuerza de corte aumenta a lo largo del proceso, especialmente con el ángulo de posición de 30° , donde varía de 0,57 a 1,49 en la condición 1 y de 0,79 a 1,79 en la condición 2. Esta evolución es un indicador de cómo el material cortado se desliza sobre una superficie que se deforma progresivamente, debido al deterioro del filo de corte.
- La rugosidad media y máxima son menores en los ensayos realizados a velocidades de avance más bajas, según la ecuación de Shaw, por lo que la condición 2 es preferible para las operaciones de acabado. Además, la rugosidad es menor a medida que avanza

el desgaste, debido a su planitud, excepto cuando aparece BUE. Cuando se utiliza un ángulo de posición de 30°, la rugosidad mejora debido a la ausencia de roturas o desgaste por entalladura.

Perspectivas futuras

El torneado de alto avance es un proceso innovador que necesita ser estudiado para su correcta implementación, especialmente en el torneado de superaleaciones. Concretamente, la nueva técnica Prime Turning® ofrece resultados prometedores a la hora de reducir los tiempos de mecanizado. Se ha desarrollado un modelo de predicción de desgaste para la aleación Nimonic® C-263, sin embargo, no ha sido así para la aleación Inconel® 718 y muchas otras aleaciones termorresistentes que pueden ser investigadas en el futuro.

Por otro lado, se ha investigado si el uso de la refrigeración criogénica tiene una oportunidad en este tipo de proceso y, aunque en un principio el comportamiento fue bueno en la aleación Nimonic® C-263, al investigar pruebas de torneado con herramientas en desgaste, el comportamiento empeoró considerablemente. Una opción que no se ha investigado en este estudio es la de utilizar MQL o CO₂ combinado con MQL en el torneado de alto avance de superaleaciones. Esto puede abrir una línea de investigación muy interesante en caso de obtenerse resultados positivos.

La tecnología es muy novedosa en el ámbito del mecanizado y puede encontrar un importante nicho de mercado al ofrecer ventajas para un uso más eficiente de las herramientas.

REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Referencias bibliográficas

[Altintas, 2012] Y. Altintas, *Manufacturing Automation: Metal Cutting Mechanics, Machine Tool Vibrations, and CNC Design*, Cambridge University Press, ISBN: 9780521172479, 2012.

[Altintas, 2000] Y. Altintas, "Manufacturing Automation," *Cambridge University Press, Cambridge, MA*, 2000.

[Amigo et al., 2020] F. J. Amigo, G. Urbikain, O. Pereira, P. Fernández-Lucio, A. Fernández-Valdivielso, and L. N. L. de Lacalle, "Combination of high feed turning with cryogenic cooling on Haynes 263 and Inconel 718 superalloys," *Journal of Manufacturing Processes*, vol. 58, pp. 208–222, 2020.

[Amigo et al., 2022] F. J. Amigo, A. Fernández-Valdivielso, P. Fernández-Lucio, O. Pereira, G. Urbikain, and L. N. L. de Lacalle, "Influencia del ángulo de posición en el diseño del rompevirutas: estudio de herramientas de torneado dinámico y de alto avance en Inconel® 718," *Congreso Iberoamericano de Ingeniería Mecánica-CIBIM, Madrid*. 2022. <http://e-spacio.uned.es/fez/view/bibliuned:congresoCIBIM-2022UPMEspana-Fjamigo>

[Amini et al., 2014] S. Amini, M. Fatemi, and R. Atefi, "High Speed Turning of Inconel 718 Using Ceramic and Carbide Cutting Tools," *Arabian Journal for Science and Engineering*, vol. 39, 2014.

[Armarego and Whitfield, 1985] E.J.A. Armarego, R.C. Whitfield, *Computer Based Modelling of Popular Machining Operations for Force and Power Prediction*, CIRP Annals, vol. 34-1, pp. 65-69, 1985.

[Ayman et al., 2022] Mohamed A, Hassan M, M'Saoubi R, Attia H. Tool Condition Monitoring for High-Performance Machining Systems-A Review. *Sensors (Basel)*. 2022 Mar 12;22(6):2206.

- [Balazinski et al., 2002] M. Balazinski, E. Czogala, K. Jemielniak, and J. Leski, "Tool condition monitoring using artificial intelligence methods," *Engineering Applications of Artificial Intelligence*, vol. 15, no. 1, pp. 73–80, 2002.
- [Behera et al., 2017] B. C. Behera, H. Alemayehu, S. Ghosh, and P. V. Rao, "A comparative study of recent lubricant strategies for turning of Ni-based superalloy," *Journal of Manufacturing Processes*, vol. 30, pp. 541–552, 2017.
- [Budak et al., 1996] E. Budak, Y. Altintas, E.J.A. Armarego, Prediction of milling force coefficients from orthogonal cutting data, *ASME Journal of Manufacturing Science and Engineering*, vol. 118-2, pp. 216-224, 1996.
- [Budak and Ozlu, 2007] E. Budak and E. Ozlu, "Analytical Modeling of Chatter Stability in Turning and Boring Operations: A Multi-Dimensional Approach," *CIRP Annals*, vol. 56, no. 1, pp. 401–404, 2007.
- [Bushlya et al., 2015] V. Bushlya, F. Schultheiss, O. Gutnichenko, J. M. Zhou, and J.-E. Stahl, "On the Analytical Representation of Chip Area and Tool Geometry when Oblique Turning with Round Tools. Part 1: Chip Area Parameters Under Variation of Side and Back Rake Angle," *Procedia CIRP*, vol. 31, pp. 417–422, 2015.
- [Cascón and Sarasua, 2015] I. Cascón and J. A. Sarasua, "Mechanistic Model for Prediction of Cutting Forces in Turning of Non-axisymmetric Parts," *Procedia CIRP*, vol. 31, pp. 435–440, 2015.
- [Ceratizit, 2022] <https://cuttingtools.ceratizit.com/es/es/conocimientos-sobre-mecanizado/torneado/resumen-de-productos/freeturn.html> (acceso 20-10-2022).
- [Chen et al., 2018] Z. Chen, J. M. Zhou, R. L. Peng, R. M'Saoubi, D. Gustafsson, F. Palmert, and J. Moverare, "Plastic Deformation and Residual Stress in High Speed Turning

of AD730TM Nickel-based Superalloy with PCBN and WC Tools,” *Procedia CIRP*, vol. 71, pp. 440–445, 2018.

[Choudhury and Kishore, 2000] S. Choudhury and K. Kishore, “Tool wear measurement in turning using force ratio,” *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 40, no. 6, pp. 899–909, 2000.

[Correia and Davim, 2011] A. E. Correia and J. P. Davim, “Surface roughness measurement in turning carbon steel AISI 1045 using wiper inserts,” *Measurement*, vol. 44, no. 5, pp. 1000–1005, 2011.

[Cozar and Pineau, 1973] R. Cozar and A. Pineau, “Morphology of γ' and γ precipitates and thermal stability of Inconel 718 type alloys,” *Metallurgical Transactions*, vol. 4, pp. 47–59, 1973.

[Denkena et al., 2018] B. Denkena, T. Grove, A. Krödel, and L. Ellersiek, “Increased performance in high speed turning of Inconel 718 by laser structuring of PcBN tools,” *Procedia CIRP*, vol. 77, pp. 602–605, 2018.

[Devillez et al., 2011] A. Devillez, G. L. Coz, S. Dominiak, and D. Dudzinski, “Dry machining of Inconel 718, workpiece surface integrity,” *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 211, no. 10, pp. 1590–1598, 2011.

[Díaz-Álvarez et al., 2018] Díaz-Álvarez, José & Díaz-Álvarez, Antonio & Miguélez, Henar & Cantero, José. (2018). Finishing Turning of Ni Superalloy Haynes 282. *Metals*. 8. 843. 10.3390/met8100843.

[Ernst and Merchant, 1941] H. Ernst, M.E. Merchant, Chip formation, friction and high quality machined surfaces, *Surface treatment of metals*. ASM vol. 29, pp. 299-378, 1941.

[Fernández-Lucio et al., 2021] Fernández-Lucio, P.; Villarón-Osorno, I.; Pereira Neto, O.; Ukar, E.; López De Lacalle, L.N.; Gil Del Val, A. Effects of laser-textured on rake face in turning PCD tools for Ti6Al4V. *J. Mater. Res. Technol.* 2021, 15, 177–188.

[Fernández Valdivielso et al., 2015] A. Fernández Valdivielso, L. Lacalle, G. Urbikain, and A. Rodriguez, “Detecting the key geometrical features and grades of carbide inserts for the turning of nickel-based alloys concerning surface integrity,” *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science*, vol. 230, 2015.

[Fujimaki et al., 2020] S. Fujimaki, T. Shibayama, T. Hayasaka, and E. Shamoto, “Proposal of ‘Curved-Profile Wiper Turning’ for efficient, stable, and smooth finishing,” *Precision Engineering*, vol. 61, pp. 152–159, 2020.

[Gan et al., 2021] Gan, Yq & Wang, Yongqing & Liu, Kuo & Wang, Siqi & Yu, Qingbo & Che, Chang & Liu, Haibo. (2021). The development and experimental research of a cryogenic internal cooling turning tool. *Journal of Cleaner Production*. 319. 128787. 10.1016/j.jclepro.2021.128787.

[García et al., 2018] García, José & Collado Ciprés, Verónica & Blomqvist, Andreas & Kaplan, Bartek. (2018). Cemented carbide microstructures: A review. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*. 80. 40-68. 10.1016/j.ijrmhm.2018.12.004.

[Gómez-Escudero et al., 2022] G. Gómez-Escudero, G. M. de Pissón, P. Fernández-Lucio, A. D. Olmo, F. J. Amigo, F. Marin, and H. González, “Nuevos procesos de torneado aplicados a turbinas aeronáuticas,” *Congreso Iberoamericano de Ingeniería Mecánica-CIBIM*, Madrid. 2022.
<http://e-spacio.uned.es/fez/view/bibliuned:congresoCIBIM-2022UPMEspana-Gomez>.

- [Gouarir et al., 2018] A. Gouarir, G. Martínez-Arellano, G. Terrazas, P. Benardos, S. Ratchev, In-process Tool Wear Prediction System Based on Machine Learning Techniques and Force Analysis, *Procedia CIRP*, Volume 77, 2018, Pages 501-504, ISSN 2212-8271.
- [Grechishnikov et al., 2015] V. Grechishnikov, Y. Petukhov, P. Pivkin, A. Isaev, S. Bushuev, and V. Romanov, "Prediction and Measurement of the Parameters of the Microtopography of a Surface When Turning Intricately Shaped Parts," *Measurement Techniques*, vol. 58, 2015.
- [Grzesik, 2008] Grzesik, W. (2008). *Advanced machining processes of metallic materials: theory, modelling and applications*, Elsevier.
- [Guddat et al., 2011] J. Guddat, R. M'Saoubi, P. Alm, and D. Meyer, "Hard turning of AISI 52100 using PCBN wiper geometry inserts and the resulting surface integrity," *Procedia Engineering*, vol. 19, pp. 118–124, 2011.
- [Günay et al., 2020] M. Günay, M. E. Korkmaz, and N. Yaşar, "Performance analysis of coated carbide tool in turning of Nimonic 80A superalloy under different cutting environments," *Journal of Manufacturing Processes*, vol. 56, pp. 678–687, 2020.
- [Gupta et al., 2022 (1)] M. K. Gupta, M. Boy, M. E. Korkmaz, N. Yaşar, M. Günay, and G. M. Krolczyk, "Measurement and analysis of machining induced tribological characteristics in dual jet minimum quantity lubrication assisted turning of duplex stainless steel," *Measurement*, vol. 187, p. 110353, 2022.
- [Gupta et al., 2022 (2)] M. K. Gupta, M. E. Korkmaz, M. Sarıkaya, G. M. Krolczyk, M. Günay, and S. Wojciechowski, "Cutting forces and temperature measurements in cryogenic assisted turning of AA2024-T351 alloy: An experimentally validated simulation approach," *Measurement*, vol. 188, p. 110594, 2022.

[Ibrahim et al., 2022] A. M. M. Ibrahim, M. A. E. Omer, S. R. Das, W. Li, M. S. Alsoufi, and A. Elsheikh, "Evaluating the effect of minimum quantity lubrication during hard turning of AISI D3 steel using vegetable oil enriched with nano-additives," *Alexandria Engineering Journal*, vol. 61, no. 12, pp. 10925–10938, 2022.

[Iscar, 2022] https://www.iscar.com/Catalogs/publication-2022/english-1/TURNING-CATALOG-42_2022-p121-254.pdf (acceso 20-10-2022).

[ISO 3685, 1993] ISO 3685:1993. Tool-life testing with single-point turning tools.

[Jiang and Wang, 2019] L. Jiang and D. Wang, "Finite-element-analysis of the effect of different wiper tool edge geometries during the hard turning of AISI 4340 steel," *Simulation Modelling Practice and Theory*, vol. 94, pp. 250–263, 2019.

[Johansson et al., 2019] D. Johansson, R. Lindvall, C. Windmark, R. M'Saoubi, A. Can, V. Bushlya, J.E. Ståhl Assessment of metal cutting tools using cost performance ratio and tool life analyses. *Procedia Manufact*, 38 (2019), pp. 816-823.

[Kamata and Obikawa, 2007] Y. Kamata and T. Obikawa, "High speed MQL finish-turning of Inconel 718 with different coated tools," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 192–193, pp. 281–286, 2007.

[Kaminski and Alvelid, 2000] J. Kaminski and B. Alvelid, "Temperature reduction in the cutting zone in water-jet assisted turning," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 106, pp. 68–73, 2000.

[Karpuschewski et al., 2018] B. Karpuschewski, J. Kundrák, G. Varga, I. Deszpoth, and D. Borysenko, "Determination of specific cutting force components and exponents when applying high feed rates," *Procedia CIRP*, vol. 77, pp. 30–33, 2018.

- [Khamel et al., 2012] Khamel, S., Ouelaa, N. & Bouacha, K. Analysis and prediction of tool wear, surface roughness and cutting forces in hard turning with CBN tool. *J Mech Sci Technol* 26, 3605–3616 (2012).
- [Khan et al., 2016] S. Khan, M. Ahmad, M. Saleem, G. Zakria, and M. Qureshi, “High Feed Turning of AISI D2 Tool Steel Using Multi Radii Tool Inserts: Tool Life, Material Removed and Workpiece Surface Integrity Evaluation,” *Materials and Manufacturing Processes*, vol. 32, 2016.
- [Khan et al., 2018] S. Khan, M. Afzal, M. Saleem, K. Hashmi, and G. Zakria, “Performance evaluation of novel chamfered inserts in high-feed turning of Ti-6Al-4V alloy,” *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 97, 2018.
- [Khanna et al., 2021] N. Khanna, C. Agrawal, D. Y. Pimenov, A. K. Singla, A. R. Machado, L. R. R. da Silva, M. K. Gupta, M. Sarikaya, and G. M. Krolczyk, “Review on design and development of cryogenic machining setups for heat resistant alloys and composites,” *Journal of Manufacturing Processes*, vol. 68, pp. 398–422, 2021.
- [Kim et al., 2014] Kim, Sunjung & Seo, Bosung & Son, Seong-Ho. (2014). Dissolution behavior of cobalt from WC-Co hard metal scraps by oxidation and wet milling process. *Hydrometallurgy*. 143. 10.1016/j.hydromet.2014.01.004.
- [Klocke et al., 2012] F. Klocke, A. Krämer, H. Sangermann, and D. Lung, “Thermo-Mechanical Tool Load during High Performance Cutting of Hard-to-Cut Materials,” *Procedia CIRP*, vol. 1, pp. 295–300, 2012.
- [Kohir and Dundur, 2014] V. Kohir and S. Dundur, “Finite Element Simulation to study the effect of flank wear land inclination on Cutting forces and temperature distribution in orthogonal machining,” *The Journal of Engineering and Fundamentals*, vol. 1, pp. 30–42, 2014.

[Krahmer, 2017] Krahmer, Daniel. (2017). Guía práctica para la selección de insertos de mecanizado. 10.13140/RG.2.2.24174.82242.

[Krajčoviech et al., 2021] S. Krajčoviech, J. Holubjak, M. Richtarik, and T. Czánová, "Identification of process Prime A turning when machining steel C56E2 and monitoring of cutting forces," *Transportation Research Procedia*, vol. 55, pp. 605–612, 2021.

[Krolczyk et al., 2019] G. M. Krolczyk, R. W. Maruda, J. B. Krolczyk, S. Wojciechowski, M. Mia, P. Nieslony, and G. Budzik, "Ecological trends in machining as a key factor in sustainable production – A review," *Journal of Cleaner Production*, vol. 218, pp. 601–615, 2019.

[Krolczyk et al., 2022] J. B. Krolczyk, R. W. Maruda, G. M. Krolczyk, S. Wojciechowski, M. K. Gupta, and M. E. Korkmaz, "Investigations on surface induced tribological characteristics in MQCL assisted machining of duplex stainless steel," *Journal of Materials Research and Technology*, vol. 18, pp. 2754–2769, 2022.

[Kurniawan et al., 2010] Denni Kurniawan, Noordin Mohd. Yusof & Safian Sharif (2010) Hard Machining of Stainless Steel Using Wiper Coated Carbide: Tool Life and Surface Integrity, *Materials and Manufacturing Processes*, 25:6, 370-377, DOI: 10.1080/10426910903179930.

[Lamikiz et al., 2005] A. Lamikiz, L. N. Lopez de Lacalle, J. A. Sanchez & U. Bravo (2005) CALCULATION OF THE SPECIFIC CUTTING COEFFICIENTS AND GEOMETRICAL ASPECTS IN SCULPTURED SURFACE MACHINING, *Machining Science and Technology*, 9:3, 411-436, DOI: 10.1080/15321790500226614

[Lee and Shaffer, 1951] E.H. Lee, B.W. Shaffer, The theory of plasticity applied to a problem of machining, *Journal of Applied Mechanics, Trans. A.S.M.E.*, vol. 73, pp. 405, 1951.

- [Lee and Altintas, 1996] Lee, P., Altintas, Y. Prediction of ball-end milling forces from orthogonal cutting data. *Int. J. of Machine Tool Manufacture*, 1996, 36 (9), 1059 – 1072.
- [Long and Huang, 2010] Y. Long* and Y. Huang, “COMBINED EFFECTS OF FLANK AND CRATER WEAR ON CUTTING FORCE MODELING IN ORTHOGONAL MACHINING—PART I: MODEL DEVELOPMENT,” *Machining Science and Technology*, vol. 14, no. 1, pp. 1–23, 2010.
- [López de Lacalle et al., 2006] L. N. L. de Lacalle, C. Angulo, A. Lamikiz, and J. A. Sánchez, “Experimental and numerical investigation of the effect of spray cutting fluids in high speed milling,” *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 172, no. 1, pp. 11–15, 2006.
- [López de Lacalle et al., 2017] L. Lacalle, G. Urbikain, A. Fernández Valdivielso, A. Alvarez, and H. Gonzalez, “Wear-dependent specific coefficients in a mechanistic model for turning of nickel-based superalloy with ceramic tools,” *Open Engineering*, vol. 7, 2017.
- [Luo et al., 2005] X. Luo, K. Cheng, R. Holt, X. Liu, Modeling flank wear of carbide tool insert in metal cutting, *Wear*, Volume 259, Issues 7–12, 2005, Pages 1235-1240, ISSN 0043-1648.
- [Maruda et al., 2021] R. W. Maruda, S. Wojciechowski, N. Szczotkarz, S. Legutko, M. Mia, M. K. Gupta, P. Nieslony, and G. M. Krolczyk, “Metrological analysis of surface quality aspects in minimum quantity cooling lubrication,” *Measurement*, vol. 171, p. 108847, 2021.
- [Matsumura and Tamura, 2017] T. Matsumura and S. Tamura, “Cutting Force Model in Milling with Cutter Runout,” *Procedia CIRP*, vol. 58, pp. 566–571, 2017.

- [Merchant, 1945] M. E. Merchant, "Mechanics of the Metal Cutting Process. I. Orthogonal Cutting and a Type 2 Chip," J. Appl. Phys., vol. 16, no. 5, pp. 267–275, May 1945.
- [Mohanraj et al., 2020] T. Mohanraj, S. Shankar, R. Rajasekar, N.R. Sakthivel, A. Pramanik, Tool condition monitoring techniques in milling process — a review, Journal of Materials Research and Technology, Volume 9, Issue 1, 2020, Pages 1032-1042, ISSN 2238-7854.
- [Moldovan et al., 2017] Moldovan, Ovidiu & Dzitac, Simona & Moga, Ioan & Vesselenyi, Tiberiu & Dzitac, Ioan. (2017). Tool-Wear Analysis Using Image Processing of the Tool Flank. Symmetry. 9. 296. 10.3390/sym9120296.
- [M'Saoubi et al., 2015] M'Saoubi, Rachid & Axinte, Dragos & Soo, Sein & Nobel, Christoph & Attia, Helmi & Kappmeyer, Gregor & Engin, Serafettin & Sim, Wei-Ming. (2015). High performance cutting of advanced aerospace alloys and composite materials. CIRP Annals - Manufacturing Technology. 64. 10.1016/j.cirp.2015.05.002.
- [Nasa, 2022] <https://www.nasa.gov/aeroresearch/nasas-hytec-to-help-jets-burn-less-fuel> (acceso 20-10-2022).
- [Nooraie et al., 2020] R. Y. Nooraie, M. Safari, and A. Pak, "Tool wear estimation in machining based on the flank wear inclination angle changes using the FE method," Machining Science and Technology, vol. 24, no. 3, pp. 425–445, 2020.
- [Nouri et al., 2015] M. Nouri, B. K. Fussell, B. L. Ziniti, and E. Linder, "Real-time tool wear monitoring in milling using a cutting condition independent method," International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 89, pp. 1–13, 2015.

- [Oraby and Hayhurst, 2004] S. Oraby and D. Hayhurst, "Tool life determination based on the measurement of wear and tool force ratio variation," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 44, no. 12, pp. 1261–1269, 2004.
- [Oxley, 1989] P.L.B. Oxley, *The mechanics of machining: an analytical approach to assessing machinability*, Halsted Press, New York, ISBN: 978-0745800073, 1989.
- [Öztürk et al., 2017] Öztürk, Erkan & Yıldızlı, K.. (2017). Measured Cutting Forces in the Turning of Prismatic Parts at Different Spindle Speeds and Side Cutting Edge Angles. *ARABIAN JOURNAL FOR SCIENCE AND ENGINEERING*. 43. 10.1007/s13369-017-3002-4.
- [Palmer and Oxley, 1959] W.B. Palmer, P.L.B. Oxley, *Mechanics of Orthogonal Machining*, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*, vol. 173-1, pp. 623-654, 1959.
- [Panda et al., 2016] A. Panda, A. K. Sahoo, and A. K. Rout, "Investigations on surface quality characteristics with multi-response parametric optimization and correlations," *Alexandria Engineering Journal*, vol. 55, no. 2, pp. 1625–1633, 2016.
- [Parida and Maity, 2021] A. K. Parida and K. Maity, "Study of machinability in heat-assisted machining of nickel-base alloy," *Measurement*, vol. 170, p. 108682, 2021.
- [Paulonis et al., 1969] D. F. Paulonis, Y. M. Oblak, and D. S. Duvall, "Precipitation in nickel-base alloy 718," *Trans. ASM*, 62(A3), 611 - 622 (1969).
- [Peng et al., 2021] R. Peng, J. Liu, M. Chen, J. Tong, and L. Zhao, "Development of a pressurized internal cooling milling cutter and its machining performance assessment," *Precision Engineering*, vol. 72, pp. 315–329, 2021.

- [Pereira et al., 2016] O. Pereira, A. Rodríguez, A. I. Fernández-Abia, J. Barreiro, and L. N. L. de Lacalle, "Cryogenic and minimum quantity lubrication for an eco-efficiency turning of AISI 304," *Journal of Cleaner Production*, vol. 139, pp. 440–449, 2016.
- [Pereira et al., 2017 (1)] O. Pereira, A. Rodríguez, J. Barreiro, A. I. Fernández-Abia, and L. N. L. de Lacalle, "Nozzle design for combined use of MQL and cryogenic gas in machining," *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing-Green Technology*, vol. 4, no. 1, pp. 87–95, Jan. 2017.
- [Pereira et al., 2017 (2)] O. Pereira, G. Urbikain, A. Rodríguez, A. Fernández-Valdivielso, A. Calleja, I. Ayesta, and L. N. L. de Lacalle, "Internal cryolubrication approach for Inconel 718 milling," *Procedia Manufacturing*, vol. 13, pp. 89–93, 2017.
- [Pereira et al., 2020] O. Pereira, A. Celaya, G. Urbikaín, A. Rodríguez, A. Fernández-Valdivielso, and L. N. L. de Lacalle, "CO2 cryogenic milling of Inconel 718: cutting forces and tool wear," *Journal of Materials Research and Technology*, vol. 9, no. 4, pp. 8459–8468, 2020.
- [Polvorosa et al., 2017] R. Polvorosa, A. Suárez, L. N. L. de Lacalle, I. Cerrillo, A. Wretland, and F. Veiga, "Tool wear on nickel alloys with different coolant pressures: Comparison of Alloy 718 and Waspaloy," *Journal of Manufacturing Processes*, vol. 26, pp. 44–56, 2017.
- [Rácz et al., 2018] V. Rácz, S. Sipos, and G. Farkas, "Chip Removal Specialities in Multi-Directional Turning," *Műszaki Tudományos Közlemények*, vol. 9, no. 1, pp. 207–210, 2018.
- [Rácz et al., 2019] Rácz, Viktor & Huszák, Csenge & Sipos, Sándor. (2019). High Feed Turning: Roughing and Finishing with the Same Insert?. *Műszaki Tudományos Közlemények*. 11. 157-160. 10.33894/mtk-2019.11.35.

- [Rahman et al., 1997] M. Rahman, W. K. H. Seah, and T. T. Teo, "The machinability of inconel 718," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 63, no. 1, pp. 199–204, 1997.
- [Reddy et al., 1999] R. G. Reddy, S. G. Kapoor, and R. E. DeVor, "A Mechanistic Force Model for Contour Turning," *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, vol. 122, no. 3, pp. 398–405, 1999.
- [Rico et al., 2010] Rico, L. & Morales, Salvador & García, J.L. & Martínez, E.A. & Neco, R. & Estrada, F.J.. (2010). Effect of the Side Cutting-Edge Angle on the Surface Roughness for Aluminum 1350 in the Turning Operation by Taguchi Method. *Journal of applied research and technology*. 8. 395-403. 10.22201/icat.16656423.2010.8.03.463.
- [Rizzo and Buzzanell, 1969] F. J. Rizzo and J. D. Buzzanell, "Effect of Chemistry Variations on the Structural Stability of Alloy 718", *Journ. of Metals*, 21, 10 (1969) pp 14-33.
- [Rowe, 2006] M. D. Rowe, "Ranking the resistance of wrought superalloys to strain-age cracking," *Welding Journal (Miami, Fla)*, vol. 85, p. 275–345, 2006.
- [Sadílek et al., 2013] M. Sadílek, R. Čep, Z. Sadílková, J. Valicek, and L. Petřkovská, "Increasing tool life during turning with a variable depth of cut," *Materials and Technologies*, vol. 47, pp. 199–203, 2013.
- [Sabberwal and Koenigsberger, 1961] A. Sabberwal, F. Koenigsberger, Chip section and cutting force during the milling operation, *Annals of the CIRP*, vol. 10-1, pp. 197-203, 1961.

[Saglam et al., 2006] Saglam, Haci & Unsacar, Faruk & Yaldiz, Suleyman. (2006). Investigation of the effect of rake angle and approaching angle on main cutting force and tool tip temperature. International Journal of Machine Tools & Manufacture - INT J MACH TOOL MANUF. 46. 132-141. 10.1016/j.ijmachtools.2005.05.002.

[Sandvik, 2020 (1)] Aerospace Engine, Application Guide. 2020.

[Sandvik, 2020 (2)] Superaleaciones termorresistentes, Guía de aplicación. 2020.

[Sandvik, 2022 (1)]

<https://www.sandvik.coromant.com/es-es/products/pages/productdetails.aspx?c=QS-CP-30AR-2525-11C> (acceso 20-10-2022).

[Sandvik, 2022 (2)]

<https://www.sandvik.coromant.com/es-es/products/pages/productdetails.aspx?c=C6-T-A11B11L-130> (acceso 20-10-2022).

[Sandvik, 2023]

<https://www.sandvik.coromant.com/es-es/industry-solutions/aerospace/hrsa/turbine-disc> (acceso 03-02-2023).

[Selaimia et al., 2017] A.-A. Selaimia, M. A. Yallese, H. Bensouilah, Ik. Meddour, R. Khattabi, and T. Mabrouki, "Modeling and optimization in dry face milling of X2CrNi18-9 austenitic stainless steel using RMS and desirability approach," Measurement, vol. 107, pp. 53–67, 2017.

[Shaw, 2020] M.C. Shaw., "Metal Cutting Principles," London: Oxford University Press, 2020.

- [Shokrani et al., 2016] A. Shokrani, V. Dhokia, and S. T. Newman, "Investigation of the effects of cryogenic machining on surface integrity in CNC end milling of Ti-6Al-4V titanium alloy," *Journal of Manufacturing Processes*, vol. 21, pp. 172–179, 2016.
- [Slamani et al., 2014] Slamani, Mohamed & Chatelain, Jean-François & Hamedanianpour, Hossein. (2014). Comparison of two models for predicting tool wear and cutting force components during high speed trimming of CFRP. *International Journal of Material Forming*. 8. 305-316. 10.1007/s12289-014-1170-2.
- [Smith and Patel, 2005] Smith, G.D.; Patel, S.J. The role of niobium in wrought precipitation-hardened nickel-base alloys. *Superalloys 2005*, 718, 625-706.
- [Soo et al., 2016] S. L. Soo, S. A. Khan, D. K. Aspinwall, P. Harden, A. L. Mantle, G. Kappmeyer, D. Pearson, and R. M'Saoubi, "High speed turning of Inconel 718 using PVD-coated PCBN tools," *CIRP Annals*, vol. 65, no. 1, pp. 89–92, 2016.
- [de Souza and Coelho, 2007] de Souza, A. F. and R. T. Coelho (2007). "Experimental investigation of feed rate limitations on high speed milling aimed at industrial applications." *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 32(11-12): 1104-1114.
- [Specialmetals, 2022] <https://www.specialmetals.com/documents/technical-bulletins/> (acceso 20-10-2022).
- [Suárez et al., 2019] A. Suárez, F. Veiga, L. N. L. de Lacalle, R. Polvorosa, and A. Wretland, "An investigation of cutting forces and tool wear in turning of Haynes 282," *Journal of Manufacturing Processes*, vol. 37, pp. 529–540, 2019.
- [Sugihara et al., 2017] T. Sugihara, Y. Nishimoto, and T. Enomoto, "Development of a novel cubic boron nitride cutting tool with a textured flank face for high-speed machining of Inconel 718," *Precision Engineering*, vol. 48, pp. 75–82, 2017.

[Supekar et al., 2012] S. D. Supekar, A. F. Clarens, D. A. Stephenson, and S. J. Skerlos, "Performance of supercritical carbon dioxide sprays as coolants and lubricants in representative metalworking operations," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 212, no. 12, pp. 2652–2658, 2012.

[Tahir et al., 2016] N. H. M. Tahir, M. Rizal, J. Ghani, M. Nuawi, and C. Haron, "Monitoring the flank wear using piezoelectric of rotating tool of main cutting force in end milling," *Jurnal Teknologi*, vol. 78, pp. 45–51, 2016.

[Taylor, 1907] F. W. Taylor, *On the Art of Cutting Metals*. American society of mechanical engineers, 1907.

[Thakur et al., 2009] D. G. Thakur, B. Ramamoorthy, and L. Vijayaraghavan, "Study on the machinability characteristics of superalloy Inconel 718 during high speed turning," *Materials & Design*, vol. 30, no. 5, pp. 1718–1725, 2009.

[Tian et al., 2019] X. Tian, J. Zhao, H. Yang, Z. Wang, and H. Liu, "High-speed intermittent turning of GH2132 alloy with Si₃N₄/(W, Ti)C/Co graded ceramic tool," *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 100, no. 1, pp. 401–408, Jan. 2019.

[Tien and Caulfield, 1989] Tien, J.K., Caulfield, T., *Superalloys, Supercomposites and Superceramics*, Academic Press, Inc., 1989.

[Toubhans et al., 2020] B. Toubhans, G. Fromentin, F. Viprey, H. Karaouni, and T. Dorlin, "Machinability of inconel 718 during turning: Cutting force model considering tool wear, influence on surface integrity," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 285, p. 116809, 2020.

[Tsai et al., 2016] M. Y. Tsai, S. Y. Chang, J. P. Hung, and C. C. Wang, "Investigation of milling cutting forces and cutting coefficient for aluminum 6060-T6," *Computers & Electrical Engineering*, vol. 51, pp. 320–330, 2016.

- [Tukora and Szalay, 2011] B. Tukora and T. Szalay, “Real-time determination of cutting force coefficients without cutting geometry restriction,” *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 51, no. 12, pp. 871–879, 2011.
- [Urbikain et al., 2013] G. Urbikain, A. Fernandez, L. N. L. de Lacalle, and M. E. Gutierrez, “Stability lobes for general turning operations with slender tools in the tangential direction,” *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 67, pp. 35–44, 2013.
- [Wang et al., 2021 (1)] Qinqiang Wang, Zhuji Jin, Yong Zhao, Lin Niu, Jiang Guo, A comparative study on tool life and wear of uncoated and coated cutting tools in turning of tungsten heavy alloys, *Wear*, Volumes 482–483, 2021, 203929, ISSN 0043-1648.
- [Wang et al., 2021 (2)] Wang, Q.; Wang, H.; Hou, L.; Yi, S. Overview of Tool Wear Monitoring Methods Based on Convolutional Neural Network. *Appl. Sci.* 2021,11, 12041.
- [Wentzel and Allen, 1995] E. J. Wentzel and C. Allen, “Erosion-corrosion resistance of tungsten carbide hard metals with different binder compositions,” *Wear*, vol. 181–183, pp. 63–69, 1995.
- [Yeo et al., 2000] Yeo, S.H., Khoo, L.P. & Neo, S.S. Tool condition monitoring using reflectance of chip surface and neural network. *Journal of Intelligent Manufacturing* 11, 507–514 (2000).
- [Yıldırım et al., 2020] Ç. V. Yıldırım, T. Kivak, M. Sarıkaya, and Ş. Şirin, “Evaluation of tool wear, surface roughness/topography and chip morphology when machining of Ni-based alloy 625 under MQL, cryogenic cooling and CryoMQL,” *Journal of Materials Research and Technology*, vol. 9, no. 2, pp. 2079–2092, 2020.

[Yilmaz et al., 2018] B. Yilmaz, Ş. Karabulut, and A. Güllü, "Performance analysis of new external chip breaker for efficient machining of Inconel 718 and optimization of the cutting parameters," *Journal of Manufacturing Processes*, vol. 32, pp. 553–563, 2018.

[Youn et al., 2001] Youn, Jae Woong & Yang, Min-Yang. (2001). A Study on the Relationships Between Static/Dynamic Cutting Force Components and Tool Wear. *Journal of Manufacturing Science and Engineering-transactions of The Asme - J MANUF SCI ENG*. 123. 10.1115/1.1362321.

[Zhang and Guo, 2015] Zhang, Guicai & Guo, Changsheng. (2015). Modeling of Cutting Force Distribution on Tool Edge in Turning Process. *Procedia Manufacturing*. 1. 454-465. 10.1016/j.promfg.2015.09.001.

[Zhang and Guo, 2016] G. Zhang and C. Guo, "Modeling Flank Wear Progression Based on Cutting Force and Energy Prediction in Turning Process," *Procedia Manufacturing*, vol. 5, pp. 536–545, 2016.

[Zhang et al., 2011] X. Zhang, S. Wu, H. Wang, and C. Liu, "Predicting the Effects of Cutting Parameters and Tool Geometry on Hard Turning Process Using Finite Element Method," *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, vol. 133, p. 041010, 2011.

[Zhang et al., 2017] Q. Zhang, S. Zhang, and J. Li, "Three Dimensional Finite Element Simulation of Cutting Forces and Cutting Temperature in Hard Milling of AISI H13 Steel," *Procedia Manufacturing*, vol. 10, pp. 37–47, 2017.

[Zhou et al., 2009] Zhou, Li & Chengyong, Wang & Wang, Xiao & Qin, Zhe. (2009). Correlation between Cutting Forces and Tool Wear in High Speed Milling of Graphite. *Advanced Materials Research*. 69-70. 403-407. 10.4028.

[Zhou et al., 2018] J. M. Zhou, H. Persson, Z. Chen, R. M'Saoubi, D. Gustafsson, V. Bushlya, V. Akujärvi, J. E. Stahl, and R. Peng, "Surface Characterization of AD730TM Part Produced in High Speed Turning with CBN tool," *Procedia CIRP*, vol. 71, pp. 215–220, 2018.

[Zhu and Zhang, 2019] Kunpeng Zhu, Yu Zhang, A generic tool wear model and its application to force modeling and wear monitoring in high speed milling, *Mechanical Systems and Signal Processing*, Volume 115, 2019, Pages 147-161, ISSN 0888-3270.

[Zou et al., 2019] Z. Zou, L. He, H. Jiang, G. Zhan, and J. Wu, "Development and analysis of a low-wear micro-groove tool for turning Inconel 718," *Wear*, vol. 420–421, pp. 163–175, 2019.

APÉNDICES

Apéndices

Apéndice A

Tabla A.1. Componentes específicos de la fuerza de corte para Inconel® 718 - taladrina.

a_p [mm]	V_c [m/min]	K_{rc} [N/mm ²]	K_{re} [N/mm]	K_{tc} [N/mm ²]	K_{te} [N/mm]	K_{ac} [N/mm ²]	K_{ae} [N/mm]
1	40	915,525	389,429	2403,087	217,181	179,157	-12,565
	60	840,214	356,896	2570,697	177,779	136,852	-4,203
	80	727,248	317,388	2377,797	161,174	117,895	-2,119
0.5	40	1073,536	403,667	2723,585	216,096	242,391	-9,461
	60	982,339	459,342	2429,989	229,594	238,391	29,348
	80	770,362	361,471	2352,746	218,099	217,321	7,797
0.3	40	1405,520	485,821	2902,197	245,785	521,438	9,119
	60	1175,992	471,881	2759,833	207,406	477,294	19,245
	80	1189,385	362,092	2577,069	192,848	468,392	4,989

Tabla A.2. Componentes específicos de la fuerza de corte para Inconel® 718 - CO2.

a_p [mm]	V_c [m/min]	K_{rc} [N/mm ²]	K_{re} [N/mm]	K_{tc} [N/mm ²]	K_{te} [N/mm]	K_{ac} [N/mm ²]	K_{ae} [N/mm]
1	40	762,704	544,756	2429,833	236,317	175,568	2,932
	60	611,766	439,955	2096,859	157,395	137,354	11,879
	80	1023,477	160,369	2034,344	124,158	159,348	-6,608
0.5	40	1444,926	377,406	2734,509	336,592	-193,148	94,662
	60	875,399	525,817	2387,572	272,996	252,233	21,617
	80	948,196	401,627	2265,736	191,081	271,550	10,524
0.3	40	1692,135	629,061	3509,206	225,930	521,480	25,467
	60	1218,286	643,118	3058,657	231,854	431,173	42,202
	80	1592,346	331,092	3055,917	103,837	443,277	14,757

Tabla A.3. Componentes específicos de la fuerza de corte para Nimonic® C-263 - taladrina.

a_p [mm]	V_c [m/min]	K_{rc} [N/mm ²]	K_{re} [N/mm]	K_{tc} [N/mm ²]	K_{te} [N/mm]	K_{ac} [N/mm ²]	K_{ae} [N/mm]
1	40	475,045	397,964	2239,814	499,813	1291,032	244,940
	60	521,047	243,294	2352,429	305,892	1283,242	130,524
	80	508,786	224,926	2258,097	313,550	1209,423	151,317
0.5	40	1139,656	239,273	3041,404	260,211	2421,087	-48,181
	60	808,292	199,184	2515,538	255,480	1656,590	73,601
	80	483,416	224,765	2139,840	280,202	1245,803	129,083
0.3	40	1859,031	76,023	3996,720	128,819	3367,383	-222,572
	60	1102,918	216,800	3127,077	345,887	2187,991	103,651
	80	980,517	254,302	3124,822	343,533	2167,022	154,881

Tabla A.4. Componentes específicos de la fuerza de corte para Nimonic® C-263 - CO2.

a_p [mm]	V_c [m/min]	K_{rc} [N/mm ²]	K_{re} [N/mm]	K_{tc} [N/mm ²]	K_{te} [N/mm]	K_{ac} [N/mm ²]	K_{ae} [N/mm]
1	40	1078,089	393,638	2400,500	272,917	250,140	-6,156
	60	950,827	282,822	2327,667	195,117	190,009	-6,139
	80	852,534	229,785	2261,857	155,069	164,500	-5,614
0.5	40	1149,069	555,135	2776,203	371,278	512,333	-25,257
	60	870,939	435,777	2636,198	294,425	310,193	2,543
	80	884,010	319,111	2620,048	221,287	296,869	-15,011
0.3	40	1913,988	594,105	4145,275	307,402	749,447	-0,559
	60	1303,780	497,398	3495,030	264,016	527,937	21,186
	80	1106,418	434,424	3202,086	254,929	462,169	15,491

Tabla A.5. Componentes específicos de la fuerza de corte para AISI 1055 - taladrina.

a_p [mm]	V_c [m/min]	K_{rc} [N/mm ²]	K_{re} [N/mm]	K_{tc} [N/mm ²]	K_{te} [N/mm]	K_{ac} [N/mm ²]	K_{ae} [N/mm]
1	200	476,375	212,887	1588,234	153,058	83,926	-4,466
	300	455,937	204,571	1589,494	145,166	79,415	-3,050
	400	377,507	269,711	1550,681	159,718	75,259	-0,930
0.5	200	428,790	302,806	1647,104	269,459	128,148	0,403
	300	323,282	288,977	1036,669	381,279	258,627	-35,899
	400	421,539	176,838	1518,679	120,694	111,876	4,362
0.3	200	602,556	209,586	1785,856	156,818	238,569	0,281
	300	603,532	195,909	1723,910	135,104	177,429	28,046
	400	498,074	285,982	1885,120	175,737	212,241	14,824

Tabla A.6. Componentes específicos de la fuerza de corte para AISI 1055 - CO2.

a_p [mm]	V_c [m/min]	K_{rc} [N/mm ²]	K_{re} [N/mm]	K_{tc} [N/mm ²]	K_{te} [N/mm]	K_{ac} [N/mm ²]	K_{ae} [N/mm]
1	200	492,239	203,565	1646,656	143,634	77,555	0,686
	300	452,835	193,513	1652,746	120,819	75,412	0,454
	400	451,254	183,441	1499,336	110,777	77,641	-0,972
0.5	200	512,657	246,820	1894,374	170,593	129,838	3,455
	300	394,155	227,841	1694,081	142,956	106,085	6,781
	400	371,774	193,312	1373,473	114,079	102,303	5,188
0.3	200	688,340	214,829	1847,660	122,835	251,236	8,503
	300	457,829	270,984	1696,085	138,349	216,014	18,502
	400	469,731	232,320	1824,658	110,962	183,997	15,733

Apéndice B

Tabla B.1. Términos de ajuste para los componentes específicos de la fuerza de corte. Inconel® 718 - taladrina.

Términos del ajuste	<i>Krc</i> [N/mm ²]	<i>Kre</i> [N/mm]	<i>Ktc</i> [N/mm ²]	<i>Kte</i> [N/mm]	<i>Kac</i> [N/mm ²]	<i>Kae</i> [N/mm]
A	2557,475	304,922	3887,636	244,989	1216,757	-116,100
B	-3226,771	-290,157	-3217,477	184,198	-2510,118	-6,057
C	-11,266	10,113	-3,966	-1,585	-2,886	4,534
D	1,908	1,204	11,972	-0,646	-0,585	0,355
E	1922,290	73,827	1597,342	-144,792	1579,391	-30,859
F	0,035	-0,107	-0,077	0,009	0,017	-0,038

Tabla B.2. Términos de ajuste para los componentes específicos de la fuerza de corte. Inconel® 718 - CO2.

Términos del ajuste	<i>Krc</i> [N/mm ²]	<i>Kre</i> [N/mm]	<i>Ktc</i> [N/mm ²]	<i>Kte</i> [N/mm]	<i>Kac</i> [N/mm ²]	<i>Kae</i> [N/mm]
A	5338,350	-407,998	5443,969	304,476	-206,567	116,223
B	-1982,226	188,597	-1426,293	-89,519	-166,918	-88,812
C	-116,053	37,042	-59,571	1,800	17,960	-0,837
D	17,684	-6,422	2,372	0,607	-2,836	0,751
E	-	-	-	-	-	-
F	0,855	-0,322	0,393	-0,044	-0,110	-0,004

Tabla B.3. Términos de ajuste para los componentes específicos de la fuerza de corte. Nimonic® C-263 - taladrina.

Términos del ajuste	<i>Krc</i> [N/mm ²]	<i>Kre</i> [N/mm]	<i>Ktc</i> [N/mm ²]	<i>Kte</i> [N/mm]	<i>Kac</i> [N/mm ²]	<i>Kae</i> [N/mm]
A	4254,135	-136,507	6850,676	-286,518	7674,793	-1161,947
B	-3033,285	848,242	-3486,928	970,222	-4279,561	1208,110
C	-61,375	1,983	-75,871	7,953	-118,455	23,863
D	32,950	-11,658	34,523	-13,550	42,788	-16,193
E	-	-	-	-	-	-
F	0,242	0,041	0,338	0,005	0,603	-0,086

Tabla B.4. Términos de ajuste para los componentes específicos de la fuerza de corte. Nimonic® C-263 - CO2.

Términos del ajuste	<i>Krc</i> [N/mm ²]	<i>Kre</i> [N/mm]	<i>Ktc</i> [N/mm ²]	<i>Kte</i> [N/mm]	<i>Kac</i> [N/mm ²]	<i>Kae</i> [N/mm]
A	3922,624	936,450	7334,279	289,165	1586,402	45,283
B	-6084,958	-497,865	-10643,863	512,244	-2246,545	-246,388
C	-21,119	-5,007	-24,342	-1,723	-9,142	0,548
D	17,169	0,574	23,376	-1,577	7,065	-0,541
E	3359,859	129,508	5697,551	-395,711	986,329	194,692
F	-	-	-	-	-	-

Tabla B.5. Términos de ajuste para los componentes específicos de la fuerza de corte. AISI 1055 - taladrina.

Términos del ajuste	<i>Krc</i> [N/mm ²]	<i>Kre</i> [N/mm]	<i>Ktc</i> [N/mm ²]	<i>Kte</i> [N/mm]	<i>Kac</i> [N/mm ²]	<i>Kae</i> [N/mm]
A	1176,325	301,635	4589,821	-446,073	78,660	109,091
B	-1955,464	265,993	-4475,045	1255,298	-299,631	-263,292
C	-0,658	-0,920	-12,498	2,534	1,654	-0,287
D	-0,144	0,239	-0,615	0,228	0,117	-0,064
E	1392,939	-261,250	3340,038	-1021,830	60,874	198,475
F	0,001	0,001	0,021	-0,005	-0,003	0,001

Tabla B.6. Términos de ajuste para los componentes específicos de la fuerza de corte. AISI 1055 - CO2.

Términos del ajuste	<i>Krc</i> [N/mm ²]	<i>Kre</i> [N/mm]	<i>Ktc</i> [N/mm ²]	<i>Kte</i> [N/mm]	<i>Kac</i> [N/mm ²]	<i>Kae</i> [N/mm]
A	1786,572	117,124	2460,854	62,460	635,092	-4,798
B	-1659,460	-66,675	-1327,722	260,746	-1168,397	-68,589
C	-5,161	1,102	-1,156	0,190	-0,698	0,236
D	1,217	-0,153	0,001	-0,076	0,442	-0,058
E	915,262	36,144	812,379	-182,004	642,794	50,505
F	0,006	-0,002	0,000	-0,001	0,000	0,000

Apéndice C

Tabla C.1. Comparación entre Fr/Ft real y calculada de la calibración del modelo de desgastes.

V_c [m/min]	40											
f [mm/rev]	0.2			0.3			0.35			4		
a_p [mm]	Fr/Ft		Error%	Fr/Ft		Error%	Fr/Ft		Error%	Fr/Ft		Error%
	Real	Model		Real	Model		Real	Model		Real	Model	
0.3	0.7064	0.7870	11.4118	0.7470	0.7713	3.2580	0.7794	0.7654	1.7915	0.8130	0.7603	6.4775
0.5	0.6935	0.7480	7.8654	0.7528	0.7331	2.6217	0.7606	0.7275	4.3548	0.7752	0.7227	6.7754
1	0.7116	0.6982	1.8841	0.6987	0.6842	2.0791	0.6903	0.6790	1.6385	0.6792	0.6745	0.6972
V_c [m/min]	60											
f [mm/rev]	0.2			0.3			0.35			4		
a_p [mm]	Fr/Ft		Error%	Fr/Ft		Error%	Fr/Ft		Error%	Fr/Ft		Error%
	Real	Model		Real	Model		Real	Model		Real	Model	
0.3	0.7234	0.7590	4.9186	0.7274	0.7438	2.2583	0.7287	0.7381	1.2872	0.7441	0.7332	1.4563
0.5	0.7068	0.7213	2.0629	0.7017	0.7069	0.7458	0.7147	0.7015	1.8465	0.7114	0.6969	2.0414
1	0.6614	0.6733	1.7925	0.6370	0.6598	3.5900	0.6339	0.6548	3.2983	0.6297	0.6504	3.3026
V_c [m/min]	80											
f [mm/rev]	0.2			0.3			0.35			4		
a_p [mm]	Fr/Ft		Error%	Fr/Ft		Error%	Fr/Ft		Error%	Fr/Ft		Error%
	Real	Model		Real	Model		Real	Model		Real	Model	
0.3	0.7620	0.7396	2.9278	0.7572	0.7249	4.2638	0.7588	0.7193	5.1977	0.7588	0.7146	5.8264
0.5	0.6981	0.7030	0.7082	0.6738	0.6890	2.2562	0.6649	0.6837	2.8191	0.6663	0.6792	1.9342
1	0.6654	0.6561	1.3908	0.6383	0.6430	0.7381	0.6338	0.6381	0.6884	0.6299	0.6339	0.6357

Tabla C.2. Comparación entre Fr/Ft real y calculada del modelo de desgastes.

VB [mm]	Test A $V_c=120$ m/min $f=0.5$ mm/rev $a_p=0.3$ mm			Test B $V_c=140$ m/min $f=0.4$ mm/rev $a_p=0.2$ mm			Test C ₁ $V_c=70$ m/min $f=0.2$ mm/rev $a_p=1$ mm		
	Fr/Ft		Error%	Fr/Ft		Error%	Fr/Ft		Error%
	Real	Model		Real	Model		Real	Model	
0	0.6186	0.6815	10.169	0.6971	0.7076	1.508	0.6896	0.6640	3.709
0.15	0.6242	0.6879	10.209	0.7351	0.7462	1.512	0.7823	0.7540	3.614
0.2	0.7914	0.8734	10.367	0.9876	1.0043	1.690	0.8770	0.8501	3.069
0.25	0.8679	0.9527	9.772	1.2464	1.2646	1.456	0.9622	0.9382	2.498
0.3	1.0255	1.1235	9.554	1.3922	1.4154	1.665	1.0081	0.9804	2.745

Tabla C.3. Comparación entre los ángulos β reales y calculados del modelo de desgastes.

VB [mm]	Test A Vc=120 m/min f=0.5 mm/rev ap=0.3 mm			Test B Vc=140 m/min f=0.4 mm/rev ap=0.2 mm			Test C ₁ Vc=70 m/min f=0.2 mm/rev ap=1 mm		
	β		Error%	β		Error%	β		Error%
	Real	Model		Real	Model		Real	Model	
0.3	89.03	84.50	5.092	87.98	89.67	1.920	78.98	81.59	3.303

Apéndice D

Tabla D.1. Componentes específicos de la fuerza de corte para Nimonic® C-263 – taladrina a desgaste

VB=0.

a_p [mm]	V_c [m/min]	K_{rc} [N/mm ²]	K_{re} [N/mm]	K_{tc} [N/mm ²]	K_{te} [N/mm]	K_{ac} [N/mm ²]	K_{ae} [N/mm]
1	40	766,535704	250,121664	3009,87706	224,75556	1883,92642	78,2906876
	60	754,533209	167,107199	2764,29455	206,417258	1605,49434	98,9033975
	80	725,012392	132,383148	2613,58401	195,1633	1453,97429	102,815876
0.5	40	824,893201	258,161292	3124,08641	233,283877	1992,72599	87,288813
	60	806,871231	173,434226	2869,18531	214,249732	1700,29146	107,217264
	80	773,483326	137,897217	2712,75608	202,568743	1540,6799	110,610841
0.3	40	905,6697	269,106862	3277,74612	244,758059	2142,74801	99,7941368
	60	879,231033	182,085743	3010,30759	224,787709	1831,05119	118,738057
	80	840,463552	145,453848	2846,18431	212,532186	1660,29678	121,399832

Tabla D.2. Componentes específicos de la fuerza de corte para Nimonic® C-263 – taladrina a desgaste

VB=0.15.

a_p [mm]	V_c [m/min]	K_{rc} [N/mm ²]	K_{re} [N/mm]	K_{tc} [N/mm ²]	K_{te} [N/mm]	K_{ac} [N/mm ²]	K_{ae} [N/mm]
1	40	279,021763	493,511731	2999,73124	285,706385	1760,52423	225,996292
	60	433,962665	319,818439	2741,47142	261,108688	1374,3459	247,384518
	80	462,02162	250,208622	2583,6288	246,075127	1188,19292	242,386119
0.5	40	311,439086	518,422063	3080,31589	293,381589	1866,29471	244,713184
	60	469,067786	337,094773	2815,11819	268,1231	1459,34219	265,397996
	80	496,308519	264,273161	2653,03529	252,685678	1262,65168	259,326571
0.3	40	357,180729	552,524346	3187,41035	303,581693	2012,35093	270,879778
	60	518,107623	360,83031	2912,99242	277,445033	1576,8633	290,469129
	80	544,06217	283,634171	2745,27433	261,470893	1365,66207	282,867747

Tabla D.3. Componentes específicos de la fuerza de corte para Nimonic® C-263 – taladrina a desgaste

VB=0.2.

a_p [mm]	V_c [m/min]	K_{rc} [N/mm ²]	K_{re} [N/mm]	K_{tc} [N/mm ²]	K_{te} [N/mm]	K_{ac} [N/mm ²]	K_{ae} [N/mm]
1	40	-399,509106	742,124496	3136,6762	257,446528	1677,44962	247,796658
	60	187,32874	498,750183	2851,81611	234,066288	1373,35573	404,53641
	80	386,079282	420,857155	2678,46623	219,838385	1281,92848	460,40891
0.5	40	-470,343246	811,749065	3184,70537	261,38858	1816,82333	253,629464
	60	180,760476	541,158233	2895,48347	237,65034	1477,98858	427,187226
	80	401,063637	454,449318	2719,47923	223,204578	1375,70531	488,891565
0.3	40	-576,067767	911,720967	3247,71258	266,559975	2014,77861	259,907795
	60	168,422381	601,522915	2952,76863	242,352089	1625,31258	457,868465
	80	420,022248	501,973941	2773,28227	227,620527	1507,16714	528,017611

Tabla D.4. Componentes específicos de la fuerza de corte para Nimonic® C-263 – taladrina a desgaste
VB=0.25.

a_p [mm]	V_c [m/min]	K_{rc} [N/mm ²]	K_{re} [N/mm]	K_{tc} [N/mm ²]	K_{te} [N/mm]	K_{ac} [N/mm ²]	K_{ae} [N/mm]
1	40	-736,016497	964,457599	2838,45618	413,149222	1023,131	610,08795
	60	-223,768027	737,875681	2601,51254	378,661079	736,76471	759,204023
	80	-38,2332647	658,797206	2456,35218	357,53238	635,905158	817,069684
0.5	40	-816,269024	1077,31671	2932,9765	426,907052	1142,05958	686,542388
	60	-246,48693	825,374639	2688,14266	391,270458	823,61463	852,520859
	80	-40,1023808	737,468295	2538,14848	369,438175	711,47702	916,965023
0.3	40	-932,734133	1242,55175	3059,49389	445,322189	1316,04104	799,366692
	60	-279,140885	953,682893	2804,09885	408,148369	950,881531	989,930084
	80	-42,3816901	852,926552	2647,6345	385,374325	822,323955	1063,97187

Tabla D.5. Componentes específicos de la fuerza de corte para Nimonic® C-263 – taladrina a desgaste
VB=0.3.

a_p [mm]	V_c [m/min]	K_{rc} [N/mm ²]	K_{re} [N/mm]	K_{tc} [N/mm ²]	K_{te} [N/mm]	K_{ac} [N/mm ²]	K_{ae} [N/mm]
1	40	-247,762447	1228,85733	4000,61675	541,412368	2313,37929	748,690926
	60	324,930224	929,904402	3653,64722	494,456209	1961,44298	906,986089
	80	535,867205	816,705308	3441,70999	465,774272	1825,74798	962,995649
0.5	40	-254,676394	1356,76123	4101,86035	555,11389	2561,93069	839,156727
	60	372,256428	1029,29956	3746,11006	506,969411	2176,27956	1012,29945
	80	603,124933	905,275486	3528,80934	477,561621	2027,50962	1073,50568
0.3	40	-261,750086	1541,64253	4236,17614	573,291144	2922,406	971,862452
	60	442,754755	1173,37573	3868,77677	523,57017	2488,47227	1166,21493
	80	702,120599	1033,85255	3644,36051	493,199418	2320,96514	1234,83487

Apéndice E

Tabla E.1. Términos de ajuste para los componentes específicos de la fuerza de corte. Nimonic® C-263 – taladrina a desgaste $VB=0$.

Términos del ajuste	<i>Krc</i> [N/mm ²]	<i>Kre</i> [N/mm]	<i>Ktc</i> [N/mm ²]	<i>Kte</i> [N/mm]	<i>Kac</i> [N/mm ²]	<i>Kae</i> [N/mm]
A	1144,402	525,072	4292,436	320,528	3289,887	75,014
B	-780,156	-115,356	-1464,567	-109,363	-1479,288	-118,117
C	-0,309	-4,735	-12,225	-0,913	-15,345	1,248
D	1,480	0,370	2,204	0,165	3,281	0,182
E	-	-	-	-	-	-
F	-0,005	0,015	0,031	0,002	0,042	-0,005

Tabla E.2. Términos de ajuste para los componentes específicos de la fuerza de corte. Nimonic® C-263 – taladrina a desgaste $VB=0.15$.

Términos del ajuste	<i>Krc</i> [N/mm ²]	<i>Kre</i> [N/mm]	<i>Ktc</i> [N/mm ²]	<i>Kte</i> [N/mm]	<i>Kac</i> [N/mm ²]	<i>Kae</i> [N/mm]
A	-12,827	1152,207	4094,299	389,957	3497,744	262,795
B	-382,981	-382,336	-1030,786	-98,176	-1517,757	-241,594
C	10,580	-10,647	-12,470	-1,188	-22,674	1,743
D	-0,243	1,599	1,627	0,155	4,647	0,275
E	-	-	-	-	-	-
F	-0,041	0,034	0,032	0,003	0,066	-0,008

Tabla E.3. Términos de ajuste para los componentes específicos de la fuerza de corte. Nimonic® C-263 – taladrina a desgaste $VB=0.2$.

Términos del ajuste	<i>Krc</i> [N/mm ²]	<i>Kre</i> [N/mm]	<i>Ktc</i> [N/mm ²]	<i>Kte</i> [N/mm]	<i>Kac</i> [N/mm ²]	<i>Kae</i> [N/mm]
A	-1812,033	1570,965	3736,816	306,704	3029,364	19,987
B	1216,461	-987,302	-584,333	-47,960	-1861,947	27,986
C	28,795	-12,117	-9,066	-0,744	-15,369	7,583
D	-10,525	4,424	0,811	0,067	5,605	-2,775
E	-	-	-	-	-	-
F	-0,087	0,037	0,023	0,002	0,048	-0,023

Tabla E.4. Términos de ajuste para los componentes específicos de la fuerza de corte. Nimonic® C-263 – taladrina a desgaste $VB=0.25$.

Términos del ajuste	K_{rc} [N/mm ²]	K_{re} [N/mm]	K_{tc} [N/mm ²]	K_{te} [N/mm]	K_{ac} [N/mm ²]	K_{ae} [N/mm]
A	-3040,242	2459,353	3975,026	578,582	2766,681	553,066
B	1630,622	-1671,498	-1210,815	-176,239	-1821,313	-751,365
C	37,727	-16,822	-11,646	-1,695	-21,219	10,810
D	-12,036	5,248	1,860	0,271	6,656	-3,601
E	-	-	-	-	-	-
F	-0,115	0,052	0,030	0,004	0,065	-0,032

Tabla E.5. Términos de ajuste para los componentes específicos de la fuerza de corte. Nimonic® C-263 – taladrina a desgaste $VB=0.3$.

Términos del ajuste	K_{rc} [N/mm ²]	K_{re} [N/mm]	K_{tc} [N/mm ²]	K_{te} [N/mm]	K_{ac} [N/mm ²]	K_{ae} [N/mm]
A	-2229,187	3014,001	5426,066	734,322	5006,757	759,027
B	676,356	-1886,744	-1294,579	-175,198	-3430,098	-952,893
C	40,423	-20,979	-16,681	-2,258	-24,600	11,264
D	-11,265	5,977	2,057	0,278	7,113	-3,042
E	-	-	-	-	-	-
F	-0,125	0,064	0,043	0,006	0,075	-0,035

Apéndice F

Tabla F.1. Comparación entre Fr/Ft real y calculada de la validación.

VB [mm]	Test D Vc=160 m/min f=0.2 mm/rev ap=0.4 mm			Test E Vc=130 m/min f=0.35 mm/rev ap=0.25 mm			Test F ₁ Vc=60 m/min f=0.3 mm/rev ap=0.5 mm		
	Fr/Ft		Error%	Fr/Ft		Error%	Fr/Ft		Error%
	Real	Model		Real	Model		Real	Model	
0	0.7336	0.6755	7.912	0.7705	0.7013	8.974	0.6743	0.7069	4.836
0.15	0.8052	0.7665	4.804	0.7910	0.7508	5.085	0.7337	0.7806	6.402
0.2	1.5737	1.1889	24.452	0.8578	0.9980	16.333	0.8154	0.7692	5.666
0.25	1.7451	1.4774	15.342	1.1975	1.2424	3.752	0.9435	0.9325	1.170
0.3	1.7951	1.4677	18.240	1.5661	1.3669	12.721	1.0889	1.0443	4.094

Tabla F.2. Comparación entre los ángulos β reales y calculados de la validación del modelo de desgastes.

VB [mm]	Test D Vc=160 m/min f=0.2 mm/rev ap=0.4 mm			Test E Vc=130 m/min f=0.35 mm/rev ap=0.25 mm			Test F ₁ Vc=60 m/min f=0.3 mm/rev ap=0.5 mm		
	β		Error%	β		Error%	β		Error%
	Real	Model		Real	Model		Real	Model	
0.3	86.94	90.51	4.106	92.77	88.87	4.205	79.18	82.92	4.729