

UNIVERSIDAD DE LEÓN

DEPARTAMENTO DE INGENIERÍAS MECÁNICA,
INFORMÁTICA Y AEROESPACIAL



TESIS DOCTORAL

Metodología para el análisis del comportamiento y caracterización de los aceros inoxidables austeníticos en el torneado de alto rendimiento.

Dirigida por

Dr. Joaquín Barreiro García

Dr. Luis Norberto López de Lacalle

Realizada por

Ana Isabel Fernández Abia

León, enero de 2012

Agradecimientos

En estas líneas quiero dejar constancia de mi más sincero agradecimiento a todas las personas que me han ayudado en la realización de este trabajo.

Gracias a mis directores de tesis, Joaquín Barreiro y Luis Norberto López de Lacalle, por brindarse a dirigir este trabajo. Les agradezco sinceramente su confianza en mí y todo el apoyo, consejos y ayuda que me han dado en todo momento. Ellos han aportado su experiencia y valiosas sugerencias que han hecho posible que este trabajo llegue a su fin.

Gracias a mi compañera y amiga Susana, juntas hemos compartido, y lo seguiremos haciendo, las tristezas y alegrías, los buenos y malos momentos, los éxitos y los fracasos. Gracias a Javier por las horas que hemos pasado en el taller, mano a mano sacando viruta. También quiero dejar constancia de mi agradecimiento a los compañeros de la Escuela de Bilbao, por su acogida y buena disposición para ayudarme cuando ha hecho falta. Gracias a Asier y Gorka por atenderme en todo momento, ánimo que todo llega a su fin.

Quiero agradecer a Ibon Azkona, de la empresa Metal Estalki, su disposición en los trabajos de recubrimiento de las herramientas y su asesoramiento técnico. Gracias a la Red de Tecnologías Avanzadas de Fabricación (R2TAF) por el soporte económico durante la estancia en la Universidad del País Vasco. También quiero agradecer a la empresa Roldán, S.A. su apoyo en la provisión de material para los ensayos y en especial a Esperanza por su asesoramiento en el estudio de la microestructura del material.

Finalmente, quiero dar las gracias de corazón a mi familia. En primer lugar a mi marido, Toni, que me aguanta todos los días. Su infinito apoyo y su confianza en mí me han servido de estímulo en los momentos más difíciles. A Antonio y Carmina, que día a día han estado dándolo todo. Gracias a su ayuda he llegado a finalizar una de mis grandes metas. A ellos les debo este trabajo. Gracias a mis padres y al resto de mi familia que siempre han creído en mí.

Índice general

INTRODUCCIÓN.

I. ANTECEDENTES Y OPORTUNIDADES TECNOLÓGICAS	1
II. OBJETIVOS	4
III. ORGANIZACIÓN DE LA MEMORIA	5

1. ESTADO DEL ARTE.

1.1. El acero inoxidable austenítico	8
1.2. El mecanizado de alto rendimiento	15
1.2.1. Mecanizado de alto rendimiento y mecanizado de alta velocidad	15
1.2.2. Las herramientas de corte en el mecanizado de alto rendimiento	20
1.2.2.1. La evolución de los recubrimientos	20
1.2.2.2. Importancia de los recubrimientos en el mecanizado de los aceros inoxidables austeníticos	31
1.2.3. El mecanizado en seco	34
1.3. Los modelos de torneado y su uso en optimización de procesos	39
1.3.1. Modelos de torneado para predecir las fuerzas de corte	41
1.3.2. Modelos de torneado para determinar el desgaste de la herramienta	47

2. MÉTODOS, ENSAYOS PRELIMINARES E HIPÓTESIS DE PARTIDA.

2.1. Equipos y materiales	52
2.2. Ensayos preliminares e hipótesis de partida	61
2.2.1. Influencia de las condiciones de corte en las fuerzas de corte y en el acabado superficial	61
2.2.2. Influencia del desgaste de la herramienta en las fuerzas de corte	65
2.2.3. Control del desgaste de la herramienta mediante el consumo de la potencia eléctrica de los motores del torno	67
2.2.4. Definición de la ventana de parámetros óptimos para el torneado del acero inoxidable austenítico mediante simulación	71

3. COMPORTAMIENTO DE RECUBRIMIENTOS PVD EN EL TORNEADO DE ACEROS INOXIDABLES AUSTENÍTICOS.

3.1. Introducción	85
3.2. Metodología experimental	86
3.2.1. Primera etapa de ensayos: Comportamiento de recubrimientos PVD en el torneado de aceros inoxidables austeníticos	87
3.2.2. Segunda etapa de ensayos: Efecto de los pre-tratamientos en el comportamiento de la herramienta de corte	91
3.3. Resultados	96
3.3.1. Resultados de la primera etapa de ensayos: Comportamiento de recubrimientos PVD en el torneado de aceros inoxidables austeníticos	96

3.3.2. Resultados de la segunda etapa de ensayos: Efecto de los pre-tratamientos en el comportamiento de la herramienta de corte	101
3.4. Resultados finales	108
4. ESTUDIO DEL EFECTO DE LA VELOCIDAD DE CORTE EN EL TORNEADO EN SECO DEL ACERO INOXIDABLE AUSTENÍTICO.	
4.1. Introducción.....	111
4.2. Metodología experimental	112
4.3. Resultados	114
4.3.1. Efecto de la velocidad de corte en las fuerzas de corte	114
4.3.2. Efecto de la velocidad de corte en la rugosidad superficial.....	115
4.3.3. Efecto de la velocidad de corte en la integridad superficial.....	117
4.3.4. Efecto de la velocidad de corte en el desgaste de la herramienta	121
4.3.5. Efecto de la velocidad de corte en la formación de la viruta	125
4.4. Resultados finales	130
5. MODELO MECANÍSTICO DE PREDICCIÓN DE LA FUERZA DE CORTE PARA OPERACIONES DE TORNEADO.	
5.1. Introducción.....	132
5.2. Modelo para la predicción de las fuerzas de corte sin considerar el desgaste de la herramienta.....	133
5.2.1. Desarrollo del modelo geométrico.....	135
5.2.2. Desarrollo del modelo mecanístico de predicción de fuerzas	139
5.2.3. Ensayos de caracterización del material.....	143
5.2.4. Determinación de los coeficientes específicos de corte.....	145
5.2.5. Análisis del efecto de la velocidad de corte y la profundidad de pasada en los coeficientes específicos de corte	152
5.2.6. Validación de los modelos.....	159
5.3. Modelo para la predicción de las fuerzas de corte incluyendo el desgaste de la herramienta.....	166
5.3.1. Modelo propuesto	166
5.3.2. Metodología experimental.....	168
5.3.3. Análisis del desgaste de la herramienta y su efecto en las fuerzas de corte	171
5.3.4. Determinación de los parámetros y validación del modelo	178
5.3.5. Resultados finales.....	182
6. CONTRIBUCIONES Y LÍNEAS FUTURAS.	
6.1. Contribuciones	185
6.2. Futuras líneas de trabajo.....	186
Referencias	188

Índice de figuras

I-1: Producción mundial de acero inoxidable	2
1-1: Modificaciones del acero inoxidable austenítico AISI 304	10
1-2: Vida de herramienta usando la ecuación de Taylor. (Material de herramienta: WC-TiC-Co).	13
1-3: Curva que muestra la variación de la temperatura con la velocidad, según la hipótesis del Dr. Salomon	17
1-4: Estructura nanocomposite (nc-TiAlN)/(a-Si ₃ N ₄).	23
1-5: Evolución del desgaste de herramientas de metal duro con distintos recubrimientos. Material: Acero HSS AISI M2.....	24
1-6: Vida de herramienta para fresas de carburo recubiertas. Material: TiAl ₆ V ₄	24
1-7: Estructuras de recubrimientos PVD para herramientas de corte: a) monocapa; b) multicapa; c) gradiente; d) nanocapa; e) nanocomposite; f) triple estructura.	25
1-8: Parámetros de un recubrimiento multicapa.	26
1-9: Recubrimiento nanocapa. Dureza de nanocomposite con estructura nanocapa.....	27
1-10: Etapas en la fabricación de una herramienta de metal duro recubierta.....	27
1-11: Mecanismo de fallo del recubrimiento PVD (Al,Ti)N en una broca de metal duro.	28
1-12: Concentración de tensiones y desprendimiento del recubrimiento en las superficies rectificadas	28
1-13: Detalle del filo de corte: a) posterior al rectificado; b) posterior al tratamiento del filo.....	29
1-14: Efecto del radio del filo de corte en la calidad del recubrimiento	29
1-15: Efecto del “micro-blasting” y “polishing” en la superficie de las herramientas de metal duro	30
1-16: Fallos producidos por el tratamiento superficial posterior al recubrimiento.	31
1-17: Efecto del recubrimiento de la herramienta en el desgaste en cráter cuando se torneado acero inoxidable austenítico, X5CrNi18-10,a) y b); Proceso de difusión entre el acero inoxidable austenítico X6CrNiMoTi17-12-2 y herramienta de metal duro sin recubrir c) y recubierta d).....	32
1-18: Comparación de recubrimientos nanocomposites y CVD, para torneado de aceros inoxidables, con refrigerante	34
1-19: Comparación de recubrimiento nanocomposite, PVD y CVD, para torneado de aceros inoxidables, en seco.....	34
2-1: Esquema del equipamiento utilizado en la experimentación.	52
2-2: Torno MUPEM utilizado en los ensayos	53
2-3: Forma y dimensiones de las probetas utilizadas en los ensayos.	54
2-4: Micrografías de los aceros AISI 303 y AISI 304L (X200 aumentos).	55
2-5: Direcciones de las tres componentes de la fuerza de corte adquiridas por el dinamómetro Kistler 9121.	56
2-6: Aplicación para el tratamiento de las señales de fuerza en el entorno de DasyLab.....	57
2-7: Rugosímetro HOMMELWERKE, modelo TKE 100/17.....	58
2-8: Zonas de medida de la rugosidad superficial en la probeta mecanizada.	58

2-9: a) Equipo para la adquisición de imágenes; b) aplicación para la medida del desgaste de la herramienta.	59
2-10: Conexión eléctrica del equipo de consumo de potencia con los motores del torno.	60
2-11: Gráfica de cajas correspondiente al efecto de las condiciones de corte en las tres componentes de la fuerza de corte.	63
2-12: Gráfica de cajas correspondiente al efecto de las condiciones de corte en el acabado superficial.	63
2-13: Valores teóricos y experimentales de rugosidad para distintos parámetros de corte.	64
2-14: Efecto del desgaste de la herramienta en las componentes de la fuerza de corte (E1: AISI 303).	66
2-15: Efecto del desgaste de la herramienta en las componentes de la fuerza de corte (E2: AISI 304L con alto %N).	66
2-16: Efecto del desgaste de la herramienta en las componentes de la fuerza de corte (E3: AISI 304L con bajo %N).	67
2-17: Potencia consumida por los motores del torno. a) Motor del cabezal principal. b) Motor de avance. ($V_c=250$ m/min; $n= 4.973$ r.p.m.; $f_n=0,2$ mm/rev; $a_p=1$ mm).	69
2-18: Potencia media consumida. ($V_c=250$ m/min; $f_n=0,2$ mm/rev; $a_p=1$ mm). a) Motor del cabezal del torno. b) Motor de avance del torno.	69
2-19: Comparación entre valores medidos y calculados de la potencia consumida por los motores del torno ($n=4.420$ r.p.m.; $V_c= 250$ m/min; $f_n= 0,2$ mm/rev; $a_p= 1$ mm).	70
2-20: Variación del consumo de potencia eléctrica del motor de avance cuando se produce rotura de herramienta.	71
2-21: Esquema del torneado ortogonal. (Third Wave Systems)	73
2-22: Comparación entre la fuerza tangencial simulada y medida en un amplio rango de condiciones de corte.	74
2-23: a) Evolución de las fuerzas de corte con V_c . b) Evolución de las fuerzas de corte normalizadas con V_c	75
2-24: Variación del ángulo de cizalladura con la velocidad de corte.	76
2-25: Efecto de la velocidad de corte en la temperatura de la herramienta.	77
2-26: Energía calorífica por unidad de volumen frente a V_c	77
2-27: Evolución de la temperatura en la intercara viruta-herramienta con V_c	78
2-28: Velocidad de deformación del material frente a V_c	78
2-29: Formación de la viruta con la velocidad de corte ($f_n = 0,1$ mm/rev)	79
2-30: Formación de la viruta con la velocidad de corte ($f_n = 0,2$ mm/rev).	80
2-31: Espesor de viruta obtenida a las distintas velocidades de corte.	80
2-32: Efecto del espesor de viruta no deformada en la energía específica de corte (P_s).	82
2-33: Evolución de la fuerzas de corte con la velocidad de avance.	82
3-1: Diagrama de trabajo para el análisis de los recubrimientos PVD.	87
3-2: Características de la geometría 23. (Fuente Sandvik)	88
3-3: Probeta utilizada para realizar los ensayos de desgaste de herramienta.	89
3-4: Diagrama de flujo para analizar el efecto de los pre-tratamientos.	92
3-5: Geometría de corte correspondiente a la herramienta TNMG 160408-MS (Mitsubishi).	93
3-6: Equipo utilizado para el tratamiento Drag Finish (modelo OTEC)	94
3-7: Medida del perfil geométrico de las herramientas.	94
3-8: Medida de la rugosidad en la superficie de incidencia de las herramientas.	95
3-9: Clasificación cualitativa de muestras de adherencia	95
3-10: Evolución del desgaste en incidencia de los distintos recubrimientos PVD frente a longitud de hélice mecanizada (SCL).	97

3-11: Evolución de la fuerza tangencial con la longitud de corte espiral (SCL) para las herramientas con distintos recubrimientos.	98
3-12: Evolución de la rugosidad con la longitud de corte espiral para las herramientas con distintos recubrimientos.	98
3-13: Microanálisis EDX del filo sin desgastar, de la herramienta recubierta con AlTiSiN.	99
3-14: Análisis SEM-EDX en el flanco de la herramienta recubierta con AlTiN.	99
3-15: Análisis SEM-EDX del filo de la herramienta con recubrimiento AlCrSiN.	100
3-16: Perfiles de la geometría de corte de la herramienta TNMG 160408-MS sin pre-tratamiento y con Drag-Finish y Micro-Blasting.	101
3-17: Efecto de los pre-tratamientos en la rugosidad superficial del sustrato.	102
3-18: Efecto de los pre-tratamientos en la rugosidad superficial del recubrimiento.	102
3-19: Detalle del recubrimiento en una zona fracturada de la herramienta Micro-Blasting.	103
3-20: Imágenes SEM correspondientes a las huellas del test de adhesión para los distintos pre-tratamientos.	103
3-21: Imágenes SEM correspondientes al sustrato de las herramientas con distintos pre-tratamientos. (x200; x1.000 y x5.000 aumentos)	104
3-22: Imagen SEM y análisis EDX de un fragmento de vidrio adherido al sustrato de la herramienta durante el pre-tratamiento de Micro-Blasting.	105
3-23: Imágenes SEM de las herramientas con pre-tratamiento y recubrimiento Naco®.	105
3-24: Imagen SEM y microanálisis EDX de una zona correspondiente al filo de la herramienta con Micro-Blasting y recubrimiento nACO.	106
3-25: Fuerzas de corte durante los ensayos de desgaste de las herramientas con distintos pre-tratamientos y recubrimiento nACO®.	107
3-26: Rugosidad de las superficies mecanizadas con las herramientas con distintos pre-tratamientos y recubrimiento Naco®.	107
3-27: Imágenes SEM del desgaste de las herramientas con distintos pre-tratamientos.	108
4-1: Probeta, micrografía y medidas de microdureza para el acero austenítico AISI 303	114
4-2: Evolución de las fuerzas de corte con la velocidad de corte ($f_n=0,2$ mm/rev; $a_p=1$ mm)	114
4-3: Evolución de la amplitud de las fuerzas de corte con la velocidad de corte.	117
4-4: Imágenes SEM de las superficies mecanizadas a distintas velocidades de corte.	118
4-5: Evolución del espesor de la viruta con la velocidad de corte.	119
4-6: Valores medios de microdureza medidos bajo la superficie mecanizada.	120
4-7: Deformación estructural de las superficies mecanizadas a distintas velocidades de corte.	121
4-8: Análisis EDX de la superficie de incidencia de una herramienta nueva y gastada.	122
4-9: Imágenes SEM y análisis de correspondencia del material adherido en la superficie de incidencia de la herramienta de corte.	123
4-10: Imágenes SEM del desgaste en flanco de las herramientas a varias velocidades de corte.	124
4-11: Imágenes SEM del desgaste en cráter de las herramientas a varias velocidades de corte: a) $V_c=37$ m/min; b) $V_c=450$ m/min; c) $V_c=870$ m/min; d) Análisis EDX de las zonas A y B correspondientes a la herramienta c).	125
4-12: Micrografía de la viruta para el acero inoxidable AISI 303: a) estructura de la viruta obtenida en corte ortogonal con $V_c=60$ m/min y $f_n=0,2$ mm/rev; b) Fragmento de la viruta mostrada en a). (Fuente: Tribology of metal cutting. 2006. Astakhov, V.)	126
4-13: Imágenes SEM de las virutas a distintas velocidades de corte.	127
4-14: Superficie de deslizamiento de las virutas a distintas velocidades de corte.	128
4-15: Esquema del proceso de corte ortogonal	129
5-1: Fuerzas de corte que actúan sobre la herramienta en una operación de torneado.	133
5-2: Detalle de la sección de viruta ignorando el radio de punta de la herramienta	137

5-3: Sección de la viruta indeformada y parámetros geométricos asociados (Caso 1)	138
5-4: Detalle de la Figura 5-3 para la determinación del ángulo γ	139
5-5: Proyección de las fuerzas de corte en las direcciones X-Y-Z.....	140
5-6: Imagen de la probeta mecanizada y fuerzas de corte registradas durante una “serie” en los ensayos de caracterización del material.	143
5-7: Evolución de la fuerza de corte con la velocidad de avance ($V_c = 750$ m/min).....	146
5-8: Descomposición de la fuerza de corte en sus dos efectos: fuerza de cizalladura y fuerza de rozamiento. (Modelo simple).	147
5-9: Esquema para el cálculo de los coeficientes específicos de corte. (Modelo simple).....	148
5-10: Descomposición de la fuerza de corte en sus dos efectos: fuerza de cizalladura y fuerza de rozamiento. (Modelo completo).....	150
5-11: Esquema para el cálculo de los coeficientes específicos de corte. (Modelo completo).	152
5-12: Evolución de los coeficientes específicos de cizalladura con a_p y V_c	154
5-13: Gráficos de residuales para el coeficiente específico de corte k_{fc}	156
5-14: Evolución de los coeficientes de cizalladura con V_c y a_p	158
5-15: Comparación entre F_y experimental y predicha por los dos modelos en la primera etapa de validación.	160
5-16: Comparación entre F_x experimental y predicha por los dos modelos en la segunda etapa de validación.	161
5-17: Comparación entre F_y experimental y predicha por los dos modelos en la segunda etapa de validación.	161
5-18: Comparación entre F_z experimental y predicha por los dos modelos en la segunda etapa de validación.	162
5-19: Comparación entre F_x experimental y predicha por los dos modelos en la tercera etapa de validación.	163
5-20: Comparación entre F_y experimental y predicha por los dos modelos en la tercera etapa de validación.	163
5-21: Comparación entre F_z experimental y predicha por los dos modelos en la tercera etapa de validación.	163
5-22: Comparación entre F_x experimental y predicha por los dos modelos en la cuarta etapa de validación.	165
5-23: Comparación entre F_y experimental y predicha por los dos modelos en la cuarta etapa de validación.	165
5-24: Comparación entre F_z experimental y predicha por los dos modelos en la cuarta etapa de validación.	165
5-25: Diseño factorial 2^3 con adicción de cuatro puntos centrales.....	169
5-26: Probeta utilizada para los ensayos de desgaste	170
5-27: Evolución del desgaste en flanco con el tiempo de mecanizado.....	171
5-28: Detalle de una grieta formada en el filo de una herramienta de metal duro mecanizando.....	172
5-29: Imágenes del desgaste de la herramienta en incidencia, punta y cráter correspondientes al ensayo N° 6.....	173
5-30: Evolución de las fuerzas de corte y del desgaste de la herramienta con el tiempo.....	174
5-31: Señales de la fuerza de corte registradas durante una rotura de herramienta. Imagen de la herramienta rota. Ensayo N° 8 ($V_c = 750$ m/min; $f_r = 0,2$ mm/rev; $a_p = 2$ mm).....	176
5-32: Evolución de F_{wx} con el desgaste en flanco de la herramienta para diversos ensayos.	176
5-33: Evolución de F_{wy} con el desgaste en flanco de la herramienta para diversos ensayos.	177
5-34: Evolución de F_{wz} con el desgaste en flanco de la herramienta para diversos ensayos.	177
5-35: Secuencia del modelo de predicción de fuerzas incluyendo el desgaste de la herramienta.	180

5-36: Fuerzas medidas frente a fuerzas predichas. La línea recta representa la condición F_x medido= F_x predicho.	181
5-37: Fuerzas medidas frente a fuerzas predichas. La línea recta representa la condición F_y medido= F_y predicho.	181
5-38: Fuerzas medidas frente a fuerzas predichas. La línea recta representa la condición F_z medido= F_z predicho.	182

Índice de tablas

2-1: Composición química y propiedades mecánicas de los aceros utilizados en los ensayos.....	54
2-2: Parámetros del programa de medida de la rugosidad superficial.....	58
2-3: Condiciones utilizadas en las pruebas experimentales.....	62
2-4: Diseño de experimentos realizados para los distintos materiales.....	65
2-5: Condiciones de corte utilizada en los ensayos de validación.....	72
2-6: Parámetros de entrada para la simulación mediante Third Wave.....	74
2-7: Condiciones de corte utilizadas en los ensayos de simulación mediante ThirdWave AdvantEdge.....	81
3-1: Propiedades de los recubrimientos PVD.....	89
3-2: Condiciones de corte de los ensayos de desgaste en condiciones severas.....	90
3-3: Condiciones de corte de los ensayos de desgaste en condiciones moderadas.....	91
3-4: Objetivo de los análisis realizados sobre las herramientas de corte con distintos pre- tratamientos.....	92
3-5: Propiedades del metal duro UTi20T. (Mitsubishi).....	93
3-6: Condiciones de corte utilizadas en los ensayos de desgaste.....	96
4-1: Condiciones de corte utilizadas en los ensayos de cilindrado.....	112
4-2: Valores medios de los parámetros de rugosidad R_a y R_t obtenidos para distintas velocidades de corte. (En negrita: mínimos valores de R_a y R_t . Subrayado: mayores valores de R_a y R_t).....	116
4-3: Espesor de la capa de deformación severa ocasionada por la acción del corte.....	121
4-4: Espesor de viruta (h_c), factor de recalado (r_c), y ángulo de cizalladura (ϕ) a diferentes velocidades de corte.....	129
5-1: Geometrías de corte en función de las condiciones de corte y geometría de la hta.....	136
5-2: Ensayos de caracterización.....	144
5-3: Características geométricas de la herramienta.....	144
5-4: Resultados del ANOVA sobre los coeficientes específicos de corte correspondientes al modelo simple.....	153
5-5: Resultados del análisis de regresión lineal múltiple para los coeficientes de cizalladura.....	155
5-6: Expresiones de los coeficientes específicos de corte para el modelo simple.....	156
5-7: Resultados del ANOVA sobre los coeficientes específicos de corte correspondientes al modelo completo.....	157
5-8: Resultados del análisis de regresión lineal múltiple para los coeficientes específicos de corte.....	158
5-9: Expresiones de los coeficientes específicos de corte correspondientes al modelo completo.....	158
5-10: Comparación entre las fuerzas experimentales y predichas por los dos modelos en la primera etapa de validación.....	159
5-11: Comparación entre las fuerzas experimentales y predichas por los dos modelos en la segunda etapa de validación.....	160

5-12: Comparación entre las fuerzas experimentales y predichas por los dos modelos en la tercera etapa de validación.	162
5-13: Comparación entre las fuerzas experimentales y predichas por los dos modelos en la cuarta etapa de validación.	164
5-14: Niveles de los parámetros de corte.	169
5-15: Condiciones de corte de los experimentos realizados.....	169
5-16: Tabla de datos utilizada para recoger los valores de los factores de control de un ensayo	170
5-17: Análisis de varianza de las ecuaciones de regresión	179

Introducción

INTRODUCCIÓN.

I. ANTECEDENTES Y OPORTUNIDADES TECNOLÓGICAS.

La situación actual de fuerte presión competitiva obliga a las empresas a aumentar el rendimiento en los procesos de fabricación. Las empresas occidentales se ven obligadas a competir con países donde los costes salariales son reducidos y la legislación en materia de salud, seguridad y protección del medio ambiente es muy permisiva, lo que permite fabricar a muy bajo coste. Esta situación plantea un reto importante a todas las empresas productivas basado en una mejora de los procesos de fabricación que permita fabricar rápido, con calidad y a bajo coste. En el sector de arranque por viruta es fundamental fabricar productos de mayor valor añadido y calidad, con costes y tiempos reducidos en materiales de altas prestaciones. Para alcanzar estos objetivos se han desarrollado nuevas tecnologías como el mecanizado de alta velocidad o mecanizado de alto rendimiento, cuyos principales beneficios son la obtención de piezas de mayor calidad superficial y precisión dimensional en reducidos tiempos de fabricación y con menores costes de producción. Estas mejoras se consiguen gracias a los avances en las máquinas herramienta, al desarrollo de nuevas geometrías y materiales de las herramientas de corte y a un profundo conocimiento del comportamiento de los materiales que se mecanizan.

El estudio del mecanizado de alta velocidad se ha centrado especialmente en la operación de fresado con aplicaciones para la industria del molde, ya sea para el sector aeronáutico o automovilístico, en la fabricación de matrices y troqueles y el mecanizado de materiales ligeros para la industria aeroespacial. Pero la idea de mejorar el rendimiento de las operaciones con el incremento de la velocidad de corte no debe reducirse a la técnica del fresado, sino que debe extenderse a otras técnicas de arranque por viruta como el torneado.

El proceso de torneado ha sido ampliamente estudiado y es de sobra conocido. Sin embargo, aún hoy existen ciertas limitaciones en el torneado de determinados materiales, debido fundamentalmente a una ausencia de información en cuanto a su comportamiento y caracterización. Tal es el caso de los aceros inoxidable austeníticos, que a pesar de ser materiales de una gran importancia económica y tecnológica, se dispone de pocos datos fiables que permitan abordar el mecanizado de estos materiales en condiciones de alto rendimiento.

Los aceros inoxidable tienen una alta importancia económica pues representan el 10% de la producción mundial de aceros, y dentro de ellos los austeníticos suponen el 70%. De acuerdo con los datos ofrecidos por el Foro Internacional de Aceros Inoxidables (ISSF, International Stainless Steel Forum), la producción mundial de acero inoxidable está experimentando un continuo crecimiento y se prevé que el consumo siga aumentando cada año. En 2010 se produjo un incremento del 24,9% hasta alcanzar el récord histórico de 30,6 millones de toneladas y en el primer semestre del año 2011 la producción total fue de 16,4 millones de toneladas. En la Figura I-1 se indica la producción mundial de acero inoxidable (en miles de toneladas métricas) correspondientes a los últimos años.

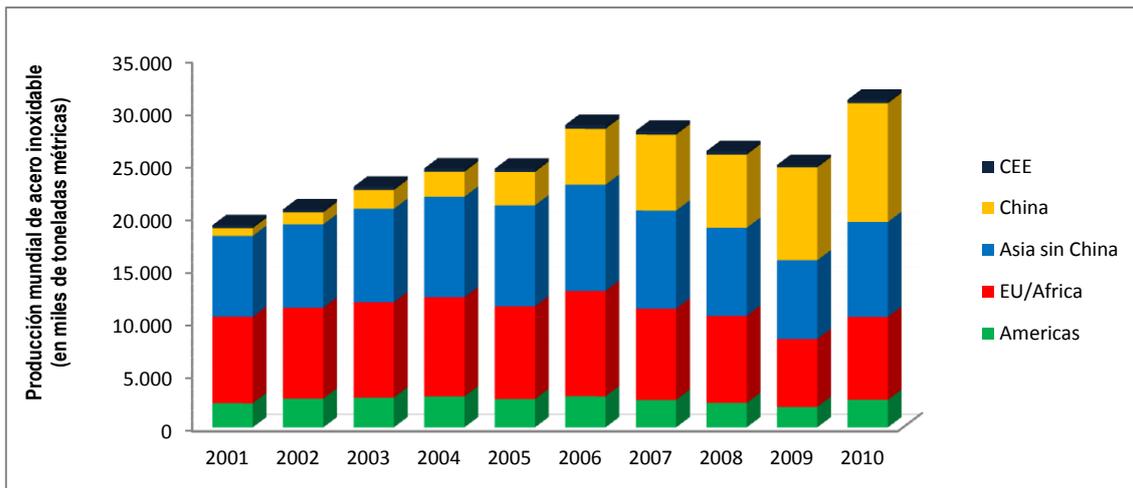


Figura I-1: Producción mundial de acero inoxidable. (Fuente ISSF).

El acero inoxidable es un material altamente sostenible y con alta durabilidad. Estos factores hacen que sean materiales de elevado uso. Hoy en día el factor medioambiental es muy importante a la hora de seleccionar un material. Los aceros inoxidables son materiales altamente reciclables y al final de su vida útil se separan y recuperan no llegando a ser residuos. Los elementos de los aceros inoxidables como el cromo, níquel y molibdeno son altamente valiosos y por tanto hacen que el reciclaje sea viable económicamente. Al contrario que otros materiales de ingeniería, el acero inoxidable se recicla sin degradarse. Dentro de los aceros inoxidables, los austeníticos representan el mayor consumo debido a sus elevadas propiedades mecánicas y de resistencia a la corrosión.

Hoy en día los aceros inoxidables se utilizan en numerosos sectores, fundamentalmente en la industria química, alimentaria, en medicina, en construcción y automoción. Un elevado porcentaje de estas aplicaciones precisan de alguna operación de mecanizado, por lo que es un área que está en proceso de crecimiento constante. La importancia del mecanizado de los aceros inoxidables se corrobora con el dato ofrecido por Sandvik (líder mundial en la fabricación de herramientas de corte), según el cual, alrededor del 30% de todas las herramienta de torneado son empleadas para el mecanizado de aceros inoxidables.

El torneado de acero inoxidable se emplea en una amplia variedad de piezas con distintos tamaños y requisitos de tolerancias dimensionales y de acabado superficial. Un sector de importante consumo de acero inoxidable es el del decoletaje, donde se fabrican grandes series de piezas de tamaño pequeño y mediano destinadas a un gran número de sectores como la automoción, pequeños electrodomésticos, electricidad, termometría y manometría industrial, medica, etc. En el campo del decoletaje y en el torneado en general de piezas medianas y pequeñas es fundamental fabricar componentes en tiempos muy reducidos. Por tanto es necesario dedicar especial atención a la mejora y aumento del rendimiento del proceso de torneado de estos materiales utilizando condiciones de corte severas que permitan reducir el tiempo de mecanizado.

Estos materiales son considerados de baja maquinabilidad y los fabricantes de herramientas recomiendan velocidades de corte muy conservadoras. El rango de velocidad de corte recomendado para el torneado de aceros inoxidables austeníticos es entre 100 y 250 m/min. Del

mismo modo las investigaciones de torneado de estos materiales se han realizado en el entorno de estas velocidades de corte, donde predomina el concepto de vida económica de herramienta. Sin embargo, cuando se utilizan máquinas herramienta automáticas con cabezal deslizante, tornos CNC multihusillo y monohusillo o máquinas multitarea, en las que el coste de hora-máquina es elevado, para que el proceso de corte sea rentable es importante reducir el tiempo de fabricación. Esto se consigue mecanizando en condiciones de corte severas, ya que a pesar de que en estas condiciones se reduce la vida de la herramienta, en general se reduce el coste por pieza.

En la mayor parte de los casos resulta más rentable aumentar las condiciones de corte que aumentar la vida de la herramienta. El efecto que la vida de la herramienta y los parámetros de corte tienen sobre el coste de la pieza depende de la estructura de costes de la empresa, pero en general la duración y el coste de la herramienta afectan al coste de la pieza en menor medida que los parámetros de corte. Un incremento en la velocidad de corte tiene gran influencia en la productividad y reduce el coste por pieza en un elevado porcentaje porque afecta a los costes de máquina, generales y de mano de obra. Sin embargo, un incremento en la vida útil de la herramienta sólo tiene un efecto marginal en la actualidad.

Por tanto, para alcanzar altos niveles de productividad y aprovechar la capacidad de las máquinas herramienta actuales es preciso explorar y caracterizar el comportamiento del material y de la herramienta cuando se trabaja en condiciones de corte severas, con valores de los parámetros de corte superiores a los tradicionalmente empleados. En este contexto es importante la mejora en las herramientas de corte y el desarrollo de modelos que permitan caracterizar el proceso de corte. Además, cuando se trabaja en máquinas automáticas es importante trabajar en condiciones agresivas pero a la vez seguras para evitar los problemas derivados de la rotura de herramienta; en este contexto es esencial la aplicación de técnicas de monitorización. Actualmente en la industria no existen datos tecnológicos sobre el torneado de aceros inoxidables austeníticos que sean suficientemente fiables y actualizados con respecto al nivel de desarrollo tecnológico de máquinas y herramientas.

Esta es la razón por la cual en este trabajo se han estudiado diversos aspectos relacionados con el torneado de estos materiales en condiciones de corte severas, con el objetivo de mejorar el rendimiento del mecanizado de estos materiales. Para ello, se ha trabajado en un rango de velocidades muy superior al recomendado por los fabricantes de herramientas. En este marco de trabajo se ha analizado el mecanismo de corte y formación de viruta a alta velocidad de corte, el comportamiento de las herramientas de corte y el mecanismo de desgaste y se ha ajustado un modelo mecanístico, sin y con inclusión del desgaste de la herramienta, que permite predecir las fuerzas de corte y su evolución con los parámetros de corte y con el desgaste de la herramienta.

II. OBJETIVOS.

De acuerdo con lo anterior, se establece un objetivo general que define el marco de actuación de este trabajo. Este objetivo general se puede subdividir en una serie de objetivos particulares más detallados.

Como objetivo general se define:

Caracterizar el comportamiento de los aceros inoxidable austeníticos cuando se tornean a elevadas velocidades de corte fuera del rango tradicional de trabajo, analizando diversos aspectos (material y recubrimientos de la herramienta de corte, fuerzas de corte, formación de viruta, alteraciones sufridas por el material mecanizado, mecanismo de desgaste de la herramienta de corte) que permitan determinar el campo de aplicación y alcance del torneado de alta velocidad en estos materiales de difícil maquinabilidad.

Para conseguir este objetivo general se definen los siguientes objetivos particulares:

- Analizar el comportamiento de los aceros inoxidable austeníticos cuando se mecanizan en condiciones de corte severas y sin refrigerante. Evaluar el efecto de la velocidad de corte sobre distintos parámetros del proceso de torneado (fuerzas de corte, formación de virutas y desgaste de la herramienta) y sobre la calidad e integridad de la superficie mecanizada, identificando la velocidad de corte a partir de la cual el proceso de corte es más favorable.
- Desarrollar un modelo que permita predecir las fuerzas de corte y su evolución con los parámetros de corte y con el desgaste de la herramienta y que sea válido para un amplio rango de condiciones de corte y diferentes geometrías de herramienta.
- Caracterizar el acero inoxidable austenítico AISI 303 a través de los coeficientes específicos de corte para el torneado a alta velocidad.
- Analizar el comportamiento de los recubrimientos avanzados y las técnicas de pre-tratamiento en el campo de la deposición física de vapor, de forma que se detecten sus ventajas, inconvenientes y limitaciones cuando se mecaniza acero inoxidable austenítico a elevada velocidad de corte.
- Demostrar la viabilidad de monitorizar el proceso de corte a través del consumo de potencia del motor de avance del torno y la posibilidad de deducir las fuerzas de corte de forma indirecta a partir de las señales registradas por un sencillo equipo de medida de potencia eléctrica.

III. ORGANIZACIÓN DE LA MEMORIA.

Este documento se ha estructurado en seis capítulos además del apartado de introducción. A continuación se describe brevemente el contenido de cada uno de estos capítulos.

En el capítulo 1 se describe el estado del arte en diversos aspectos relacionados con el mecanizado mediante una extensa revisión bibliográfica, con especial atención en el mecanizado de los aceros inoxidable austeníticos. En primer lugar se analizan los estudios que abordan el mecanizado de estos materiales desde distintos puntos de vista: maquinabilidad, fuerzas de corte, temperatura de corte y mecanismos de desgaste de la herramienta. A continuación se revisan diferentes trabajos en el ámbito del mecanizado de alto rendimiento, agrupados en diferentes temáticas según que el estudio se centre en el análisis del comportamiento del material y la herramienta a elevadas velocidades de corte, el desarrollo de nuevas herramientas de corte o el mecanizado ecológico. Por último se hace una revisión de los modelos de torneado y su aplicación para la predicción de las fuerzas de corte y el desgaste de la herramienta.

El capítulo 2 se ha dividido en dos apartados. En el primer apartado se describen los equipos, materiales y procedimientos empleados para la experimentación realizada en este trabajo. En el segundo apartado se exponen los ensayos preliminares que se han realizado y cuyo análisis ha permitido establecer unas hipótesis de partida.

En el capítulo 3 se aborda el estudio de la herramienta de corte para el torneado de aceros inoxidable austeníticos. Para ello se han realizado dos estudios que analizan el comportamiento de distintos recubrimientos PVD de última generación y el efecto de los tratamientos superficiales aplicados al sustrato en el rendimiento de la herramienta de corte. Para abordar estos estudios se han realizado dos etapas de ensayos. En la primera etapa se compararon cuatro recubrimientos PVD de última generación. El comportamiento de los recubrimientos se evaluó a través de los resultados obtenidos en ensayos de desgaste. En la segunda etapa se desarrolló una metodología para evaluar el efecto de distintos pre-tratamientos en la geometría de la herramienta, en la adhesión del recubrimiento y en el comportamiento al corte de la herramienta.

En el capítulo 4 se estudia el comportamiento del acero inoxidable AISI 303 cuando se tornea a elevadas velocidades de corte y sin refrigerante. Se ha analizado el efecto de la velocidad de corte sobre el desgaste de la herramienta, la calidad superficial de la pieza, las fuerzas de corte y la formación de viruta. Las velocidades de corte ensayadas han sido muy superiores a las utilizadas por otros investigadores de acuerdo con el estado de la tecnología actual. En primer lugar se describe la metodología de trabajo utilizada en la experimentación y a continuación se presenta el análisis y discusión de los resultados.

En el capítulo 5 se desarrolla un modelo mecánico de predicción de la fuerza de corte para operaciones de torneado. En primer lugar se presenta el modelo para la predicción de las fuerzas de corte sin considerar el desgaste de la herramienta. Este apartado está estructurado en diversas etapas según la metodología utilizada para el desarrollo del modelo: desarrollo del modelo geométrico, ensayos de caracterización del material y obtención de los coeficientes específicos de corte. Se finaliza con la etapa de validación del modelo. A continuación se amplía

el modelo anterior incluyendo el efecto del desgaste de la herramienta. Para ello se ha analizado el desgaste de la herramienta y su efecto sobre las fuerzas de corte. De nuevo se finaliza con la validación del modelo. Ambos modelos se han desarrollado para el torneado del acero inoxidable austenítico AISI 303 en condiciones de alta velocidad de corte.

En el capítulo 6 se presentan las principales conclusiones de la investigación. Adicionalmente se indican las futuras líneas de trabajo. Para finalizar se hace una relación de las referencias bibliográficas empleadas durante el desarrollo de esta investigación.

Capítulo 1

ESTADO DEL ARTE

1. ESTADO DEL ARTE.

En este capítulo se hace una revisión de los estudios que tratan sobre diversos aspectos del mecanizado por arranque de viruta con especial atención en el mecanizado de los aceros inoxidable austeníticos. En primer lugar se hace una descripción de este material y se revisan los estudios realizados por varios investigadores que han analizado el comportamiento al corte de estos aceros de importancia creciente en el mercado actual. Se incluyen estudios que analizan la temperatura de corte, las fuerzas, el mecanismo de desgaste de herramienta y el mecanismo de formación de viruta. En el siguiente apartado se expone el objetivo actual del mecanizado de alto rendimiento, destacando el importante papel que juegan las herramientas de corte, donde gracias al desarrollo de nuevos materiales y recubrimientos es posible alcanzar los objetivos de calidad y productividad exigidos por el mercado actualmente. En este apartado también se ha revisado el estado actual del mecanizado ecológico. Por último se hace una revisión de los modelos de torneado y su aplicación para la predicción de las fuerzas de corte y el desgaste de la herramienta.

1.1. EL ACERO INOXIDABLE AUSTENÍTICO.

La norma EN 10088 define a los aceros inoxidables como aquellas aleaciones férricas que contienen cromo en una proporción mínima del 10,5% en peso y un máximo de 1,2% de carbono. El cromo es el principal responsable de la resistencia a la corrosión de estos materiales, ya que favorecen la formación de una película de óxido rico en cromo, que se forma espontáneamente en la superficie del acero. Dicha película protege el material subyacente del ataque corrosivo. La resistencia a la corrosión de estos aceros puede mejorarse con la adición de otros elementos de aleación como níquel, molibdeno, nitrógeno y titanio.

En función del contenido en carbono, cromo y níquel, además de la adición de otros elementos en distintas cantidades, se tienen cambios notables en la microestructura de los aceros inoxidables pudiendo clasificarse en los siguientes grupos: aceros inoxidables ferríticos, aceros inoxidables martensíticos, aceros inoxidables austeníticos, aceros inoxidables austeníticos-ferríticos (duplex) y aceros inoxidables endurecidos por precipitación.

Dentro de los aceros inoxidables, los grados austeníticos son los más utilizados debido a su elevada resistencia a la corrosión, excelentes propiedades mecánicas, soldabilidad y bajo coste de mantenimiento. En la actualidad representan el 70% del mercado mundial de acero inoxidable.

Los elementos de aleación característicos de los aceros austeníticos son el cromo (en proporción de 16-26%) y el níquel (en proporción de 6-22%), con contenidos en carbono muy bajos, inferiores al 0,1%, y que pueden aumentarse hasta el 0,25% en casos de máximo contenido de cromo y de níquel. El cromo, al tratarse de un elemento alfégeno, actúa favoreciendo el campo de la fase ferrítica, mientras que el níquel, elemento gammágeno, actúa en sentido opuesto, ampliando el campo de existencia de la fase austenítica.

Tienen una estructura monofásica formada por granos equiaxiales de austenita. La estructura cúbica centrada en las caras (CCC) de la austenita proporciona a estos aceros una elevada ductilidad, buena resistencia a elevadas temperaturas y excelente resistencia al impacto, incluso a temperaturas criogénicas. Son materiales no magnéticos y no mejoran sus características mecánicas con tratamientos térmicos, sin embargo pueden ser endurecidos por trabajo en frío.

Los aceros inoxidable austeníticos constituyen la familia con mayor número de aleaciones disponibles. Se distinguen dos grupos: aleaciones cromo-níquel (serie AISI 300) y aleaciones cromo-manganeso-níquel (serie AISI 200). El primer grupo es el más importante dado que a él pertenecen la mayor parte de los aceros inoxidable empleados. Dentro de la serie AISI 300 el más representativo es el AISI 304, también denominado 18-8 (18%Cr-8%Ni). Mediante la modificación de la composición química de este acero y la adición de determinados elementos aleantes, se obtienen gran variedad de aceros inoxidable austeníticos con diferentes propiedades mecánicas y de resistencia a la corrosión para usos específicos. Por ejemplo, la adición de Mo en un 2%, transforma el 304 en el acero inoxidable 316, que presenta una elevada resistencia a la corrosión por picadura y mejora el comportamiento frente a la corrosión bajo tensión. Cuando estos materiales son sometidos a temperaturas elevadas (450–850° C) tiene lugar la precipitación de los carburos de cromo en los contornos de los granos, provocando un empobrecimiento de cromo en las regiones adyacentes. Este fenómeno es conocido como sensibilización. Las zonas que han quedado con bajo contenido en Cr ya no tienen resistencia a la corrosión y son susceptibles de sufrir corrosión intergranular cuando están en contacto con determinados medios ácidos. Para evitar este fenómeno se añaden elementos estabilizantes como el titanio y el niobio y tántalo, aumentando la temperatura de sensibilización a 1.250-1.350° C. Otra solución es reducir el contenido en carbono ($C < 0,03\%$) lo que ha dado lugar a los aceros de bajo contenido en carbono AISI 304L, AISI 316L y AISI 317L. Para estos aceros es necesario un tiempo muy prolongado a elevadas temperaturas para que tenga lugar la sensibilización.

En la Figura 1-1 se resumen los diversos tipos de aceros austeníticos que se obtienen al variar las composiciones y elementos aleantes.

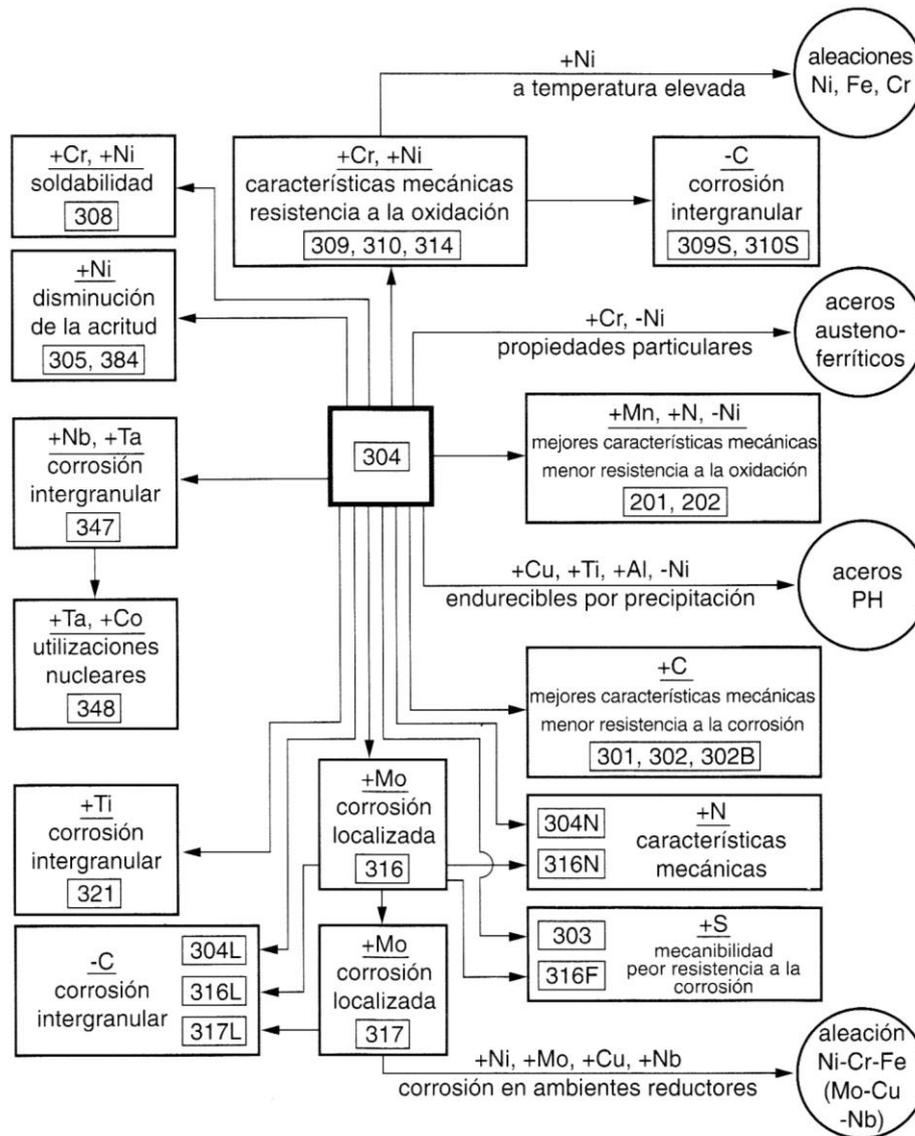


Figura 1-1: Modificaciones del acero inoxidable austenítico AISI 304. Fuente (Di Caprio, 1999)

Maquinabilidad de los aceros inoxidables austeníticos.

Entre las aplicaciones más habituales de los aceros inoxidables austeníticos se pueden citar la industria de alimentación, bebida y farmacéutica, por sus óptimas condiciones de higiene y duración a largo plazo. Se utilizan extensivamente en el almacenamiento de gases licuados, en utensilios para cocina, instrumental quirúrgico, en el transporte, el tratamiento de aguas residuales, en construcción y en la industria aeronáutica y naval. Son muy utilizados en la fabricación de componentes críticos de plantas químicas y nucleares debido a la adecuada combinación de propiedades mecánicas y elevada resistencia a la corrosión. Gracias a la multitud de aplicaciones, el mecanizado del acero inoxidable está progresando notablemente ya que más de la mitad de estos productos son objeto de, al menos, una operación de mecanizado durante su proceso de fabricación. La importancia del mecanizado de los aceros inoxidables se corrobora con el dato ofrecido por Sandvik (líder mundial en la fabricación de herramientas de corte), según el cual, alrededor del 30% de las herramientas de torneado fabricadas se emplean para el mecanizado de aceros inoxidables.

El torneado de acero inoxidable se emplea en una amplia variedad de piezas con distintos tamaños y requisitos de tolerancias dimensionales y de acabado superficial. Un sector de importante consumo de acero inoxidable es el del decoletaje, donde se fabrican grandes series de piezas de tamaño pequeño y mediano destinadas a un gran número de sectores como la automoción, pequeños electrodomésticos, electricidad, termometría y manometría industrial, médica, etc.

De lo anterior se deduce que las propiedades de maquinabilidad son un factor esencial para la industria productora de acero inoxidable, ya que una mejora en la maquinabilidad de estos materiales tiene un gran impacto en la competitividad industrial. El desarrollo de aceros inoxidables con maquinabilidad mejorada, así como una mejora de los procesos de mecanizado de los aceros inoxidables en general, conllevará a una reducción de costos considerable en lo que respecta a la producción de componentes, ampliando de este modo el rango de aplicación de estos materiales. En general, la maquinabilidad de los aceros inoxidables es inferior a la de los aceros comunes, siendo más baja para los tipos austeníticos que para los ferríticos y martensíticos, debido a los siguientes aspectos:

- El **coeficiente de rozamiento** en la intercara material-herramienta es, en general, más elevado en los aceros inoxidables que en el resto de los aceros, lo que supone una destrucción más rápida de las herramientas. Dentro de los aceros inoxidables los que presentan un mayor coeficiente de rozamiento son los austeníticos.
- La **conductividad térmica** de todos los inoxidables y especialmente de los austeníticos es muy baja con respecto a los aceros comunes. El calor que se genera durante las operaciones de mecanizado en la arista de corte, no puede evacuarse fácilmente a través de la pieza mecanizada y se acumula en la zona de trabajo, produciéndose una elevación de la temperatura en la herramienta y consecuentemente una disminución de la vida de la misma. Esta baja conductividad térmica también afecta a la formación de la viruta segmentada.
- El **coeficiente de dilatación térmica** de los austeníticos es superior al de los aceros al carbono y tiene como consecuencia una gran dificultad en el mantenimiento de las tolerancias de mecanizado.
- El acero austenítico tiene una zona de **deformación dúctil** muy amplia, por lo que tienen tendencia a producir virutas muy largas, o generar filo recrecido. Es común referirse a este tipo de aceros como “pegajosos”.
- La tendencia al **endurecimiento por deformación plástica en frío** es mucho mayor en los aceros inoxidables que en los comunes. Como consecuencia, la resistencia en la zona de corte aumenta durante el arranque de viruta y produce una mayor sollicitación sobre la herramienta. Además, este endurecimiento supone un aumento de la dureza en la superficie mecanizada, con el consiguiente daño para la herramienta de corte en pasadas posteriores.

Los anteriores aspectos hacen que el acero inoxidable austenítico sea considerado como un material difícil de mecanizar, siendo las principales características que afectan negativamente a la maquinabilidad de estos materiales su baja conductividad térmica y su fuerte tendencia al endurecimiento por trabajo en frío.

La maquinabilidad de estos materiales se mejora añadiendo algunos elementos de aleación, como el azufre, que forma en la matriz austenítica inclusiones de estructura globular de MnS. Estas inclusiones interrumpen la continuidad de la matriz del acero, permitiendo velocidades de corte más elevadas y facilitando la rotura de la viruta. Este es el caso del acero inoxidable AISI 303 (0,3%S). Sin embargo, la mejora de la maquinabilidad por adicción de azufre se obtiene a expensas de la disminución de las características mecánicas y de la resistencia a la corrosión. Una alternativa para mejorar la maquinabilidad de estos aceros, sin reducir sus propiedades, es la adicción de otros elementos aleantes como el calcio, el cobre y el bismuto (Li, y otros, 2010), (Akasawa, y otros, 2003).

Varios investigadores han estudiado la adicción de inclusiones en el acero que favorecen la formación de capas de material que se adhieren en la superficie de la herramienta con una elevada acción lubricante, reduciendo significativamente el desgaste de la herramienta. Se distinguen varios tipos de capas: capas de inclusiones del material de trabajo, capas de óxido debido a reacciones químicas entre viruta-herramienta y refrigerante, capas de deformación plástica en la herramienta y capas de material transferido (MTL: material transfer layers) o capas de material aportado (BUL: built-up layers). Son varias las explicaciones que se han dado sobre la formación de dichas capas y también difieren los términos que se han usado para describirlas (Bletton, y otros, 1990).

En el mecanizado de los aceros inoxidables austeníticos adquiere especial importancia la formación de la capa de material aportado (BUL) y la formación de filo de material aportado (BUE: built-up edge). Se denomina BUL a la formación de una capa que se extiende en la superficie de desprendimiento de la herramienta, con un espesor bastante constante y menor que el espesor del BUE, que se forma en la punta de la herramienta.

Diversos autores (Qi, y otros, 1996) (Qi, y otros, 2000) (Mills, y otros, 1997) han estudiado el mecanismo de formación y el comportamiento de la capa de material que se forma sobre una herramienta de WC-TiC-Co, cuando se mecaniza acero inoxidable austenítico en un rango de velocidades de corte entre 100 y 300 m/min. Qi y sus colaboradores estudiaron tres tipos de aceros inoxidables austeníticos: un acero inoxidable austenítico desoxidado con Ca y bajo contenido en S (Ca-S; 0Cr16Ni10CaS), un acero mejorado en azufre (S; 0Cr18Ni9MoS) y un acero inoxidable austenítico sin azufre añadido (O; 0Cr18Ni9). Los ensayos realizados mostraron que el acero Ca-S tiene mejor maquinabilidad con mayor vida de herramienta en todo el rango de velocidades de corte ensayadas. Este acero se caracteriza por la formación de una capa de color dorado, compuesta por óxidos ternarios (CaO, MgO, MnO)-Al₂O₃-SiO₂, que se adhiere a la superficie de la herramienta y se comporta como una barrera ideal al desgaste difusivo, adhesivo e incluso al desgaste abrasivo, por lo que la vida de la herramienta mejora considerablemente. Para los otros dos aceros ensayados, la vida de la herramienta fue superior cuando se mecanizó el acero S a bajas velocidades de corte, mientras que el acero ordinario O, presentó mayor vida de herramienta para las velocidades de corte superiores. En la Figura 1-2 se muestran las curvas de vida de herramienta obtenidas para estos aceros.

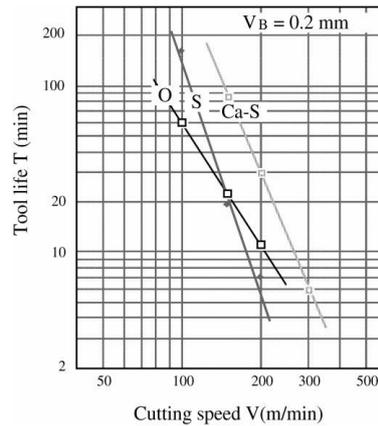


Figura 1-2: Vida de herramienta usando la ecuación de Taylor. (Material de herramienta: WC-TiC-Co). Fuente (Qi, y otros, 2000)

Cuando se mecanizan aceros mejorados con azufre, se forma una capa de MnS en la superficie de la herramienta que actúa como un lubricante, reduciendo las fuerzas de fricción y la temperatura de corte. El comportamiento de esta capa para prevenir el desgaste de la herramienta es distinto para las distintas velocidades de corte. A velocidades de corte bajas y medias esta capa de MnS es estable y actúa como una barrera protectora del desgaste. Sin embargo, a mayores velocidades de corte, la capa de MnS se vuelve inestable, delgada y viscosa, reduciendo su capacidad para prevenir el desgaste de la herramienta.

Con el objetivo de aumentar la estabilidad de la capa protectora de MnS a mayores velocidades de corte se han desarrollado nuevos aceros con óxidos controlados (inclusiones de CaO – MnO – SiO₂ – Al₂O₃), obtenidos por desoxidación controlada del acero (Fang, y otros, 1996). En el trabajo realizado por Hamann (Hamann, y otros, 1994) se ha demostrado que este tratamiento permite mayores velocidades de corte y también mejora la maquinabilidad a velocidades de corte convencionales. A medida que aumenta la velocidad de corte (se ensaya en un rango de 300 a 660 m/min) se produce un desplazamiento de la capa no metálica de MnS desde la superficie de desprendimiento hacia la superficie de incidencia de la herramienta. En realidad, lo que ocurre es que dicha capa se vuelve inestable en la superficie de desprendimiento y se hace más estable en la superficie de incidencia, de forma que el desgaste en esta zona de incidencia se reduce y el desgaste en cráter pasa a ser el desgaste predominante.

Por tanto, para el mecanizado de aceros inoxidables austeníticos a elevadas velocidades de corte es conveniente disponer de herramientas de corte optimizadas para soportar el desgaste en cráter, ya que el desgaste en flanco de la herramienta se ve reducido gracias a la protección de la capa de material aportado.

Por otro lado, la baja conductividad térmica del acero inoxidable impide que el calor producido en la zona de corte se evacúe a través de las virutas, aumentando la temperatura en la zona de corte. Estas elevadas temperaturas, junto con la elevada ductilidad de la austenita, favorece la adhesión de material en la superficie de la herramienta, provocando la formación de filo aportado (BUE, built-up edge). El filo aportado aumenta la velocidad de desgaste de la herramienta y el riesgo de rotura del filo provocando el deterioro de la integridad superficial de la pieza mecanizada. La formación del filo aportado está muy relacionado con la temperatura, y por tanto,

se puede controlar, en cierto modo, a través de la velocidad de corte. A velocidades de corte elevadas, la temperatura aumenta y se produce un ablandamiento y disminución en la resistencia del BUE, que se adhiere con menor fuerza a la herramienta. El proceso cíclico de formación del filo aportado produce variaciones en las fuerzas de corte a bajas frecuencias (100 Hz) y ocasiona un desgaste irregular en la herramienta. Esto dificulta la estimación precisa de la vida de herramienta cuando se mecanizan aceros inoxidable (Dos Santos, y otros, 1999).

Se han realizado numerosos estudios que analizan el efecto de la velocidad de corte y avance en la vida de la herramienta y sus mecanismos de desgaste. Kortut (Korkut, y otros, 2004) estudió el efecto de la velocidad de corte en el desgaste de la herramienta y en el acabado superficial. Ensayaron velocidades de corte entre 120 y 180 m/min y concluyeron que mayores velocidades de corte tienden a disminuir el desgaste de la herramienta y a mejorar el acabado superficial de la pieza. La explicación para este comportamiento fue que a bajas velocidades de corte la viruta desliza lentamente sobre la cara de desprendimiento de la herramienta y la longitud de contacto viruta-herramienta es mayor. Estos factores favorecen la conducción del calor desde la viruta hacia la herramienta, produciéndose un ablandamiento térmico en la herramienta que acelera el proceso de desgaste. El comportamiento de la rugosidad superficial se explicó por la presencia de filo aportado a menores velocidades de corte.

Tekiner y sus colaboradores (Tekiner, y otros, 2004) determinaron las mejores condiciones de corte para el torneado del acero AISI 304. Para ello analizaron el desgaste en flanco, la formación de BUE, la forma de viruta y el consumo de potencia para diferentes condiciones de corte. El rango de velocidades de corte ensayado fue 120–180 m/min, avance entre 0,2 y 0,3 mm/rev y profundidad de corte 2,5 mm. Los mejores resultados se obtuvieron para la velocidad de 165 m/min y avance 0,25 mm/rev.

Otros estudios se han centrado en la operación de fresado. En (Shao, y otros, 2007) y (Abou-El-Hossein, y otros, 2005) se analizó el desgaste sufrido por las herramientas a distintas velocidades de corte mecanizando distintos aceros inoxidable. En todos los casos se detectó filo aportado, en mayor medida a velocidades bajas y medias. Las herramientas sufrieron desgaste en mella, ocasionado por el endurecimiento por deformación del acero inoxidable, y se detectó desgaste por difusión en la etapa final de la vida de la herramienta. Los principales mecanismos de desgaste fueron desgaste abrasivo, adhesivo y por difusión. El endurecimiento mecánico, típico de los aceros inoxidable austeníticos, produce superficies y virutas duras que pueden provocar desgaste por mella, ocasionado por micro astillamientos repetidos (Dolinsek, 2003).

Además, la austenita produce virutas largas y continuas que resultan difíciles de romper y que hacen necesario un cuidadoso diseño de la geometría del rompevirutas de la herramienta. En (Jiang, y otros, 1996) se analizó la morfología de la viruta obtenida durante el torneado del acero inoxidable AISI 316L y el acero inoxidable dúplex 2205. Los ensayos se realizaron en un amplio rango de velocidades de corte, entre 15 y 250 m/min. Mediante microscopía óptica se observó una viruta segmentada, aumentando el grado de segmentación con el aumento de la velocidad de corte. Esta viruta es habitual cuando se mecanizan materiales con alta velocidad de endurecimiento por trabajo y baja conductividad térmica.

Teniendo en cuenta las dificultades que presenta el mecanizado de los aceros inoxidables, es necesario diseñar herramientas de corte que sean capaces de soportar elevadas fuerzas de corte, altas temperaturas y tendencia a la formación de filo aportado. Para afrontar con seguridad estas severas demandas, es necesario optimizar la geometría y el material de la herramienta.

En relación a la geometría de la herramienta, se recomienda utilizar un filo de corte agudo para producir menor deformación del material y favorecer un corte suave, con bajas fuerzas de corte. En este sentido las técnicas de recubrimiento PVD permiten obtener filos de elevada agudeza, mientras que con los recubrimientos CVD se obtienen filos más redondeados. El uso de ángulos de desprendimiento positivos y amplios rompevirutas favorece un corte continuo con una salida suave de virutas disminuyendo el calor generado por rozamiento.

En cuanto al material de la herramienta, éste deberá presentar un alto grado de dureza a temperaturas elevadas, gran resistencia al desgaste por abrasión y difusión y una mínima tendencia a la adhesión. Estas propiedades se pueden alcanzar mediante el uso de herramientas de metal duro recubiertas, que han demostrado ser la mejor opción para el mecanizado de los aceros inoxidables austeníticos.

Del análisis realizado, se puede concluir que los estudios sobre el mecanizado de estos materiales se han realizado a velocidades de corte muy bajas o moderadas, en el rango de 70 a 300 m/min. En la mayoría de los estudios se concluye que un aumento de la velocidad de corte reduce la formación de BUE y mejora el acabado superficial de la pieza. Por otro lado, se ha visto que la velocidad de corte afecta a la formación y estabilidad de la capa de MnS típica de los aceros inoxidables de maquinabilidad mejorada. Es necesario ampliar la investigación del mecanizado de estos materiales, analizando el comportamiento al corte del material y el desgaste sufrido por las herramientas a velocidades de corte superiores, aprovechando la tecnología actual en cuanto a desarrollo de nuevos materiales de herramienta y geometrías de corte.

1.2. EL MECANIZADO DE ALTO RENDIMIENTO.

1.2.1. MECANIZADO DE ALTO RENDIMIENTO Y MECANIZADO DE ALTA VELOCIDAD.

En la actualidad es de suma importancia aumentar el rendimiento de los procesos de fabricación para mantener la competitividad de las empresas. En el contexto de la fabricación por arranque de viruta, esta mejora en la competitividad no se obtiene únicamente con una mejora en la productividad, sino que también se exige fabricar con alta precisión dimensional y calidad superficial de las piezas con costes y tiempos reducidos. El objetivo actual del mecanizado es maximizar la tasa de arranque de material, minimizando el desgaste de la herramienta, manteniendo la calidad dimensional y superficial de las piezas mecanizadas, realizado de un modo ecológico y además de forma desatendida. El cumplimiento de este objetivo es lo que conoce hoy en día con el término de Mecanizado de Alto Rendimiento.

Los procesos de mecanizado de alto rendimiento son considerados estratégicos en diversos sectores, como automoción, aeronáutica, maquina-herramienta y fabricantes de moldes, entre otros.

El mecanizado a alta velocidad (HSC) es una tecnología que permite alcanzar los objetivos del mecanizado de alto rendimiento. Se caracteriza por utilizar elevadas velocidades de avance y de corte, aunque no existen unos valores determinados a partir de los cuales se pueda considerar que un proceso de mecanizado se realiza a alta velocidad.

El término HSC es relativo desde el punto de vista del material mecanizado debido a las diferencias de velocidad a las cuales pueden mecanizarse los materiales manteniendo una vida de herramienta aceptable. Por ejemplo, es más fácil mecanizar aluminio a 1.800 m/min que titanio a 180 m/min. De esta forma, se han utilizado varios criterios para determinar el límite entre mecanizado convencional y mecanizado de alta velocidad.

Varios investigadores proponen la definición del HSC basada en la velocidad por encima de la cual el proceso de formación de viruta y su morfología es marcadamente diferente del correspondiente a velocidades convencionales. Aunque esta definición es muy atractiva desde el punto de vista técnico no es muy utilizada en la práctica, estando muy extendida la definición de HSC basada en velocidades de corte. El profesor B.F. von Turkovich estableció los siguientes rangos de velocidad de corte: entre 600 y 1.800 m/min, mecanizado de alta velocidad; entre 1.800 y 18.000 m/min, mecanizado de muy alta velocidad y a partir de 18.000 m/min, mecanizado de ultra-alta velocidad. Otra alternativa a esta definición, consiste en referirse a mecanizado de alta velocidad cuando se emplean velocidades hasta 15.000 m/min y considerar ultra-alta velocidad para velocidades superiores a este valor. Esta división está basada en que el primer rango de velocidades puede alcanzarse con máquina herramienta convencional y sin embargo el segundo rango requiere equipamiento de tipo balístico.

Por tanto, la definición de HSC puede ser diferente según se considere el material que se mecaniza, las velocidades de corte o la máquina herramienta necesaria. Independientemente de la definición que se utilice, las investigaciones realizadas en este campo han puesto de manifiesto que el mecanizado de alta velocidad difiere del mecanizado convencional en diferentes aspectos como son: herramienta de corte (material y geometría), mecanismo de formación de viruta, desgaste de herramienta, acabado superficial, material a mecanizar y máquina herramienta.

El comienzo del Mecanizado de Alta Velocidad (HSC) se debe a la teoría propuesta por el Dr. Carl J. Salomon, que obtuvo la patente alemana en 1931. De sus trabajos experimentales concluyó que la temperatura que se alcanza durante el proceso de corte del metal aumenta con la velocidad de corte hasta un valor máximo, y luego disminuye a medida que la velocidad de corte continúa aumentando. Denominó velocidad crítica a la velocidad a la cual se alcanza la máxima temperatura y su valor depende del material. Según esta teoría, si se mecaniza a velocidades superiores a la velocidad crítica los resultados serán óptimos. En la Figura 1-3 se reproduce la curva de temperatura propuesta por Salomon. Se puede ver que hay dos velocidades de corte, V_a y V_b , a la cual la temperatura de la herramienta es la misma y sin

embargo una de ellas (la temperatura en b) se alcanza a velocidades mucho mayores, manteniendo la misma vida de herramienta.

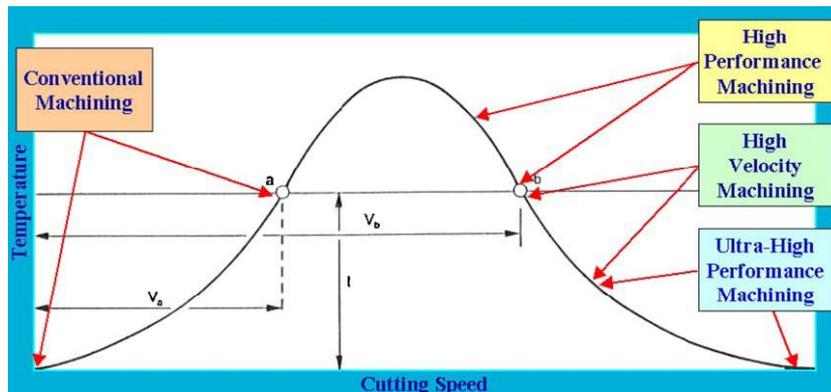


Figura 1-3: Curva que muestra la variación de la temperatura con la velocidad, según la hipótesis del Dr. Salomon. (Longbottom, y otros, 2006)

Kronenberg y Arndt (Arndt, 1973), entre otros, siguieron trabajando en la línea de investigación iniciada por Salomón, utilizando ensayos balísticos consistentes en disparar proyectiles contra materiales para simular la deformación del material a altas velocidades de corte. Estos ensayos trataban, según Arndt, de explorar los cambios en el proceso de corte a altas velocidades de deformación y la posibilidad de cortar materiales que no pueden ser mecanizados a baja velocidad.

Las líneas actuales de investigación no han podido verificar la hipótesis de Salomón con carácter general. Hoy día se sabe que la temperatura y el desgaste siempre crecen, aunque tienden a estabilizarse cuando la velocidad de corte es elevada. En (Longbottom, y otros, 2006) se ha realizado una revisión de los trabajos relacionados con esta teoría y se ha concluido que la teoría del Dr. Salomon no es válida si se considera la temperatura en la intercara herramienta-pieza, pero puede ser cierta para la temperatura en la superficie de la pieza mecanizada. A pesar de lo anterior, el mecanizado de alta velocidad incorpora una notable mejora respecto a la forma tradicional de mecanizar, aumentando el valor añadido del proceso, tanto en productividad como en calidad.

Son numerosas las investigaciones realizadas en el HSC en relación con diversos aspectos: mecanismo de formación de viruta, variación de las fuerzas de corte, temperatura de corte, mecanismo de desgaste de la herramienta, calidad superficial e integridad de la superficie mecanizada. Estas investigaciones han permitido establecer una serie de conclusiones acerca de los efectos de mecanizar a elevadas velocidades de corte.

Los resultados de los trabajos que analizan la variación de las fuerzas con la velocidad de corte son dispares. Algunos investigadores han observado una disminución continua de las fuerzas de corte con el aumento de V_c , pero en otros trabajos se ha observado una disminución inicial de las fuerzas hasta un valor mínimo, a partir del cual comienzan a aumentar con el progresivo aumento de V_c . Estas conclusiones se han obtenido de trabajos realizados con distintos materiales y en distintos rangos de V_c , por lo que los resultados obtenidos también difieren. (Sun, y otros, 2009) (Sutter, 2005).

El comportamiento de las fuerzas de corte no se puede predecir con el modelo de corte desarrollado por Merchant, ya que en este modelo no se considera la velocidad de corte como un factor de análisis. Existen otros modelos, como el desarrollado por Oxley (Mathew, y otros, 1982), donde se considera el efecto de la velocidad de corte. Según este modelo, la fuerza de corte disminuye con valores crecientes de la velocidad cuando se trabaja dentro de un moderado rango de velocidades. A partir de un determinado valor de V_c , que depende de las características específicas de endurecimiento por deformación de los distintos materiales, las fuerzas de corte aumentan progresivamente.

Se han dado diversas explicaciones acerca de la disminución de las fuerzas de corte con el aumento de V_c cuando se trabaja en el rango de bajas y moderadas velocidades de corte. El ángulo de cizalladura aumenta con la velocidad del mecanizado, debido a la disminución del espesor de la zona de deslizamiento y a la disminución del coeficiente de rozamiento en la intercara viruta-herramienta. Un aumento del ángulo de cizalladura reduce el área del plano de cizalladura, y en consecuencia disminuyen las fuerzas de corte (Sutter, 2005). Otros autores (Fang, y otros, 2009) (Pawade, y otros, 2007) han justificado este comportamiento por el ablandamiento térmico que sufre el material a altas velocidades de corte. Un aumento de V_c provoca un aumento de la temperatura y se facilita el proceso de deformación y el flujo de material reduciéndose las fuerzas de corte. Por otro lado, los elevados valores de las fuerzas de corte a velocidades muy bajas se pueden explicar por la formación de filo aportado (Dimla, 2004).

En un rango de velocidades de corte medias y altas, el efecto del endurecimiento por deformación en algunos materiales tiende a aumentar la fuerza de corte, mientras que otros materiales comienzan a experimentar deslizamiento adiabático favoreciéndose la reducción de las fuerzas de corte. Este comportamiento se explicó por el cambio que experimentan los metales en el modo de deformación por cizalladura cuando la velocidad de deformación supera un valor crítico. El calor generado por la severa deformación plástica que induce el proceso de corte, provoca un aumento local de la temperatura y se reduce la resistencia del material. Por otro lado, debido a la elevada velocidad de deformación el material sufre un endurecimiento por deformación. Cuando el ablandamiento térmico supera al endurecimiento por deformación, tiene lugar la formación de unas bandas de deformación localizadas, a través de las cuales desliza la viruta y se reducen las fuerzas de corte. La velocidad de corte a la cual tiene lugar el cambio en el comportamiento del material es muy diferente para los distintos materiales. Sun y sus colaboradores (Sun, y otros, 2009) encontraron que para la aleación de Ti (Ti6Al4V), en el rango de velocidades comprendido entre 21 y 57 m/min, predomina la sensibilidad a la temperatura sobre la sensibilidad a la velocidad de deformación disminuyendo las fuerzas de corte dentro de este rango de velocidad. El grupo de Klocke (Klocke, y otros, 2001) ensayaron con el acero AISI 1045 y encontraron que las fuerzas de corte alcanzan un mínimo a la velocidad de 2.000 m/min. Valores superiores de V_c causaron un aumento de las fuerzas y cuando se alcanzó la velocidad de 6.000 m/min las fuerzas fueron las mismas que en el mecanizado convencional con una velocidad de 250 m/min. Similar comportamiento se ha encontrado para el aluminio AA7075, pero en este caso la fuerza mínima se alcanzó a 3.500 m/min. Sin embargo, para el acero 42CrMo4, se ha encontrado una disminución continua de las fuerzas hasta la velocidad de 1.200 m/min y a partir de este valor las fuerzas comienzan a aumentar (Sutter, y otros, 2005). En

(Tönshoff, y otros, 2001) se ha observado que un incremento de V_c , desde el rango convencional (100 m/min) hasta la alta velocidad (3.000 m/min), provoca una disminución del 30% en las fuerzas de corte cuando se mecanizan distintos materiales (AISI 1045, AIAI 1015 y AlMgSi1). Este comportamiento se atribuyó a una disminución del trabajo de deformación y a la reducción de la fricción en la zona de cizalladura secundaria, en la intercara viruta-herramienta. Por su parte, Vaughn (Vaughn, 1960) hizo notar que a muy altas velocidades de corte, el efecto del cambio de dirección de la viruta es apreciable y ejerce una notable fuerza de inercia en la herramienta que no se puede despreciar.

Otros autores se han centrado en analizar el mecanismo de formación de viruta en HSC (Ekinovic, y otros, 2002) (Dolinsek, y otros, 2004) (He, y otros, 2002). Se ha observado para la mayoría de los materiales una transición de viruta continua a segmentada con el aumento de la velocidad de corte. La velocidad de transición a la cual cambia el mecanismo de formación de viruta depende de las propiedades del material. Por ejemplo, en materiales como el titanio se obtiene viruta segmentada a cualquier velocidad de corte (Hua, y otros, 2004), sin embargo en el caso de superaleaciones base níquel la transición ocurre entre 30 y 90 m/min (Choudhury, y otros, 1998) y alrededor de 240 m/min en el caso del acero AISI 1045 (50 HRC) (Duan, y otros, 2011). En (Sullivan, y otros, 1978) los autores mostraron que la transición de viruta continua a segmentada para el acero inoxidable austenítico ocurre a la velocidad de 35 m/min. Por tanto, se deduce que la velocidad a la cual ocurre el cambio en el mecanismo de formación de viruta es alta para los materiales que presentan alta conductividad térmica y baja dureza, como aleaciones de aluminio y aceros de bajo contenido en carbono. Para los materiales con baja conductividad térmica, estructura hexagonal compacta y alta dureza la viruta segmentada, resultado del deslizamiento adiabático, tiene lugar a velocidades muy bajas. En (Poulachon, y otros, 2001) se comprobó que la velocidad de transición disminuye con el aumento de la dureza del material. El aspecto negativo de la viruta segmentada es la inestabilidad y retemblado que se genera en la pieza, en la herramienta y en la máquina herramienta, por lo que es de especial interés considerar la rigidez del conjunto herramienta-pieza-máquina cuando se obtiene una viruta segmentada.

Con el HSC se obtiene una mejora en el acabado superficial y la eliminación de las operaciones posteriores de acabado. En varias investigaciones se ha comprobado que un aumento de V_c produce una disminución de la rugosidad superficial (Davim, y otros, 2008)(Yousefi, y otros, 2000). La explicación convencional para la disminución de R_a es la desaparición del filo aportado con el aumento de la velocidad de corte (Astakhov, 2006). Otros autores (Chen, 2000) han justificado esta mejora por el menor comportamiento plástico del material con el aumento de la velocidad de deformación. Otro factor que adquiere importancia cuando se trata de obtener buen acabado superficial en el HSC es la estabilidad del proceso de corte y el chatter (Paris, y otros, 2004).

Sin embargo, el efecto negativo asociado a la alta velocidad es el rápido desgaste que sufre la herramienta de corte. A elevadas velocidades de corte la temperatura en la intercara viruta-herramienta aumenta rápidamente acelerándose el desgaste de la herramienta. El principal mecanismo de desgaste que sufre la herramienta a elevadas velocidades de corte es el desgaste por difusión. El desarrollo de herramientas que soportan elevadas temperaturas ha sido

decisivo para alcanzar un mecanizado productivo. Por otro lado, cada combinación operación-material-pieza requiere un material de herramienta especialmente adaptado, ya que el mecanismo de formación de viruta y el desgaste de herramienta cambia para cada una de las posibles combinaciones. En el siguiente apartado se hace una revisión de la evolución de los materiales para las herramientas de corte que ha permitido el desarrollo de esta tecnología.

1.2.2. LAS HERRAMIENTAS DE CORTE EN EL MECANIZADO DE ALTO RENDIMIENTO.

La “Fabricación sostenible” y la “Fabricación de alto rendimiento” son dos líneas estratégicas que definirán la evolución de la tecnología industrial en el ámbito de la fabricación para la próxima década. Para alcanzar ambos objetivos en el mundo del mecanizado las herramientas de corte juegan un papel esencial.

Trabajar de forma eficiente los nuevos materiales que van apareciendo, conseguir mecanizar a elevadas velocidades y reducir el impacto ambiental asociado a la actividad del mecanizado mediante la eliminación del uso de fluidos de corte, exige a las herramientas un continuo desarrollo de geometrías, materiales y nuevos recubrimientos capaces de trabajar en estas condiciones más severas que las tradicionalmente usadas.

La herramienta de corte debe hacer frente a grandes cargas y elevadas temperaturas, en muchas ocasiones superiores a 800°C. Para soportar estas condiciones de trabajo es necesario que los materiales de las herramientas presenten excelentes propiedades mecánicas a altas temperaturas, como una elevada dureza, resistencia al desgaste, estabilidad química y una reducida tendencia a la adhesión a la pieza o la viruta.

En la actualidad, **la herramienta de metal duro** es la más habitual en procesos de alto rendimiento. El metal duro es un compuesto formado de carburo de wolframio sinterizado con cobalto, que actúa como material ligante, con una proporción entre 6% y 12% en peso. En ocasiones se añaden otros carburos, como el TiC, TaC y NbC, para mejorar la dureza en caliente y soportar temperaturas de hasta 900°C sin degradarse. La calidad del metal duro hace referencia a las propiedades de dureza y tenacidad que están determinadas fundamentalmente por el tamaño de las partículas duras y por la proporción de aglomerante. Si el contenido de cobalto se incrementa, manteniendo el mismo tamaño de grano, se aumenta la tenacidad. Sin embargo, si el tamaño de grano se reduce al mismo tiempo, manteniendo el mismo contenido de cobalto, la dureza se incrementa. Se están desarrollando nuevas calidades de metal duro tamaño micrograno (menores de 1 μm) y submicrograno (menores de 0,5 μm) que permiten ampliar el campo de aplicación del metal duro, pudiendo utilizarse como herramientas sin recubrimiento o como sustratos para herramientas recubiertas.

1.2.2.1. *La Evolución de los Recubrimientos.*

Una herramienta recubierta consiste en una capa sólida de material, entre 1 y 15 micrómetros de espesor, depositada y adherida a un sustrato para mejorar las propiedades de la herramienta de corte. El compuesto de la capa y el material del sustrato suelen ser de muy distinta naturaleza y el recubrimiento permite combinar las propiedades de la capa y del material base. Generalmente

el recubrimiento es el responsable de mejorar la resistencia al desgaste y el sustrato aporta las propiedades mecánicas. Se puede decir que el 50% de las herramientas de acero rápido y el 85% de las herramientas de metal duro usadas en la industria están recubiertas (Astakhov, 2006).

Los recubrimientos aumentan el rendimiento de las herramientas de metal duro en aplicaciones de mecanizado de alta velocidad, mecanizado en seco y mecanizado de materiales de baja maquinabilidad. Las mejoras que puede aportar el recubrimiento de una herramienta de corte son (Davim, 2008):

- Aumenta la dureza superficial.
- Aumenta la resistencia al desgaste abrasivo, adhesivo, al desgaste en flanco y en cráter.
- Reduce el coeficiente de fricción facilitando el deslizamiento de la viruta. Se reduce la temperatura por rozamiento, las fuerzas de corte y se previene la adhesión de material a la superficie de la herramienta.
- Reduce la transmisión de calor hacia la herramienta.
- Aumenta la resistencia a la corrosión y oxidación.
- Mejora la calidad de las superficies mecanizadas.

Las técnicas de recubrimiento con mayor aplicación industrial son las técnicas PVD (*Physical Vapor Deposition*), CVD (*Chemical Vapor Deposition*) y PECVD (*Plasma-enhanced chemical vapor deposition*), que constituyen el 80% de los procesos de deposición. Aunque en algunos casos la denominación y los compuestos que se obtienen mediante los distintos procesos son los mismos, las características y propiedades de las capas, los parámetros de obtención, los equipamientos y los tratamientos térmicos asociados los convierten en procesos muy distintos.

Los distintos métodos **PVD** consisten en evaporar por medios físicos un metal puro o aleación, obtener su reacción para formar el compuesto deseado y depositarlo sobre la pieza a recubrir. Los recubrimientos se realizan en cámaras de alto vacío (10-5 mbar), a temperaturas moderadas (480-550 °C) cuando se trata de recubrimientos cerámicos de alta dureza y a temperaturas inferiores para recubrimientos tribológicos o de bajo coeficiente de fricción. Hay distintas técnicas PVD en función del sistema de evaporación utilizado. Si el sistema de evaporación se produce por calentamiento de un haz de electrones sobre un crisol conteniendo el metal, la técnica se denomina *ion plating*. Si la evaporación se produce por efecto de un arco eléctrico que se desplaza sobre el metal (cátodo) se trata de *evaporación por arco catódico*. Si la evaporación se produce por bombardeo sobre el metal o cerámico mediante un haz de iones de un gas inerte (Ar) la técnica se denomina *Sputtering* o *pulverización catódica*. Con estas tecnologías se obtienen capas finas (10 µm) o muy finas (<1 µm) de composición muy controlable.

Los procesos **CVD** consisten en el empleo de medios químicos para obtener recubrimientos a partir de compuestos precursores en fase vapor. La formación de los compuestos se produce por las reacciones de los compuestos gaseosos introducidos en las proporciones precisas en el reactor. Los recubrimientos se realizan a presión atmosférica o en condiciones de baja presión (250-600 mbar) y requieren temperaturas de proceso altas (800-1100 °C). Se obtienen capas

finas (entorno a 10 μm de espesor) de composición relativamente controlable y con una excelente adherencia al sustrato, debido a los fenómenos de difusión que tienen lugar a las elevadas temperaturas.

Los recubrimientos **PECVD** emplean precursores gaseosos que son descompuestos por la acción de un plasma que ioniza los compuestos y activa las reacciones. A diferencia del CVD, sustituyen las elevadas temperaturas por descargas eléctricas para facilitar la reacción, rompiendo las moléculas de los gases. Tienen lugar a temperaturas entre 450 y 600 $^{\circ}\text{C}$. Las distintas variantes técnicas de estos recubrimientos se centran en una buena difusión de los gases y el sistema generador de plasma. La obtención de recubrimientos de baja fricción a partir del metano como gas reactivo ha impulsado el desarrollo de esta tecnología.

Un inconveniente de los recubrimientos CVD son las elevadas temperaturas que tienen que soportar los materiales que se recubren, que pueden alterar las propiedades del sustrato y generar altas tensiones residuales en el recubrimiento. Este aspecto ha impulsado el desarrollo de los recubrimientos PVD para las herramientas de corte. Otra ventaja adicional de la tecnología PVD es la capacidad de controlar con precisión el espesor de la capa en el filo de la herramienta. Este aspecto permite disponer de filos más agudos y afilados en comparación con las aristas redondeadas que se obtienen con las herramientas recubiertas CVD. Otras propiedades, como mayor dureza intrínseca y tensiones de compresión en el recubrimiento, también han ayudado a promover el uso de los recubrimientos PVD. Las tensiones de compresión tienden a ser beneficiosas porque inhiben el crecimiento de grietas en el filo de la herramienta. Por último, la facilidad para obtener recubrimientos multicapa y nanocapa, que como se ha demostrado en numerosos estudios mejoran el rendimiento de las herramientas, hacen que la técnica de recubrimiento PVD sea de gran importancia y aplicación en la industria actual de las herramientas de corte.

El primer recubrimiento comercial fue nitruro de titanio (TiN) y desde entonces la mayoría de los recubrimientos industriales se han basado en nitruros. En 1979, Oerlikon® (anteriormente Balzers) comenzó la producción de recubrimientos de TiN basados en la tecnología *ion plating* y este recubrimiento, con su característico color dorado, fue el protagonista de la popularidad de los recubrimientos PVD. La siguiente generación de recubrimientos industriales fueron el nitruro de cromo (CrN) y el carbonitruro de titanio (TiCN) que aumenta la dureza de los recubrimientos de TiN de 2.300 a 3.200 HV. A finales de los años 90 se produjo un importante cambio en la tecnología de los recubrimientos con la aparición de recubrimientos de TiAlN. La adición de aluminio al nitruro de titanio proporciona no sólo mayores valores de dureza (3.300 HV), sino también una significativa mejora del comportamiento a altas temperaturas. Los recubrimientos de TiN y TiCN sufren una reducción en la dureza a temperaturas por encima de 500 $^{\circ}\text{C}$, lo que limita su uso en el mecanizado a alta velocidad y mecanizado en seco, por ser aplicaciones que producen elevadas temperaturas en el filo de corte. Además la adición de aluminio también proporciona elevada resistencia a la oxidación a esas temperaturas. Ambas propiedades, resistencia a la dureza en caliente y resistencia a la oxidación hasta 900 $^{\circ}\text{C}$, abrió un nuevo campo de aplicación, que significó la posibilidad de mecanizar a elevadas velocidades de corte y mecanizar en seco con tiempos de vida de herramienta comparables a las de las herramientas de corte recubiertas con TiN trabajando en condiciones de velocidad moderada y con

refrigerante. Este hecho supuso una gran mejora económica en los procesos de fabricación avanzada.

La siguiente evolución a los recubrimientos TiAlN fueron los usualmente conocidos como AlTiN de elevado contenido en aluminio (>67%). Un elevado contenido en aluminio mejora la resistencia térmica de la herramienta. La razón de este comportamiento es la nanoestructura del recubrimiento basada en cristales de TiAlN en una matriz cúbica de AlN. Esta nanoestructura es más estable a altas temperaturas que la estructura microcristalina TiAlN, permitiendo un aumento en la vida de la herramienta. El ejemplo más destacado de aplicación de estos recubrimientos es el uso en herramientas de fresado para el mecanizado de aceros templados utilizados en el sector del molde.

Cuando Hitachi ® dio a conocer las fresas recubiertas TiAlN-TiSiN se abrió una nueva tendencia en el desarrollo de recubrimientos nanoestructurados de elevada resistencia térmica. Poco después Platit® hizo lo mismo con los recubrimientos AlTiSiN, con la marca comercial NaCo®. Con estos recubrimientos de estructura nanocomposite se han alcanzado durezas extremadamente altas (del orden de 40-50 GPa) y elevada resistencia térmica. Los recubrimientos **nanocomposites** son posibles gracias a la tecnología LARC (Lateral Rotating ARC-Cathodes) y consisten en granos nanocristalinos (AlTiN) insertados en una matriz amorfa (Si₃N₄), resultando una estructura como la que se indica en la Figura 1-4. El Silicio, que actúa como aglomerante de los cristales AlTiN en una matriz de nitruro de silicio, asegura la estabilidad de la nanoestructura hasta 1200 °C, por lo que se reduce al mínimo la pérdida de dureza a elevadas temperaturas. Además, estos recubrimientos son de muy baja rugosidad (R_a = 0,07 – 0,15 µm) y homogéneos. Otra característica importante de estos materiales, dada por el tamaño nanométrico de las partículas, es que se combina la elevada dureza con una alta tenacidad, propiedades que generalmente son contradictorias en los materiales.

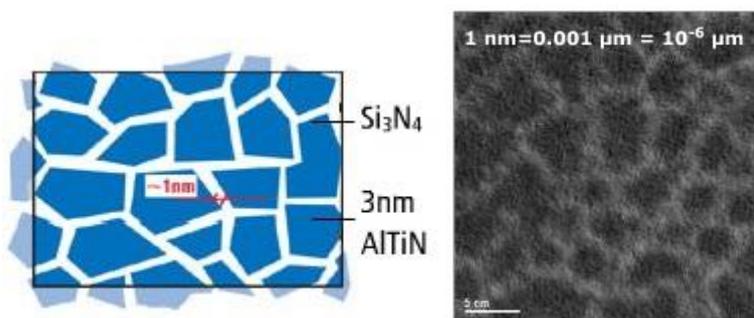


Figura 1-4: Estructura nanocomposite (nc-TiAlN)/(a-Si₃N₄).

En la Figura 1-5 se muestra el comportamiento al desgaste de herramientas de fresado de metal duro con diferentes recubrimientos. Es notable el incremento de la resistencia al desgaste de una herramienta recubierta con nACO® (AlTiN/SiN) frente a otros recubrimientos.

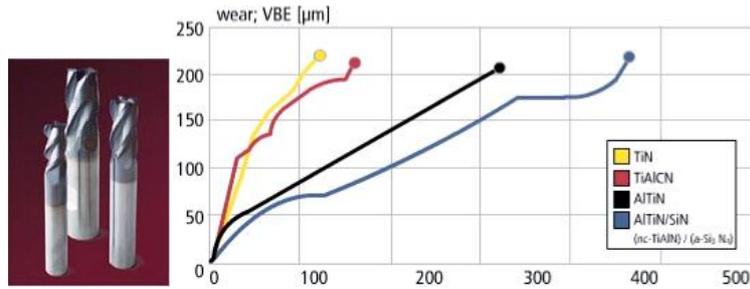


Figura 1-5: Evolución del desgaste de herramientas de metal duro con distintos recubrimientos. ($d=12\text{ mm}$, $z=4$, $V_c=150\text{ m/min}$, $f=0,05\text{ mm}$, $a_p=10\text{ mm}$, $a_e=0,5\text{ mm}$). Material: Acero HSS AISI M2 (Fuente: ILM Torino; NACODRY, EU Project)

Otra aplicación que también exige dureza a elevadas temperaturas es el fresado de titanio. En este caso, como se muestra en la Figura 1-6 el recubrimiento nACo[®] produce los mejores resultados en el fresado de aleaciones aeronáuticas de titanio.

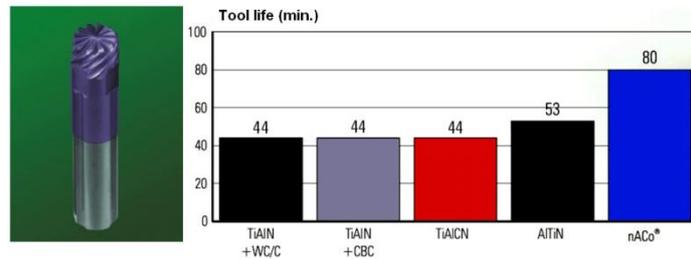


Figura 1-6: Vida de herramienta para fresas de carburo recubiertas. ($d=20\text{ mm}$, $z=12$, $V_c=250\text{ m/min}$, $f_z=0,11\text{ mm}$, $a_p=0,5\text{ mm}$, $a_e=1,1\text{ mm}$). Material: TiAl6V4. (Fuente: Platit).

Un año después de la introducción del AlTiSiN en el mercado, un nuevo recubrimiento fue presentado por Oerlikon: Balinit[®] Alcrona. Este recubrimiento es una capa de AlCrN desarrollado para mejorar la capacidad de los recubrimientos de TiAlN, sobre todo cuando se requiere alta resistencia a la oxidación. La dureza del recubrimiento AlCrN es similar a la de TiAlN, pero lo que hace que este recubrimiento sea superior es su alta resistencia a la oxidación. En el trabajo realizado por Barshilia y Rajam (Barshilia, y otros, 2004) se pone de manifiesto que cuando se alcanza una temperatura de 600 °C el cromo comienza a oxidarse para formar una capa estable de óxido (Cr_2O_3) que protege a la herramienta, aumentando la resistencia a la abrasión. Sin embargo, es necesario alcanzar temperaturas de 800 °C para formar los óxidos de TiO_2 y Al_2O_3 en los recubrimientos TiAlN.

En los trabajos realizados por Settineri (Settineri, y otros, 2008) (Faga, y otros, 2007) se pone de manifiesto una importante disminución de la resistencia al desgaste con el aumento de la temperatura para el recubrimiento AlCrN. A temperatura ambiente el recubrimiento AlCrN presenta alta resistencia al desgaste, pero a 600 °C los recubrimientos basados en Ti demostraron ser superiores. Esto hace que el campo de aplicación de los recubrimientos AlCrN esté reducido a operaciones de mecanizado en las que no se alcanzan elevadas temperaturas, como en el roscado. Para superar esta limitación, Platit ha desarrollado un nuevo recubrimiento AlCrN con Silicio, conocido en el mercado con el nombre comercial nACRo[®]. Es un recubrimiento nanoestructurado, (nc-CrAlN)/(a-Si₃N₄), ultraduro, que mejora la resistencia al desgaste a elevadas temperaturas y presenta excelente adhesión a la herramienta. Este

recubrimiento ha sido aplicado con éxito en el taladrado y fresado, cuando se requiere resistencia a elevadas temperaturas y resistencia a la oxidación.

También hay que destacar la importancia que están cobrando hoy en día los recubrimientos de lubricación suave (Soft Lubricating Coating). Son recubrimientos de bajo coeficiente de fricción, que se obtienen a partir de lubricantes sólidos como el grafito, azufre o bisulfuro de molibdeno (MoS_2). Estos recubrimientos se aplican como capa final sobre una capa dura (por ejemplo de TiAlN) y permiten reducir el coeficiente de fricción a valores inferiores a 0,1. De este modo se facilita el deslizamiento de la viruta sobre la superficie de desprendimiento de la herramienta, disminuyendo las fuerzas de rozamiento y las temperaturas en esa zona. Estos recubrimientos adquieren especial importancia cuando se trata de desarrollar herramientas de corte para aplicaciones de mecanizado de alta velocidad y de mecanizado en seco o en condiciones de mínima cantidad de lubricante (MQL).

Distintas estructuras de los recubrimientos.

Los distintos recubrimientos se pueden aplicar sobre el sustrato en forma de monocapa, multicapa, gradiente, nanocapa, nanocomposite y estructura de triple recubrimiento (Figura 1-7). De este modo se pueden combinar las propiedades individuales de cada una de las capas para obtener un recubrimiento mejorado.

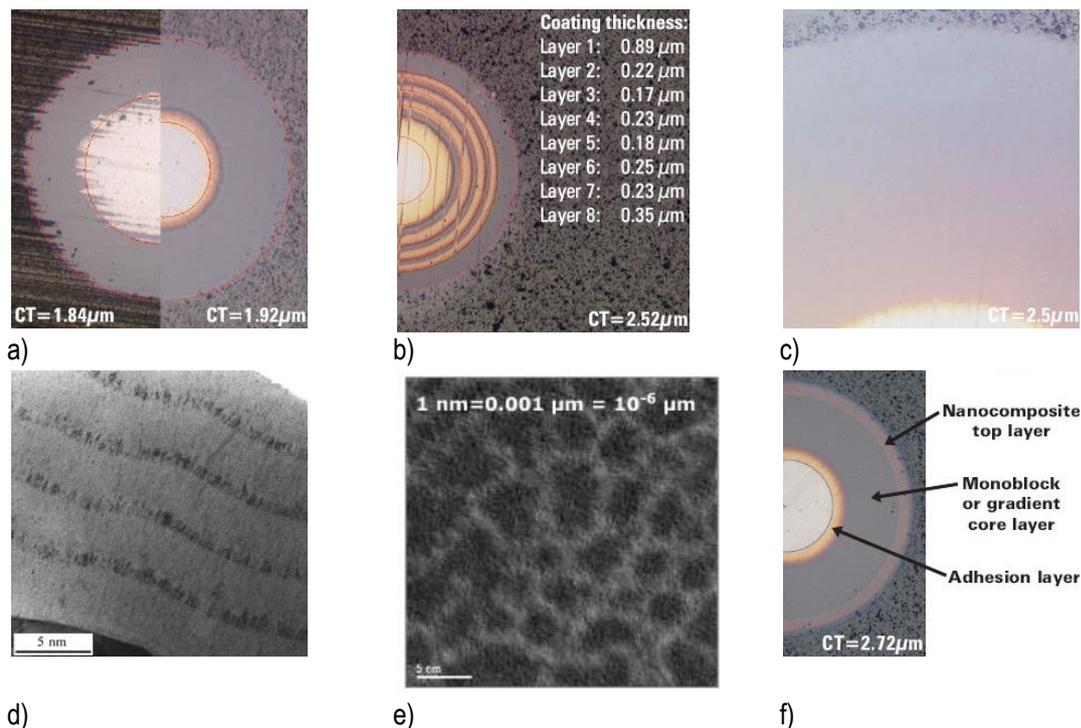


Figura 1-7: Estructuras de recubrimientos PVD para herramientas de corte: a) monocapa; b) multicapa; c) gradiente; d) nanocapa; e) nanocomposite; f) triple estructura. (Fuente: Platit)

Son numerosos los estudios que analizan el efecto positivo que las distintas combinaciones y estructuras de los recubrimientos tienen sobre el rendimiento de las herramientas de corte (PalDey, y otros, 2003) (Settineri, y otros, 2008) (Veldhuis, y otros, 2009) (Liew, 2010).

Los recubrimientos en forma de **multicapa** constan de dos capas de materiales diferentes que se depositan sobre un sustrato en forma alternada y generalmente de manera periódica. El espesor de las capas varía, pero se pueden llegar a producir capas con espesores de 1 nm o menos. Estos recubrimientos presentan claras ventajas sobre los recubrimientos monocapa depositados en condiciones similares: muestran aumento en su dureza al mejorar la resistencia a la propagación de las grietas; la relajación de las tensiones del recubrimiento disminuyen la acumulación de esfuerzos compresivos, los cuales aumentan con el espesor de los recubrimientos monocapa; presentan mejores propiedades tribológicas al aumentar la adhesión entre el recubrimiento y el sustrato; el depósito periódico de las capas restringe el crecimiento de grano columnar. Estas ventajas conducen a minimizar la delaminación y fractura frágil que se pueden dar en los recubrimientos monocapa (Martínez, y otros, 2003) (Li, y otros, 2006).

La selección de los materiales que constituyen las capas es muy compleja, pero es habitual disponer de forma alternada una capa de material metálico y una capa cerámica. Esta disposición alternada de un material tenaz con un material duro permite obtener recubrimientos de alta dureza y baja fragilidad. Con esta disposición, la grieta que se forma en la capa dura y quebradiza es frenada cuando se encuentra con la capa tenaz, impidiendo la propagación de la grieta y reduciéndose la posibilidad de agrietamiento y fractura en la herramienta.

A nivel microestructural el parámetro característico de la multicapa es el *periodo* (λ) o *longitud característica*, que es igual a la suma de los espesores de los materiales de las dos capas que se alternan en la multicapa (Figura 1-8). Este parámetro afecta a la dureza del recubrimiento, obteniéndose los valores más altos de dureza para un valor determinado de λ .

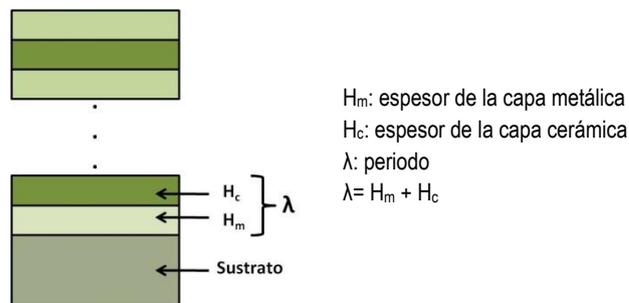


Figura 1-8: Parámetros de un recubrimiento multicapa.

Los recubrimientos **nanocapa** o nanoestructurados son una variante del recubrimiento multicapa con un periodo inferior a 20 nm. Estos recubrimientos son una solución para aumentar la dureza de los recubrimientos PVD, especialmente en caliente. Un periodo óptimo es capaz de aumentar significativamente la dureza. En la

Figura 1-9 puede verse una imagen de un recubrimiento nanocapa y la influencia del periodo en la dureza.

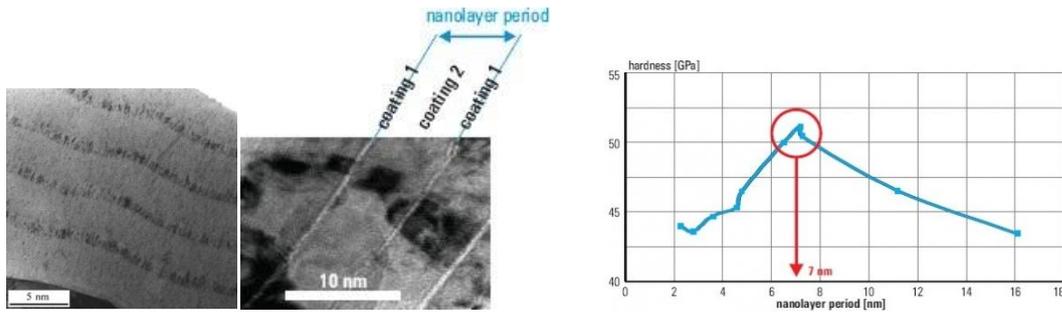


Figura 1-9: Recubrimiento nanocapa. Dureza de nanocomposite con estructura nanocapa. (Fuente: Plaitit)

Los **recubrimientos graduales** son adecuados para aplicaciones en las que se requiere una gran resistencia frente a los choques térmicos. Presentan una variación gradual de una de sus propiedades o de uno de sus componentes. La ausencia de interfases entre componentes con diferentes coeficientes de expansión térmica logra minimizar las tensiones en el interior del recubrimiento durante los choques térmicos y, por tanto, aumenta la vida de este tipo de recubrimientos. La estructura de gradiente se inicia con una capa de adhesión, con componentes como TiN y CrN. La proporción del componente duro (por ejemplo AlN) irá aumentando progresivamente hasta alcanzar la mayor dureza en la superficie del recubrimiento.

La **estructura de triple recubrimiento**, desarrollada en el año 2007 gracias a la tecnología LARC® (Dynamic Lateral Rotating AR-Cathodes), reúne las ventajas de los recubrimientos convencionales y los recubrimientos nanocomposites. Tiene una primera capa para una óptima adhesión, generada con TiN ó CrN; a continuación se dispone un núcleo formado por AlTiN ó AlCrN y la capa exterior está formada por una estructura nanocomposite (AlTiSiN ó AlCrSiN) que proporciona una extrema dureza y resistencia al desgaste. De esta forma, en un solo recubrimiento se tienen las adhesiones óptimas en la capa interna, las adecuadas tenacidades y durezas en la capa intermedia y las extremas durezas en la capa exterior.

Consideraciones previas y posteriores al recubrimiento de la herramienta.

El proceso de fabricación de las herramientas de metal duro consiste en una serie de operaciones sucesivas que afectan a la calidad final y vida útil de dichas herramientas. En la Figura 1-10 se indican las operaciones habituales para la fabricación de una herramienta de metal duro recubierta y el efecto de dichas operaciones sobre la herramienta final.

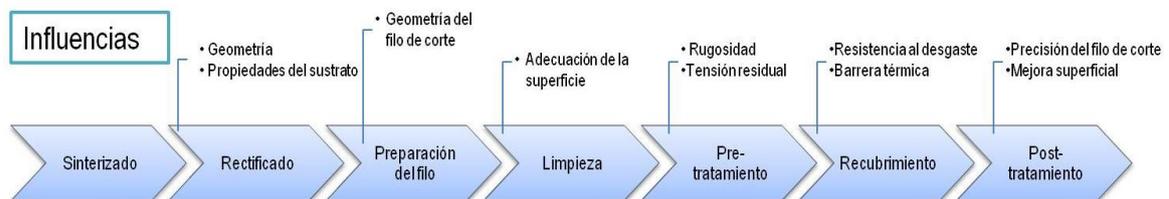


Figura 1-10: Etapas en la fabricación de una herramienta de metal duro recubierta.

Durante el **proceso de rectificado** se determina la geometría y las características superficiales del metal duro. Las elevadas cargas térmicas y mecánicas que tienen lugar durante esta operación afectan a la integridad superficial del sustrato, que queda afectada por importantes

gradientes de tensión residual. La distribución de estas tensiones residuales y la rugosidad superficial son un importante factor en la adherencia del recubrimiento. Las marcas que deja la operación de rectificado en la superficie del sustrato se reproducen en el recubrimiento y producen efectos adversos. Debido al pequeño espesor de las capas que se depositan, éstas tienden a copiar la rugosidad superficial, como puede observarse en la Figura 1-11 correspondiente al desgaste sufrido por una broca de metal duro recubierta (Tönshoff, y otros, 2000). En la parte superior de la imagen de la izquierda puede verse el recubrimiento con las marcas del rectificado. En el centro de la imagen la capa del recubrimiento se ha desprendido. En esta zona la topografía de la superficie también ha cambiado, en lugar de las marcas del rectificado los granos del metal duro determinan la topografía de esta zona. Se puede afirmar que el desprendimiento del recubrimiento se ha producido debido a un fallo de cohesión del sustrato con la capa depositada.

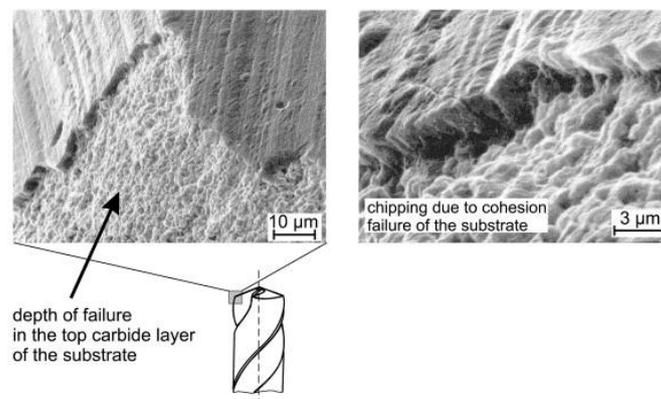


Figura 1-11: Mecanismo de fallo del recubrimiento PVD (Al,Ti)N en una broca de metal duro. (Tönshoff, y otros, 2000)

Otro tipo de fallo en la adhesión del recubrimiento puede observarse en la Figura 1-12. En este caso se ha producido un descascarillado de la capa en las crestas de las marcas del rectificado, debido a una concentración de las tensiones provocado por las irregularidades de la superficie.

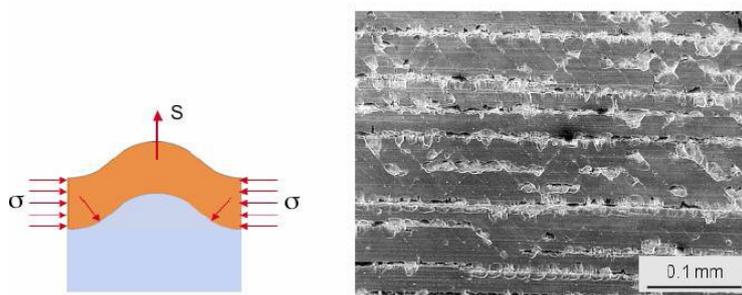


Figura 1-12: Concentración de tensiones y desprendimiento del recubrimiento en las superficies rectificadas. (Fuente: Metal Estalki)

La siguiente etapa del proceso de fabricación de la herramienta es la **preparación del filo de corte**, que afecta de forma importante al grado de adhesión del recubrimiento en la zona de transición entre la superficie de desprendimiento y la superficie de incidencia de la herramienta. Desde el punto de vista del proceso de corte, un filo agudo es mejor que un filo de corte redondeado puesto que se da lugar a menores fuerzas de corte y temperaturas durante el mecanizado. Sin embargo, por limitaciones en el proceso de fabricación de las herramientas, es

imposible obtener un filo perfectamente afilado y en la realidad se obtienen filos imperfectos y superficies rugosas debido a las marcas del proceso de rectificado. Como resultado de estos defectos, las herramientas que no han sido sometidas a un redondeo del filo son proclives a la fractura debido a la concentración de tensiones en esa zona y a una pobre adhesión del recubrimiento. En la Figura 1-13-a se pueden apreciar los defectos en el filo de una fresa después de la operación de rectificado, y en la imagen de la derecha el resultado del filo posterior al tratamiento.

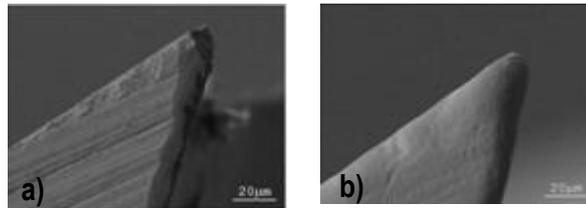


Figura 1-13: Detalle del filo de corte: a) posterior al rectificado; b) posterior al tratamiento del filo. (Fuente: Platit)

Se ha comprobado que un redondeo controlado de la arista de corte reduce la concentración de tensiones en el filo de la herramienta y mejora la adhesión del recubrimiento en esa zona de transición. En la Figura 1-14 se puede observar que en las superficies planas las tensiones residuales se anulan entre ellas, pero en los bordes, la tensión resultante causa el desprendimiento del recubrimiento.

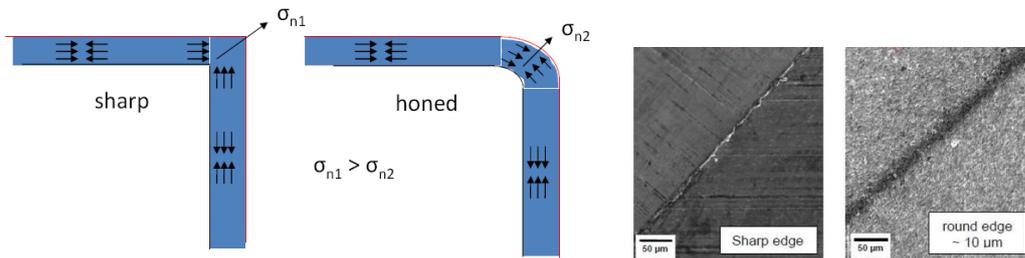


Figura 1-14: Efecto del radio del filo de corte en la calidad del recubrimiento. (Fuente: Metal Estalki)

En los procesos PVD la **limpieza** es fundamental para conseguir buena adherencia, por lo que las herramientas se someten a un proceso de limpieza previo a la deposición, para eliminar cualquier resto de grasa o partícula adherida en la superficie.

Es conveniente realizar **tratamientos mecánicos superficiales** previos al recubrimiento, para mejorar las características superficiales del sustrato y favorecer la adhesión de la capa. Los pretratamientos más habituales en el ámbito de las herramientas de metal duro son las técnicas denominadas “micro-blasting” y “drag-finish”. El “*micro-blasting*” consiste en bombardear la superficie a recubrir con partículas abrasivas entre 3 y 40 µm de tamaño. De acuerdo con los trabajos realizados por Bouzakis y otros (Bouzakis, y otros, 2001), con este tratamiento se obtienen superficies con reducidos picos de rugosidad y reducidas distancias entre los picos, medidas a través del parámetro de rugosidad S_m , lo que mejora la adhesión del recubrimiento. La explicación que dieron para este cambio en el perfil de rugosidad se basó en que el cobalto es más dúctil en comparación con el WC y el TiC-TaC y, por tanto, durante el micro-blasting el Co es eliminado de la superficie, lo que facilita la pérdida de los granos de carburo más

exteriores y en consecuencia se eliminan los picos altos del perfil de rugosidad y aparecen nuevos picos de menor altura y con menor espaciado entre ellos, generando un perfil de rugosidad que mejora la adhesión del recubrimiento al sustrato.

Con el tratamiento denominado “drag-finish” se obtienen superficies con menores valores de rugosidad, pero con elevados valores del parámetro S_m , lo que indica un perfil con picos muy espaciados entre ellos que no favorece la adhesión. En la Figura 1-15 se puede observar el efecto superficial de estos tratamientos.

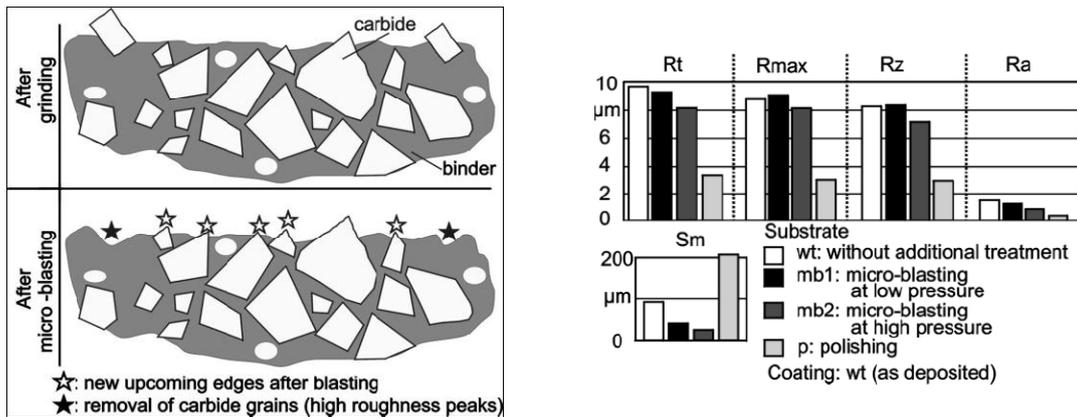


Figura 1-15: Efecto del “micro-blasting” y “polishing” en la superficie de las herramientas de metal duro. (Bouzakis, y otros, 2001)

Una vez que la herramienta ha sido recubierta, se puede mejorar su comportamiento al desgaste mediante un **post-tratamiento** superficial. Se ha comprobado (Bouzakis, y otros, 2009) que la técnica de micro-blasting induce en la superficie tensiones compresivas, lo que aumenta la dureza y tenacidad del recubrimiento. Un defecto que se puede observar en las superficies recubiertas es la presencia de “droplets”, partículas del recubrimiento que se queman durante el proceso de deposición y quedan adheridas en la superficie de la herramienta. Un tratamiento superficial posterior al recubrimiento puede eliminar los droplets y disminuir la rugosidad de la herramienta, pero es necesario un cuidado especial en la aplicación de estos post-tratamientos, ya que una aplicación inadecuada puede tener efectos negativos sobre el recubrimiento y disminuir el rendimiento de la herramienta

La Figura 1-16 corresponde a las imágenes SEM y microanálisis EDX realizado en herramientas de metal duro recubiertas y sometidas a distintos post-tratamientos superficiales. Se puede observar que las superficies que han sido pulidas o tratadas con micro-blasting presentan zonas en las que se ha eliminado el recubrimiento y aparece en la superficie el sustrato de la herramienta (Bouzakis, y otros, 2001).

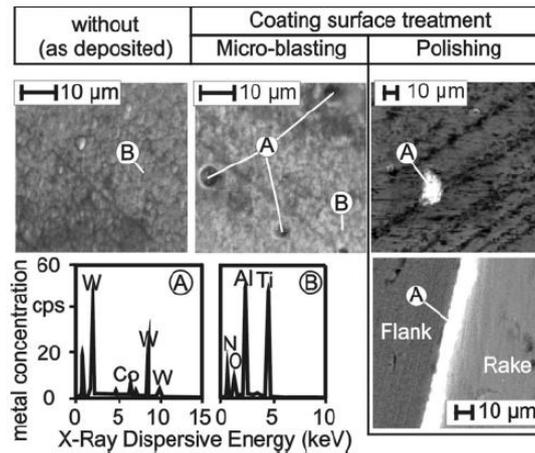


Figura 1-16: Fallos producidos por el tratamiento superficial posterior al recubrimiento. (Bouzakis, y otros, 2001).

Se puede concluir que el éxito de una herramienta recubierta depende de la interacción óptima del sustrato con los materiales del recubrimiento y de la calidad de la superficie a recubrir. Son aspectos fundamentales las operaciones previas al recubrimiento destinadas a mejorar las propiedades y características superficiales del sustrato, ya que un recubrimiento puede fallar debido a una preparación inadecuada de la superficie.

1.2.2.2. Importancia de los recubrimientos en el mecanizado de los aceros inoxidables austeníticos.

Para hacer frente a la baja maquinabilidad de los aceros inoxidables austeníticos es necesario utilizar herramientas de corte que mantengan elevadas durezas a altas temperaturas, gran resistencia al desgaste por abrasión y difusión y mínima tendencia a la adhesión. Estas propiedades se obtienen con herramientas de metal duro recubiertas.

Klocke y otros realizaron (Klocke, y otros, 2006) ensayos de torneado de acero inoxidable austenítico con herramientas de metal duro (WC-Co) sin recubrir; el resultado fue un excesivo desgaste en cráter a los 40 segundos de mecanizado. Este severo desgaste en cráter es debido a la difusión de elementos del material de la pieza en la herramienta, que hacen que se disuelvan los carburos de tungsteno existentes y se formen carburos nuevos con menor resistencia a la abrasión. Como las elevadas temperaturas favorecen el proceso de difusión y la velocidad de corte produce un aumento de la temperatura durante el proceso, cuando se quiere mecanizar a velocidades relativamente elevadas es necesario recubrir las herramientas con el fin de proteger el sustrato y prevenir el proceso de difusión. En la Figura 1-17 se muestra el desgaste en cráter y el fenómeno de difusión que tiene lugar cuando se mecaniza acero inoxidable AISI 316Ti, con herramienta sin recubrir y con herramienta recubierta. En el apartado c de dicha figura se representa la difusión del hierro, cromo y níquel del material de la pieza en el cobalto de la herramienta, mientras que en dirección opuesta el carburo de tungsteno se difunde en el material de la pieza. En el caso de la herramienta recubierta mediante CVD TiN-Ti(C,N)-Al₂O₃-ZrO₂ no tiene lugar la difusión ya que la capa intermedia de Al₂O₃ actúa como una barrera a la difusión. Por otro lado, los elevados valores de dureza del recubrimiento en comparación con la dureza del sustrato hacen que las herramientas de metal duro recubiertas sean adecuadas para el torneado de los aceros inoxidables austeníticos.

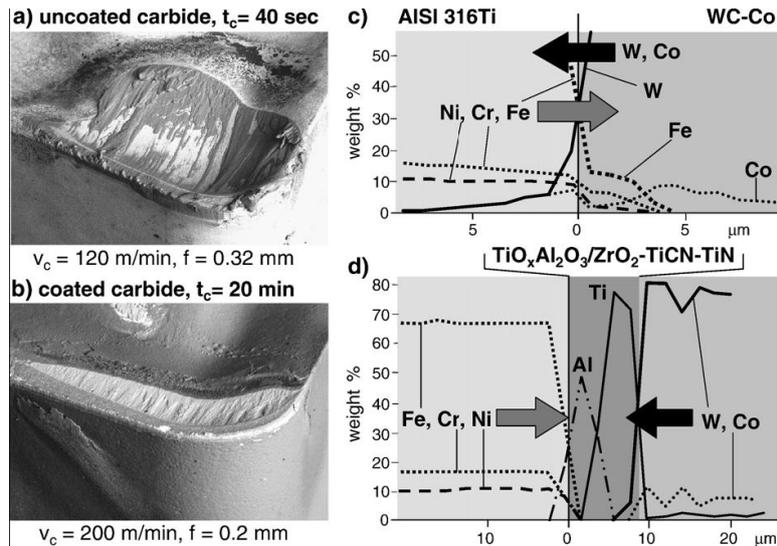


Figura 1-17: Efecto del recubrimiento de la herramienta en el desgaste en cráter cuando se torneado acero inoxidable austenítico, X5CrNi18-10, a) y b); Proceso de difusión entre el acero inoxidable austenítico X6CrNiMoTi17-12-2 y herramienta de metal duro sin recubrir c) y recubierta d)

Tradicionalmente se vienen utilizando herramientas de metal duro con recubrimiento CVD para el mecanizado de estos materiales. Estos recubrimientos constan de un sustrato tenaz de CW-Co y una o más capas de material resistente al desgaste, siendo los más utilizados el carburo de titanio (TiC), nitruro de titanio (TiN) y óxido de aluminio (Al_2O_3). El comportamiento de estos recubrimientos en el mecanizado del acero inoxidable ha sido estudiado por numerosos investigadores y hoy en día es de sobra conocido el efecto que estos recubrimientos tienen sobre la vida de la herramienta (Ciftci, 2006) (Paro, y otros, 2001). El óxido de aluminio proporciona estabilidad química a altas temperaturas de corte, actuando como barrera al desgaste por difusión. El carburo de titanio aumenta la resistencia al desgaste, pero por encima de 1000 °C sufre descarburación provocando una notable disminución en su dureza. El nitruro de titanio es de similar resistencia al desgaste, con la ventaja de proporcionar un efecto lubricante por tener menor coeficiente de fricción, reduciéndose la tendencia a la formación de filo aportado.

En los recubrimientos PVD se alcanzan temperaturas del orden de 400-500° C durante el proceso de deposición. Estas temperaturas, inferiores a las utilizadas en la deposición CVD, permiten mantener un filo de corte agudo, lo cual es un factor importante para el mecanizado de los aceros inoxidables austeníticos. Un filo de corte agudo produce menor deformación del material de la pieza y favorece un corte más suave, con fuerzas de corte inferiores y menor formación de rebabas en las piezas. Por ello, durante los últimos años se está haciendo más habitual el uso de herramientas con recubrimiento PVD para el mecanizado de estos materiales. Siguiendo esta tendencia, varios grupos de investigadores están realizando estudios que analizan el comportamiento al desgaste de los nuevos recubrimientos PVD sobre herramientas de metal duro para diferentes operaciones de mecanizado de aceros inoxidables.

Liew (Liew, 2010) evaluó el comportamiento de herramientas de fresado de metal duro con distintos recubrimientos PVD mecanizando el acero inoxidable STAVAX (acero inoxidable 420 modificado) bajo distintas condiciones de lubricación: inundación y niebla. Los recubrimientos

ensayados fueron TiAlN/AlCrN con estructura nano-multicapa, TiAlN con estructura nanocapa y herramienta de metal duro sin recubrir. Todas las herramientas sufrieron delaminación y desgaste abrasivo, pero el recubrimiento TiAlN/AlCrN presentó mayor resistencia a todos los tipos de desgaste. La mayor duración de esta herramienta fue debido a la combinación de las propiedades del TiAlN junto con las del AlCrN, que hace que se obtenga un recubrimiento con elevadas propiedades mecánicas y de resistencia a la adhesión. También comprobó que cuando se utiliza el refrigerante en forma de niebla pulverizada, se reduce la severidad en la delaminación, el desgaste abrasivo y se retrasa la aparición de grietas, fractura y astillamiento.

En la misma línea de mecanizado eco-eficiente usando herramientas con recubrimientos PVD, se desarrolló el trabajo de Klocke (Klocke, y otros, 2006). En dicho trabajo se concluye que los nuevos recubrimientos PVD con estructura nanocomposite basados en TiN/a-AlN y con estructura cristalina γ -Al₂O₃, presentan buen comportamiento durante el torneado de acero inoxidable utilizando lubricantes sintéticos. Por tanto, estos recubrimientos, representan una eficiente alternativa ecológica al tradicional mecanizado con uso de refrigerante, habitual cuando se trata de mecanizar materiales de baja maquinabilidad.

Endrino y otros (Endrino, y otros, 2006) observaron la formación de una capa protectora de óxido de aluminio en la superficie de las herramientas recubiertas con AlTiN con estructura nanocristalina durante el fresado de acero inoxidable austenítico. La estructura nanocristalina favorece la rápida difusión del aluminio hacia la superficie a lo largo de los límites de grano promoviendo la formación rápida de la capa protectora de óxido. Esta capa de alúmina, de alta estabilidad química y termodinámica, es muy beneficiosa cuando se trata de mecanizar acero inoxidable austenítico, ya que reduce la adhesión del acero a la superficie de la herramienta. Por otro lado, la baja conductividad térmica de esta capa impide la transferencia de calor hacia la herramienta, favoreciendo la evacuación del calor a través de la viruta. Los trabajos realizados por (Selinder, y otros, 1998) y (Nordin, y otros, 2000) también han puesto de manifiesto las ventajas del uso de recubrimientos nanoestructurados frente a las herramientas con recubrimiento CVD y PVD con estructura nanocapa cuando se trata de mecanizar aceros inoxidables. Las capas alternadas a escala nanométrica reducen la tensión residual del recubrimiento, obteniéndose capas de elevada dureza con alta resistencia al desgaste en flanco y a la formación de fisuras térmicas en el filo de la herramienta.

El triple recubrimiento nAlCo^{3®} ha demostrado un excelente comportamiento en el torneado del acero inoxidable. Se han realizado ensayos de torneado en seco y con refrigerante en un rango de velocidades de corte moderadas. Como puede verse en la Figura 1-18 y Figura 1-19 el rendimiento de la herramienta con triple recubrimiento es similar o supera a la ampliamente usada herramienta con recubrimiento CVD TiCN-Al₂O₃-TiN.

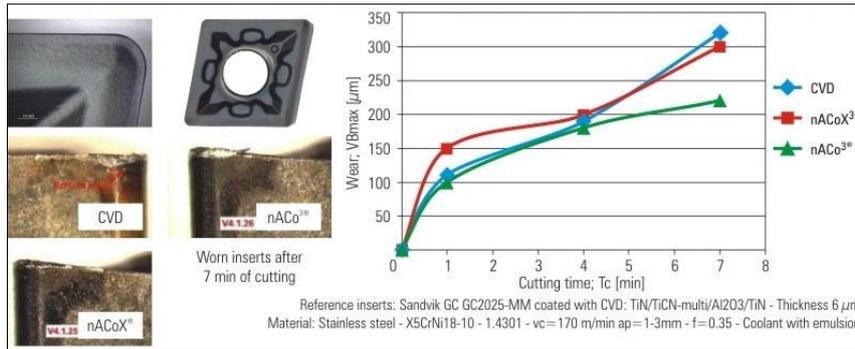


Figura 1-18: Comparación de recubrimientos nanocomposites y CVD, para torneado de aceros inoxidables, con refrigerante (Fuente Ceratizit, Mamer, Luxemburg)

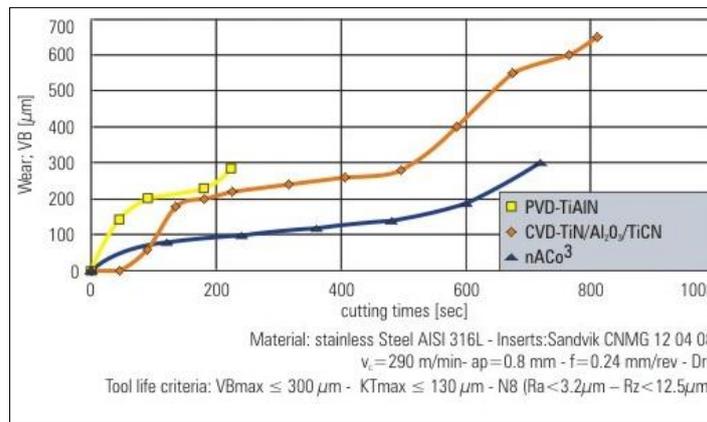


Figura 1-19: Comparación de recubrimiento nanocomposite, PVD y CVD, para torneado de aceros inoxidables, en seco. (Fuente EIG, Geneva, Switzerland)

A la vista de los trabajos analizados se puede decir que el uso de los recubrimientos PVD se ha extendido en aplicaciones de fresado y taladrado y, sin embargo, para la aplicación de torneado su uso todavía es muy limitado. Las investigaciones realizadas hasta el momento con recubrimientos PVD en el torneado de inoxidables han mostrado ciertas ventajas, pero es necesario disponer de un conocimiento más profundo para analizar su correcta aplicación en torneado.

1.2.3. EL MECANIZADO EN SECO.

El impacto ambiental asociado a la actividad del mecanizado está relacionado con el uso de fluidos de corte. Los fluidos de corte que se utilizan habitualmente son aceites minerales con aditivos que tienen efectos negativos sobre el medio ambiente y sobre la salud del operario. Además el coste asociado al uso de fluidos de corte se estima entre el 7% y 17% del coste de los trabajos de mecanizado. Por ello, dentro de la línea de fabricación sostenible, la producción limpia o producción ecológica es un objetivo estratégico cuya implantación implica interesantes beneficios a las empresas.

A pesar de los inconvenientes, el fluido de corte es fundamental cuando se trata de controlar la temperatura en la zona de corte realizando simultáneamente las funciones de refrigeración y lubricación. Además, permite una mejora del acabado superficial y facilita la evacuación de la viruta.

En los últimos años se ha dedicado especial atención al desarrollo y mejora de técnicas alternativas de refrigeración que ayuden a eliminar o minimizar los problemas asociados al uso de los refrigerantes convencionales. Las tecnologías actuales que ayudan a reducir la temperatura en la zona de corte son la refrigeración criogénica, el sistema MQL (Minimum Quantity of Lubricant) y los lubricantes sólidos.

Se están desarrollando nuevos recubrimientos (Soft Lubricating Coating) con la función de reducir el rozamiento entre la viruta y la herramienta, reduciéndose el calor generado en esa zona y las fuerzas de corte. Son recubrimientos que se obtienen a partir de lubricantes sólidos, siendo los más habituales el grafito, indio, azufre o bisulfuro de molibdeno (MoS_2). En (Wenlonga, y otros, 2011) (Guleryuz, y otros, 2009) y (Vamsi Krishnaa, y otros, 2008) se han puesto de manifiesto las ventajas de estos nuevos recubrimientos de bajo coeficiente de fricción para el mecanizado de distintos materiales.

Las operaciones de torneado, fresado y taladrado (con relación $l/D < 3$) de aceros y fundiciones no presentan dificultades para el mecanizado en seco gracias al uso de herramientas recubiertas especialmente diseñadas para estas aplicaciones (Klocke, y otros, 1997). Sin embargo, cuando se trata de mecanizar materiales como el titanio, acero inoxidable o aleaciones de aluminio, muy susceptibles a la adhesión, el mecanizado en seco plantea problemas y por ello estos materiales se siguen mecanizando de forma general en presencia de fluido de corte. En el caso de operaciones como taladrado ($l/D > 3$), mandrinado, escariado y roscado, es esencial aplicar una mínima cantidad de lubricante. También es inevitable el uso de lubricantes cuando se requiere una elevada precisión dimensional o de forma, ya que las deformaciones térmicas, debidas a la energía calorífica desprendida en la operación de corte pueden sacar la pieza de tolerancias.

No obstante, el continuo desarrollo de nuevos materiales de herramientas y recubrimientos está haciendo posible reducir o eliminar el empleo de los fluidos de corte durante el mecanizado de algunos materiales que a priori requerían de su presencia (Che Haron, y otros, 2007) (Hanyua, y otros, 2003). En estos casos, una alternativa a la utilización de los fluidos de corte convencionales es la aplicación de mínima cantidad de lubricante con fluidos de corte biodegradables y no tóxicos.

El MQL es una solución intermedia entre el mecanizado en seco y la lubricación tradicional que permite reducir hasta un 95% el consumo de fluido de corte (ml/h en lugar de l/h). El lubricante se mezcla con aire mediante la aplicación precisa de gotas o aerosoles. Los sistemas MQL humedecen la zona de corte con la cantidad de fluido estrictamente necesaria. De esta forma se eliminan los gastos relacionados con el mantenimiento, control y eliminación de los fluidos de corte. Existen tres métodos diferentes de sistemas MQL: pulverizado a baja presión, donde el fluido se introduce en una corriente de aire por efecto Venturi; otro sistema consiste en impulsar el aceite de corte en el aire a presión mediante bombas dosificadoras que permiten regular el consumo de aceite; con el tercer sistema el lubricante es transportado a la boquilla mediante una bomba a través de un tubo interior a otro tubo por donde circula el aire. La mezcla de aire-aceite se produce en la boquilla y el consumo de ambos se puede regular independientemente. Este último sistema es el más utilizado y el que permite menor consumo de lubricante. Por otro lado, se puede utilizar el sistema de lubricación externa o el sistema más reciente de lubricación

interna, donde el lubricante se transporta a través de conductos hasta el interior de la herramienta asegurando la refrigeración localizada en la zona de corte.

Esta técnica está siendo aplicada satisfactoriamente en varios procesos de corte y con distintos materiales. Se ha visto que el MQL es efectivo cuando se mecaniza a elevadas velocidades de corte. Con la lubricación tradicional, a altas velocidades de giro se forma un torbellino que impide que el lubricante tipo emulsión penetre en la zona de corte; en cambio, usando MQL el aire a presión transporta diminutas gotas de aceite (de tamaño alrededor de 2 μm) y es más fácil el acceso a la zona de corte y a la intercara viruta-herramienta (López de Lacalle, y otros, 2006).

Attanasio (Attanasio, y otros, 2006) analizó las ventajas y limitaciones del MQL en la operación de torneado. Para evaluar el comportamiento de esta técnica realizaron ensayos de vida de herramienta en tres condiciones diferentes de refrigeración: en seco, MQL orientado hacia el flanco de la herramienta y MQL en la cara de desprendimiento. Compararon el acabado superficial y la vida de herramienta para los distintos ensayos y observaron que el volumen de material arrancado con MQL orientado al flanco de la herramienta es igual o mayor que el obtenido para las otras dos condiciones. Además, un aumento de la velocidad de avance siempre disminuye la vida de la herramienta, pero con MQL orientado al flanco la duración de la herramienta fue muy superior. También observaron que el mecanizado en seco y el MQL en la cara de desprendimiento en general presentan el mismo comportamiento.

En los trabajos realizados por Obikawa (Obikawa, y otros, 2008) basados en la aplicación de MQL en la operación de torneado con Inconel 718, se puso de manifiesto que el control del flujo y la distancia de la boquilla a la punta de la herramienta son dos factores muy eficaces para mejorar el rendimiento del MQL. Se han desarrollado portaherramientas comerciales para torneado adecuados para microlubricación con canales orientados hacia la superficie de incidencia y desprendimiento de la herramienta. Otros autores han estudiado la aplicación del MQL en la operación de taladrado, donde la evacuación de la viruta, la adhesión en la herramienta y acabado superficial son aspectos críticos. En (Braga, y otros, 2002) se ensayó con la aleación aluminio-silicio (SAE 323) de especial dificultad para un mecanizado en seco. Se comprobó que los agujeros obtenidos con el sistema MQL tenían similar o mejor calidad que los agujeros obtenidos con el sistema convencional de lubricación. El grupo de Liao (Liao, y otros, 2007) estudió los efectos del MQL en el fresado de alta velocidad de aceros endurecidos. Observaron, que en comparación con el mecanizado en seco, el MQL proporciona oxígeno en la intercara viruta-herramienta favoreciendo la formación de una capa de óxido que actúa como una barrera a la difusión. La estabilidad de dicha capa se ve afectada por la velocidad de corte y, por tanto, para disfrutar de las ventajas del MQL es necesario trabajar dentro de un determinado rango de velocidades.

Los fluidos de corte que se utilizan habitualmente son emulsiones basadas en aceites minerales debido a su bajo coste y estabilidad química. Sin embargo, hay una tendencia hacia el uso de nuevos tipos de fluidos, basados en aceites vegetales y ésteres, de menor impacto medioambiental, no tóxicos y biodegradables (Lawal, y otros, 2012). En el mecanizado de los aceros inoxidables austeníticos se han probado diferentes fluidos vegetales con buenos resultados. En (Belluco, y otros, 2002) se analizó el efecto de nuevas formulaciones de aceites

vegetales en la integridad superficial y precisión dimensional en operaciones de roscado y escariado con acero inoxidable AISI 316L. Los fluidos de corte basados en aceites vegetales mostraron mejor comportamiento que los fluidos convencionales basados en aceites minerales. En (Anthony Xavior, y otros, 2009) los autores probaron la eficiencia de un fluido basado en aceite de coco en el torneado del acero AISI 304. Con este fluido se obtuvieron mejores resultados que con fluidos basados en aceite mineral en cuanto a reducción del desgaste de herramienta y mejora del acabado superficial.

Otra alternativa al uso de refrigerantes líquidos es la refrigeración criogénica mediante gases como el nitrógeno líquido y dióxido de carbono. El nitrógeno líquido, a la temperatura -196°C , es dirigido cuidadosamente a la zona de corte para reducir la temperatura. El nitrógeno se evapora en el aire y por tanto se evita la necesidad de eliminación del fluido de corte de las virutas y la limpieza de las piezas. Para suministrar nitrógeno líquido a la zona de corte es necesario instalar un sistema de tubos y conexiones especiales que soporten las temperaturas criogénicas. El dióxido de carbono puede ser guardado en tanques presurizados y se conduce hasta la zona de corte a temperatura ambiente. Debido a la expansión que tiene lugar en la boquilla de salida, se produce el enfriamiento por el efecto de Joule-Thomson. Los efectos beneficiosos del empleo de la refrigeración criogénica están relacionados con los siguientes factores:

- El nitrógeno no es un gas contaminante (constituye el 79% del aire en la atmosfera).
- La dureza y tenacidad de las herramientas aumenta en condiciones de refrigeración criogénica.
- Se ha observado un desgaste en las herramientas más uniforme y predecible.
- Acción favorable del fluido criogénico en la intercara viruta-herramienta y pieza-herramienta.

La mayoría de los trabajos de investigación se han centrado en el empleo del nitrógeno líquido en operaciones de torneado. La aplicación de nitrógeno líquido puede ser directa por chorro o en forma de spray. En (Hong, y otros, 2001) los autores compararon el efecto de diferentes estrategias de refrigeración criogénica en el mecanizado del acero Ti-6Al-4V. A la vista de los resultados propusieron un nuevo sistema de enfriamiento criogénico basado en el empleo de dos microboquillas que pulverizan nitrógeno líquido en la superficie de incidencia y en la superficie de desprendimiento de la herramienta. Este sistema de suministro facilita el acceso del nitrógeno a la intercara viruta-herramienta, donde se alcanzan las mayores temperaturas. El nitrógeno se evapora y se forma una nube de nitrógeno en estado vapor que reduce el coeficiente de rozamiento entre viruta y herramienta. Con este sistema de refrigeración la vida de la herramienta aumentó hasta cinco veces en comparación con otros sistemas. El grupo de Yildiz (Yildiz, y otros, 2008) investigó diferentes métodos de aplicación del nitrógeno líquido para diferentes operaciones de mecanizado y sus efectos en las propiedades del material, tanto de la herramienta como de la pieza, temperatura de corte, desgaste y vida de herramienta, acabado superficial y desviación dimensional, rozamiento y fuerzas de corte. Del análisis de los resultados concluyeron que la refrigeración criogénica es la estrategia de refrigeración con mayor impacto en la vida de la herramienta y acabado superficial debido a la eficiencia en la reducción de la temperatura en la zona de corte, con la consiguiente reducción en el desgaste de la herramienta.

Paul (Paul, y otros, 2001) analizó el efecto del nitrógeno líquido en el desgaste de la herramienta y acabado superficial en el torneado del acero AISI 1060 en condiciones de corte industriales y con dos herramientas de diferente geometría. Compararon los resultados con mecanizado en seco y utilizando aceite como refrigerante, obteniendo mejor vida de herramienta y acabado superficial con la refrigeración criogénica. Este mejor comportamiento se atribuyó a la reducción de la temperatura en la zona de corte y a la mejora de las condiciones tribológicas en la intercara viruta-herramienta. Además, se puso de manifiesto que el mecanizado con refrigeración basada en aceite no contribuyó a mejorar la vida de la herramienta y el acabado superficial fue peor.

De la misma manera, Kumar y sus colaboradores (Kumar, y otros, 2008) realizaron experimentos para estudiar el efecto del nitrógeno líquido en el desgaste de la herramienta y en las fuerzas de corte generadas durante el torneado de aceros inoxidables. Los experimentos se realizaron en seco y con refrigeración criogénicas. Los resultados obtenidos mediante diseño de experimentos indicaron que la refrigeración criogénica fue efectiva en la reducción de la temperatura de corte con una notable disminución del desgaste en flanco. También se observó que la refrigeración criogénica fue más eficaz cuando se mecanizó a las mayores velocidades de corte y avance, lo cual indicó que es una buena alternativa para lograr un mecanizado eco-eficiente. Khan (Khan, y otros, 2008) también ensayó con acero inoxidable y concluyó que el nitrógeno líquido aumenta a vida de la herramienta en un factor cuatro. El grupo de De Chiffre (De Chiffre, y otros, 2007) realizó experimentos para probar la eficiencia del gas CO₂ como refrigerante, comparándolo con un refrigerante comercial basado en agua. Los experimentos mostraron que el CO₂ aplicado a una velocidad de 6 g/s fue eficiente para operaciones de roscado, tronzado y ranurado de acero inoxidable. También comprobaron que aunque la operación de roscado se pudo realizar utilizando CO₂, el rendimiento de la operación mejoraba añadiendo aceite vegetal al gas con un caudal de 6ml/min. En el caso de la operación de tronzado y ranurado fue imprescindible la adición de aceite (10 ml/min). En (Machai, y otros, 2011) también se comprobaron las ventajas del uso del CO₂ como refrigerante para el mecanizado de aleaciones de titanio.

En (Sharma, y otros, 2009) se realiza una revisión de las ventajas que ofrecen las actuales técnicas que permiten reducir el uso de refrigerante en operaciones de torneado. A continuación se exponen las principales conclusiones de su trabajo:

- La aplicación de refrigeración criogénica para el torneado de materiales de difícil mecanizado ha demostrado aumentar la vida de la herramienta sin comprometer las condiciones del entorno. La vida de la herramienta mejora drásticamente debido a que el fluido criogénico es capaz de penetrar en la intercara viruta-herramienta y modificar satisfactoriamente las condiciones de lubricación y refrigeración, pero en particular la función de refrigeración. También aumenta la productividad con esta técnica, pues se ha visto que se obtienen mejores resultados a mayores velocidades de corte y avance.
- Con la técnica MQL se consigue una drástica reducción del coste de mecanizado y de la cantidad de lubricante utilizado, además de mejorar la rugosidad superficial cuando se orienta correctamente la boquilla hacia el flanco de la herramienta. Además, el MQL ayuda a evacuar la viruta. Desde el punto de vista del coste, la salud, seguridad y medio ambiente, el rendimiento de la técnica MQL es mejor cuando se utilizan aceites vegetales en lugar de aceites minerales.

- El torneado con aire a presión (HPC) facilita la formación de viruta segmentada y mejora la penetración en la intercara viruta-herramienta, reduciéndose las fuerzas de corte, mejorando la vida de herramienta y con un aceptable acabado superficial. Ha demostrado ser una buena solución para aplicaciones en torneado duro. La orientación de la boquilla es un factor fundamental en el rendimiento de este sistema de refrigeración.
- El rendimiento de los lubricantes sólidos es mejor a altas velocidades de corte, por lo que ofrecen una oportunidad para aplicaciones de mecanizado en seco a alta velocidad. Se ha comprobado que el grado de adhesión del recubrimiento al sustrato es un factor importante para lograr un óptimo comportamiento. La capacidad de soportar altas temperaturas y el hecho de ser un sistema que no agrede al medio ambiente hacen que esta alternativa sea muy adecuada.
- Los investigadores proponen el uso de aceites vegetales como elementos refrigerantes. El rendimiento del aceite de coco ha sido bueno a bajas velocidades de corte. Esto indica que se puede probar la eficacia de otros tipos de aceites vegetales.

A pesar de las investigaciones y de los avances que se están alcanzando en relación a la sustitución de los fluidos de corte, su consumo sigue siendo importante. Para implementar totalmente el mecanizado en seco es necesario adoptar medidas y soluciones para que las funciones que normalmente ejerce el fluido de corte sean asumidas por otros medios. Es necesario desarrollar tecnologías que permitan abordar de manera eficiente el mecanizado en seco y el mecanizado utilizando mínima cantidad de lubricante. Las herramientas de corte deben ser diseñadas específicamente para esta aplicación. No solamente deben disponer de canales adecuados para el suministro del refrigerante sino que también la geometría y el material deben ser optimizados para su aplicación al mecanizado en seco.

Otro factor de importancia cuando se trata de promover las nuevas tecnologías de refrigeración es la necesidad de desarrollar máquinas-herramienta adaptadas para cumplir con las necesidades específicas de los equipos que permiten reducir el uso de refrigerante, como el diseño de husillos preparados para el suministro interno de refrigerante, la extracción de las virutas de forma rápida y eficaz y minimizar el calor transferido a los elementos de la máquina para evitar alteraciones geométricas que afecten a la precisión de las piezas.

Sólo si se tienen en cuenta todos los factores que intervienen en el proceso de corte será posible obtener beneficios económicos y operativos con la tecnología del mecanizado en seco. En este contexto, se estudiará en el capítulo 4 de esta tesis el comportamiento de los aceros inoxidables austeníticos cuando son torneados en seco a altas velocidades de corte.

1.3. LOS MODELOS DE TORNEADO Y SU USO EN OPTIMIZACIÓN DE PROCESOS.

Numerosos investigadores han intentado crear un modelo adecuado que permita explicar el fenómeno del proceso de arranque de viruta. Los modelos de mecanizado tratan de predecir las fuerzas de corte, la forma de viruta, la temperatura de corte, el desgaste y vida de la herramienta, las dimensiones y el acabado superficial de las piezas mecanizadas. Además los

modelos permiten estudiar la influencia de los parámetros de mecanizado sobre el rendimiento de la operación, por lo que se pueden calcular las condiciones de mecanizado que optimizan el proceso de corte. Por tanto, un modelo adecuado permite planificar el proceso de mecanizado para obtener una elevada productividad y calidad en las piezas obtenidas por arranque de viruta.

Sin embargo, hasta el momento no ha sido posible desarrollar un modelo que sea totalmente aceptado y que describa el fenómeno en su totalidad. Esto es debido fundamentalmente a la complejidad del proceso donde se involucran distintas disciplinas complejas como la metalurgia, elasticidad, plasticidad, termodinámica, mecánica de la fractura, tribología y lubricación. Las dificultades para modelar el proceso de corte pueden ser atribuidas a varios factores (Luttervelt, y otros, 1998):

- La falta de entendimiento del mecanismo básico de corte y la compleja interacción entre herramienta de corte y material de trabajo, incluso en el caso más simple de corte ortogonal con herramienta de geometría simple (sin radio de redondeo o sin ángulo de inclinación).
- La rápida introducción de nuevos materiales y diseños de herramienta, incluyendo plaquitas con geometrías complejas, producen nuevos fenómenos los cuales son aún desconocidos.
- La introducción de nuevos materiales de trabajo con comportamientos diferentes respecto al tipo de viruta producida, así como las dificultades de mecanizado de las aleaciones refractarias y de las aleaciones de aplicación aeroespacial a base de titanio, hacen que la elaboración de teorías generales o de ecuaciones que puedan resolver todos los aspectos del mecanizado resulte imposible.
- La introducción de nuevos métodos de mecanizado como: fresado circular, mecanizado de alta velocidad y mecanizado en seco han introducido nuevos problemas y necesidades.
- Los diferentes intereses de la industria del mecanizado. En algunos casos, la precisión de la pieza y la calidad superficial adquieren más importancia que el desgaste de la herramienta. Además, en la actualidad adquieren importancia otros factores como las condiciones de trabajo para los operarios (el ruido, salud y seguridad) y el medioambiente.

Por tanto, los modelos pueden ser desarrollados con diferentes propósitos y para diferentes operaciones. La mayoría de los modelos se han desarrollado para las operaciones de torneado, fresado y taladrado. Para cada operación pueden modelarse diferentes aspectos utilizando diferentes técnicas de modelado. De esta forma se han desarrollado modelos con los siguientes objetivos entre otros: predicción de las fuerzas de corte, predicción de la vida de herramienta, predicción de la calidad de la pieza (acabado superficial y dimensiones), simulación, optimización o control del proceso de corte.

Los enfoques para el modelado de operaciones de mecanizado se pueden agrupar en las siguientes categorías: modelos analíticos, modelos mecanísticos, modelos basados en métodos numéricos y modelos experimentales. En la actualidad, los investigadores están haciendo uso de un enfoque integrado de las diferentes técnicas de modelado que permite obtener soluciones

realistas (Jawahir, y otros, 2003). A continuación se hace una revisión de los trabajos de modelado desarrollados mediante distintas técnicas para predecir las fuerzas de corte y el estado de la herramienta en operaciones de torneado.

1.3.1. MODELOS DE TORNEADO PARA PREDECIR LAS FUERZAS DE CORTE.

El desarrollo de modelos capaces de predecir las fuerzas de corte en una operación de torneado es fundamental para optimizar las condiciones de corte, para diseñar las máquinas herramienta y determinar los requisitos de potencia y las vibraciones, disminuir los errores geométricos de las piezas mecanizadas y optimizar el diseño de utillajes y las herramientas de corte.

Muchos autores han desarrollado modelos de predicción de fuerzas de corte en torneado a partir del modelo clásico de corte ortogonal y oblicuo. En estos casos se considera que la herramienta de torner es equivalente a la herramienta de corte oblicuo asumiendo que la profundidad de corte es mayor que la velocidad de avance y que la acción de corte tiene lugar en el tramo recto del filo de corte principal de la herramienta.

En general, los modelos para la predicción de las fuerzas de corte están íntimamente relacionados con el ángulo del flujo de la viruta, puesto que la fuerza de rozamiento en la superficie de desprendimiento de la herramienta es colineal con el flujo de la viruta. Se han desarrollado numerosos modelos que tratan de predecir el ángulo del flujo de la viruta para a continuación predecir las fuerzas de corte. Basado en resultados experimentales, Stabler (Stabler, 1951) concluyó que el ángulo del flujo de viruta es igual al ángulo de inclinación de la herramienta, sin tener en cuenta el ángulo de desprendimiento, la velocidad de corte y las propiedades del material. En trabajos posteriores (Stabler, 1964) modificó su modelo e introdujo una constante de proporcionalidad, la cual variaba entre 0,9 y 1 dependiendo del material de la pieza y de las condiciones de corte. Stabler también introdujo el concepto de ángulo de desprendimiento equivalente.

Shaw y sus colaboradores (Shaw, y otros, 1952) desarrollaron un modelo para el corte oblicuo trabajando en un plano equivalente y presentaron una fórmula práctica para calcular el ángulo de flujo de viruta a partir del ángulo de inclinación y ancho de viruta. En (Armarego, y otros, 1969) los autores usaron el modelo del plano de cizalladura y asumieron que la fuerza de cizalladura es colineal con la dirección de la velocidad de cizalladura, mientras que la fuerza de rozamiento en la superficie de desprendimiento de la herramienta es colineal con la dirección de la velocidad de la viruta, desarrollando una relación para determinar el ángulo del flujo de viruta. Lin (Lin, y otros, 1972) comprobó que la regla de Stabler se ajustaba mejor a los datos experimentales que la relación propuesta por Armarego y Brown.

Sin embargo, estos trabajos se limitan a considerar el efecto del filo de corte principal, despreciando el efecto del radio de punta y el filo secundario de la herramienta. Una simplificación muy utilizada en lo que respecta a la geometría de la herramienta consiste en sustituir el filo principal, el filo secundario y el radio de punta de la herramienta por una línea recta que une el punto final implicado en el corte del filo principal con el punto final del filo secundario. A la geometría resultante se la denominó "filo de corte equivalente" (equivalent cutting edge, E.C.E). En (Colwell, 1954) se utiliza este concepto y se sugiere que la viruta fluye

en una dirección perpendicular a dicha línea. Hu y colaboradores (Hu, y otros, 1986) generalizaron el modelo de Colwell para herramientas con ángulo de inclinación y ángulo de desprendimiento. Proyectaron la geometría del filo de corte equivalente a la superficie de desprendimiento de la herramienta y asumieron que la regla de Stabler se puede aplicar con respecto al filo de corte equivalente.

En (Okushima, y otros, 1959) los autores desarrollaron un modelo para herramientas sin ángulo de inclinación y desprendimiento. Dividieron el filo de corte en pequeños elementos y asumieron que la viruta fluye en una dirección perpendicular a cada segmento del filo de corte. El ángulo del flujo de viruta se calculó como el promedio de los ángulos de cada elemento diferencial. El grupo de Young (Young, y otros, 1987) dividió la viruta en una serie de elementos independientes de ancho infinitesimal. Asumieron que el espesor y la orientación de la sección indeformada de viruta de cada elemento infinitesimal varía y, por tanto, la fuerza de rozamiento de cada elemento cambia en magnitud y dirección. Calcularon el valor de la fuerza de rozamiento mediante la suma de todas las fuerzas elementales y consideraron que la dirección de la fuerza resultante es colineal con la dirección del flujo de la viruta. En (Wang, y otros, 1995) los autores extendieron la aproximación de Young a herramientas con ángulos de inclinación y desprendimiento.

Estos modelos basados en la mecánica del corte pueden llegar a expresiones muy complejas cuando se incorpora la complicada geometría de las herramientas. Las herramientas de corte actuales poseen diseños complejos en el rompevirutas y facetas en el filo que alteran la formación y rotura de la viruta y las fuerzas de corte. Los modelos analíticos que simplifican esta geometría para facilitar los cálculos sufren una pérdida de precisión y la introducción de errores en algunos casos inaceptables.

Los **modelos mecanísticos** han demostrado ser muy eficaces con herramientas de geometría compleja, obteniendo resultados que se ajustan muy bien a la realidad y con tiempos de cálculo relativamente cortos. Estos modelos son muy utilizados en operaciones de fresado y taladrado donde las geometrías de las herramientas son complejas.

Los modelos mecanísticos consideran que la fuerza de corte es directamente proporcional a la sección de viruta indeformada, con una constante de proporcionalidad denominada coeficiente específico de corte (k_s) o presión específica de corte.

$$F_c = A \cdot k_s$$

En otros modelos desarrollados se incorpora además una fuerza adicional debida al rozamiento entre el filo y la pieza (Altintas, 2000).

La precisión que se puede alcanzar con estos modelos depende de la precisión con la que se determinen los factores que intervienen en el cálculo de la fuerza, es decir, la sección de viruta indeformada y el coeficiente específico de corte.

El coeficiente específico de corte, k_s , es difícil de determinar ya que depende de numerosos factores como son el ancho de viruta, el espesor de viruta, el ángulo de desprendimiento y la velocidad de corte. De estos factores, el que más influencia tiene sobre k_s es el espesor de viruta, de modo que cuando éste disminuye el valor de k_s aumenta de forma significativa. Este

fenómeno es conocido como “efecto tamaño”. Varios autores han analizado el comportamiento del coeficiente k_s con la velocidad de corte, el ángulo de desprendimiento y otros factores, pero al ser tan numerosos y en algunos casos tan difícilmente cuantificables los factores que influyen en el valor de k_s el método más preciso para su determinación es de forma experimental. Para ello es necesario realizar ensayos de corte similares a la aplicación que se estudia y medir las fuerzas obtenidas experimentalmente para introducirlas en el modelo y calcular los coeficientes a partir de las expresiones del modelo que se plantea. Otros investigadores (Gonzalo, y otros, 2009) han propuesto la determinación de los coeficientes específicos de corte a partir de ensayos de simulación mediante Elementos Finitos, eliminando la necesidad de realizar ensayos experimentales.

La expresión propuesta por Victor y Kienzle (Victor, y otros, 1957) para determinar las fuerzas de torneado está basada en resultados experimentales y considera el efecto de la sección de la viruta sobre las fuerzas de corte. De acuerdo con su expresión, un aumento del espesor de viruta indeformada produce una disminución progresiva de la fuerza específica de corte, mientras que el ancho de viruta indeformada tiene una influencia lineal en las fuerzas. Este comportamiento se expresó mediante la siguiente ecuación:

$$F_i = k_{i1.1} \cdot b \cdot h^{1-m_i}$$

donde el subíndice “i” indica las direcciones de las tres componentes de la fuerza de corte. El factor $k_{i1.1}$ es la fuerza específica para un espesor de viruta indeformada de $h = 1$ mm y un ancho de viruta indeformada de $b = 1$ mm. El exponente m_i explica el comportamiento de la fuerza específica con la variación del espesor de viruta indeformada. El espesor de la viruta indeformada (h) y el ancho de viruta indeformada (b) se determinan a partir del ángulo de posición (k_r), la profundidad de corte (a_p) y la velocidad de avance (f_n) según las expresiones:

$$h = f_n \cdot \sin k_r \qquad b = \frac{a_p}{\sin k_r}$$

La precisión del modelo expuesto se ve afectada por la relación f_n/a_p y, en consecuencia, por la forma de la sección de la viruta indeformada. Por ello, Denkema (Denkema, y otros, 2010) puso de manifiesto que cuando la relación a_p/f_n es menor de 4 ó cuando el espesor de viruta indeformada es menor de 0,1 mm, es necesario considerar el efecto de la forma de la sección de la viruta indeformada en las fuerzas de corte y en la dirección del flujo de viruta.

Por tanto, el efecto del radio de punta de la herramienta no puede ser ignorado cuando la relación f_n/a_p es grande, como ocurre en las operaciones de torneado de acabado o en condiciones de desbaste medio, donde la parte del filo de la herramienta comprometida en el corte puede ser sólo el radio de la punta de la herramienta o el radio de la herramienta y el filo de corte secundario. Teniendo en cuenta que la sección de viruta es uno de los parámetros de mayor influencia sobre las fuerzas de corte, es necesario desarrollar modelos geométricos que permitan determinar la sección de corte a través de las condiciones de corte y la geometría de la herramienta.

El grupo de Redetzky (Redetzky, y otros, 1999) presentó una metodología para el desarrollo de modelos de predicción de las fuerzas de corte y flujo de viruta en operaciones de torneado válido

para un amplio rango de condiciones de corte y geometrías de herramienta. El modelo desarrollado está basado en la integración de dos submodelos. En primer lugar se desarrolla un modelo geométrico que define la geometría de la operación de mecanizado mediante las condiciones de corte (avance, velocidad de corte y profundidad de corte) y la geometría de la herramienta (ángulo de posición, ángulo de desprendimiento y radio de punta). A continuación se desarrolla el modelo de fuerzas que establece los coeficientes de corte para una determinada combinación herramienta-pieza por medio de ensayos experimentales. Estos dos submodelos se integran para determinar las fuerzas de corte y el ángulo del flujo de la viruta. Para desarrollar el modelo geométrico dividen la sección de viruta en regiones con diferentes formas según la profundidad de corte y la relación entre el avance y el radio de punta. Estas regiones a su vez serán sub-divididas en elementos infinitesimales con un área dA . El modelo de fuerzas se aplica a cada elemento diferencial que tiene un ancho de corte db y una sección dA . La suma de las fuerzas elementales proporciona la fuerza de corte total y la dirección del flujo de viruta para una operación de torneado. Este modelo ha servido de referencia para el desarrollo de otros modelos de predicción que incorporan herramientas con geometría de rompevirutas y operaciones de torneado de superficies complejas (Hagiwara, y otros, 2009).

Por otro lado, diversos investigadores han utilizado en sus modelos el concepto de superficie equivalente (ET) para herramientas recubiertas con geometría de rompevirutas. La superficie equivalente es una superficie imaginaria de la herramienta equivalente a la superficie compleja real de la herramienta cuya geometría se modela. De esta forma se definen una serie de ángulos de inclinación y desprendimiento equivalentes para un determinado conjunto de condiciones de corte. Esta geometría se ha utilizado en distintos modelos para predecir la forma de la viruta (Ghosh, y otros, 1996) y el desgaste de la herramienta (Ee, y otros, 2003).

Los principales inconvenientes de los modelos mecánicos son la necesidad de realizar ensayos para determinar los coeficientes empíricos y la limitada capacidad de extrapolación. Los coeficientes obtenidos experimentalmente sólo son válidos para una determinada combinación máquina-material-herramienta, por lo que cualquier cambio que se realice en el proceso implica la necesidad de volver a determinar los coeficientes.

Otra técnica de modelado en continua evolución son los modelos numéricos basados en el **Método de Elementos Finitos** (FEM, Finite Element Method). Estos modelos se utilizan como alternativa al estudio experimental de los procesos de corte y proporcionan información a priori, sin necesidad de realizar costosos experimentos, pudiendo realizar simulaciones para diferentes combinaciones herramienta-pieza y bajo distintas condiciones de corte. Están enfocados al estudio de la zona cercana al filo de corte donde se produce el contacto entre la pieza, la viruta y la herramienta. Este tipo de modelos permiten la obtención de la distribución de tensiones, deformaciones y temperaturas en la zona de corte, las fuerzas de corte, la forma de la viruta y las tensiones residuales para procesos de mecanizado 2D y 3D.

Una de las principales dificultades para conseguir simulaciones precisas es modelar el comportamiento del material a elevadas velocidades de deformación. Para modelizar los procesos de mecanizado es necesario conocer la ecuación constitutiva del material que relaciona la tensión de fluencia con la deformación, la velocidad de deformación y la temperatura

del material. Esta ecuación es muy diferente de la del ensayo de tracción universal que se realiza a 20°C y muy lentamente. Una de las ecuaciones más utilizadas para modelar el comportamiento del material y que se encuentra implementada en varias aplicaciones comerciales de elementos finitos es la ecuación de Johnson-Cook, válida para materiales sometidos a grandes deformaciones, altas temperaturas y altas velocidades de corte:

$$\sigma = [A + B \cdot \varepsilon_p^N] \left[1 + C \cdot \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] [1 - T_H^M]$$

El primer término de la expresión representa el endurecimiento por deformación según el comportamiento elástico-plástico del material. El segundo término hace referencia a la sensibilidad del material a la velocidad de deformación y el tercer término incluye el comportamiento del material a diferentes temperaturas.

Las cinco constantes empíricas (A, B, C, N y M) se determinan experimentalmente ajustando el modelo de comportamiento a aquellas curvas que se obtienen al realizar varios ensayos a diferentes temperaturas y velocidades de deformación. Umbrello y colaboradores (Umbrello, y otros, 2007) estudiaron la influencia que tienen las cinco constantes de la ecuación de Johnson-Cook en la capacidad predictiva del método de elementos finitos para modelar las fuerzas de corte, temperatura, morfología de la viruta y tensión residual. Para ello utilizaron diferentes valores de las constantes de la ecuación de Johnson-Cook para el acero inoxidable AISI 316L, obtenidas por diversos investigadores a través de distintos métodos de ensayo y compararon los resultados obtenidos mediante las distintas constantes. En (Sima, y otros, 2010) se analiza la importancia que tiene la ecuación constitutiva en los resultados de la simulación. Para ello se emplearon cuatro ecuaciones constitutivas diferentes para la modelización del corte ortogonal de la aleación Ti-6Al-4V, obteniendo diferentes resultados en las fuerzas de corte y variaciones en la morfología de la viruta con las distintas ecuaciones constitutivas.

Otra dificultad presente en la simulación por el método de elementos finitos es conocer con suficiente precisión el coeficiente de rozamiento en la intercara viruta-herramienta. Como ha sido demostrado por varios autores, el coeficiente de rozamiento no se puede considerar constante. A lo largo de la interfase viruta-herramienta se tiene un coeficiente de rozamiento variable, que depende de la zona de contacto y de las distribuciones de presión y tensión tangencial (zona de adhesión y zona de deslizamiento). La condición de adhesión aparece a altas presiones y el deslizamiento cuando la presión es baja. Se han utilizado diferentes modelos, más o menos complejos, para expresar el rozamiento que tiene lugar durante el proceso de corte y se han implementado en el modelado mediante elementos finitos. Así, en los trabajos de Maranhao (Maranhao, y otros, 2010) se demuestra la importante influencia que tiene el coeficiente de rozamiento en la predicción de las fuerzas de corte, potencia de corte, máxima temperatura y deformación plástica cuando se utiliza el método de elementos finitos.

El modelo que considera el coeficiente de rozamiento constante puede ser una buena aproximación para herramientas cuya superficie de desprendimiento es plana, pero para herramientas con geometría de rompevirutas la tribología en la intercara viruta-herramienta se vuelve mucho más compleja. La simulación por elementos finitos ha demostrado ser eficiente y bastante precisa para modelos de corte 2D y para herramientas con superficie de

desprendimiento plana, sin geometría de rompevirutas. Cuando se trata de simular el proceso de corte en 3D o cuando se incorpora la geometría de rompevirutas de la herramienta, los tiempos de cálculo aumentan considerablemente. Deshayes (Deshayes, 2007). presentó un modelo que permite simplificar la geometría compleja de las herramientas por una geometría plana determinada por un ángulo de desprendimiento equivalente. Este ángulo se obtuvo a partir de un modelo experimental que relaciona el coeficiente de rozamiento con el ángulo de desprendimiento. Las simulaciones realizadas con la geometría simplificada permitieron reducir el tiempo de simulación a valores aceptables para aplicaciones industriales.

En (Bäker, 2006)] se utilizó también la simulación por elementos finitos para estudiar el efecto de la velocidad de corte en las fuerzas de corte y en el mecanismo de formación de viruta. Se comprobó que la ley constitutiva del material es capaz de modelar la formación de las bandas de cizalladura producidas por el ablandamiento térmico del material. Este comportamiento favorece la reducción de las fuerzas de corte y afecta a la formación de la viruta, que pasa a ser una viruta segmentada. En (Hortig, y otros, 2007) se puso de manifiesto la importancia del uso de técnicas de remallado adaptativo y se demuestra que la orientación de la malla y el tamaño del elemento son factores que afectan de forma significativa a los resultados de la simulación de la formación de las bandas de deslizamiento adiabático. En (Lorentzon, y otros, 2009) se analiza el mecanismo por el cual el modelado por elementos finitos es capaz de simular la transición de la viruta que tiene lugar cuando se mecaniza Inconel 718 a distintas velocidades de corte.

En (Outeiro, y otros, 2006) se utiliza el modelado por elementos finitos para investigar la tensión residual en la superficie mecanizada de un acero inoxidable austenítico AISI 316L. Los resultados mostraron que la tensión residual aumenta con el aumento de la velocidad de corte, profundidad de corte y con el radio de punta de la herramienta. Además, se comprobó que los mayores ángulos de desprendimiento reducen la tensión residual. También comprobaron que los sucesivos cortes tienden a aumentar la tensión residual, contradiciendo los resultados encontrados por otros autores. Posteriormente, en (Outeiro, y otros, 2008) se extiende la investigación al mecanizado de Inconel 718. Las simulaciones se llevaron a cabo con el software DEFORM-3D, v6.1.

La técnica de modelado por elementos finitos también se ha utilizado para analizar el efecto de los recubrimientos de las herramientas de corte. En (Kone, y otros, 2011) se analiza el efecto de los recubrimientos en la transferencia de calor que tiene lugar en la intercara viruta-herramienta y la modificación en la distribución de la temperatura dentro de la herramienta y en la superficie de desprendimiento.

Como conclusión, se puede decir que los modelos tratados hasta ahora permiten conocer las fuerzas de corte, las temperaturas y la forma de viruta al comienzo del proceso de corte, es decir, cuando la herramienta no está desgastada. Sin embargo, estos parámetros sufren modificaciones debidos al desgaste progresivo de la herramienta. La herramienta de corte sufre alteraciones geométricas debidas al desgaste alterando la dimensión de la pieza y la rugosidad e integridad de la superficie mecanizada. En la actualidad es fundamental poder predecir la precisión y características superficiales de la pieza, de tal manera que con un alto nivel de confianza obtengamos piezas con los requisitos de precisión exigidos. Para alcanzar este

objetivo es necesario desarrollar modelos que permitan predecir el desgaste de la herramienta y su efecto en la calidad de las piezas.

1.3.2. MODELOS DE TORNEADO PARA DETERMINAR EL DESGASTE DE LA HERRAMIENTA.

Pese a la importancia del tema y las numerosas investigaciones realizadas, aún no se ha desarrollado un modelo matemático exacto y fiable que permita predecir el estado de desgaste de la herramienta y su influencia en la variación de las fuerzas de corte, el acabado superficial o la temperatura durante el proceso de corte.

La predicción del desgaste de la herramienta mediante modelos teóricos es extremadamente difícil debido al comportamiento no lineal del mecanismo de desgaste de la herramienta. Las complicaciones que surgen por las variaciones en la temperatura, propiedades del material, cambios microscópicos y geométricos en la herramienta causados por el filo de aportación y/o el desgaste, favorecen el desarrollo de modelos de predicción de desgaste con base empírica. La expresión empírica más conocida que relaciona la vida de la herramienta con las condiciones de corte es la ecuación de vida de herramienta de Taylor, cuya expresión generalizada es la siguiente:

$$T^n \cdot V_c \cdot f_n^x \cdot a_p^y = C$$

De igual manera la Norma ISO 3685 "Tool-life testing with single-point turning tools" y su equivalente francesa NF E66-520 (Couple Tool-Material. Part 1-5) están basadas en determinar las condiciones de corte para una duración económica de herramienta.

Aunque estos modelos permiten una aproximación al problema, no son totalmente aplicables en el entorno industrial. La determinación de las constantes requiere pruebas que consumen cantidades considerables de material a ensayar en condiciones distintas, siendo además dichas pruebas tanto más largas y costosas cuanto mejor es la calidad de las herramientas. Además, es necesario realizar ensayos para cada combinación herramienta-pieza. Esta metodología de ensayo consume con frecuencia un tiempo superior al tiempo que tarda en aparecer en el mercado una nueva herramienta. En la actualidad están surgiendo con elevada frecuencia nuevas geometrías, materiales y recubrimientos de herramientas diseñadas para aplicaciones cada vez más específicas y para el mecanizado de nuevos materiales. Además, el valor añadido de las piezas ha crecido respecto al coste de las herramientas y, por tanto, el criterio de vida de herramienta basado en el desgaste alcanzado por la herramienta debe ser revisado ya que en muchos casos será más adecuado utilizar otros criterios de vida de herramienta, por ejemplo basados en el acabado superficial o en las tolerancias dimensionales de las piezas. En este contexto caracterizado por cambios rápidos y continuos en el mercado de las herramientas y por elevados costes horarios de máquina, se impone la necesidad de reducir el número de pruebas experimentales y extraer de cada prueba la máxima información posible. Esto se consigue aplicando técnicas como el diseño de experimentos y con una adecuada instrumentación que proporcione información relevante del proceso.

Con el objetivo de controlar el desgaste de la herramienta, las señales del proceso de corte que más habitualmente se utilizan son los siguientes: componente tangencial, radial y axial de la fuerza de corte, señales de vibración en las tres direcciones y señal de emisión acústica. En menor medida también se utiliza el consumo de corriente del motor, la rugosidad superficial y la temperatura de corte.

Cabe mencionar que de las anteriores señales, las fuerzas de corte son portadoras muy válidas de información del proceso de mecanizado y por tanto son una de las mejores alternativas para la monitorización de la herramienta y para la implementación de técnicas de predicción de desgaste. Muchos investigadores han estudiado las componentes estáticas de las fuerzas de corte y su correlación con el desgaste de herramienta (Choudhury, y otros, 2000) (Isik, 2007). En estos trabajos se ha analizado la evolución de las fuerzas de corte con el desgaste y los resultados experimentales han mostrado que se produce un aumento progresivo en las tres componentes de la fuerza de corte como consecuencia del desgaste de la herramienta. En otros estudios (Oraby, 1995) (Oraby, y otros, 2004) se ha observado que las componentes de la fuerza de corte en la dirección de avance y radial son más sensibles al desgaste progresivo de la herramienta que la componente tangencial. Este comportamiento se puede explicar porque la componente tangencial está fundamentalmente determinada por la sección transversal de corte y ésta sólo cambia ligeramente con el desgaste de la herramienta, mientras que las componentes de avance y radial son principalmente cargas de penetración y fricción y por tanto muy sensibles al desgaste.

Respecto al criterio de vida de herramienta, el más utilizado por los investigadores es el desgaste en incidencia ya que afecta directamente al acabado superficial y a la precisión dimensional de las piezas mecanizadas, además de ser fácilmente medible. Así, Sikdar y Chen (Sikdar, y otros, 2002) establecieron una relación entre las fuerzas de corte y el área correspondiente al desgaste en incidencia de la herramienta en operaciones de torneado. Observaron un rápido aumento en las tres componentes de la fuerza de corte cuando la herramienta alcanza un alto nivel de desgaste, siendo el incremento más acusado para las componentes de avance y radial, llegando en algunos casos la componente de avance a superar los valores de la componente tangencial. Utilizaron ecuaciones polinomiales para expresar las relaciones entre el área del desgaste en flanco y las fuerzas de corte a partir de los resultados experimentales. En (Choudhury, y otros, 2000) se desarrolló un modelo matemático que correlaciona la altura del desgaste en incidencia con las componentes de avance y radial de la fuerza de corte y con las condiciones de corte a partir de resultados experimentales. Posteriormente (Choudhury, y otros, 2004) atribuyeron el aumento de las fuerzas de corte al aumento de la superficie de contacto herramienta-pieza que tiene lugar cuando la herramienta sufre un desgaste en incidencia. Expresaron las fuerzas como la suma de dos factores, un factor debido al mecanismo de formación de viruta en ausencia de desgaste y un segundo factor que corresponde al incremento de las fuerzas debido al desgaste en incidencia de la herramienta. Establecieron una relación de proporcionalidad entre el incremento de las fuerzas y el volumen de material de herramienta desgastado por unidad de longitud.

La principal limitación en el uso de las fuerzas de corte para predecir el desgaste es debida a las variaciones que experimentan con las condiciones de corte (Dimla, 2004). En la práctica

industrial para poder predecir el desgaste de herramienta bajo diferentes condiciones de corte (V_c , f_n y a_p) es esencial que los parámetros utilizados en el modelo sean altamente sensibles al desgaste de la herramienta y lo más inmunes posible a los ruidos del entorno y a las variaciones en los parámetros de corte. Con este propósito muchos investigadores han propuesto una normalización de las tres componentes de la fuerza de corte, introduciendo el concepto de “ratio force”. Se han propuesto diferentes relaciones, siendo las más utilizadas las siguientes

$$\frac{F_f}{F_t}; \frac{F_r}{F_t}; \frac{\sqrt{F_f^2 + F_r^2}}{F_t}; \frac{F_f}{F_{total}}; \frac{F_r}{F_{total}}; \frac{\sqrt{F_f^2 + F_r^2}}{F_{total}}$$

donde F_t es la fuerza tangencial, F_f es la fuerza de avance, F_r es la fuerza radial y F_{total} es la fuerza total de corte. En la mayoría de los casos se ha utilizado la componente tangencial como factor de normalización por ser la componente menos sensible al desgaste de la herramienta y la más sensible a los cambios en las condiciones de corte (Oraby, y otros, 2004).

En varios trabajos (Lee, y otros, 1998) (Ezugwu, y otros, 2001) (Ravindra, y otros, 1993) se ha comprobado que el uso de una relación entre las componentes de las fuerzas actúa como mejor indicador del desgaste de la herramienta que el uso de los valores absolutos de las fuerzas de corte. En estos trabajos se utilizan técnicas estadísticas y de análisis de varianza para determinar el “ratio force” más sensible al desgaste de la herramienta, que a su vez actúa como variable de entrada a una red neuronal o como factor de una regresión lineal permitiendo obtener buenos resultados predictivos.

Los modelos empíricos o experimentales basados en técnicas de regresión o en técnicas de inteligencia artificial son muy utilizados en la predicción del desgaste de la herramienta y en aplicaciones de monitorización de herramienta. El inconveniente de estos modelos experimentales es que no proporcionan un conocimiento profundo del proceso de corte y necesitan un elevado número de datos, pero son fáciles de aplicar y muy útiles cuando no es posible una formulación analítica que relacione las causas y efectos entre varios factores. En los últimos años se han desarrollado numerosos trabajos que utilizan ambas técnicas junto con el diseño de experimentos, que permite reducir el número de ensayos y adquirir datos de una forma eficiente con el objetivo de extraer información acerca del proceso estudiado.

En (Leone, y otros, 2011) se analiza el desgaste de la herramienta a través del análisis de regresión y de redes neuronales, utilizando los datos experimentales obtenidos en operaciones de torneado sobre componentes reales de motores de avión fabricados con Inconel 718. Se utilizó el tiempo y la velocidad de corte como variables del modelo y la altura del desgaste en flanco para caracterizar el desgaste de la herramienta. Se comparó la capacidad de predicción mediante ambas técnicas resultando que el modelo basado en redes neuronales tiene mejor capacidad de predicción en todo el rango de velocidades ensayadas, pero sin embargo el tiempo de cálculo fue muy superior al tiempo de interpolación empleado en el análisis de regresión.

Oraby y colaboradores (Oraby, y otros, 1991) y (Oraby, y otros, 2004) desarrollaron modelos matemáticos para describir las relaciones desgaste-tiempo de corte y desgaste-fuerzas de corte para operaciones de torneado. Para ello realizaron un conjunto de ensayos utilizando un diseño

central compuesto (CCD) a partir del cual se pueden construir modelos de segundo orden. Durante los ensayos se midieron las tres componentes de la fuerza de corte y el desgaste de herramienta en flanco, cráter y punta. Mediante técnicas de regresión se desarrolló un modelo matemático para el desgaste de la herramienta a partir de la ecuación extendida de Taylor, que incluye el tiempo y las condiciones de corte, pero estos modelos fueron incapaces de predecir el desgaste de la herramienta en la última etapa de desgaste. Por tanto, desarrollaron otros modelos de correlación entre las tres componentes de la fuerza de corte y el desgaste promedio de la herramienta. Se comprobó que el modelo que utiliza las fuerzas de corte predice el desgaste de la herramienta de forma más precisa, fundamentalmente en las etapas finales de la vida de la herramienta.

Özel (Özel, y otros, 2007) modeló el acabado superficial en la pieza y el desgaste de la herramienta para la aplicación de torneado duro con herramienta cerámica con geometría wiper utilizando regresión lineal múltiple y redes neuronales. Realizaron un diseño de experimentos 3^3 para analizar la influencia de los parámetros de corte en las fuerzas de corte, la rugosidad y el desgaste de la herramienta. La red neuronal se entrenó con las condiciones de corte y las fuerzas. Se obtuvieron buenas predicciones con ambos modelos aunque el error de predicción fue menor con redes neuronales. Otros autores han utilizado otras variables, además de las condiciones de corte y las fuerzas, como la presión del refrigerante y el consumo de potencia del motor (Ezugwu, y otros, 2005).

Estas técnicas han demostrado ser adecuadas para modelar el proceso no lineal del desgaste de la herramienta y además permiten de forma fácil la incorporación de distintos parámetros de entrada que se pueden adquirir por medio de sensores instalados en la máquina herramienta. Esto hace que se pueda implementar fácilmente en procesos de monitorización.

Capítulo 2

MÉTODOS, ENSAYOS PRELIMINARES E HIPÓTESIS DE PARTIDA

2. MÉTODOS, ENSAYOS PRELIMINARES E HIPÓTESIS DE PARTIDA.

Este capítulo se ha dividido en dos apartados. En el primero se describen los equipos, el software y los procedimientos empleados para la experimentación llevada a cabo en este trabajo. Además se indican las características y propiedades de los aceros inoxidables que se han mecanizado. En el segundo apartado se exponen los ensayos preliminares que se han realizado y cuyo análisis ha permitido establecer unas hipótesis de partida. Además, estos ensayos previos han permitido realizar la puesta a punto del equipamiento y contrastar la metodología utilizada en la experimentación.

2.1. EQUIPOS Y MATERIALES.

En la Figura 2-1 se muestra un esquema general del equipamiento y software que se ha empleado para desarrollar la parte experimental de este trabajo. A continuación se describe de forma detallada cada uno de los equipos utilizados.

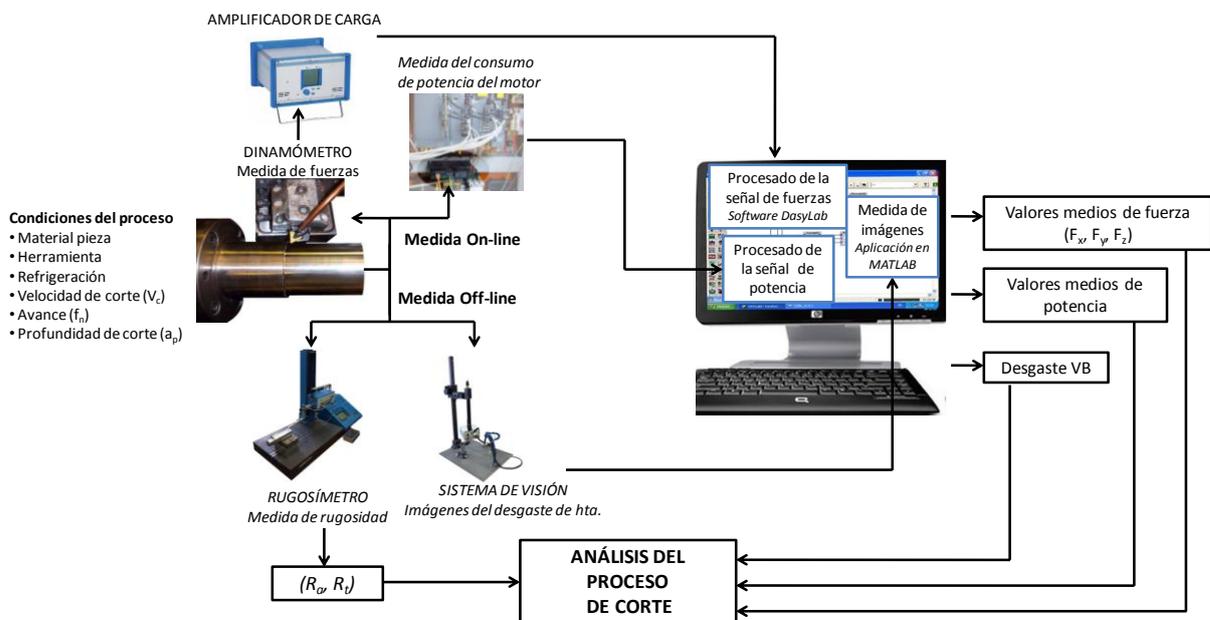


Figura 2-1: Esquema del equipamiento utilizado en la experimentación.

a) Máquina herramienta.

Los ensayos de cilindrado se han realizado en un torno de decoletaje MUPEM, modelo ITCIAR 1/42, equipado con un control numérico FANUC Series O-T. Este torno, cuya imagen se muestra en la Figura 2-2, tiene dos torretas, sistema de alimentación de barras y sonda para el pre-reglaje de las herramientas. Las características generales son las siguientes:

Accionamiento del husillo principal.

Potencia nominal (kW):	15
Velocidad máxima (r.p.m.):	5.000

Características de los ejes:	Eje X	Eje Z
Velocidad máxima (m/min):	20	24
Fuerza (N):	4.000	5.000
Carrera máxima (mm):	150	370



Figura 2-2: Torno MUPEM utilizado en los ensayos.

b) Material de Ensayo.

El material que se ha utilizado en los ensayos es acero inoxidable austenítico y ha sido suministrado por la empresa Roldán, S.A., situada en Ponferrada, León. Esta fábrica pertenece al Grupo ACERINOX y se dedica a la fabricación de productos largos de acero inoxidable. Su gama de productos incluye barras, alambón, ángulos, pletinas y corrugado. Entre estos productos cabe destacar los tipos de acero en barra y alambón de mecanizado, tanto los tipos AISI 303 como los de fácil mecanizado ROLDAMAX.

En los ensayos se han utilizado dos tipos de acero inoxidable: AISI 303 y AISI 304L. El acero **AISI 303**, es un acero inoxidable austenítico al cromo-níquel modificado con la adición de azufre para mejorar la maquinabilidad. El azufre reacciona con el manganeso formando inclusiones globulares de MnS que interrumpen la continuidad de la matriz austenítica del acero favoreciendo la rotura de la viruta. Se ha elegido este acero por ser el de mayor uso cuando se trata de fabricar largas series de piezas en tornos automáticos u otras maquinas herramienta.

El acero **AISI 304L**, es una modificación del AISI 304 con bajo contenido en carbono. Con este acero se minimiza el problema de la precipitación de carburos de cromo que tiene lugar cuando estos aceros están sometidos por algún tiempo a temperaturas entre 450 y 850 °C, como puede ocurrir durante el proceso de soldadura. La formación de carburos de cromo disminuye el porcentaje de cromo en los bordes de grano, reduciendo la resistencia a la corrosión y haciendo el material susceptible a la corrosión intergranular. Estos aceros poseen buen comportamiento a altas temperaturas (800 a 900 °C) y buenas propiedades mecánicas, siendo ampliamente usados en la industria química y

petroquímica, industria alimentaria, industria del papel, aplicaciones sanitarias y del medio ambiente. Desde el punto de vista de la maquinabilidad, el bajo contenido en carbono aumenta la ductilidad del material y se dificulta la rotura de la viruta. Este es el acero que se ha utilizado para realizar los ensayos de torneado que se describen en el Capítulo 3, cuyo objetivo es analizar el comportamiento de distintos recubrimientos de la herramienta de corte. Se ha elegido este material por ser un acero inoxidable sin maquinabilidad mejorada, ya que se busca una herramienta con un amplio campo de aplicación, adecuada para el mecanizado en general de todos los aceros inoxidables.

La composición química y características mecánicas de ambos aceros se indican en la Tabla 2-1.

Composición química												
	%C	%P	%S	%Si	%Mn	%Cr	%Ni	%Mo	%Ti	%N	%Cu	%Fe
AISI 303	0,050	0,033	0,273	0,365	1,776	17,773	8,783	0,271	0,003	0,041	0,273	70,392
AISI 304L	0,024	0,033	0,027	0,240	1,466	17,924	8,208	0,234	0,003	0,065	0,271	71,505

Características mecánicas						
	R _m (N/mm ²)	R _p 0,2% (N/mm ²)	R _p 1% (N/mm ²)	Z %	A % %L _{sd}	Dureza HB
AISI 303	638	369	414	53	46	169
AISI 304L	607	313	355	69	48	165

Tabla 2-1: Composición química y propiedades mecánicas de los aceros utilizados en los ensayos.

Ambos aceros se han suministrado en forma de barra descortezada y pulida, de 60 mm de diámetro y longitud entre 3.100 y 3.500 mm. Para realizar los ensayos ha sido necesario preparar previamente unas probetas con dimensiones adecuadas para su sujeción y mecanizado en el torno. El sistema de sujeción que tiene instalado el torno es mediante pinza, admitiendo una pinza máxima de 40 mm de diámetro, por lo que ha sido necesario reducir la probeta a este diámetro en uno de sus extremos para proceder a su sujeción. La longitud de las probetas varía para los distintos ensayos, pero en ningún caso se ha trabajado con un voladizo superior a 255 mm al objeto de reducir el riesgo de vibraciones en el extremo libre de la pieza. En la Figura 2-3 se detalla la geometría de las probetas y las sucesivas operaciones de cilindrado que se realizan sobre la misma, reduciendo el diámetro hasta que se alcanza una relación longitud/diámetro de 4.

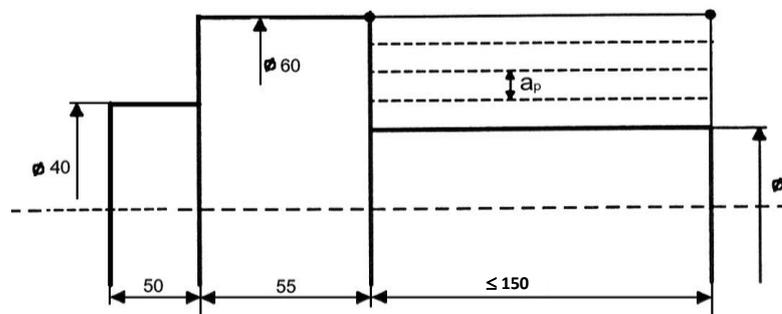


Figura 2-3: Forma y dimensiones de las probetas utilizadas en los ensayos.

Para los dos materiales, AISI 303 y AISI 304L, se ha realizado un examen metalográfico con el objetivo de detectar posibles alteraciones microestructurales entre el núcleo y la superficie de la barra

provocadas por el proceso de laminación. Estas alteraciones podrían afectar al proceso de corte que se realiza en sucesivas operaciones de cilindrado a distintas profundidades en la barra.

Para ello se preparó una probeta para cada uno de los aceros. Las probetas consisten en un disco de material cortado a partir de la barra. Una de las superficies del disco se desbastó y pulió mecánicamente. Posteriormente estas superficies se sometieron a un electropulido con ácido oxálico al 10%, usando una diferencia de potencial de 6 voltios y 0,5 amperios durante un tiempo aproximado de un minuto. Las microfotografías realizadas con un microscopio metalográfico se muestran en la Figura 2-4.

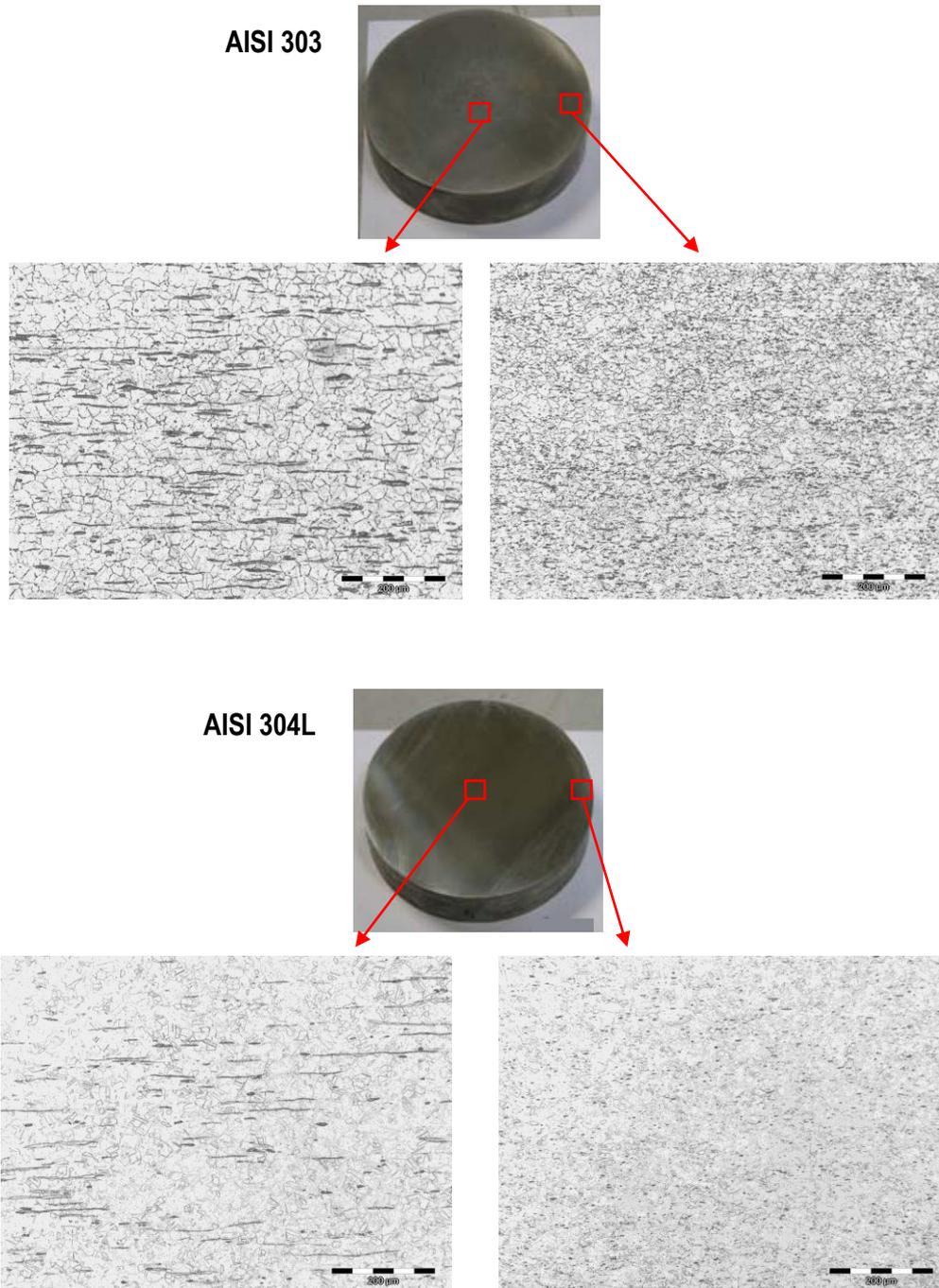


Figura 2-4: Micrografías de los aceros AISI 303 y AISI 304L (X200 aumentos).

Para ambos aceros se observa la estructura austenita con presencia de sulfuros de manganeso, siendo mayor el porcentaje de sulfuros en el acero AISI 303. Los sulfuros en el exterior de la barra son mas pequeños y finos que en el centro, aunque el porcentaje de estos sulfuros en ambas zonas es similar. Se trata de barra calibrada, que ha sido sometida a un estiramiento, lo que provoca una deformación en las inclusiones plásticas localizadas en el exterior de la barra, que hacen que éstas sean más pequeñas. La zona deformada es inferior a medio milímetro y no afecta de forma significativa al proceso de corte.

c) Adquisición de las Fuerzas de Corte.

Para medir las fuerzas de corte se utilizó un equipo dinamométrico basado en tecnología de cuarzo instalado en el portaherramientas, por lo que es capaz de medir las fuerzas en la propia herramienta. En concreto se trata de un equipo suministrado por Kistler®, modelo 9121, que es capaz de medir las tres componentes ortogonales de la fuerza de corte, en las direcciones X, Y y Z, según se indica en la Figura 2-5. La señal eléctrica generada por el transductor se amplifica y se filtra por medio de un amplificador de carga Kistler® 5070A que proporciona una salida analógica de tensión de $\pm 10V$. Esta señal acondicionada pasa a un ordenador personal equipado con una tarjeta de adquisición de datos IOTECH DaqBoard 2000, basada en tecnología PCI con un convertidor analógico-digital de 16 bits de resolución y capaz de muestrear datos a 200 kHz.

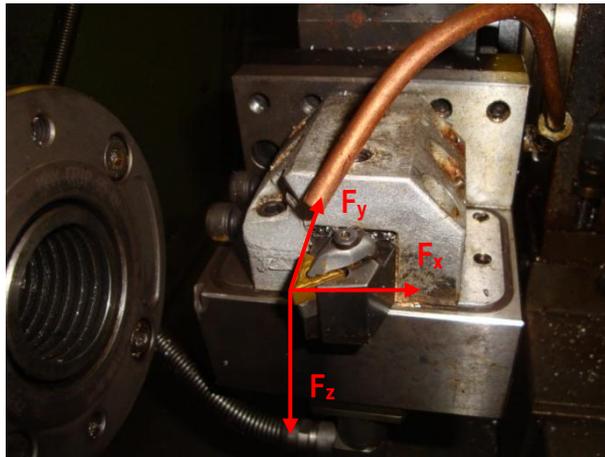


Figura 2-5: Direcciones de las tres componentes de la fuerza de corte adquiridas por el dinamómetro Kistler 9121.

Para ajustar el proceso de adquisición de datos, es necesario determinar el valor de la frecuencia de corte que hay que fijar en el amplificador de carga y la frecuencia de muestreo de la señal.

La frecuencia de corte apropiada para filtrar las señales de fuerza que se registran deberá ser $1/3$ ó $1/5$ de la frecuencia natural del sistema (f_0). Por tanto en primer lugar se determinó la frecuencia natural del sistema máquina-herramienta-pieza. La frecuencia natural del dinamómetro, indicada por el fabricante, es de 1.000 Hz en los ejes X, Y y Z. Sin embargo, una vez colocado en la torreta del torno y con la herramienta montada sobre él, la frecuencia natural disminuye a 800 Hz. Cómo no se dispone de un martillo de impacto para realizar un análisis dinámico se recurrió a un análisis modal para determinar f_0 . Este análisis consiste en realizar varias pruebas de cilindrado donde la única variable son las revoluciones del torno. Se registran las fuerzas durante la operación de corte sin ningún tipo de filtro y se analizan mediante una FFT. La frecuencia que se repite en todas las operaciones es la frecuencia natural del sistema (f_0). Teniendo en cuenta el resultado de este análisis, que indica un valor $f_0 = 800$

Hz, se fijó un filtro hardware en el amplificador con una frecuencia de corte de 300 Hz. Se comprobó que la frecuencia máxima que se puede alcanzar en el proceso de corte es de 83 Hz (ya que la velocidad máxima del torno es de 5.000 r.p.m) y por tanto muy inferior a la frecuencia del sistema.

Las señales de la fuerza de corte fueron adquiridas a una frecuencia de muestreo de 5.000 Hz, cumpliendo el teorema de Nyquist, según el cual para poder reconstruir con exactitud la forma de la señal es necesario que la frecuencia de muestreo sea superior al doble de la máxima frecuencia a muestrear.

Para el tratamiento de las señales se empleó el software DasyLab. Dicho tratamiento consistió en recortar el tramo inicial y final de las fuerzas correspondientes al comienzo y fin del corte para eliminar el efecto de la entrada y salida de la herramienta. Sobre la señal recortada se calculó el valor medio para las tres componentes de las fuerzas de corte (F_x , F_y y F_z). En la Figura 2-6 se puede ver la aplicación creada para el tratamiento de las señales.



Figura 2-6: Aplicación para el tratamiento de las señales de fuerza en el entorno de DasyLab.

d) Medida del Acabado Superficial.

El control del acabado superficial de las probetas mecanizadas se realizó con un rugosímetro HOMMELWERKE, modelo TESTER T4000. Este equipo de palpación mecánica se basa en el principio del sistema de registro del recorrido de forma inductiva. Está calibrado según la norma DIN 4772 como aparato de Clase 1 con una exactitud de $\pm 5\%$. La máquina está equipada con un palpador HOMMELWERKE, modelo TKE 100/17.



Figura 2-7: Rugosímetro HOMMELWERKE, modelo TKE 100/17.

Para las medidas de rugosidad se consideraron los parámetros de rugosidad R_a (valor medio de la rugosidad) y R_t (profundidad máxima de la rugosidad) tal y como se recogen en la norma ISO 4288. La medición se realizó con los parámetros que se indican en la Tabla 2-2.

Parámetro	Valor
Longitud de palpación L_t :	4.8 mm
Cut Off L_c :	0.8 mm
Capacidad de medida M_b :	80
Velocidad de palpación V_t :	0.5 mm/s
Palpador:	TK 100
Filtro:	R_c
Retroceso:	Sí
Sistema de medición:	μm
Representación del perfil:	normal
$n \times l_e$:	5
Norma de trabajo:	DIN/ISO
Sincronizador:	1000

Tabla 2-2: Parámetros del programa de medida de la rugosidad superficial.

Sobre las probetas mecanizadas se realizaron tres medidas a lo largo de una generatriz del cilindro. Las zonas de muestreo para la evaluación de la rugosidad se indican en la Figura 2-8. Los extremos de la superficie mecanizada no se han explorado para evitar las zonas de entrada y salida de la herramienta.

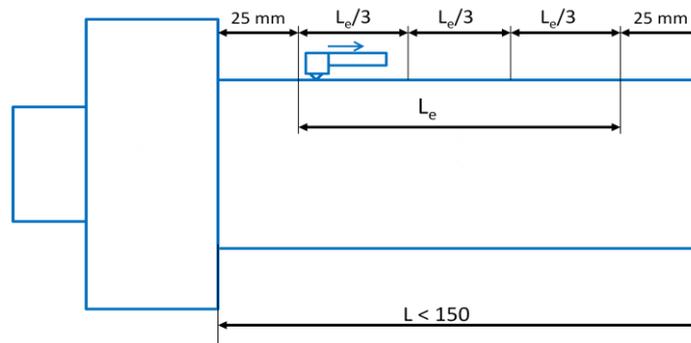


Figura 2-8: Zonas de medida de la rugosidad superficial en la probeta mecanizada.

Los resultados de las medidas de rugosidad corresponden al valor medio de las tres mediciones realizadas.

e) Medida del Desgaste de la Herramienta.

Para medir el desgaste de las herramientas se tomaron imágenes en la cara de incidencia, desprendimiento y en la punta de la herramienta. Posteriormente, mediante una aplicación desarrollada en MATLAB, se realizaron las correspondientes medidas de desgaste siguiendo las indicaciones de la norma ISO 3685.

El equipamiento utilizado para el proceso de adquisición de imágenes es el siguiente:

- Cámara Pullnix PE2015 B/W con CCD de 1/3". Para digitalizar las imágenes se emplea una tarjeta digitalizadora (frame grabber) Matrox Meteor II.
- Sistema óptico formado por un zoom Industrial 70XL de OPTEM, con un tubo de extensión de 1X y una Lente 0.5X/0,75X/1.5X/2.0X también de OPTEM
- Sistema de iluminación formado por una fuente de luz regulada DCR®III de FOSTEC que proporciona una iluminación fría intensa.

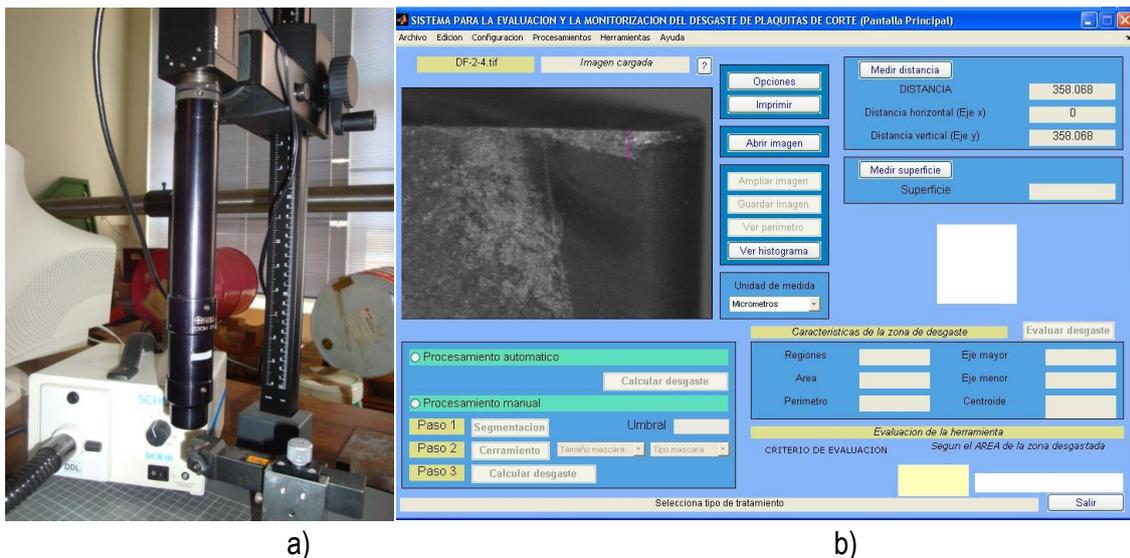


Figura 2-9: a) Equipo para la adquisición de imágenes; b) aplicación para la medida del desgaste de la herramienta.

Adicionalmente a estas imágenes, y para aquellos estudios en los que ha sido necesario analizar en profundidad el mecanismo de desgaste de las herramientas, se utilizó un microscopio electrónico de barrido (SEM), cuyo modelo y características son las siguientes:

Modelo: JEOL JSM-6400 con filamento de W, resolución 3.5nm, dotado de:

- Detector de electrones secundarios.
- Detector de electrones retrodispersados.
- Microanálisis a partir de la energía de los fotones de R-X (EDX) Pentafet de Oxford (con una resolución de 133eV y con ventana de Berilio).
- Microanálisis a partir de la longitud de onda de los fotones de R-X (WDX) con dos espectrómetros con dos cristales cada uno (JEOL).

- Todo el conjunto está controlado por el sistema Lemas y el exIII de Link.

Antes de analizar las herramientas con dicho equipamiento, se realizó una limpieza de las placas mediante ultrasonidos con isopropanol durante un tiempo aproximado de cinco minutos para eliminar partículas y sustancias contaminantes.

f) Medida del Consumo de Potencia Eléctrica.

Con el objetivo de medir la potencia eléctrica consumida por los motores del torno durante el proceso de corte y desgaste de las herramientas, se instaló un sensor de potencia.

El equipo utilizado es UPC-E (Ethernet Universal Power Cell) y permite trabajar con frecuencias fijas y variables, disponiendo de una salida analógica y conexión Ethernet. Este equipo se puede instalar para controlar el consumo de potencia del motor que acciona el cabezal del torno y en el motor de avance.

Las características de dicho equipo se indican a continuación:

- Precisión: 0,5%
- Capacidad de escala: 4 HP – 125 HP
- Salidas: Ethernet 10 Base T. 10 Megabit. 0-10 voltios DC.
- Ajuste de la respuesta: 0,050 – 16 segundos.
- Frecuencia: 3 Hz – 1 KHz.
- Consumo de potencia: 6 VA – 120 Voltios.

En la Figura 2-10 se muestra dicho equipo y un detalle de la instalación y conexión a los motores del torno.

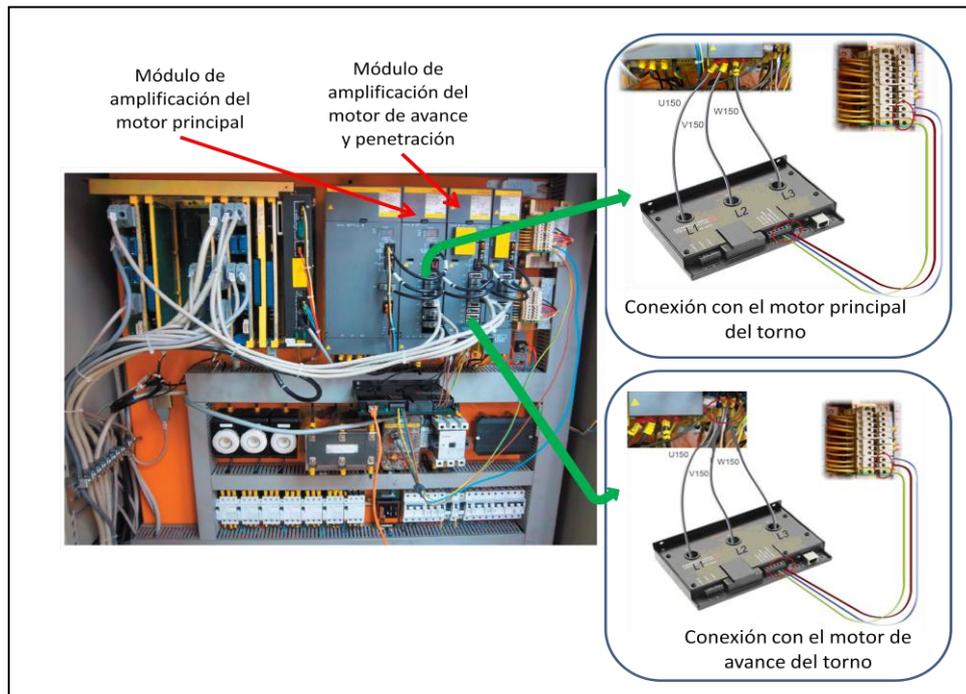


Figura 2-10: Conexión eléctrica del equipo de consumo de potencia con los motores del torno.

Una vez realizada la conexión eléctrica es necesario configurar el equipo y establecer la comunicación con un ordenador personal que tenga instalado un programa adecuado para la adquisición de datos. Se utilizó una aplicación, programada en Visual Basic, que permitió adquirir las señales en tiempo real.

2.2. ENSAYOS PRELIMINARES E HIPÓTESIS DE PARTIDA.

Como se ha indicado anteriormente, se han realizado una serie de ensayos, previos a abordar el trabajo de investigación, que han permitido establecer unas hipótesis de partida. Además, estos ensayos han permitido verificar el correcto funcionamiento de los equipos de control instalados y se ha comprobado que el procedimiento utilizado para la adquisición y tratamiento de datos es correcto. En los siguientes apartados se analiza el efecto de las condiciones de corte sobre las fuerzas y el acabado superficial de la pieza mecanizada. También se estudia el comportamiento de las tres componentes de la fuerza de corte con el desgaste de la herramienta y la posibilidad de utilizar un equipo de medida del consumo de potencia de los motores del torno para supervisar el estado de desgaste de la herramienta. En el último apartado se utiliza la técnica de simulación por elementos finitos para obtener información previa acerca del proceso de mecanizado del acero inoxidable austenítico.

2.2.1. INFLUENCIA DE LAS CONDICIONES DE CORTE EN LAS FUERZAS DE CORTE Y EN EL ACABADO SUPERFICIAL.

Se presentan a continuación los experimentos realizados con el objetivo de observar el efecto de los parámetros de corte en las fuerzas de corte y en el acabado superficial en el torneado de acero inoxidable austenítico. Además, estos ensayos nos permitirán conocer el rango de variación de los parámetros de corte que producen una variación significativa en las fuerzas de corte. El estudio se ha completado con el análisis de la rugosidad obtenida bajo las distintas condiciones de corte. Los resultados obtenidos en los experimentos se analizaron mediante técnicas estadísticas

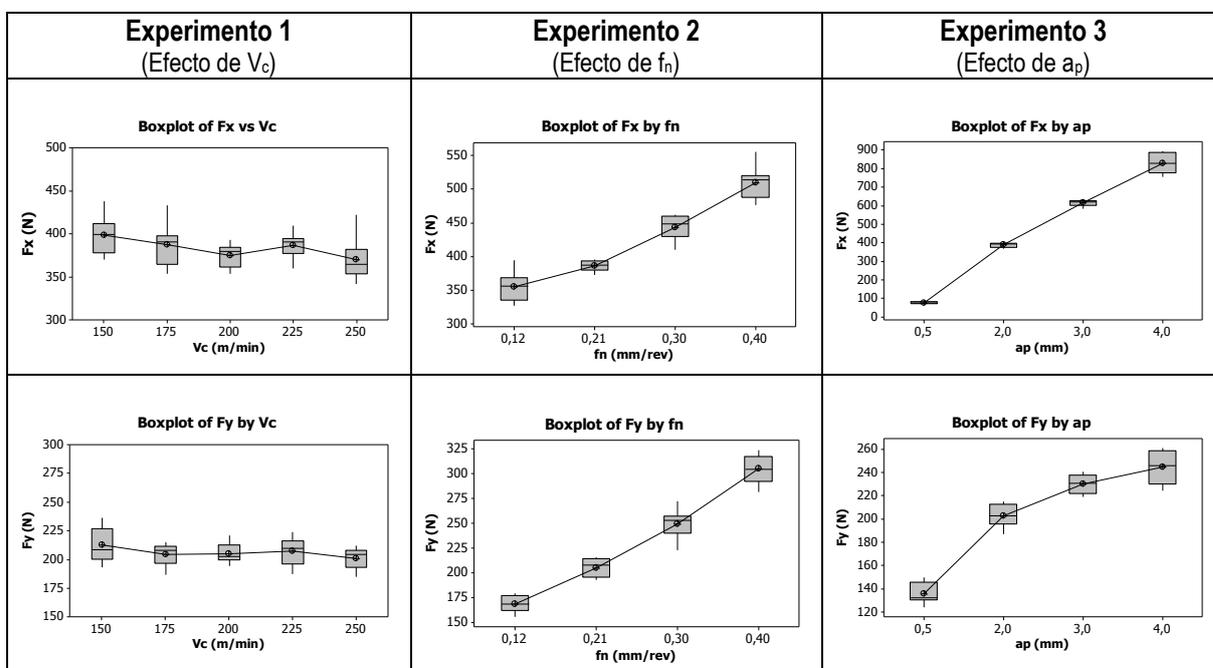
Se realizaron tres experimentos independientes para cada una de las variables de corte (V_c , f_n y a_p). Para cada variable se realizó un diseño de experimentos completamente al azar, un factor con 4 ó 5 tratamientos, siendo el número de réplicas para cada tratamiento 8. Cada prueba consistió en cilindrar barra de acero inoxidable austenítico, variando únicamente el parámetro que se pretende analizar (V_c , f_n ó a_p) y manteniendo constantes los otros dos parámetros. La longitud cilindrada fue de 30 mm que corresponde a distintos tiempos de mecanizado en función de las condiciones de corte. Durante la operación de cilindrado se registraron las tres componentes de la fuerza de corte y se midió la rugosidad de la superficie mecanizada. Los resultados se analizaron mediante análisis de varianza (ANOVA) y los diferentes tratamientos se compararon mediante el método Tukey utilizando el software estadístico MINITAB.

En la Tabla 2-3 se detalla el material, herramienta y condiciones que se han utilizado en los experimentos.

Material de ensayo: Designación AISI: 304L			
Herramienta: Plaquita: TNMG 160408-MM GC2025 (Sandvik) Material: Metal duro con recubrimiento ISO: M25 Portahtas: DTGNL 2020K16 (Sandvik)			
Instalación y Montaje: Sujeción: pinza - voladizo Longitud de voladizo: 75 mm Longitud de mecanizado: 30 mm			
Fluido de corte: x Sí □ No Tipo: Cimperial C60 Concentración: 7 %			
Condiciones de corte:			
	Experimento 1	Experimento 2	Experimento 3
V_c (m/min):	150 – 175 – 200 – 225 - 250	200	200
f_n (mm/rev):	0,2	0,12 - 0,21 - 0,3 - 0,4	0,2
a_p (mm):	2	2	0,5 – 1,5 – 2 – 3 - 4
Factores de control : Fuerzas de corte : F_x ; F_y ; F_z Rugosidad superficial: R_a ; R_t			

Tabla 2-3: Condiciones utilizadas en las pruebas experimentales.

A continuación se representan de forma gráfica los resultados para las tres componentes de la fuerza de corte obtenidos en los tres experimentos (Figura 2-11).



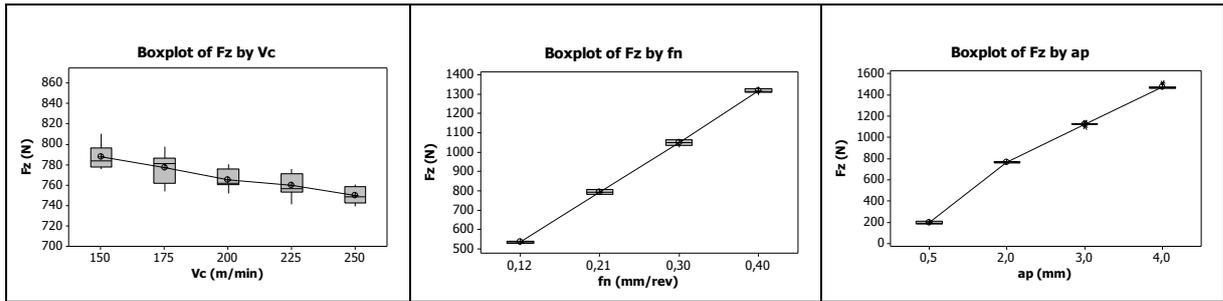


Figura 2-11: Gráfica de cajas correspondiente al efecto de las condiciones de corte en las tres componentes de la fuerza de corte.

A partir del análisis de varianza y de la comparación entre las medias de los tratamientos se extraen los siguientes resultados:

- Un aumento de V_c produce una disminución en la componente tangencial (F_z) de la fuerza de corte. Para que esta disminución sea significativa el incremento en la velocidad de corte ha de ser superior a 50 unidades.
- Un aumento de f_n produce un aumento significativo en las tres componentes de la fuerza de corte. La componente F_z es la que sufre mayor variación con un incremento del 472% respecto a la componente F_y que es la que experimenta menor variación. La componente F_x experimenta un incremento del 13% respecto a F_y .
- Un aumento de a_p también produce un aumento significativo en las tres componentes de la fuerza de corte. En este caso el incremento de la componente F_z respecto a F_y es de 1.067% y el incremento de la componente F_x es del 590%.

En la Figura 2-12 se muestran los resultados obtenidos para el acabado superficial.

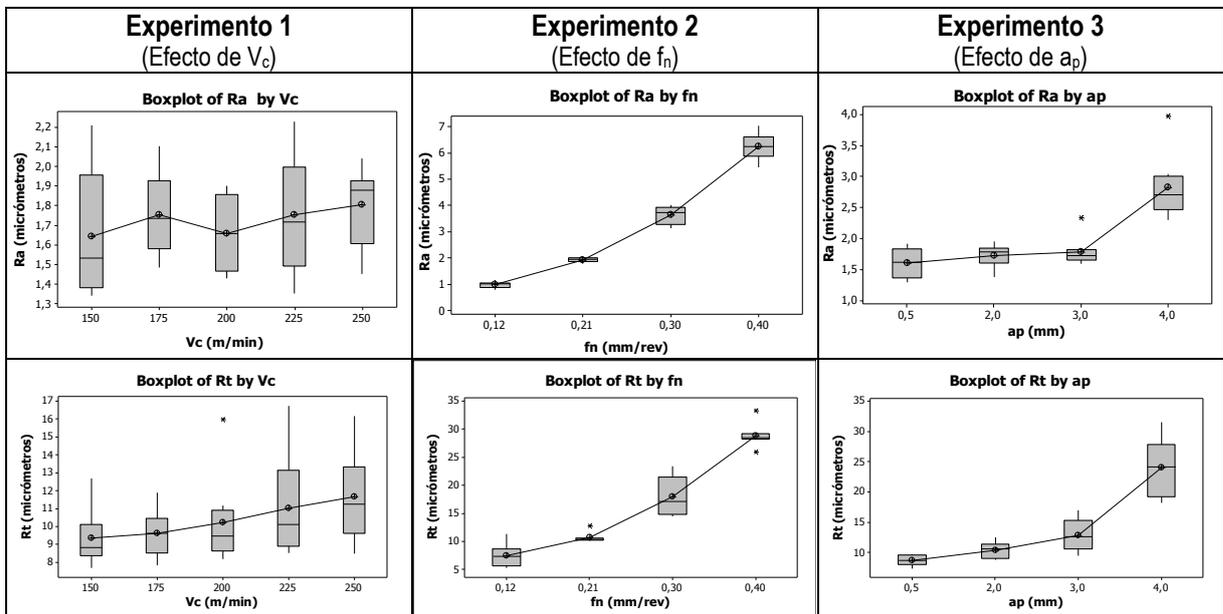


Figura 2-12: Gráfica de cajas correspondiente al efecto de las condiciones de corte en el acabado superficial.

Del análisis estadístico realizado sobre los resultados para el acabado superficial se extraen las siguientes conclusiones:

- Un aumento de V_c no produce efectos en el valor R_a y tiende a aumentar R_t pero no de forma significativa.
- Un aumento de f_n y a_p provoca un aumento en los parámetros de rugosidad R_a y R_t de forma significativa.

Se ha calculado el valor teórico de rugosidad según las expresiones:

$$R_a = \frac{f_n^2}{32 \cdot r_\epsilon} \quad (2-1)$$

y

$$R_t = \frac{f_n^2}{8 \cdot r_\epsilon} \quad (2-2)$$

y se han comparado con los valores medidos experimentalmente. Se puede ver que el parámetro R_a se ajusta al valor teórico, mientras que se obtienen diferencias para el parámetro R_t , ocasionadas por vibraciones e inestabilidad durante el mecanizado (Figura 2-13).

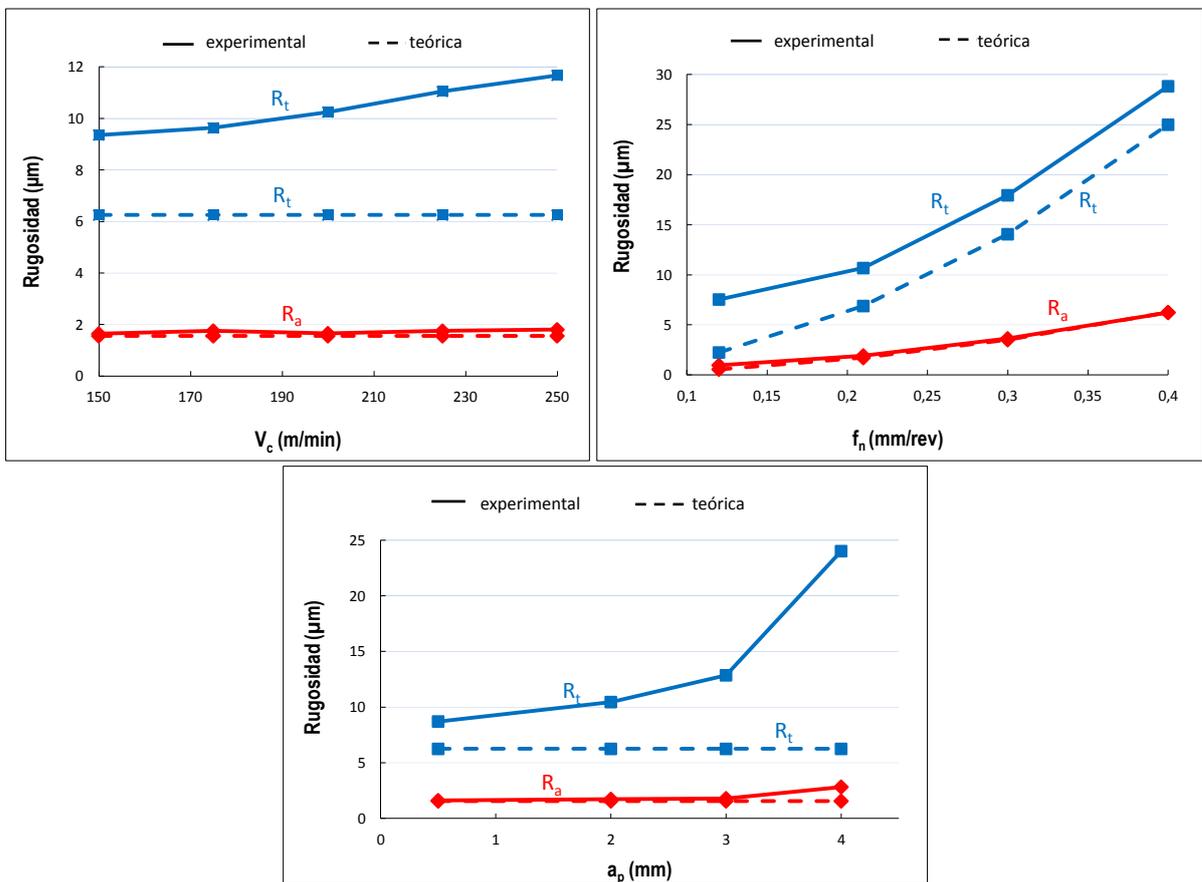


Figura 2-13: Valores teóricos y experimentales de rugosidad para distintos parámetros de corte.

A la vista de los resultados obtenidos en este apartado, se concluye que cuando se mecaniza con una herramienta nueva las fuerzas de corte tienen un comportamiento lineal con f_n y a_p , es decir, con la sección transversal de viruta indeformada. Para el rango de velocidades de corte ensayado, las componentes de avance y radial son relativamente independientes de la velocidad de corte y la componente tangencial tiende a disminuir. Esta componente es la que ha experimentado mayor variación con las condiciones de corte. Por otro lado, el parámetro de rugosidad R_a se aproxima

bastante bien al valor teórico de rugosidad calculado geoméricamente, sin embargo, el parámetro R_t se aleja del valor teórico, en mayor medida para los mayores valores de f_n y a_p .

2.2.2. INFLUENCIA DEL DESGASTE DE LA HERRAMIENTA EN LAS FUERZAS DE CORTE.

Se han realizado una serie de ensayos con el objeto de estudiar la variación de las tres componentes de la fuerza de corte producida por el desgaste de la herramienta. Para ello se han realizado experimentos con tres aceros distintos: AISI 303, AISI 304L con alto contenido en nitrógeno y AISI 304L con bajo contenido en nitrógeno. Cada material se cilindró a diferentes velocidades de corte tanto con un filo nuevo como con un filo caracterizado por un determinado nivel de desgaste. El avance y la profundidad de corte se mantuvieron constantes, siendo sus valores 0,27 mm/rev y 2 mm, respectivamente. Para cada estado de herramienta (nueva o desgastada), se realizaron consecutivamente cuatro operaciones de cilindrado y se registraron las fuerzas de corte. Se calculó el valor medio para cada una de las componentes de la fuerza de corte y se procedió a su análisis y comparación para ambos estados de la herramienta.

De este modo, se realizaron los siguientes experimentos:

E1: AISI 303						
Diseño factorial 2 x 4 (cuatro repeticiones para cada combinación)						
Factores	Nº de niveles	Nivel 1	Nivel 2	Nivel 3	Nivel 4	
Filo	2	nueva	gastada			
V_c (m/min)	4	150	175	225	250	
E2: AISI 304L con alto %N						
Diseño factorial 2 x 5 (cuatro repeticiones para cada combinación)						
Factores	Nº de niveles	Nivel 1	Nivel 2	Nivel 3	Nivel 4	Nivel 5
Filo	2	nueva	gastada			
V_c (m/min)	5	150	175	200	225	250
E3: AISI 304L con bajo %N						
Diseño factorial 2 x 4 (cuatro repeticiones para cada combinación)						
Factores	Nº de niveles	Nivel 1	Nivel 2	Nivel 3	Nivel 4	
Filo	2	nueva	gastada			
V_c (m/min)	4	200	225	250	300	

Tabla 2-4: Diseño de experimentos realizados para los distintos materiales.

Los resultados obtenidos para las fuerzas de corte se representan gráficamente a continuación.

E1: AISI 303

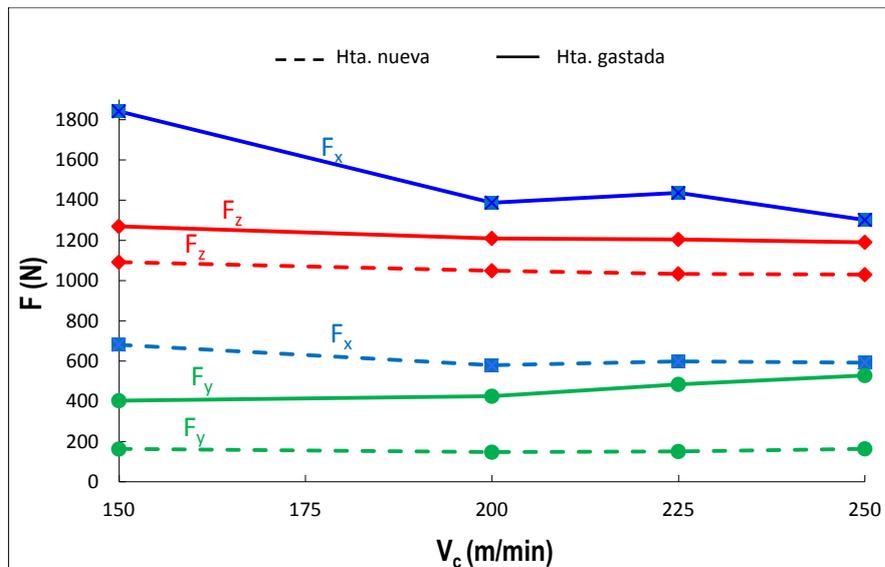


Figura 2-14: Efecto del desgaste de la herramienta en las componentes de la fuerza de corte (E1: AISI 303).

El desgaste que presenta la herramienta, para todas las velocidades de corte ensayadas, se caracteriza por una acusada deformación del filo. Se observa que la componente F_x experimenta un acusado incremento cuando se usa la herramienta desgastada llegando a superar el valor de la componente principal de corte (F_z). El incremento medio para la componente F_x es de 880 N, seguido de la componente F_y con un incremento medio de 300 N y por F_z con un incremento medio de 165 N.

E2: AISI 304L con alto %N

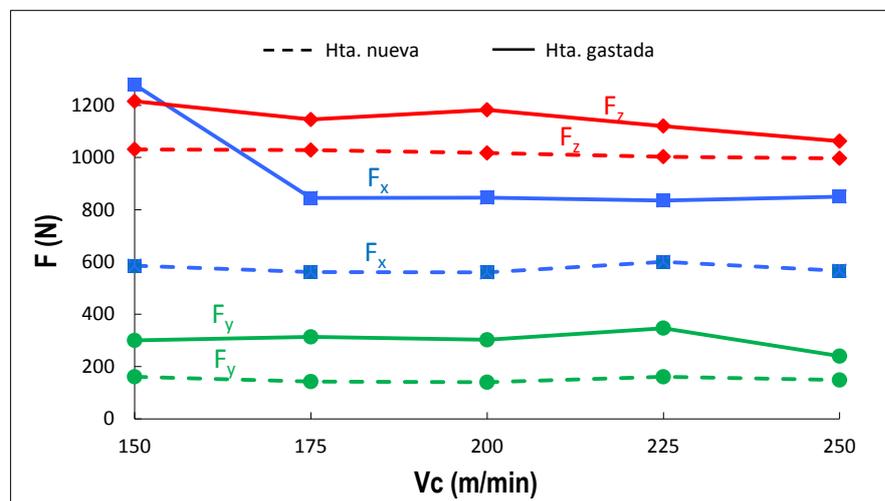


Figura 2-15: Efecto del desgaste de la herramienta en las componentes de la fuerza de corte (E2: AISI 304L con alto %N).

Al igual que en el caso anterior, se observó un incremento más acusado en la componente F_x (Figura 2-15) y a la velocidad de 150 m/min sobrepasa a la componente principal de corte F_z . En este caso las herramientas presentaron un desgaste en incidencia en forma de V, con un poco de material aportado. El aumento medio para la componente F_x es de 355 N, para F_y es de 150 N, y la componente F_z experimentó un incremento medio de 130 N.

E3: AISI 304L con bajo %N

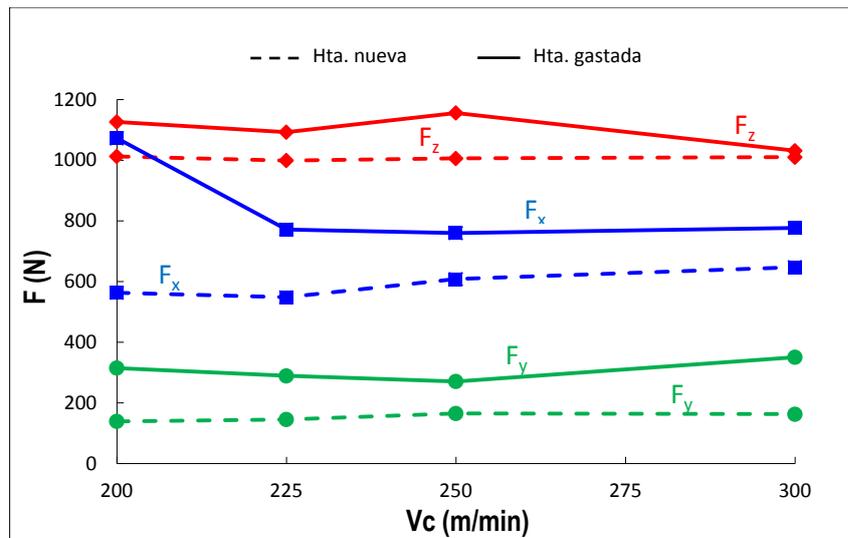


Figura 2-16: Efecto del desgaste de la herramienta en las componentes de la fuerza de corte (E3: AISI 304L con bajo %N).

En este caso las herramientas presentaron desgaste en incidencia y en cráter. Al igual que ocurrió en los ensayos anteriores, la mayor variación se observó en la componente F_x (incremento medio de 250 N), seguida de F_y (incremento medio de 150 N) y por último F_z (incremento medio de 95 N).

De los resultados anteriores se pueden extraer las siguientes conclusiones:

- Las componentes de avance y radial de las fuerzas de corte son más sensibles al desgaste progresivo de la herramienta que la componente tangencial.
- La componente de avance, F_x , es la que experimenta mayor variación con el desgaste, seguido de la componente radial, F_y , y por último la componente tangencial, F_z .
- La deformación del filo produce incrementos acusados en las fuerzas de corte, afectando en mayor medida a la componente F_x .

Para poder utilizar las fuerzas de corte como señal de monitorización del desgaste de la herramienta es esencial que las componentes de las fuerzas de corte sean sensibles al desgaste de la herramienta e insensibles a las variaciones con las condiciones de corte. Por tanto, de acuerdo con los resultados obtenidos, las componentes de avance, F_x y radial, F_y , serán las más adecuadas para evaluar el desgaste de la herramienta y la componente tangencial, F_z , servirá para eliminar la influencia de los cambios en las fuerzas introducidos por variaciones en las condiciones de corte. A las relaciones entre estas tres componentes se les ha denominado "ratio force" y han sido utilizadas por varios investigadores (Oraby, y otros, 2004).

2.2.3. CONTROL DEL DESGASTE DE LA HERRAMIENTA MEDIANTE EL CONSUMO DE LA POTENCIA ELÉCTRICA DE LOS MOTORES DEL TORNO.

A continuación se presenta una metodología basada en la medida de la potencia eléctrica consumida por los motores del torno, que permite realizar la supervisión del estado de la herramienta de corte. Los resultados de los ensayos realizados pusieron de manifiesto la posibilidad de evaluar en tiempo real el

estado de la herramienta a través de las medidas realizadas en el motor de avance de la máquina herramienta.

El uso de platos dinamométricos para la monitorización del proceso de corte plantea una serie de inconvenientes, como son su elevado coste, son susceptibles de sufrir daños durante el proceso de corte al estar instalados dentro de la zona de trabajo o el excesivo espacio que ocupan en dicha zona. Dicho espacio es importante cuando se tornean piezas de pequeño tamaño, ya que la accesibilidad a las zonas de corte es reducida y el hecho de no contactar con otras zonas de la pieza es una tarea complicada. Este aspecto es especialmente importante en los tornos para aplicaciones de decoletaje, donde el espacio es escaso y por tanto es necesario que los sensores no invadan la zona de trabajo.

Para evitar estos inconvenientes se estudió la posibilidad de usar como sistema de monitorización un equipo de control del consumo de potencia de los motores de la máquina herramienta. A partir de los valores de potencia eléctrica se pueden establecer expresiones que nos permitan deducir las fuerzas de corte, en lugar de medirlas directamente mediante el dinamómetro. Estos equipos además de ser económicos, se instalan fácilmente en la máquina, no son invasivos y pueden funcionar en proceso.

En este apartado se describen los trabajos realizados con el equipo de medida del consumo de potencia eléctrica que se ha descrito en el apartado 1.2. Dicho equipo se puede instalar de forma que mida la potencia eléctrica consumida por el motor del cabezal del torno o para que mida la potencia consumida por el motor de avance. Cuando el objetivo es controlar el estado de desgaste de la herramienta, es más adecuado controlar la potencia consumida por el motor de avance, puesto que en el apartado anterior se ha demostrado que el desgaste de la herramienta influye de forma más notoria en la fuerza de avance que en las fuerzas de corte y radial.

Los ensayos realizados con este equipo consistieron en pruebas de cilindrado con herramientas que presentaban distintos niveles de desgaste. En concreto se utilizó una herramienta nueva, una segunda herramienta con un nivel medio de desgaste (0,2 mm de desgaste en incidencia) y una tercera herramienta con un severo desgaste (0,5 mm de desgaste en incidencia). Se realizó una operación de cilindrado con cada una de estas herramientas y se midió el consumo de potencia del motor principal y del motor de avance del torno durante dicha operación. Durante el transcurso del mecanizado y mediante una aplicación desarrollada para tal fin, se obtuvo la señal que proporciona el sensor. Además, se registraron las fuerzas de corte mediante el equipo dinamométrico para estimar la potencia consumida a partir de los valores de fuerza experimental.

Todas las operaciones de cilindrado se realizaron manteniendo constantes las condiciones de corte, ($V_c=250$ m/min; $f_r=0,2$ mm/rev; $a_p=1$ mm). Para mantener constante la velocidad de corte es necesario que la velocidad de los motores aumente conforme disminuye el diámetro de la pieza, por tanto, la potencia aumenta en cada pasada por causas ajenas al desgaste de la herramienta. Para evitar este problema, y considerar únicamente el aumento de la potencia ocasionada por el desgaste de la herramienta, se realizaron una serie de ensayos en vacío, que consistieron en realizar las mismas operaciones pero sin llevar a cabo ningún mecanizado, es decir, sin colocar ninguna barra en el torno. En estas condiciones se determinó la potencia consumida por el torno a cada rango de revoluciones del cabezal, denominada potencia de vacío, y este valor se restó de la potencia obtenida durante el corte.

En la Figura 2-17 (a y b) se muestra un ejemplo de las señales obtenidas durante las pruebas de cilindrado con distintos desgastes de herramienta, correspondientes a la potencia del motor principal y de avance.

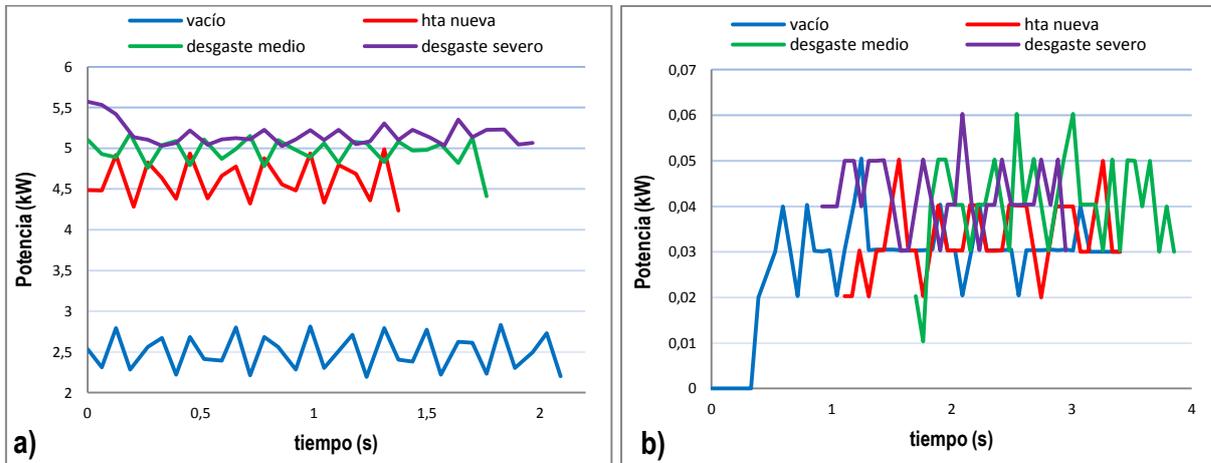


Figura 2-17: Potencia consumida por los motores del torno. a) Motor del cabezal principal. b) Motor de avance. ($V_c=250$ m/min; $n= 4.973$ r.p.m.; $f_r=0,2$ mm/rev; $a_p=1$ mm).

Para cada curva, correspondiente a los distintos estados de herramienta y al consumo en vacío, se calculó el valor medio de la potencia consumida y los resultados se han representado gráficamente.

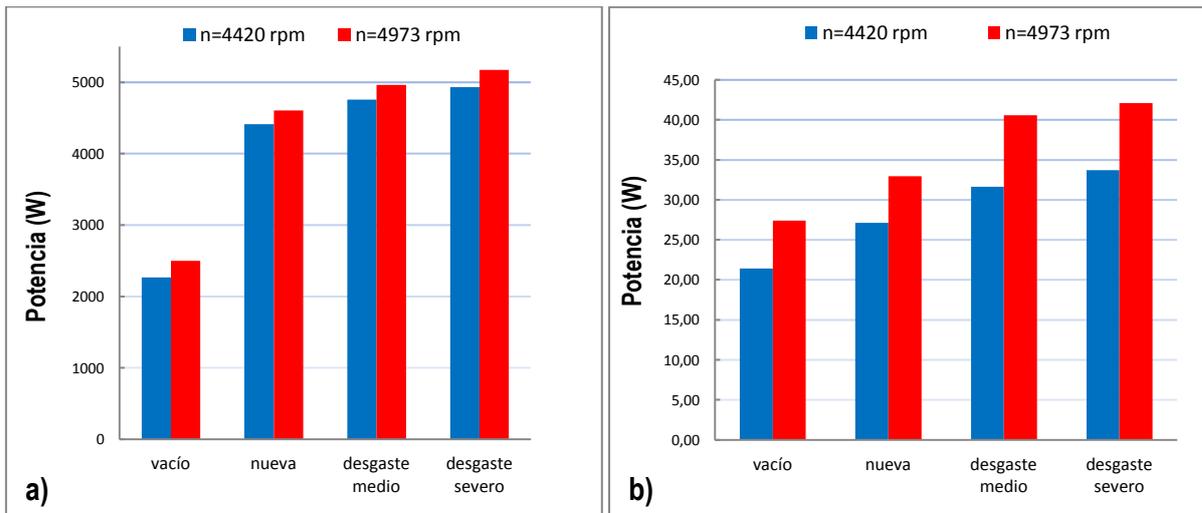


Figura 2-18: Potencia media consumida. ($V_c=250$ m/min; $f_r=0,2$ mm/rev; $a_p=1$ mm). a) Motor del cabezal del torno. b) Motor de avance del torno.

Se observa un aumento del consumo de potencia para ambos motores con el desgaste de la herramienta. Los resultados indicaron que el consumo de potencia del motor de avance aumenta un promedio del 20% cuando pasa de mecanizar con herramienta nueva a la herramienta con desgaste medio y un 26% cuando se mecaniza con la herramienta con desgaste severo. Los incrementos para el motor principal de corte fueron del 7% y del 11% respectivamente. Se comprueba que el motor de avance experimenta un incremento mayor en el consumo de potencia para un determinado desgaste de herramienta y por tanto será más adecuado controlar las variaciones de potencia ocasionadas en el motor de avance para evaluar el desgaste de la herramienta.

Se puede comprobar que la potencia consumida por el motor del cabezal del torno es muy superior a la potencia consumida por el motor de avance, lo que justifica el hecho de que en los cálculos teóricos de consumo de potencia de la máquina únicamente se considere dicha potencia, despreciando la potencia de avance.

Se ha realizado un cálculo de la potencia consumida a partir de las fuerzas de corte obtenidas experimentalmente durante los ensayos de cilindrado. La potencia consumida por el motor principal del torno (P_t) está relacionada con la fuerza principal de corte (F_t) y la potencia consumida por el motor de avance (P_f) está relacionada con la fuerza de avance (F_f), según las siguientes expresiones:

$$P_t = P_{t0} + P_{t_{mecanizado}} = P_{t0} + \frac{F_t \cdot V_c}{60} \quad (2-3)$$

$$P_f = P_{f0} + P_{f_{mecanizado}} = P_{f0} + \frac{F_f \cdot f_n \cdot n}{60.000} \quad (2-4)$$

Siendo:

P_{t0} y P_{f0} : potencia de vacío consumida por el motor principal y el motor de avance respectivamente, en vatios.

n : revoluciones por minuto del motor.

F_t y F_f : componentes principal y de avance de la fuerza de corte que se obtienen experimentalmente durante los ensayos, en newton.

V_c : velocidad de corte durante la operación (m/min).

f_n : avance de la herramienta (mm/rev).

En la Figura 2-19 se muestra la comparación entre los valores de potencia calculados según las expresiones (2-3) y (2-4) y los valores de potencia medidos experimentalmente para ambos motores.

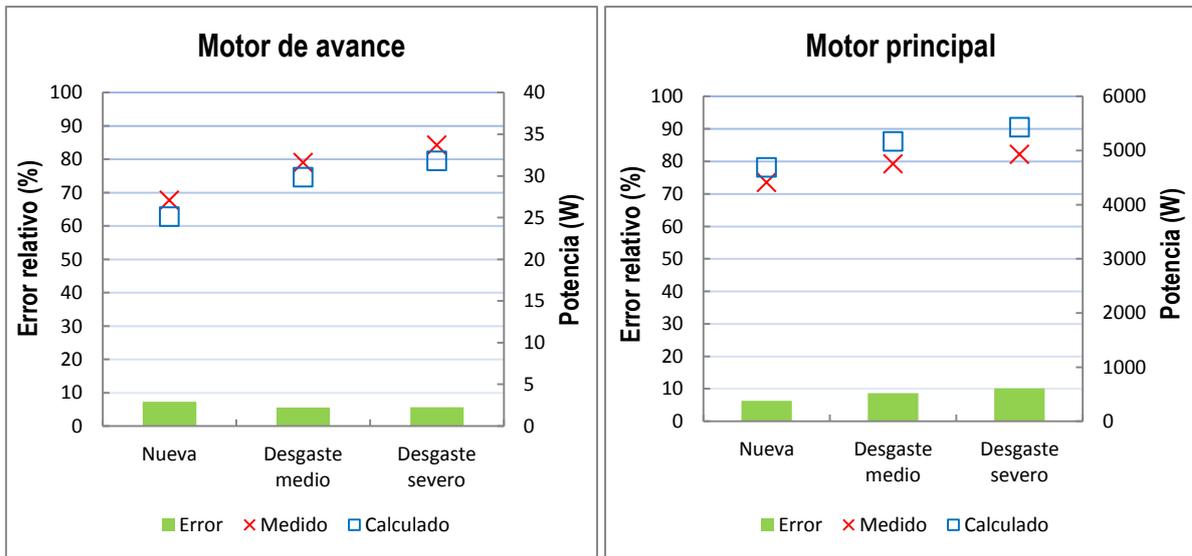


Figura 2-19: Comparación entre valores medidos y calculados de la potencia consumida por los motores del torno ($n=4.420$ r.p.m.; $V_c= 250$ m/min; $f_n= 0,2$ mm/rev; $a_p=1$ mm).

Se puede observar que los errores relativos obtenidos son inferiores al 10% para ambos motores. Este error supone una desviación en torno a 3 W para el consumo del motor de avance y en torno a 700 W en el consumo del motor principal. Sería necesario realizar un estudio más profundo para reducir estos

errores de modo que se pueda determinar con elevada precisión la fuerza de avance y la fuerza principal de corte de forma indirecta a partir de las medidas de potencia del motor de avance y del motor principal respectivamente.

La Figura 2-20 corresponde al consumo de potencia del motor de avance cuando se mecaniza con dos herramientas que sufren una rotura inesperada. Se puede observar que en el instante de la rotura el consumo de potencia aumenta entre 5 y 6 veces su valor.

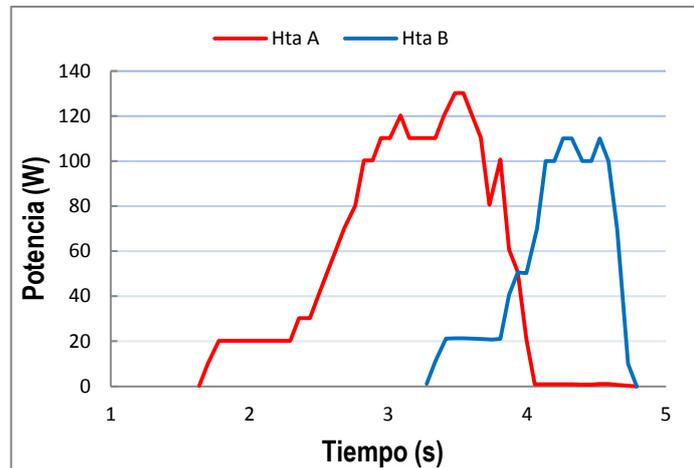


Figura 2-20: Variación del consumo de potencia eléctrica del motor de avance cuando se produce rotura de herramienta.

Estos resultados muestran la posibilidad de evaluar en tiempo real el estado de la herramienta mediante el control del consumo de la potencia eléctrica del motor de avance del torno.

2.2.4. DEFINICIÓN DE LA VENTANA DE PARÁMETROS ÓPTIMOS PARA EL TORNEADO DEL ACERO INOXIDABLE AUSTENÍTICO MEDIANTE SIMULACIÓN.

El uso de la simulación del proceso de corte permite realizar un diseño de experimentos virtual, del que se puede extraer información a priori sobre la viabilidad del uso de una determinada geometría o material de herramienta y sobre las fuerzas o temperaturas en los filos. En la actualidad se recurre al método de elementos finitos para el cálculo de los campos tensionales y térmicos y para analizar las zonas de cizalladura primaria, secundaria y terciaria que aparecen en el material cuando es mecanizado con diferentes geometrías de herramienta. También es de gran interés el estudio del calentamiento de la herramienta durante el mecanizado, del que se pueden deducir consecuencias importantes para la determinación de la vida de la herramienta, pues la degradación de la herramienta depende en gran medida de su calentamiento. La capacidad de modelar el proceso de corte sin necesidad de realizar ensayos experimentales es de gran valor, puesto que se reduce el tiempo y los costos del proceso.

En este ámbito, se realizaron una serie de simulaciones que se exponen a continuación y que se han ordenado en etapas. El objetivo de las simulaciones ha sido analizar cómo influyen algunos parámetros del proceso (V_c , f_n y a_p) en las fuerzas de corte, en la temperatura de la intercara viruta-herramienta, en las tensiones generadas y en la geometría y rotura de la viruta.

Las simulaciones se han realizado con el software de Elementos Finitos ThirdWave AdvantEdge™ desarrollado por ThirdWave System para la aplicación específica de mecanizado, que integra técnicas numéricas de elementos finitos y modelado de material. Permite realizar simulaciones del proceso de corte en 2D y 3D, utilizando formulación Lagrangiana con remallado. Este software posee una ventaja esencial frente a otros, como Abaqus™ o Deform™, y es que su preprocesador y postprocesador están especialmente adaptados al arranque de viruta. El preprocesador está desarrollado en el lenguaje del mecanizado, no en el de la técnica de elementos finitos o viscoplasticidad. Así, se pide al usuario los datos de herramienta (geometría y composición), condiciones de corte (velocidad, profundidad, avance) y material a mecanizar. Además tiene una base de datos de materiales ya caracterizados en cuanto a su ecuación constitutiva. Por otra parte, el postprocesador incorpora funciones útiles para el análisis térmico y de las fuerzas de corte. El inconveniente de este software es la reducida posibilidad de realizar modificaciones y acceder al control por parte del usuario.

Varios autores han utilizado dicho software y han comprobado que los resultados predichos y los obtenidos experimentalmente son próximos cuando se mecaniza acero inoxidable austenítico. (Maranhao, y otros, 2010).

El software dispone de las ecuaciones constitutivas de varios aceros inoxidable de la serie 300 (AISI 304, 304L, 309, 316 y 316L). Como no incluye un modelo para el acero AISI 303, que es el acero que aquí se estudia, se realizan unos primeros ensayos cuyo objetivo es verificar que la ecuación constitutiva del acero AISI 304 también es válida para el acero AISI 303, puesto que este acero es equivalente al 304 pero con adición de azufre.

Etapa 1: Para responder a esta cuestión se han realizado unos ensayos de validación comparando la componente tangencial de la fuerza de corte obtenida experimentalmente con la obtenida de la simulación mediante Third Wave AdvantEdge. Los ensayos consistieron en realizar una serie de operaciones de cilindrado que cubren un amplio rango de condiciones de corte, según se muestra en la Tabla 2-5. Si el modelo resulta validado, podrá utilizarse para analizar el comportamiento del acero AISI 303 cuando es mecanizado bajo distintas condiciones de corte.

Nº de ensayo	V_c (m/min)	f_n (mm/rev)	a_p (mm)
1	450	0,1	1
2	450	0,2	1
3	450	0,1	2
4	450	0,2	2
5	600	0,15	1,5
6	750	0,1	1
7	750	0,2	1
8	750	0,1	2
9	750	0,2	2

Tabla 2-5: Condiciones de corte utilizada en los ensayos de validación.

Las simulaciones se han realizado con el módulo de corte ortogonal descrito en la Figura 2-21 donde se representa la pieza y la herramienta moviéndose con velocidad V .

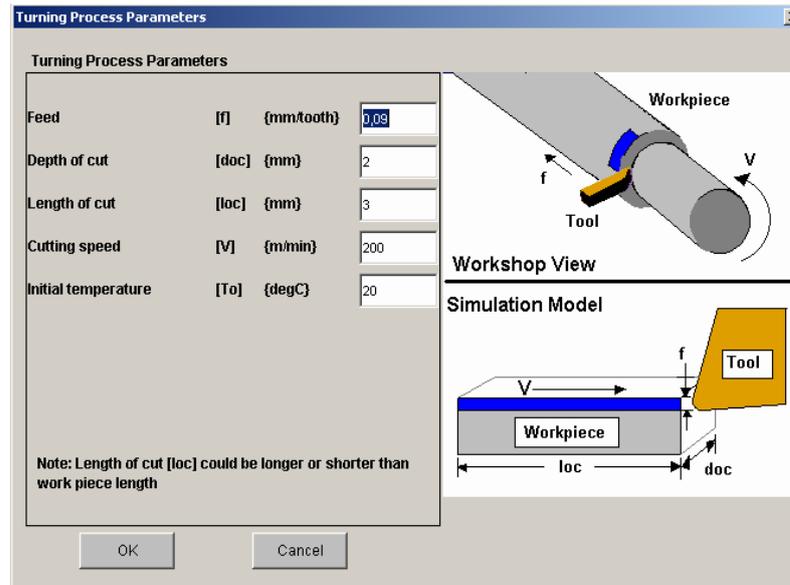


Figura 2-21: Esquema del torneado ortogonal. (Third Wave Systems)

Para modelar el comportamiento termo-visco-plástico del material de trabajo, el software usa una ecuación constitutiva modificada de la ley de Johnson-Cook, que considera el endurecimiento por deformación del material, la velocidad de deformación y el ablandamiento térmico, según las expresiones:

(2-5)

$$\left(1 + \frac{\varepsilon^p}{\varepsilon_0^p}\right) = \left(\frac{\bar{\sigma}}{g(\varepsilon^p)}\right)^{m_1} \quad \text{si } \varepsilon^p \leq \varepsilon_t^p$$

$$\left(1 + \frac{\varepsilon^p}{\varepsilon_0^p}\right) \left(1 + \frac{\varepsilon_t^p}{\varepsilon_0^p}\right)^{m_2/m_1} = \left(\frac{\bar{\sigma}}{g(\varepsilon^p)}\right)^{m_2} \quad \text{si } \varepsilon^p > \varepsilon_t^p$$

$$g = \sigma_0 \cdot \varphi(T) \cdot \left(1 + \frac{\varepsilon^p}{\varepsilon_0^p}\right)^{1/n}$$

donde:

- $\bar{\sigma}$: tensión efectiva (tensión de Von Mises).
- g : tensión de fluencia.
- ε^p : deformación plástica.
- ε_0^p : velocidad de deformación plástica de referencia.
- m_1 y m_2 : exponentes relativos a la sensibilidad a la baja y alta velocidad de deformación respectivamente.
- ε_t : velocidad de deformación umbral que separa los dos regímenes.
- n : exponente que introduce el efecto de endurecimiento por deformación.
- T : temperatura ambiente.
- σ_0 : tensión de fluencia inicial a la temperatura de referencia T_0 .
- $\varphi(T)$: factor de ablandamiento térmico en el rango de 0 a 1.

Los parámetros de entrada que se han introducido para realizar la simulación de la operación de torneado se resumen en la Tabla 2-6.

Pieza	
Longitud de pieza:	5.0 mm
Altura de pieza:	2.0 mm
Material de pieza:	AISI 304
Dureza:	169 HB
Herramienta	
Radio del filo (mm):	0.02
Ángulo de desprendimiento:	-6°
Ángulo de incidencia:	6°
Material de hta.:	Carburo- Grado M
Material del recubrimiento (3 capas):	TiC: 0.03 mm Al ₂ O ₃ : 0.02 mm TiN: 0.02 mm
Proceso	
Avance:	0.1 – 0.15- 0.2 mm/rev
Profundidad de corte:	1 – 1.5 – 2 mm
Longitud de corte:	5.4 mm
Velocidad de corte:	450 – 600 – 750 m/min
Temperatura inicial:	20° C
Rozamiento:	Por defecto
Refrigerante:	No
Simulación	
Modo estandar	
Rotura de viruta	

Tabla 2-6: Parámetros de entrada para la simulación mediante Third Wave

En la Figura 2-22 se muestran los resultados obtenidos. Se puede ver que se han obtenido valores similares, con un 10% de promedio en la desviación entre ambos resultados. Las fuerzas experimentales son superiores a las obtenidas mediante simulación en las pruebas realizadas con velocidad de avance $f_n = 0,1$ mm/rev e inferiores cuando $f_n = 0,2$ mm/rev. También se observa que se reproduce la tendencia de las fuerzas con los cambios en las condiciones de corte.

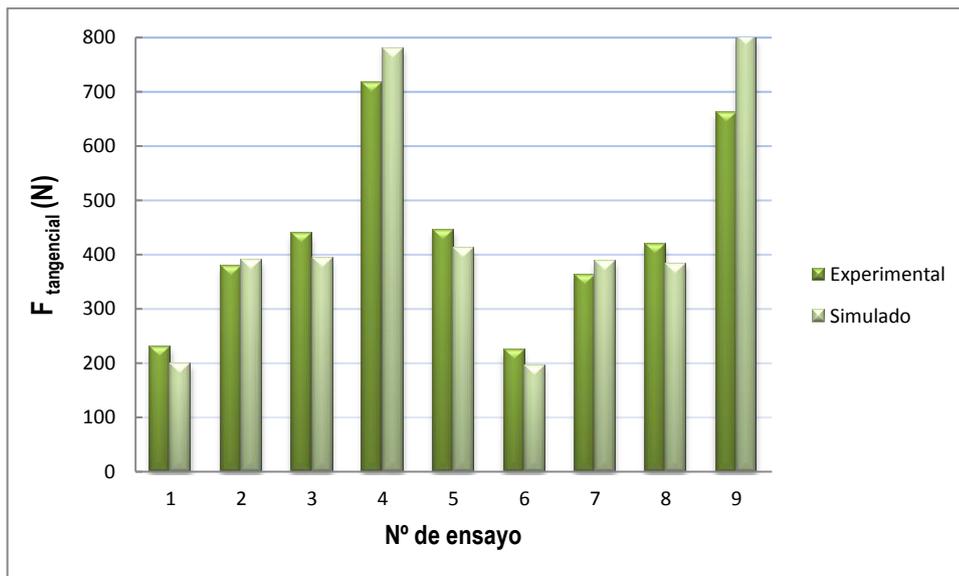


Figura 2-22: Comparación entre la fuerza tangencial simulada y medida en un amplio rango de condiciones de corte.

Una vez que el modelo ha sido validado, se puede utilizar para obtener una primera aproximación de los efectos que los parámetros de corte tienen sobre determinadas variables termomecánicas, como

temperatura, tensiones y deformaciones, que difícilmente podrían ser determinadas a través de ensayos experimentales. Estos aspectos son la base de partida para la optimización de cualquier operación de mecanizado ya que permite una mayor comprensión y dominio del proceso, ayudando en la selección de condiciones de corte y geometrías de herramienta.

Etapla 2: A continuación se han realizado una serie de simulaciones para analizar la influencia de la velocidad de corte en las fuerzas de corte, en el ángulo de cizalladura, en la temperatura alcanzada en la intercara viruta-herramienta, en la velocidad de deformación plástica y en la formación de viruta. Para ello, se ensayaron un amplio rango de velocidades de corte (37-75-150-300-450-600-750-845-870 m/min) para avances de 0,1 y 0,2 mm/rev.

Los resultados obtenidos para las fuerzas de corte se representan en la Figura 2-23 (a). Se observa que se produce una disminución de las fuerzas cuando aumenta V_c , siendo este comportamiento más acusado para el mayor avance (que equivale a la mayor carga de viruta).

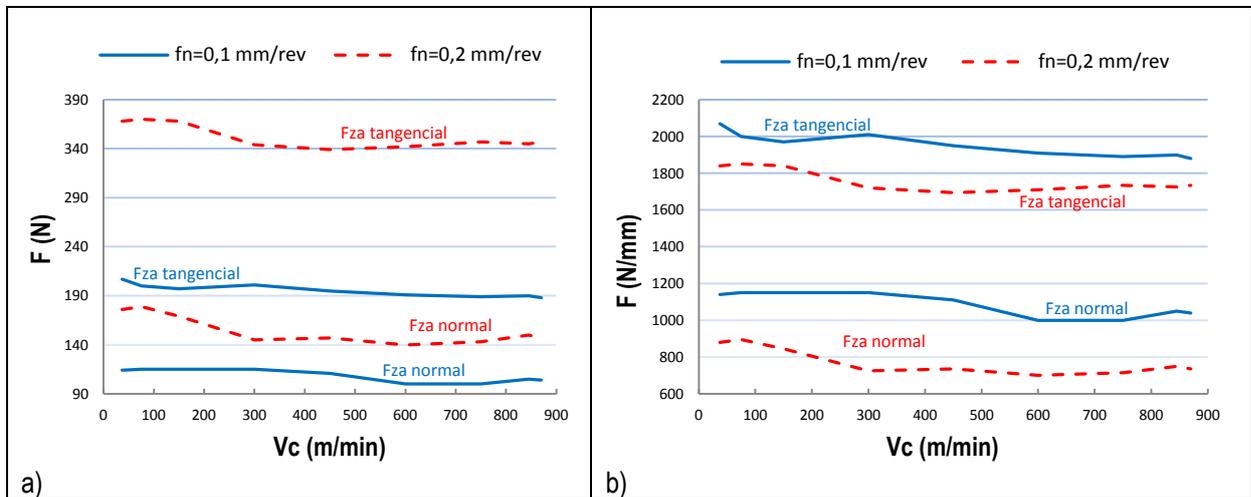


Figura 2-23: a) Evolución de las fuerzas de corte con V_c . b) Evolución de las fuerzas de corte normalizadas con V_c .

En la Figura 2-23 (b) se muestra la fuerza de corte normalizada con relación a la carga de viruta. Se puede ver que la fuerza de corte específica es mayor para la menor carga de viruta, es decir, el proceso de arranque de material es más caro energéticamente cuando disminuye la carga de viruta.

Se ha medido el ángulo de cizalladura para ambas velocidades de avance o cargas de viruta y se ha observado un aumento de dicho ángulo con V_c (Figura 2-24). Este incremento del ángulo hace que aumente la relación de corte (h/h_c) y como consecuencia las fuerzas de corte y la deformación disminuyen.

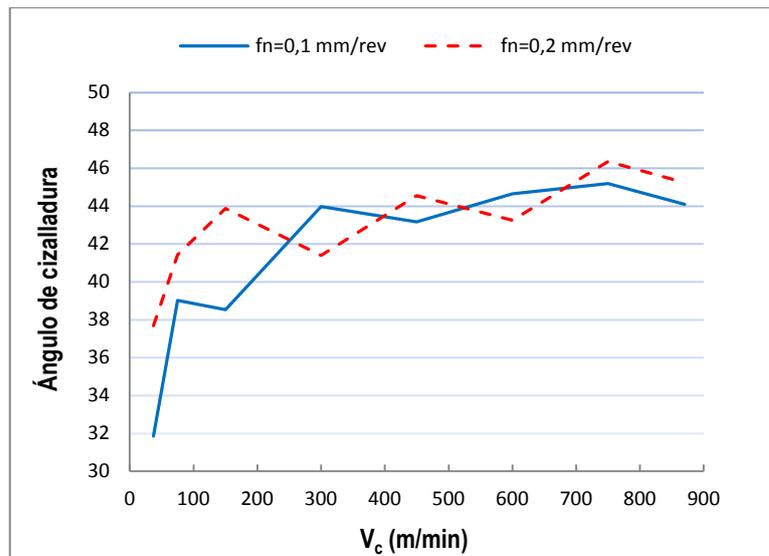


Figura 2-24: Variación del ángulo de cizalladura con la velocidad de corte.

En la Figura 2-25 se indican las temperaturas alcanzadas en la superficie de desprendimiento y de incidencia de la herramienta para las distintas velocidades de corte. El punto cero del eje horizontal corresponde a la unión entre la cara de desprendimiento y la cara de incidencia de la herramienta. La zona de la herramienta donde se alcanzan las temperaturas más elevadas está situada a una determinada distancia del filo, en la superficie de desprendimiento de la herramienta, y a continuación se produce una brusca disminución. Esta disminución es más acusada para las mayores velocidades de corte.

Es importante predecir la temperatura y la distribución que se alcanza durante el corte para poder determinar la velocidad que nos permite alcanzar la máxima tasa de arranque de material sin un desgaste excesivo en la herramienta. Los componentes de la herramienta pueden verse sometidos a un proceso de difusión si se alcanza la temperatura límite de la herramienta. En las gráficas, puede observarse un aumento sustancial de la temperatura con la velocidad de corte, alcanzándose temperaturas superiores a 800 °C para las velocidades de corte superiores a 450 m/min. Teniendo en cuenta que el metal duro no soporta temperaturas superiores a 800°C, no es conveniente mecanizar a velocidades superiores a este valor cuando se trabaja con herramientas de metal duro sin recubrimiento. Sin embargo, cuando la herramienta de corte tiene un recubrimiento que trabaja como barrera térmica, como es el óxido de aluminio, es posible mecanizar a temperaturas superiores.

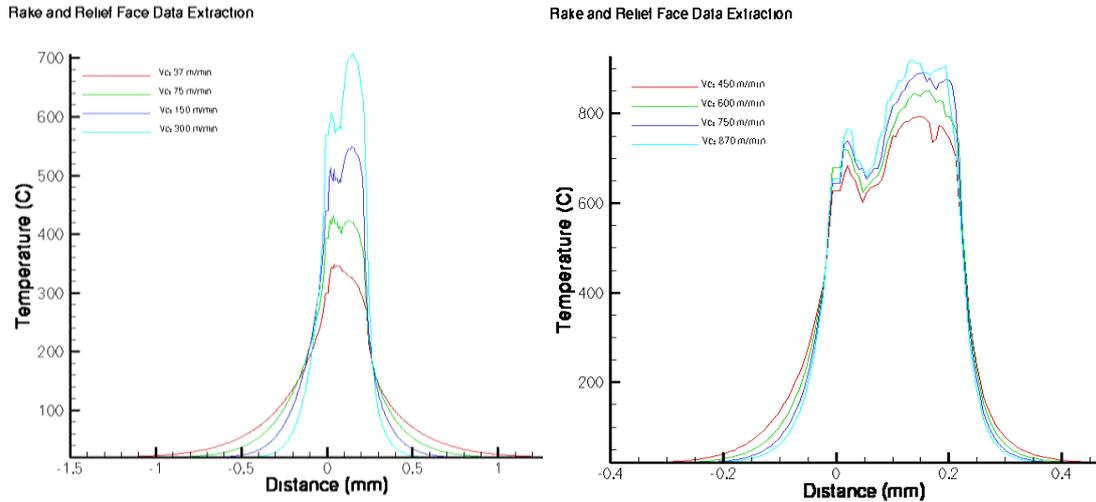


Figura 2-25: Efecto de la velocidad de corte en la temperatura de la herramienta.

La energía calorífica que se genera por unidad de volumen y la temperatura en la intercara viruta-herramienta aumenta con el incremento de la velocidad de corte, como puede verse en la Figura 2-26 y Figura 2-27. Dicho incremento es más severo a partir de la velocidad de corte de 450 m/min. En el proceso de deformación plástica que tiene lugar durante el corte, un elevado conjunto de energía es transformado en calor. Si la velocidad de deformación es alta, o el material tiene poca conductividad térmica, entonces no hay tiempo suficiente para disipar dicho calor a los alrededores del material y por tanto se produce un aumento de la temperatura. Este aumento de la temperatura provoca un ablandamiento térmico del material, induciendo una disminución en las fuerzas de corte y en la energía del proceso de deformación.

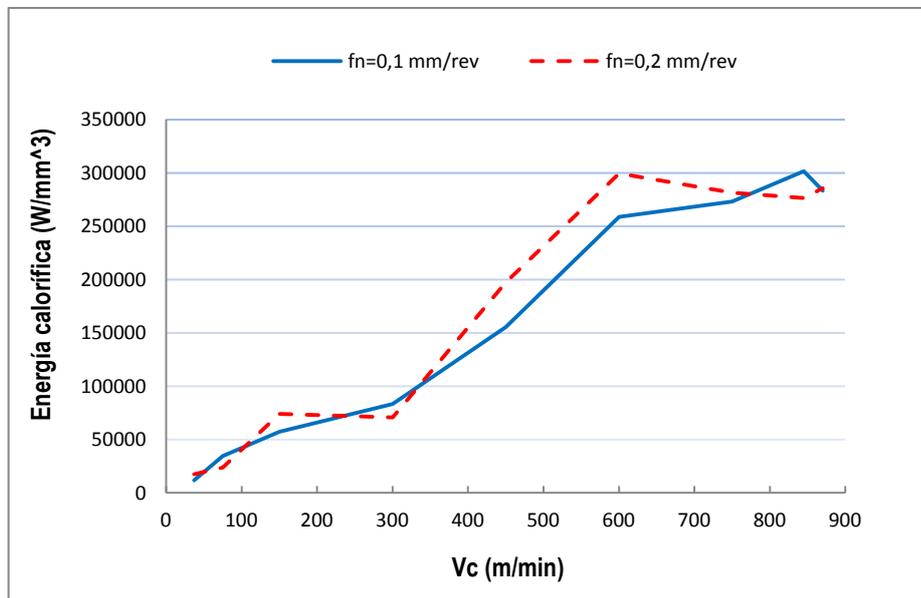


Figura 2-26: Energía calorífica por unidad de volumen frente a V_c .

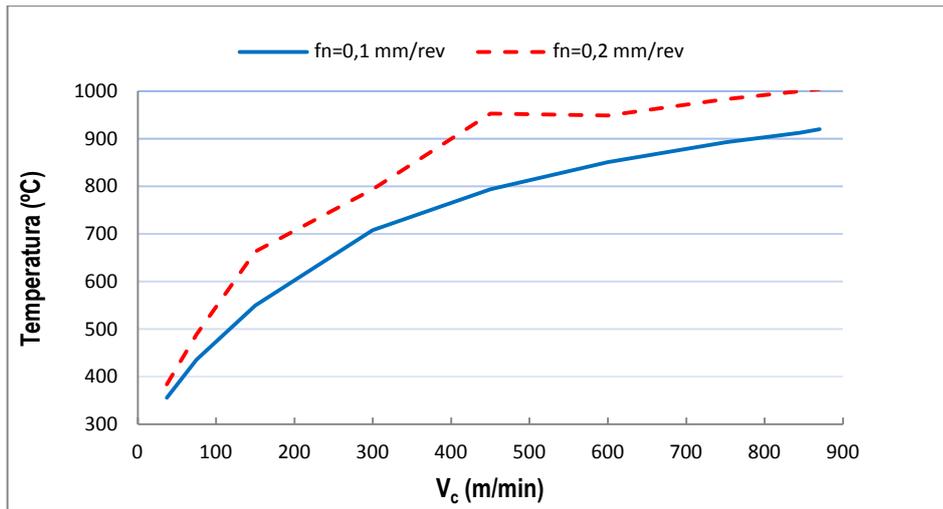


Figura 2-27: Evolución de la temperatura en la intercara viruta-herramienta con V_c .

En la Figura 2-28 se representa la velocidad de deformación del material para las distintas velocidades de corte ensayadas. Puede verse que la velocidad de deformación es mayor cuanto mayor es la velocidad de corte, puesto que la herramienta avanza más rápidamente provocando una deformación más rápida del material.

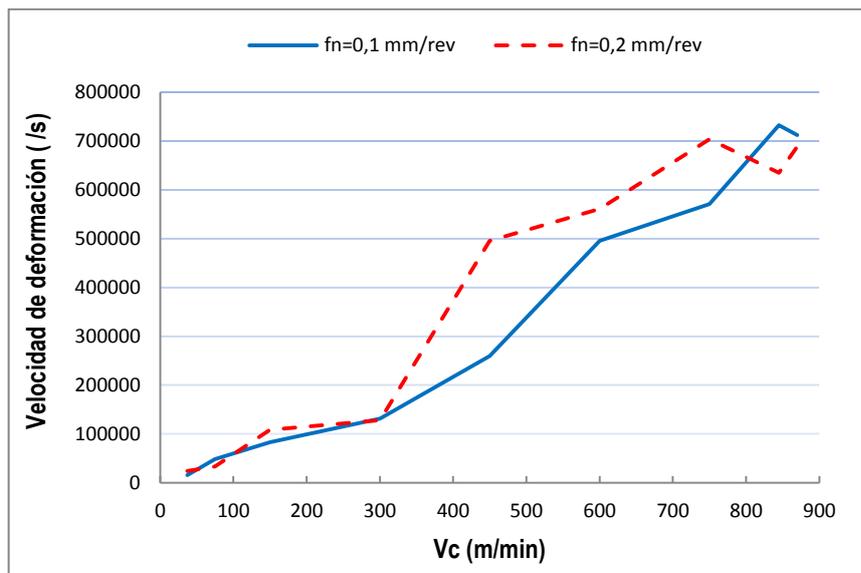


Figura 2-28: Velocidad de deformación del material frente a V_c .

Puede observarse que durante el proceso de corte se alcanzan velocidades de deformación del orden de 10^4 s^{-1} hasta $70 \times 10^4 \text{ s}^{-1}$ para las mayores velocidades de corte. El comportamiento de los aceros a elevadas velocidades de deformación es diferente del comportamiento en condiciones estáticas o cuasiestáticas. Varios autores han estudiado el efecto de la velocidad de deformación en la deformación plástica y en la evolución microestructural de los aceros inoxidables, (Woei-Shyan, y otros, 2001) y (Umbrello, y otros, 2007). Estos estudios han puesto de manifiesto que la deformación plástica de estos aceros y el grado de endurecimiento por deformación son sensibles a la temperatura y a la velocidad a la cual tiene lugar la deformación. Por tanto, para modelar el comportamiento del material en estas condiciones, es necesario desarrollar unas ecuaciones que incluyan los efectos de la velocidad de deformación y la temperatura en la deformación plástica del material y que sean válidos

en un amplio rango de velocidades y temperaturas. En la actualidad, las ecuaciones constitutivas desarrolladas por Zerilli-Armstrong y por Johnson-Cook entre otros, y ecuaciones modificadas a partir de estas, son de uso común cuando se trata de simular diferentes procesos de conformado que implican elevadas velocidades de deformación.

Las imágenes que se presentan en la Figura 2-29 y Figura 2-30 son representativas de la viruta que se obtiene al mecanizar a diferentes velocidades de corte, para los avances 0,1 y 0,2 mm/rev. Se ha medido el espesor de la viruta, cuyos valores se indican en la Figura 2-31 y se puede observar que se obtiene una viruta de menor espesor con el aumento de V_c , lo que facilita la deformación de la misma aumentando el radio de curvatura y por tanto facilitando la rotura. Por otro lado, la viruta que se obtiene con avance 0,1 mm/rev es más delgada y más curvada que la obtenida a 0,2 mm/rev.

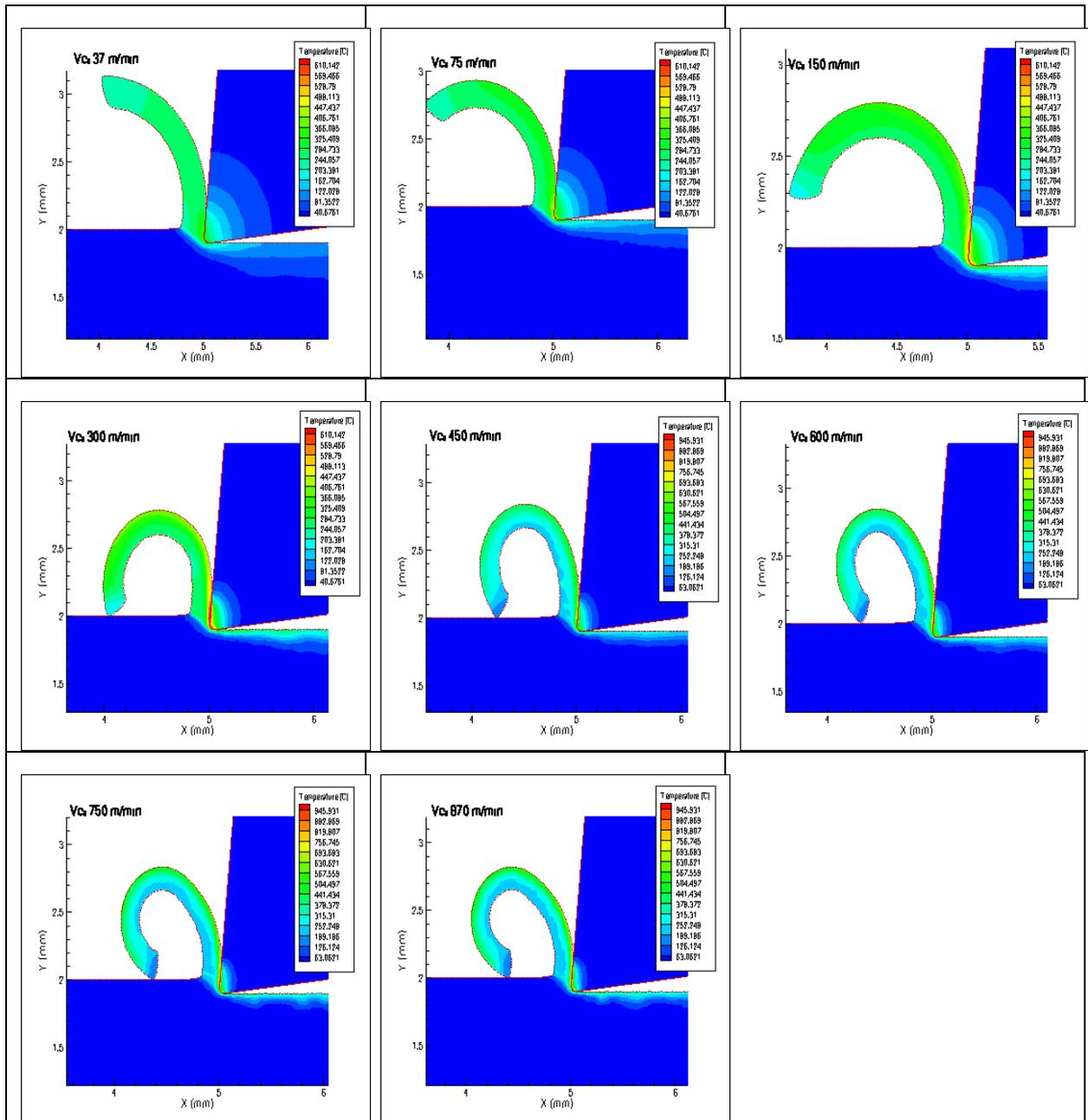


Figura 2-29: Formación de la viruta con la velocidad de corte ($f_n = 0,1 \text{ mm/rev}$)

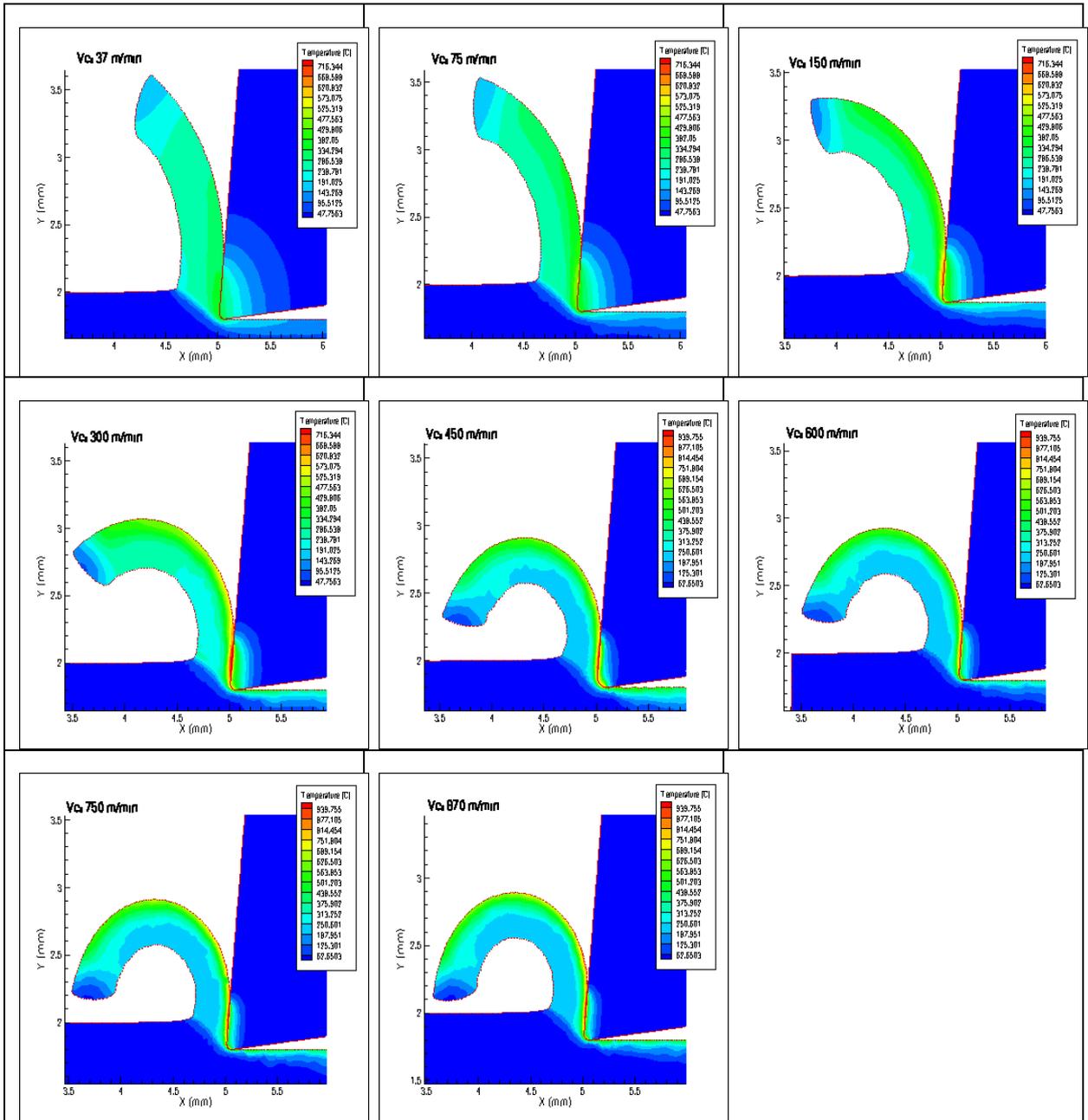


Figura 2-30: Formación de la viruta con la velocidad de corte ($f_n = 0,2 \text{ mm/rev}$).

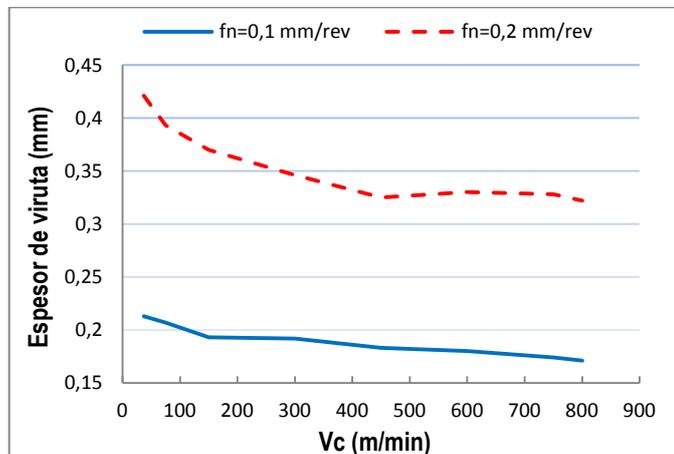


Figura 2-31: Espesor de viruta obtenida a las distintas velocidades de corte.

Etapa 3: Se ha realizado otra serie de simulaciones con el objetivo de determinar la energía específica de corte y el efecto tamaño para el torneado del acero AISI 303.

Un parámetro indicativo de la eficiencia del proceso es la energía consumida por unidad de volumen de material arrancado, es decir, la *energía específica de corte* (P_s), medida en N/mm². Este parámetro puede expresarse como:

$$P_s = \frac{F_c}{A_c} \quad (2-6)$$

donde F_c es la fuerza principal de corte y A_c es la sección de viruta sin deformar.

El valor de la energía específica de corte es útil para tener una primera aproximación de las fuerzas necesarias para cortar un determinado material. Este parámetro, varía considerablemente para un material dado y se ve afectado por cambios en la velocidad de corte, el avance y la geometría de la herramienta. Sin embargo, en una primera aproximación, para un determinado ángulo de desprendimiento de la herramienta y para velocidades de corte y avances grandes, el valor de P_s puede suponerse constante. El valor de P_s constante obtenido en los ensayos de simulación está en torno a 1.700 N/mm².

Sin embargo, a partir de un cierto valor del espesor de corte, P_s experimenta un crecimiento exponencial. Esto significa que cuando se utiliza una pequeña sección de viruta, mayor será la fuerza específica de corte y la necesidad de potencia. Este comportamiento se conoce como “efecto tamaño” y se refiere al aumento de la energía específica de corte con valores bajos del espesor de la viruta no deformada. Este fenómeno se debe a que cuando la sección de viruta toma valores muy pequeños, el radio del filo de la herramienta deja de ser despreciable y es necesario considerar la fuerza de corte que se distribuye a lo largo de la superficie cilíndrica correspondiente al radio del filo de la herramienta. La fuerza resultante que actúa sobre la herramienta está formada por la fuerza en la dirección de la velocidad de corte y por la fuerza de empuje. La fuerza de empuje no contribuye al arranque de material y es la combinación de la fuerza que actúa sobre la punta de la herramienta y la fuerza de fricción que actúa sobre la superficie de incidencia. Esta fuerza de empuje se mantiene constante al disminuir el espesor de corte, por lo que, para valores grandes del espesor de viruta no deformada, la fuerza de empuje constituye una parte pequeña de la fuerza de corte total, pero para espesores pequeños esta fuerza que actúa sobre el filo es proporcionalmente grande y no puede despreciarse.

Se ha simulado dicho efecto mediante el software Third Wave, lo que ha permitido obtener las curvas de P_s para distintos espesores de viruta. Para ello se ha realizado un conjunto de simulaciones en las condiciones de corte que se indican en la Tabla 2-7. Todos los ensayos se han realizado a una velocidad de corte constante de 450 m/min, y se han obtenido curvas para distintas profundidades de pasada. Se ha calculado el valor del esfuerzo específico de corte (P_s) para cada ensayo y se ha representado gráficamente en la Figura 2-32.

<i>Condiciones de corte utilizadas en los ensayos de simulación</i>	
V_c (m/min):	450
a_p (mm):	1 – 1,5 – 2 – 2,5
f_n (mm/rev):	0,03 – 0,05 – 0,07 – 0,1 – 0,2 – 0,3 – 0,4

Tabla 2-7: Condiciones de corte utilizadas en los ensayos de simulación mediante ThirdWave AdvantEdge.

Se observa un crecimiento exponencial de P_s para valores inferiores a 0,1 mm/rev.

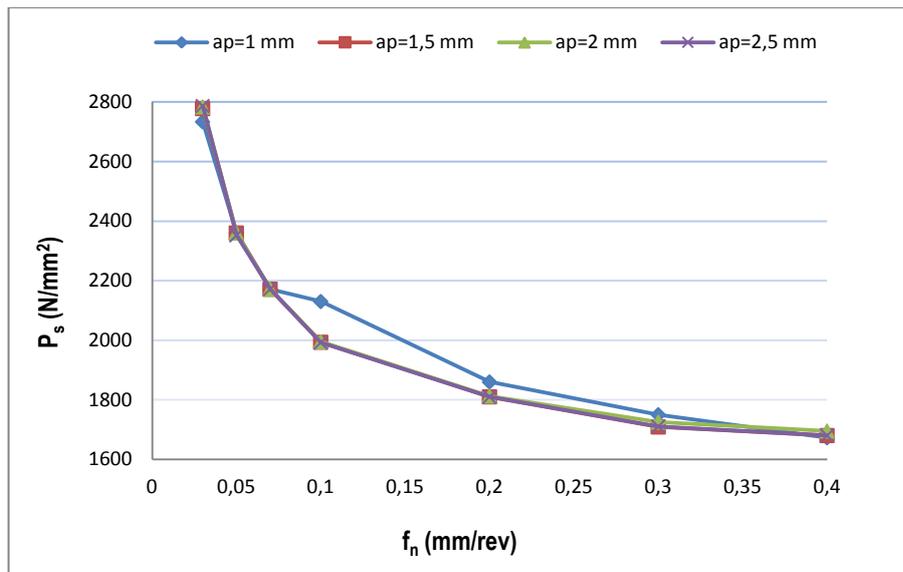


Figura 2-32: Efecto del espesor de viruta no deformada en la energía específica de corte (P_s).

En la Figura 2-33 se representa la evolución de las dos componentes de la fuerza de corte con la velocidad de avance, presentando un comportamiento lineal. Este comportamiento se ajusta al modelo de fuerzas de corte que se ha utilizado en el capítulo 5 de este documento.

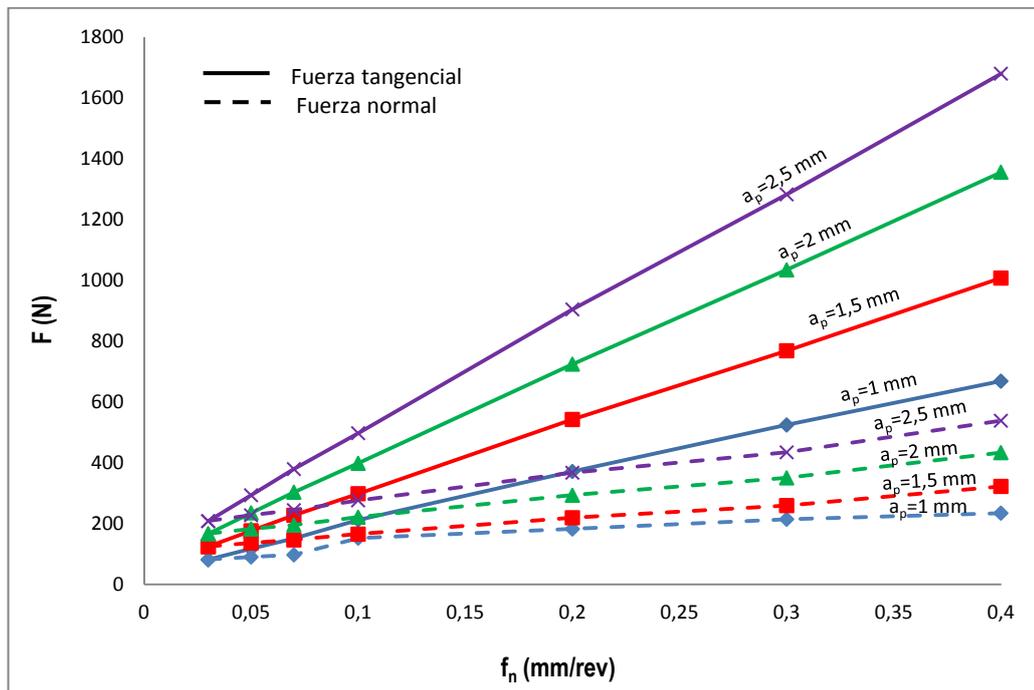


Figura 2-33: Evolución de las fuerzas de corte con la velocidad de avance.

Las simulaciones que se han realizado mediante Elementos Finitos han proporcionado información acerca del proceso de arranque de viruta sin necesidad de realizar ensayos experimentales. Con esta técnica se han analizado los cambios en las fuerzas de corte, la temperatura, el ángulo de cizalladura, la velocidad de deformación y la formación de la viruta para distintas condiciones de corte. Se ha comprobado que estas variables experimentan considerables variaciones, ocasionadas

fundamentalmente por cambios en la velocidad de corte. Los resultados que se han obtenido son una primera aproximación muy válida para ajustar las condiciones de corte y obtener resultados preliminares e información sobre parámetros de difícil medida. Sin embargo, para ajustar estos resultados es necesario completar la simulación mediante la vía experimental en el rango de condiciones previstas por la simulación. Las aplicaciones de análisis por elementos finitos utilizan una serie de simplificaciones y suposiciones ignoradas por el usuario. Estas simplificaciones pueden conducir a resultados poco precisos y por tanto la validación del modelo debe ser un paso obligatorio. En el capítulo 4 de este documento se aborda este proceso de validación.

Capítulo 3

COMPORTAMIENTO DE RECUBRIMIENTOS PVD EN EL TORNEADO DE ACEROS INOXIDABLES AUSTENÍTICOS

3. COMPORTAMIENTO DE RECUBRIMIENTOS PVD EN EL TORNEADO DE ACEROS INOXIDABLES AUSTENÍTICOS.

3.1. INTRODUCCIÓN.

Como se ha mencionado anteriormente, en un contexto altamente competitivo de producción es preciso obtener elevados niveles de productividad y fiabilidad en los procesos. Para alcanzar estos objetivos es necesario realizar una adecuada selección de la geometría y del material de la herramienta de corte. En este proceso de selección los recubrimientos juegan un papel fundamental en cuanto a la mejora del rendimiento de la herramienta de corte. Por ello, en los últimos años ha habido un creciente desarrollo hacia recubrimientos de elevadas prestaciones, de elevadas durezas, resistencias térmicas y bajos coeficientes de fricción. Hoy día, los recubrimientos PVD representan un campo muy importante dentro de la nanotecnología y la microtribología, y permiten el desarrollo de estructuras nanocomposite para alcanzar recubrimientos de muy elevada dureza (50 GPa), que se mantienen incluso a altas temperaturas.

El desarrollo de los recubrimientos PVD se ha centrado fundamentalmente en las herramientas de fresado, taladrado y herramientas rotativas en general. Son numerosos los fabricantes de herramientas que trabajan con esta tecnología para su aplicación a una amplia variedad de geometrías con diferentes materiales y recubrimientos. Sin embargo, no sucede lo mismo con las herramientas de torneado, cuyo mercado está absorbido por las grandes multinacionales que ofrecen herramientas muy estandarizadas. Estas herramientas están muy mejoradas y probadas y en su mayor parte son de metal duro con recubrimiento CVD. No obstante, hay aplicaciones de torneado que requieren herramientas a medida, con geometrías y recubrimientos optimizados para aplicaciones y materiales concretos. Por ejemplo, en el torneado ligero de piezas pequeñas es fundamental disponer de herramientas con filos de corte agudos, para favorecer un corte suave con fuerzas reducidas evitando deformaciones en la pieza y errores dimensionales. El proceso PVD es óptimo para la obtención de filos agudos, ya que se pueden aplicar capas con un grosor de pocas micras sobre un sustrato suficientemente resistente. Sin embargo, con el proceso CVD se obtienen aristas redondeadas debido al mayor espesor de la capa, inapropiado para el torneado ligero. Algunos fabricantes, como Mitsubishi, ya ofrecen herramientas de torneado con recubrimiento PVD, para aplicaciones en aleaciones termorresistentes, donde esta tecnología de recubrimiento está penetrando con fuerza.

Los espesores, las características de transmisión térmica, el estado de tensiones y los grados de adhesión son muy diferentes entre los recubrimientos CVD y PVD. El proceso CVD proporciona recubrimientos con espesores en torno a 10 micras, lo que ocasiona un filo más redondeado, con menores tensiones residuales y mayor adhesión en esta zona.

Las características típicas del recubrimiento CVD son su elevada resistencia al desgaste abrasivo, barrera térmica y resistencia a la degradación química. Los recubrimientos PVD aportan resistencia al desgaste gracias a su dureza. Su tensión compresiva añade tenacidad al filo. Se recomienda cuando se necesita un filo tenaz y agudo al mismo tiempo, y también para mecanizar materiales pastosos. El empleo de un tamaño de grano de WC fino o inferior a una micra mejora aún más la resistencia del filo agudo con recubrimiento PVD. Los recubrimientos CVD presentan esfuerzos residuales de tracción y fisuras por calentamiento debidos a las diferencias de los coeficientes de expansión térmica del revestimiento CVD y del sustrato de metal duro. Por consiguiente, las herramientas con revestimiento CVD son más susceptibles de desbastado del filo que las herramientas con revestimiento PVD, donde los esfuerzos de compresión proporcionan alta tenacidad del material de corte y aseguran mayor fiabilidad de las herramientas.

Cuando se trata de seleccionar una herramienta de metal duro para torneado, adecuada para recubrir mediante tecnología PVD, nos encontramos con que existen pocas alternativas de elección. Además, en general no se dispone de una información detallada sobre las propiedades del metal duro y de sus características superficiales. Dicha información es de vital importancia para realizar adecuadamente el recubrimiento, ya que el éxito del recubrimiento depende en gran medida de una preparación adecuada del sustrato. Con el objetivo de disponer de un sustrato con geometría y características superficiales convenientemente preparadas para el recubrimiento, se realizan una serie de tratamientos superficiales previos al recubrimiento, denominados pre-tratamientos, que conllevan distintos efectos en la geometría del filo, en la adhesión del recubrimiento y en el rendimiento de la herramienta. Hay pocos estudios realizados sobre el efecto de estos pre-tratamientos y a menudo se aplican sin un ajuste controlado de los parámetros que intervienen en el proceso, provocando efectos indeseados en el resultado final.

Por tanto, es necesario disponer de calidades de metal duro y geometrías de herramienta para aplicaciones de torneado especialmente adaptadas para los recubrimientos PVD. Además, es necesario profundizar en las distintas técnicas de pre-tratamiento que ayuden a mejorar el proceso de deposición. Sólo de este modo se podrán alcanzar los estándares de calidad que el mercado demanda.

Teniendo en cuenta lo anterior, se han abordado dos estudios con los siguientes objetivos:

- Examinar el comportamiento de distintos recubrimientos PVD de última generación cuando se tornea acero inoxidable austenítico.
- Examinar el efecto de los tratamientos superficiales aplicados al sustrato en el rendimiento de la herramienta de corte.

3.2. METODOLOGÍA EXPERIMENTAL.

Para alcanzar los objetivos descritos, se han realizado dos etapas de ensayos con la metodología que se describe a continuación.

3.2.1. PRIMERA ETAPA DE ENSAYOS: COMPORTAMIENTO DE RECUBRIMIENTOS PVD EN EL TORNEADO DE ACEROS INOXIDABLES AUSTENÍTICOS.

Se analizaron 4 recubrimientos PVD de última generación depositados sobre herramientas de metal duro. El comportamiento de los recubrimientos se evaluó a través de los resultados obtenidos en ensayos de desgaste realizados en distintas condiciones de corte, como se indica en la Figura 3-1.

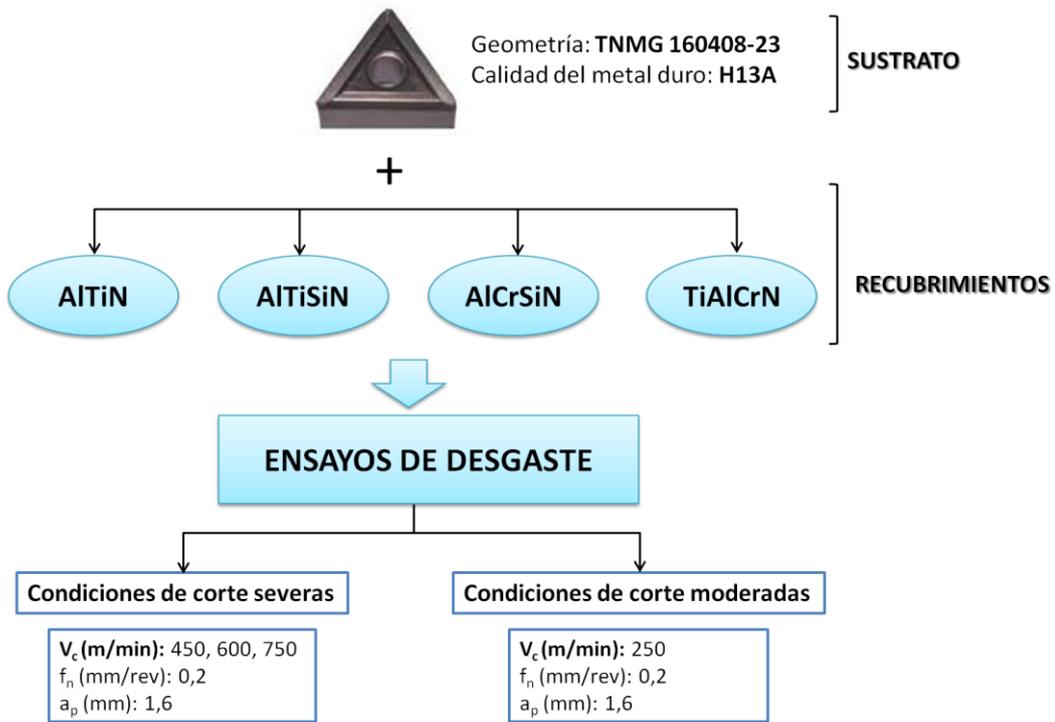


Figura 3-1: Diagrama de trabajo para el análisis de los recubrimientos PVD.

A continuación se describen las características de las herramientas y recubrimientos que se han utilizado, el tipo de acero inoxidable que se ha mecanizado y el procedimiento de los ensayos de desgaste.

a) Descripción de las herramientas de corte.

Se utilizó una herramienta de metal duro suministrada por Sandvik, con la geometría de corte y calidad de sustrato que se indica a continuación.

Geometría de la placa: TNMG 160408-23. La geometría -23 es adecuada para torneado ligero y medio. Presenta un filo agudo que hace que las fuerzas de corte sean reducidas y disminuye el endurecimiento por deformación. La geometría positiva minimiza la tendencia a crear filo aportado, da lugar a buen acabado superficial y prolonga la vida de la herramienta. En la Figura 3-2 se detalla dicha geometría de corte.

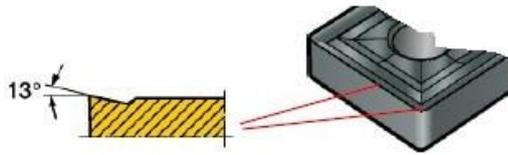


Figura 3-2: Características de la geometría 23. (Fuente Sandvik)

Material de la placa: la calidad H13A desarrollada por Sandvik equivale a un ISO M15. Es un metal duro compuesto por carburo de tungsteno (WC) con tamaño de grano medio. Es una calidad de metal duro básica de aplicación general para un posterior recubrimiento. Combina buena resistencia al desgaste por abrasión y buena tenacidad.

Estas herramientas fueron recubiertas mediante tecnología LARC® (Dynamic Lateral Rotating ARC-Cathodes) por la empresa Metal Estalki, líder en el sector de recubrimientos. Los recubrimientos PVD seleccionados fueron los siguientes:

- Recubrimiento **AlTiN**.
- Recubrimiento **AlTiSiN**.
- Recubrimiento **AlCrSiN**.
- Recubrimiento **TiAlCrN**.

Estos recubrimientos son los de mayor interés en la actualidad, como lo demuestran diversas investigaciones en el campo de las herramientas rotativas. Sin embargo, como se ha comentado anteriormente, no se ha investigado suficientemente su aplicación en el torneado.

A continuación se describen las principales propiedades de estos recubrimientos:

Recubrimiento **AlTiN**. Es un recubrimiento con elevado contenido en aluminio que le confiere elevada resistencia térmica. Tiene una nanoestructura basada en cristales AlTiN en una matriz cúbica de AlN muy estable a elevadas temperaturas. El acabado superficial del recubrimiento posee una mínima rugosidad y proporciona una elevada estabilidad a los filos.

Recubrimiento **AlTiSiN (nc-AlTiN)/(a-Si₃N₄)**. Denominación comercial nACo®. Recubrimiento nanoestructurado ultraduro dotado de mayor resistencia al desgaste abrasivo que recubrimientos de estructuras convencionales. Consiste en granos nanocristalinos (AlTiN) insertados en una matriz amorfa (Si₃N₄), resultando una estructura muy compacto y resistente como la de un panel de abejas (Figura 1-4). Esta estructura es estable a altas temperaturas (hasta 1200° C) conservando la dureza en caliente. El tamaño nanométrico de las partículas permite combinar las propiedades de elevada dureza y tenacidad. Especialmente orientado a condiciones de corte en seco a alta velocidad.

Recubrimiento **AlCrSiN (nc-AlCrN)/(a-Si₃N₄)**. Denominación comercial nACRo®. Recubrimiento nanoestructurado con excelente adhesión a la herramienta. Esta estructura mejora la resistencia al desgaste a elevadas temperaturas del recubrimiento AlCrN. Se recomienda su uso cuando se requiere resistencia a elevadas temperaturas y resistencia a la oxidación.

Recubrimiento **TiAlCrN**: Mediante este recubrimiento se eliminan los inconvenientes del recubrimiento AlCrN que tiene un campo de aplicación limitado a operaciones en las que no se alcanzan elevadas

temperaturas. A temperatura ambiente este recubrimiento presenta elevada resistencia al desgaste, pero a 600° C los recubrimientos basados en Ti son superiores. Además los recubrimientos TiAlCrN presentan elevada dureza y son fáciles de recubrir.

En la Tabla 3-1 se muestran las propiedades de los distintos recubrimientos utilizados.

Recubrimiento	Color	Dureza (GPa)	Espesor capa (micras)	Coefficiente de fricción	T ^a máxima
AlTiN	Negro	38	1 - 4	0,30	800
nACo	Violeta - azul	45	1 - 4	0,45	1200
nACRo	Azul - gris	42	1 - 7	0,35	1100
TiAlCrN	Azul - gris	34	1 - 4	0,55	900

Tabla 3-1: Propiedades de los recubrimientos PVD. (Fuente: Metal Estalki)

b) Descripción del material de ensayo.

El material utilizado para realizar los ensayos de desgaste ha sido acero inoxidable austenítico AISI 304L, cuya composición química puede consultarse en la tabla 2-1. Se ha elegido este material para analizar los recubrimientos de las herramientas por ser un acero inoxidable de amplio uso, sin maquinabilidad mejorada, ya que se busca una herramienta con un amplio campo de aplicación, adecuada para el mecanizado en general de todos los aceros inoxidables.

c) Procedimiento de los ensayos.

Como se ha indicado, se realizaron ensayos de desgaste de herramienta en torneado cilíndrico con objetivo de analizar el comportamiento de los distintos recubrimientos. Se mecanizaron unas probetas previamente preparadas (Figura 3-3) a una longitud de 65 mm. Cada ensayo se inició con un filo nuevo y finalizó cuando se alcanzó el criterio de fin de vida de herramienta o se produjo la rotura del filo. Se siguieron las recomendaciones de la norma ISO 3685 para definir el criterio de fin de vida de herramienta, que para herramientas de carburo está establecido en 0,3 mm de desgaste en flanco medio (VB_B) para desgastes uniformes y 0,6 mm de desgaste en flanco máximo ($VB_{B\ max}$) cuando el desgaste en flanco no es regular en la zona B.

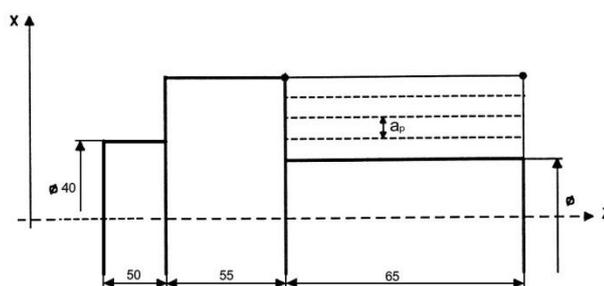


Figura 3-3: Probeta utilizada para realizar los ensayos de desgaste de herramienta.

Los ensayos se realizaron con refrigerante, a pesar de la recomendación de la norma, ya que se pretende que los resultados de este estudio tengan validez industrial. Para ello, los ensayos deberán ser realizados en condiciones similares a las que se utilizan en el entorno industrial y, actualmente, en la mayoría de las empresas mecanizadoras se utilizan fluidos de corte cuando se trata de mecanizar acero inoxidable.

Durante los ensayos se controlaron los siguientes factores:

- Se registraron las tres componentes de la fuerza de corte.
- Se midió el acabado superficial (parámetros R_a y R_t) de las superficies cilindradas.
- Se tomaron imágenes del desgaste en incidencia de las herramientas y se midió la altura del desgaste mediante una aplicación gráfica desarrollada con MATLAB.
- Se realizó un microanálisis EDX de las herramientas desgastadas mediante un microscopio electrónico de barrido.

Condiciones de corte establecidas para los ensayos.

Se realizaron dos series de ensayos de desgaste: una primera serie de ensayos a velocidades de corte severas y una segunda serie con velocidades de corte moderadas.

El objetivo de los primeros ensayos fue analizar el comportamiento de los distintos recubrimientos en condiciones de alta productividad, de acuerdo con los objetivos planteados en la tesis doctoral. La segunda serie de ensayos, en condiciones moderadas, se planteó para dar respuesta al comportamiento de los recubrimientos cuando se trabaja en condiciones donde predomina el concepto de “vida económica” de herramienta.

Para fijar los valores de avance y profundidad de pasada, para las dos series de ensayos, se siguieron las recomendaciones de la Norma ISO 3685 y se consideraron las indicaciones del fabricante de las herramientas. En el apartado 7 de la citada norma, se establecen los siguientes límites para las condiciones de corte:

Profundidad de pasada:

a_p mínima: 2 veces el radio de punta de la herramienta

a_p máxima: 10 veces la velocidad de avance

Velocidad de avance:

- f_n mínima: 0,15 mm/rev

- f_n máxima: 0,8 veces el radio de punta de la herramienta

Velocidad de corte:

En general, se elegirá una velocidad de corte que permita una vida de herramienta superior a 5 minutos. Si se mecanizan materiales muy caros, se podrá reducir la vida de la herramienta, pero no deberá ser inferior a 2 minutos.

Siguiendo los anteriores criterios y teniendo en cuenta las recomendaciones del fabricante de herramientas se han establecido las siguientes condiciones de corte para las dos series de ensayos de desgaste:

- Ensayos de desgaste en condiciones de corte severas: se mantienen constantes f_n y a_p y se ensayan tres velocidades de corte distintas, según se indica en la Tabla 3-2.

Condiciones de corte			
f_n (mm/rev):	0,2		
a_p (mm):	1,6		
V_c (m/min):	450	600	750

Tabla 3-2: Condiciones de corte de los ensayos de desgaste en condiciones severas

La velocidad de corte se encuentra fuera del rango de valores recomendado por la norma ISO 3685 y por el fabricante de las herramientas ya que el objetivo de estos ensayos ha sido analizar el comportamiento de los recubrimientos en condiciones de mecanizado de alta velocidad.

- Ensayos de desgaste en condiciones de corte moderadas: los tres parámetros de corte para estos ensayos están dentro del rango de condiciones recomendadas por el fabricante de herramientas y por la norma. (Tabla 3-3).

Condiciones de corte	
f_n (mm/rev):	0,2
a_p (mm):	1,6
V_c (m/min):	250

Tabla 3-3: Condiciones de corte de los ensayos de desgaste en condiciones moderadas

3.2.2. SEGUNDA ETAPA DE ENSAYOS: EFECTO DE LOS PRE-TRATAMIENTOS EN EL COMPORTAMIENTO DE LA HERRAMIENTA DE CORTE.

En esta segunda etapa de ensayos se analizó el efecto de distintos pre-tratamientos en la microgeometría de la herramienta, en la adhesión del recubrimiento y en el comportamiento al corte de la herramienta. Se han estudiado las técnicas de “Micro-Blasting” y “Drag-Finish” que son los dos tratamientos mecánicos superficiales más habituales para herramientas de metal duro.

Para ello, inicialmente se compararon las herramientas pre-tratadas con una herramienta original, sin ningún pre-tratamiento. Posteriormente se recubrieron los tres tipos de herramientas con el recubrimiento AlTiSiN, con denominación comercial nACo®. Se eligió este recubrimiento por ser el que mejor resultado mostró en la primera etapa de ensayos. Se examinaron de nuevo las herramientas para observar las diferencias en las propiedades del recubrimiento ocasionadas por los pre-tratamientos. Por último, se realizaron ensayos de mecanizado con los tres tipos de herramienta para comparar el comportamiento al desgaste del recubrimiento y se contrastaron los resultados obtenidos para los tres casos.

La Figura 3-4 presenta un diagrama de flujo en el que se indica de forma esquemática las etapas que se realizaron para analizar el efecto de los pre-tratamientos en el conjunto sustrato-recubrimiento y en la Tabla 3-4 se describe el objetivo de los análisis realizados.

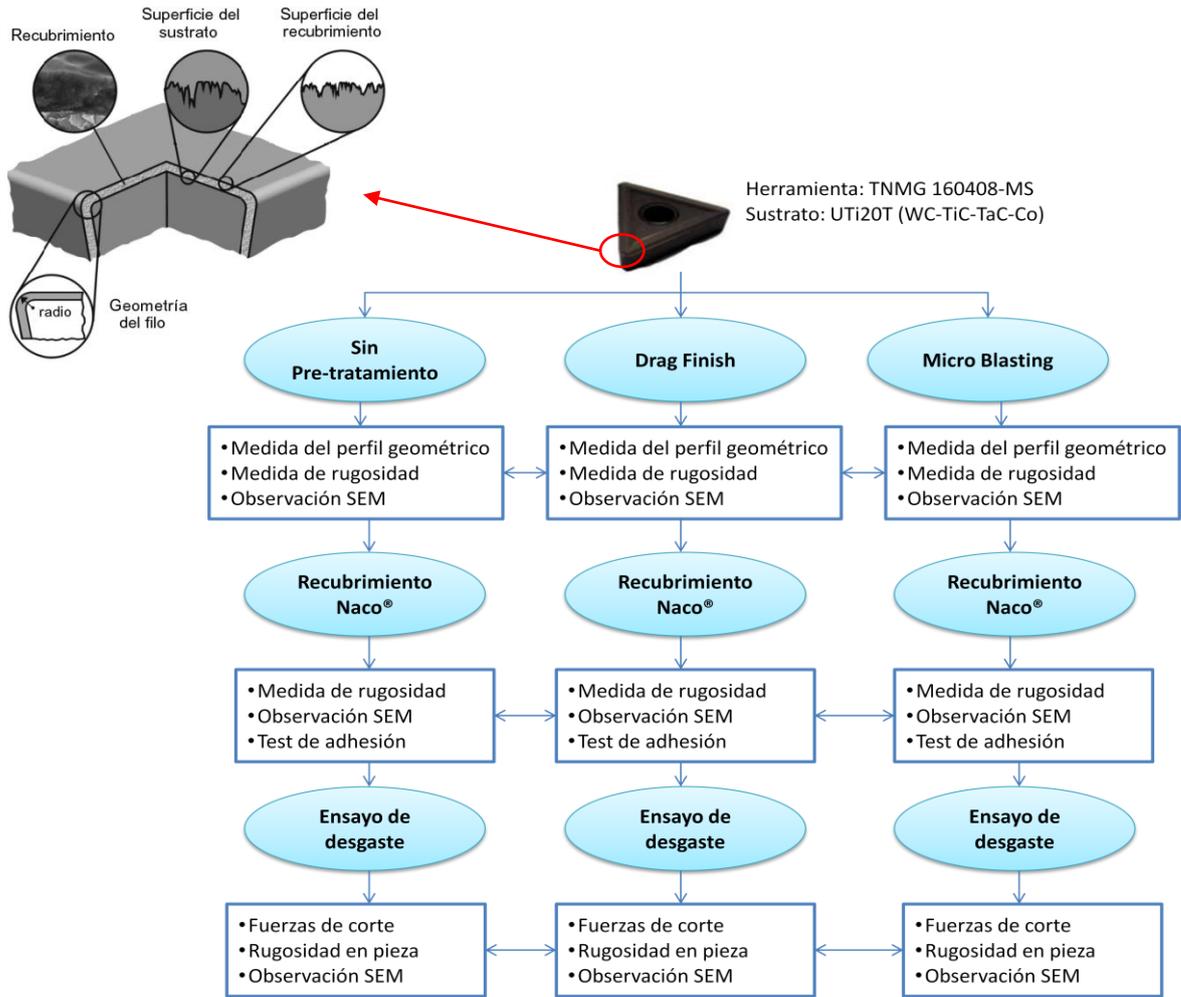


Figura 3-4: Diagrama de flujo para analizar el efecto de los pre-tratamientos.

Técnica de análisis					Objetivo
	Sustrato	Recubrimiento	Hta. desgastada	Pieza mecanizada	
Medida del perfil geométrico	X				<ul style="list-style-type: none"> • Evaluar alteraciones en el radio del filo de la hta.
Medida de rugosidad	X	X		X	<ul style="list-style-type: none"> • Evaluar la capacidad de adhesión del sustrato. • Evaluar el estado superficial de la hta. recubierta. • Evaluar el comportamiento al corte de la hta. a través de la calidad superficial de la pieza mecanizada.
Observación SEM	X	X	X		<ul style="list-style-type: none"> • Observar la microestructura del sustrato. • Observar defectos en la deposición del recubrimiento y medir el espesor de la capa. • Observar el mecanismo de desgaste.
Test de adhesión (Rockwell C)		X			<ul style="list-style-type: none"> • Medir adherencia del recubrimiento con el sustrato.
Medida de fuerzas de corte			X		<ul style="list-style-type: none"> • Evaluar el comportamiento al corte de las herramientas.

Tabla 3-4: Objetivo de los análisis realizados sobre las herramientas de corte con distintos pre-tratamientos.

A continuación se describen las características de la herramienta que se utilizó, los pre-tratamientos aplicados y la metodología y equipamiento que se empleó en las distintas técnicas de análisis.

a) Herramienta de corte.

Se seleccionó una herramienta con una geometría de corte diferente a la utilizada en la etapa anterior, al objeto de eliminar los problemas de control de viruta que se detectaron en los ensayos previos, como se comentará en el apartado de resultados. Dicha herramienta fue suministrada por Mitsubishi y es de metal duro sin recubrimiento con geometría TNMG 160408-MS, recomendada para el torneado medio de aceros inoxidables. En la Figura 3-5 se detalla la geometría de dicha placa.

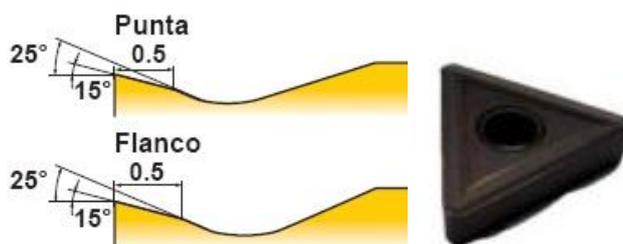


Figura 3-5: Geometría de corte correspondiente a la herramienta TNMG 160408-MS (Mitsubishi).

El sustrato es de metal duro UTi20T y equivale a WC-TiC-TaC-Co, adecuado para un posterior recubrimiento PVD, con las propiedades que se indican en la Tabla 3-5.

Calidad	Dureza (HRA)	Conductividad térmica (W/m.K)*	Expansión térmica (x10 ⁻⁶ /K)	Módulo Young (GPa)*	T.R.S. (GPa)*
UTi20T	90,5	38	5,5	520	2,0

* 1GPa=102kg/mm²; 1W/m.K=2,39x10⁻³cal/cm.sec.°C

Tabla 3-5: Propiedades del metal duro UTi20T. (Mitsubishi).

b) Pre-tratamientos.

Varias placas fueron sometidas a los pre-tratamientos de Drag-Finish y Micro-Blasting y también se dejaron algunas placas sin someter a ningún tipo de pre-tratamiento para la comparación.

El tratamiento de **Micro-Blasting** consistió en bombardear las herramientas mediante microesferas de vidrio durante un tiempo aproximado de 30 segundos. Estas esferas de vidrio poseen un alto porcentaje de esfericidad con una mínima proporción de aristas o cantos vivos, lo que permite alcanzar acabados superficiales de alta calidad. Se bombardearon en seco utilizando vidrio en lugar de corindón (Al₂O₃) porque el bombardeo con vidrio es mas suave y produce menor rugosidad superficial.

Para realizar el tratamiento **Drag-Finish** se introdujeron las placas en unos soportes adecuados dentro de una máquina que arrastra las placas a alta velocidad con un movimiento circular a través de 2 ó 3 ejes (Figura 3-6). El giro de las placas produce abrasión por el rozamiento con el material abrasivo que está mezclado con cáscara de nuez. La cáscara de nuez hace de portador, evitando el apelmazamiento del abrasivo. De este modo se obtiene una superficie lisa de alto brillo, equivalente a un pulido a mano.

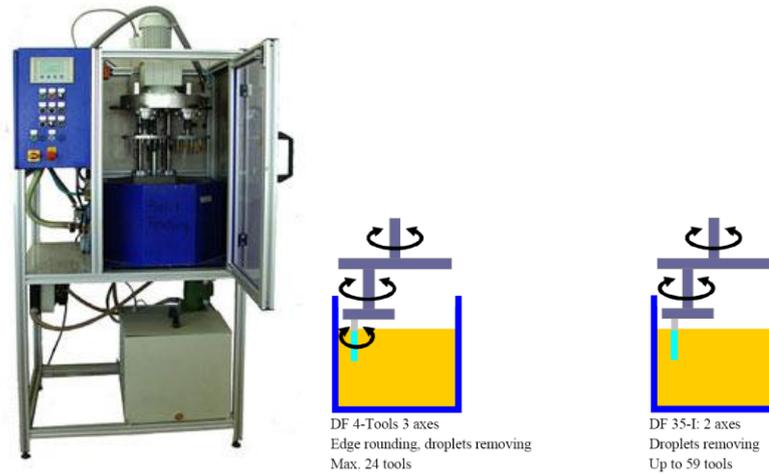


Figura 3-6: Equipo utilizado para el tratamiento Drag Finish (modelo OTEC)

c) Metodología utilizada en las distintas técnicas de análisis.

c.i) Medida del perfil geométrico.

Los pre-tratamientos producen una modificación en la geometría del filo de corte que afecta a la deposición del recubrimiento. Además, la microgeometría del filo de corte influye en la distribución de las cargas mecánicas en el filo y por tanto en las fuerzas durante el proceso de corte, (Denkena, y otros, 2011).

Para analizar la variación de la geometría del filo de corte producida por los pre-tratamientos aplicados a las herramientas se utilizó un perfilómetro-rugosímetro Taylor Hobson (Figura 3-7). Con este equipo se obtuvo una nube de puntos X-Y. Los puntos de la coordenada X corresponden al movimiento del palpador sobre la superficie de la pieza y el movimiento perpendicular del palpador queda registrado en el eje Y. Para cada una de las tres herramientas analizadas se realizaron dos mediciones representando gráficamente los perfiles obtenidos para su comparación. Con este equipo no es posible obtener el valor del radio del filo, por los errores que se cometen debido a la geometría del palpador, pero es posible comparar las diferencias relativas entre los perfiles obtenidos, ya que los errores de medida son los mismos para todos los perfiles.



Figura 3-7: Medida del perfil geométrico de las herramientas.

c.ii) Medida de la rugosidad.

Se utilizó el mismo perfilómetro que en el caso anterior para la medida de la rugosidad tanto del sustrato como del recubrimiento. En este caso las herramientas se colocaron en la posición que se indica en la Figura 3-8, y se exploró la superficie de incidencia de las placas.



Figura 3-8: Medida de la rugosidad en la superficie de incidencia de las herramientas.

El estado superficial del sustrato es responsable del buen anclaje del recubrimiento. Según Bouzakis (Bouzakis, y otros, 2001) la capacidad de adhesión se puede evaluar a través de la rugosidad superficial del sustrato. Para analizar este aspecto se han obtenido los parámetros de rugosidad R_a , R_t , R_{max} , R_z y S_m según define la norma ISO 468-1982 para las tres herramientas con distintos pre-tratamientos.

Adicionalmente, se midió la rugosidad superficial de la herramienta una vez recubierta, con el objetivo de evaluar el rozamiento entre viruta y superficie de desprendimiento de la herramienta.

c.iii) Test de adhesión.

Un procedimiento para medir la adherencia del recubrimiento es el test de adhesión VDI 3198/1991. Este procedimiento se basa en un ensayo de dureza Rockwell C, con un indentador cónico de diamante y con una carga de 150 daN. Las huellas obtenidas se observaron mediante un microscopio electrónico de barrido y se evaluó el daño del recubrimiento por comparación con los estados convencionales de calidad de adherencia, que se posicionan sobre una escala HF (de HF1 a HF 6) que representa la fuerza de adherencia entre el sustrato y el recubrimiento. Como se indica en la Figura 3-9, entre HF1 y HF4 la adherencia es suficiente, mientras que HF5 y HF6 representan una adherencia insuficiente.

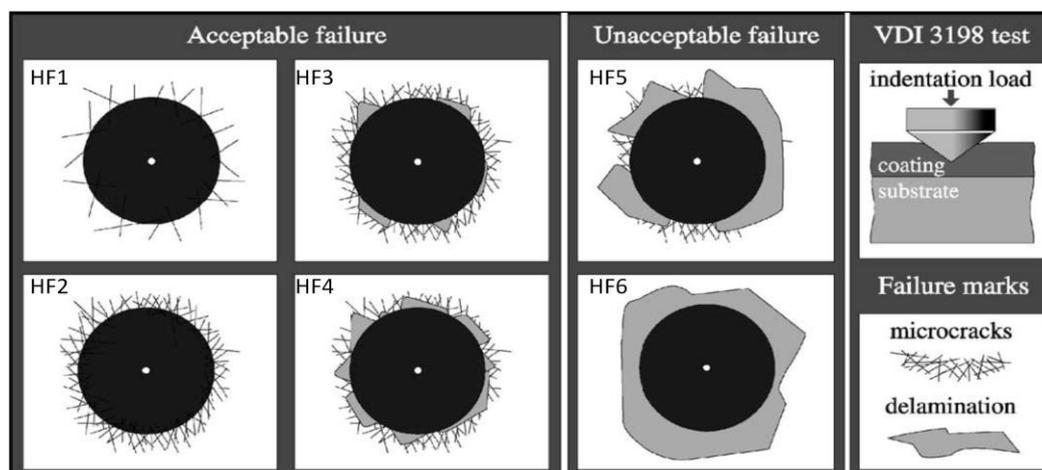


Figura 3-9: Clasificación cualitativa de muestras de adherencia

c.iv) Análisis mediante el microscopio electrónico de barrido (SEM).

Se realizó un examen de la superficie de las herramientas mediante SEM y un análisis EDX en las zonas de interés, durante las distintas etapas del proceso indicado en el diagrama de flujo (Figura 3-4). Este examen permite detectar defectos superficiales en el sustrato, defectos en la deposición del recubrimiento y analizar el mecanismo de desgaste sufrido por las herramientas.

d) Ensayos de desgaste.

Para analizar la influencia de los pre-tratamientos en el comportamiento al corte de la herramienta, se procedió a mecanizar acero inoxidable austenítico AISI 304L. La operación de mecanizado consistió en realizar sucesivas operaciones de cilindrado sobre una probeta (Figura 3-3), registrando las fuerzas de corte y midiendo el desgaste de la herramienta y la rugosidad de la superficie mecanizada cada dos cortes sucesivos.

Para fijar las condiciones de corte se ha seguido el mismo criterio que se utilizó en la primera etapa de ensayos, excepto para el avance, que se aumentó a 0,3 mm/rev para facilitar la rotura de la viruta (Tabla 3-6).

Condiciones de corte	
f_n (mm/rev):	0,3
a_p (mm):	1,6
V_c (m/min):	250

Tabla 3-6: Condiciones de corte utilizadas en los ensayos de desgaste.

3.3. RESULTADOS.

3.3.1. RESULTADOS DE LA PRIMERA ETAPA DE ENSAYOS: COMPORTAMIENTO DE RECUBRIMIENTOS PVD EN EL TORNEADO DE ACEROS INOXIDABLES AUSTENÍTICOS.

De los ensayos realizados en la primera etapa de comparación entre los recubrimiento PVD avanzados cabe destacar los siguientes resultados. En las pruebas de mecanizado realizadas a velocidades de corte severas (750, 600 y 450 m/min) ninguna herramienta con recubrimiento soportó las elevadas velocidades de corte. Las herramientas con los distintos recubrimientos sufrieron la rotura del filo a los pocos segundos del corte, generando una serie de chispazos durante el proceso de arranque de material. En la prueba realizada a 450 m/min la herramienta con recubrimiento nACO® presentó mejor comportamiento.

El reducido rendimiento de las herramientas fue debido al deficiente control de viruta que se observó durante los ensayos. No se han encontrado herramientas de metal duro sin recubrir que dispongan de una geometría de corte optimizada para el torneado de aceros inoxidables y con un sustrato de calidad adecuada para un recubrimiento PVD. A pesar de la reducción en el rendimiento de las herramientas ocasionado por la dificultad en el control y rotura de la viruta, los ensayos de mecanizado realizados han permitido comparar el rendimiento entre los distintos recubrimientos PVD.

A la vista de los resultados obtenidos en los ensayos realizados a elevadas velocidades de corte, se realizaron una serie de ensayos a menores velocidades (250 m/min) para analizar el comportamiento de los recubrimientos en condiciones más favorables, donde predomina el concepto de “vida económica” de la herramienta. Analizar el comportamiento de los recubrimientos en estas condiciones tiene importancia para la propia operación de torneado y también por su extrapolación a otros procesos. El torneado es buen caracterizador de comportamientos y nos permite extraer conclusiones

previas a otras operaciones como el taladrado y fresado, donde intervienen factores adicionales que pueden enmascarar los resultados (corte interrumpido, problemas de evacuación de viruta, etc.).

En la Figura 3-10 se presenta la evolución del desgaste en incidencia de las herramientas con los distintos recubrimientos PVD frente a la longitud de hélice mecanizada (SCL). Las herramientas recubiertas con AlTiN y AlTiSiN (nACO®) presentaron mejor comportamiento que las herramientas recubiertas con AlCrSiN (nACRO®) y TiAlCrN. Se observa que el desgaste para las herramientas AlTiN y AlTiSiN es similar hasta los 450 m de hélice mecanizada y a partir de este valor la herramienta AlTiN experimenta un acelerado desgaste, sin embargo la herramienta AlTiSiN alcanza un desgaste en incidencia $VB=0,3$ mm a los 600 m de hélice. El desgaste presentado por las otras dos herramientas fue muy superior.

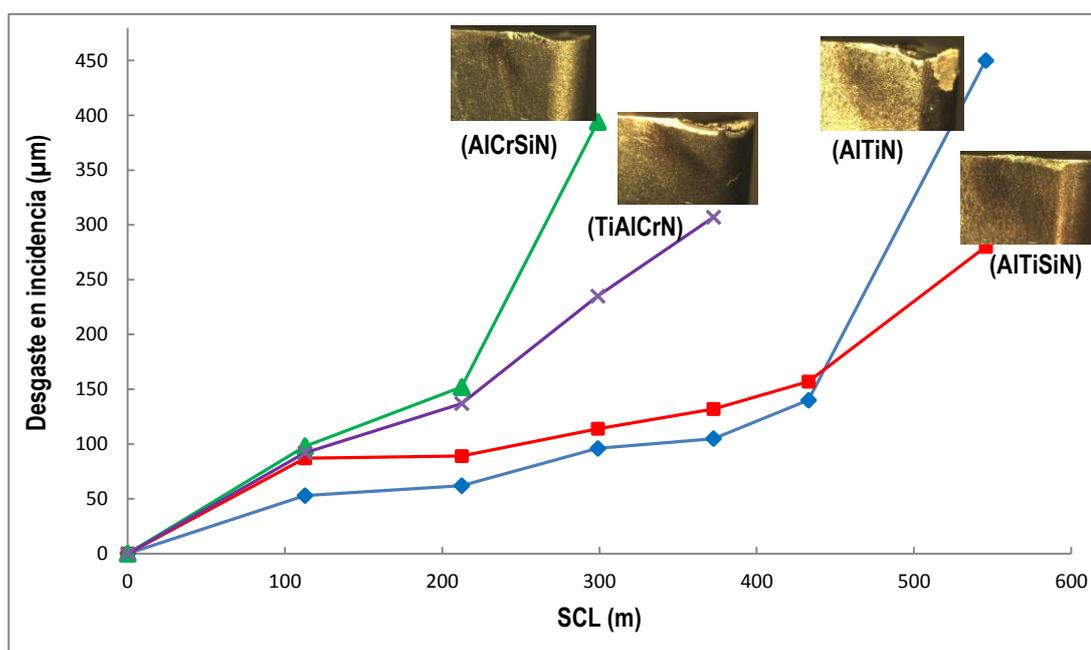


Figura 3-10: Evolución del desgaste en incidencia de los distintos recubrimientos PVD frente a longitud de hélice mecanizada (SCL).

En la Figura 3-11 se muestra la evolución de la fuerza tangencial durante los ensayos de desgaste para los distintos recubrimientos. De nuevo se observa mejor comportamiento para las herramientas recubiertas con AlTiN y AlTiSiN, con fuerzas algo inferiores para la segunda herramienta a partir de 300 m de hélice mecanizada. Las fuerzas de corte correspondientes a las otras dos herramientas presentan un rápido incremento ocasionado por el acelerado desgaste que se observó en la Figura 3-10.

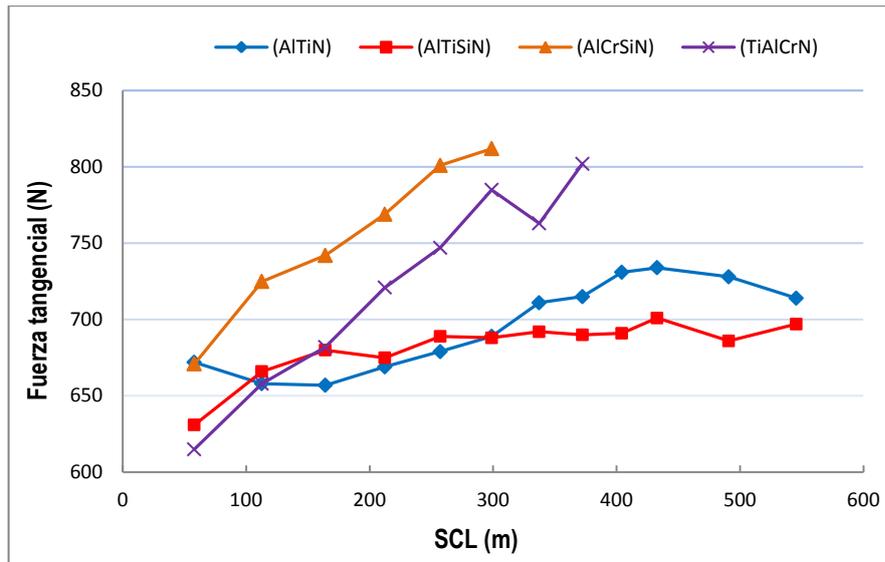


Figura 3-11: Evolución de la fuerza tangencial con la longitud de corte espiral (SCL) para las herramientas con distintos recubrimientos.

La calidad de la superficie mecanizada, evaluada a través de los parámetros de rugosidad R_a y R_t , fue superior para las superficies mecanizadas con las herramientas AlTiN y AlTiSiN, como puede verse en la Figura 3-12. Para estas herramientas los valores de R_a obtenidos han sido inferiores a $2 \mu\text{m}$, incluso en la etapa final de los ensayos. El acelerado desgaste experimentado por las herramientas AlCrSiN y TiAlCrN ha contribuido a aumentar rápidamente la rugosidad de las probetas mecanizadas.

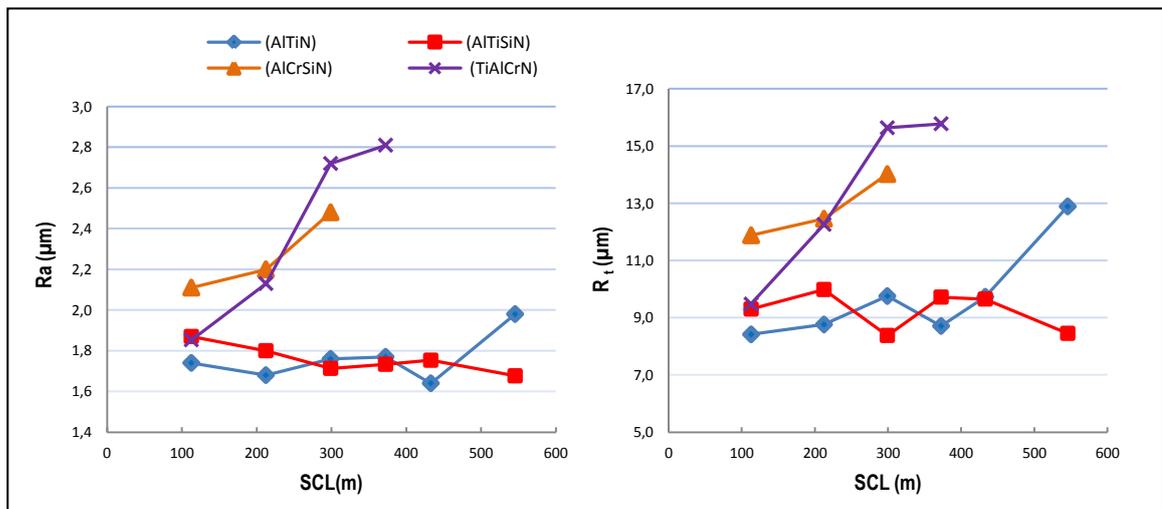


Figura 3-12: Evolución de la rugosidad con la longitud de corte espiral para las herramientas con distintos recubrimientos.

El análisis de las herramientas mediante SEM-EDX, permitió detectar fallos en la deposición del recubrimiento a lo largo del filo de las herramientas. En la Figura 3-13, correspondiente a un tramo de un filo nuevo de la herramienta recubierta con AlTiSiN, se observa la falta del recubrimiento (zona 1B).

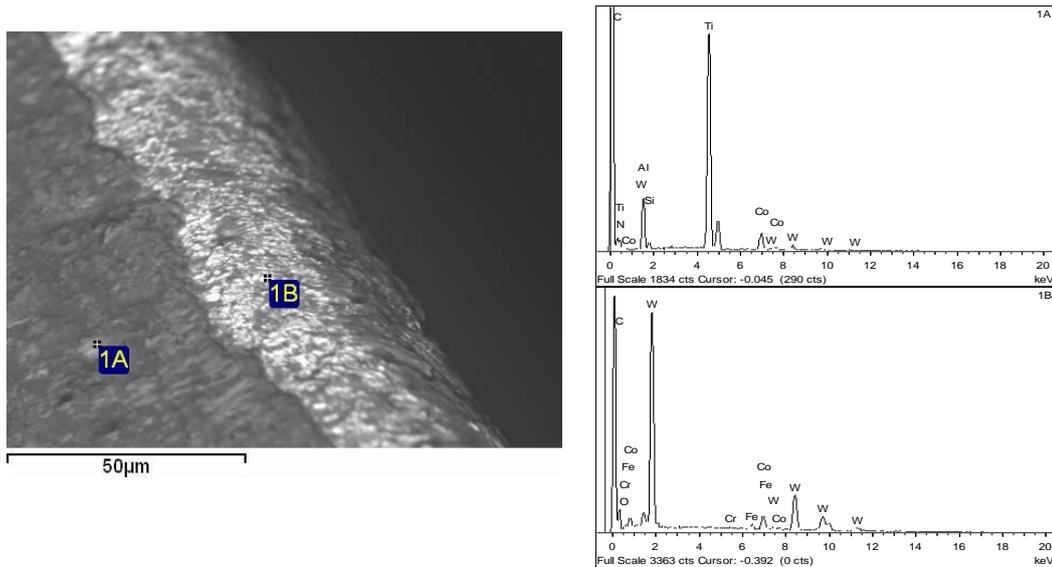


Figura 3-13: Microanálisis EDX del filo sin desgastar, de la herramienta recubierta con AlTiSiN.

En la Figura 3-14, correspondiente a la herramienta recubierta con AlTiN, se muestra una zona desgastada del filo de la herramienta. El análisis indica que durante el proceso de corte se ha perdido el recubrimiento quedando al descubierto el sustrato (zonas 1C y 1D). En la zona 1B también se ha perdido el recubrimiento, pero en este caso el acero inoxidable se ha quedado adherido al sustrato.

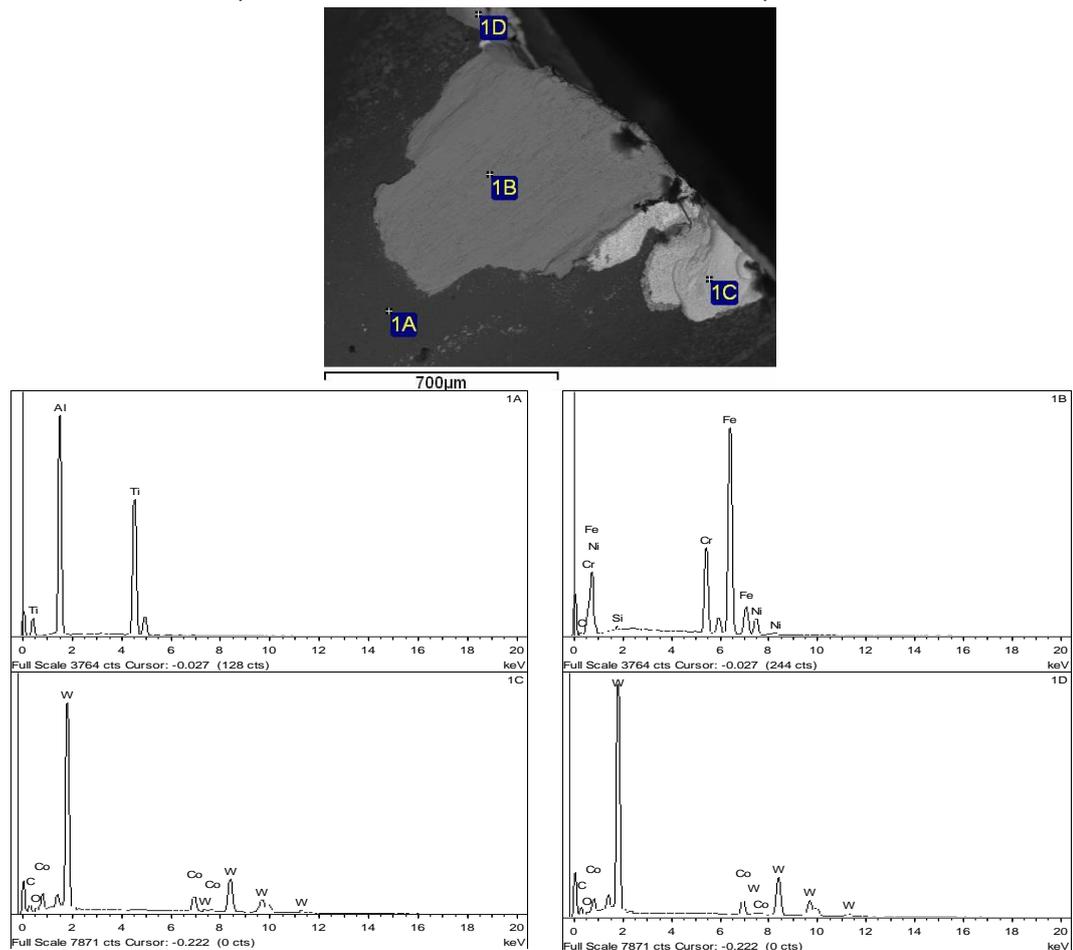


Figura 3-14: Análisis SEM-EDX en el flanco de la herramienta recubierta con AlTiN.

Un problema asociado con el proceso de deposición PVD es la presencia de droplets en la superficie de los recubrimientos. Estas partículas, típicas de los procesos de evaporación por arco eléctrico, dificultan el deslizamiento del material sobre la superficie de la herramienta. En las zonas en las que el material mecanizado arrastra estas partículas se produce un severo desgaste abrasivo. En la Figura 3-15 se pueden observar los droplets y las marcas típicas del desgaste abrasivo ocasionado por las partículas arrastradas. El análisis EDX indica que en el borde del filo (zona 1C) ha quedado adherido el acero inoxidable y en la zona 1B, mas alejada del borde del filo de corte, el acero inoxidable se desliza sobre la superficie de la herramienta provocando un desgaste abrasivo.

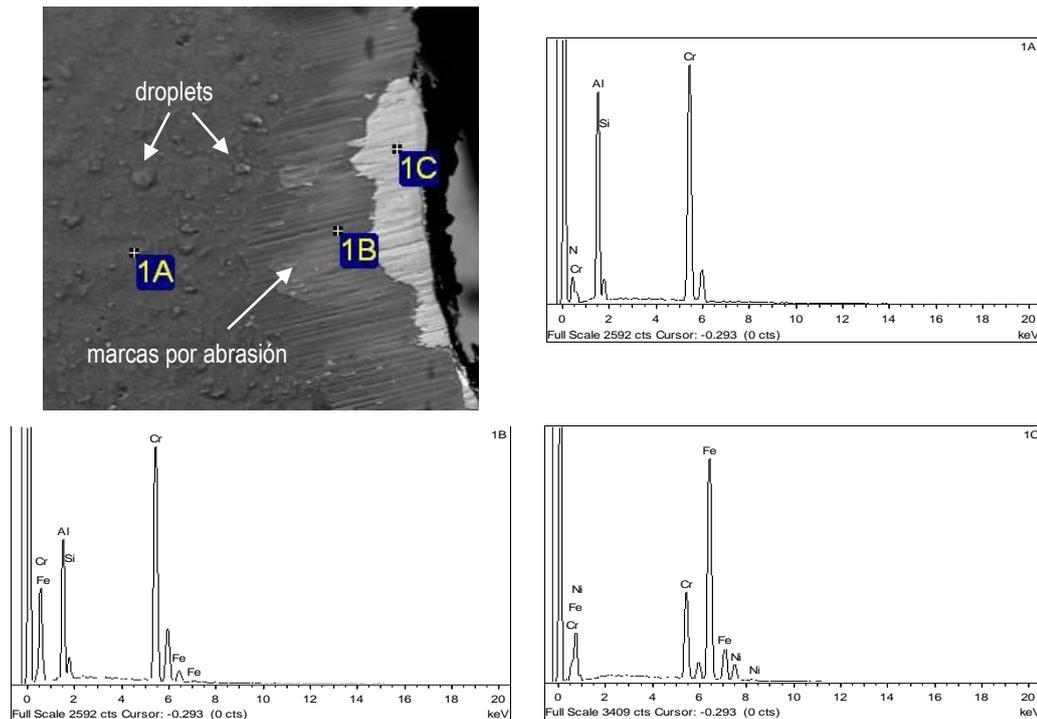


Figura 3-15: Análisis SEM-EDX del filo de la herramienta con recubrimiento AlCrSiN.

Teniendo en cuenta los resultados obtenidos en esta etapa de ensayos, y a pesar de los inconvenientes derivados de la imposibilidad de contar con una geometría de corte optimizada para el torneado del acero inoxidable, se puede concluir que el recubrimiento AlTiSiN (nACO®) ha mostrado un rendimiento superior al resto de los recubrimientos ensayados.

Los parámetros evaluados durante los ensayos de desgaste (evolución del desgaste en incidencia, fuerza tangencial de corte y rugosidad de la superficie mecanizada) han sido más favorables para la herramienta con recubrimiento Naco®, por lo que es el recubrimiento que se ha seleccionado para la siguiente etapa de ensayos. Por otro lado, se han observado fallos en la deposición del recubrimiento a lo largo del filo de la herramienta y pérdida del recubrimiento durante el proceso de corte. Estos problemas pueden ser tratados mediante la aplicación de pre-tratamientos al sustrato de la herramienta, que ayudan a mejorar la deposición y adhesión al sustrato.

Teniendo en cuenta lo anterior, se ha realizado una segunda etapa de ensayos con una herramienta con geometría de corte mejorada y se ha comparado el efecto de distintos pre-tratamientos aplicados a las herramientas con recubrimiento PVD nACO®.

3.3.2. RESULTADOS DE LA SEGUNDA ETAPA DE ENSAYOS: EFECTO DE LOS PRE-TRATAMIENTOS EN EL COMPORTAMIENTO DE LA HERRAMIENTA DE CORTE.

En este apartado se muestran los resultados obtenidos al comparar el efecto que tienen diferentes pre-tratamientos (Drag-Finish y Micro-Blasting) sobre el sustrato y posterior recubrimiento PVD Naco®. En concreto se han analizado los parámetros que se indicaron en la Figura 3-4 mediante distintas técnicas de análisis obteniendo los resultados que se indican a continuación.

a) Alteraciones en el perfil geométrico de las herramientas con pre-tratamiento.

En la Figura 3-16 se representan los perfiles geométricos medidos en las distintas herramientas sobre la cara de desprendimiento, con el objetivo de detectar los cambios geométricos ocasionados por los pre-tratamientos, especialmente en la zona del radio del filo de corte.

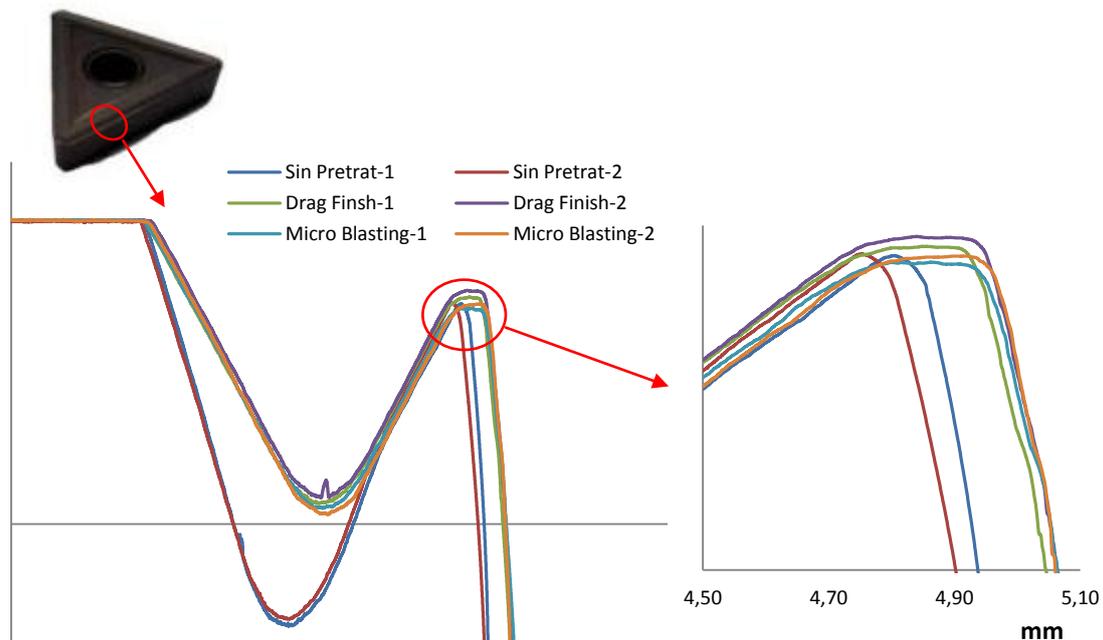


Figura 3-16: Perfiles de la geometría de corte de la herramienta TNMG 160408-MS sin pre-tratamiento y con Drag-Finish y Micro-Blasting.

En la figura se observa que las herramientas que han sido sometidas a un pre-tratamiento presentan un filo menos agudo y por tanto con mayor superficie de contacto.

b) Resultado de las medidas de rugosidad.

Ambas técnicas de pre-tratamiento han modificado el estado superficial del sustrato. En la Figura 3-17 se indican los valores de rugosidad medidos en la superficie de incidencia de las herramientas con los distintos pre-tratamientos.

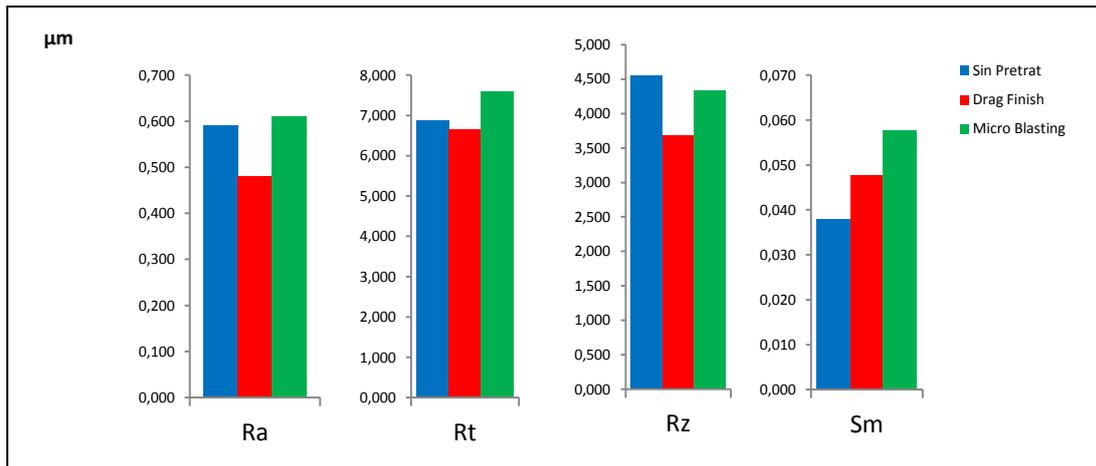


Figura 3-17: Efecto de los pre-tratamientos en la rugosidad superficial del sustrato

En los trabajos realizados por Takadoum y Bennani (Takadoum, y otros, 1997) se puso de manifiesto que la adhesión del recubrimiento disminuye con el aumento de la rugosidad del sustrato. Por otro lado, según los estudios realizados por Bouzakis (Bouzakis, y otros, 2001) un valor alto del parámetro de rugosidad S_m indica una disminución en la capacidad de adhesión del recubrimiento.

En la Figura 3-17 se observa que la herramienta que ha sido pulida (Drag-Finish) presenta los menores valores de rugosidad, mientras que a la herramienta sometida a Micro-Blasting le corresponden los valores más elevados. Además se observa que el mayor valor del parámetro S_m le corresponde a la herramienta sometida a Micro-Blasting y, por tanto, es la superficie con menor capacidad de adhesión. Estos resultados se ratifican con los del ensayo de adhesión.

La rugosidad de la superficie recubierta sigue la misma tendencia que la rugosidad del sustrato. En la Figura 3-18 se indican los valores de rugosidad para las distintas herramientas recubiertas con Naco®. Puede verse que, de nuevo, los menores valores de rugosidad del recubrimiento son para la herramienta sometida a Drag-Finish y los valores superiores corresponden a la herramienta con Micro-Blasting. Esto es debido a que el espesor de la capa depositada es tan pequeño que se ha copiado la rugosidad superficial del sustrato.

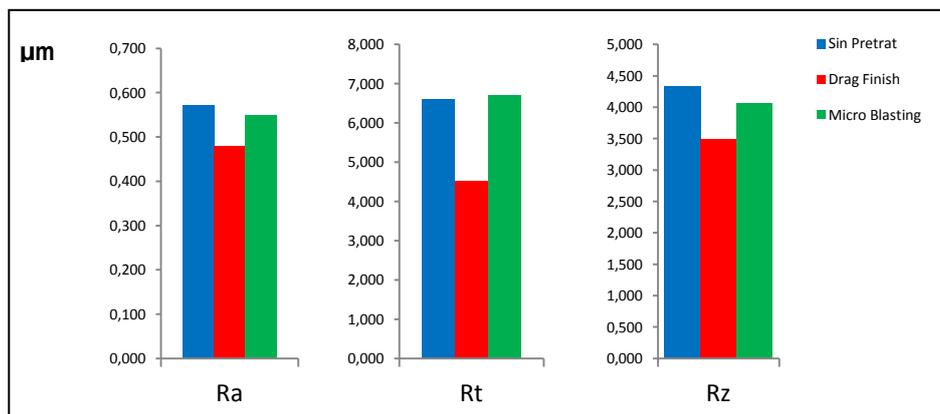


Figura 3-18: Efecto de los pre-tratamientos en la rugosidad superficial del recubrimiento.

La Figura 3-19, correspondiente a una zona donde se ha producido una rotura del filo de la herramienta sometida a Micro-Blasting, ha permitido medir el espesor de la capa del recubrimiento, resultando un valor entorno a 2 µm. Debido al pequeño espesor de la capa se reproduce en el recubrimiento la rugosidad del sustrato, como se ha comprobado con las medidas de rugosidad realizadas.

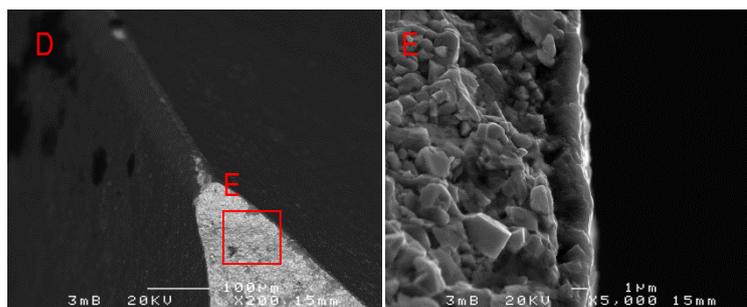


Figura 3-19: Detalle del recubrimiento en una zona fracturada de la herramienta Micro-Blasting.

La rugosidad del recubrimiento afecta al rozamiento en la intercara viruta-herramienta. La herramienta con Micro-Blasting, que presenta los mayores valores de rugosidad, estará sometida a un rozamiento mayor durante el mecanizado dificultándose el deslizamiento de la viruta sobre la superficie de desprendimiento de la herramienta con un aumento de la temperatura en esta zona. Además, según las investigaciones realizadas por Takadoum y Bennani (Takadoum, y otros, 1997) el desgaste del recubrimiento es más severo para las superficies con mayor rugosidad.

c) Resultados del test de adhesión.

En la Figura 3-20 se muestran las imágenes SEM de las huellas obtenidas en el test de adhesión. En dichas imágenes las zonas brillantes corresponden al metal duro y por tanto indican las zonas donde se ha producido el desprendimiento del recubrimiento. La imagen correspondiente a la herramienta sometida a Micro-Blasting presenta la mayor superficie brillante y fisuras radiales lo cual sugiere mala adhesión del recubrimiento. La imagen correspondiente a la herramienta sin ningún pre-tratamiento también muestra una zona amplia donde se ha desprendido el recubrimiento.

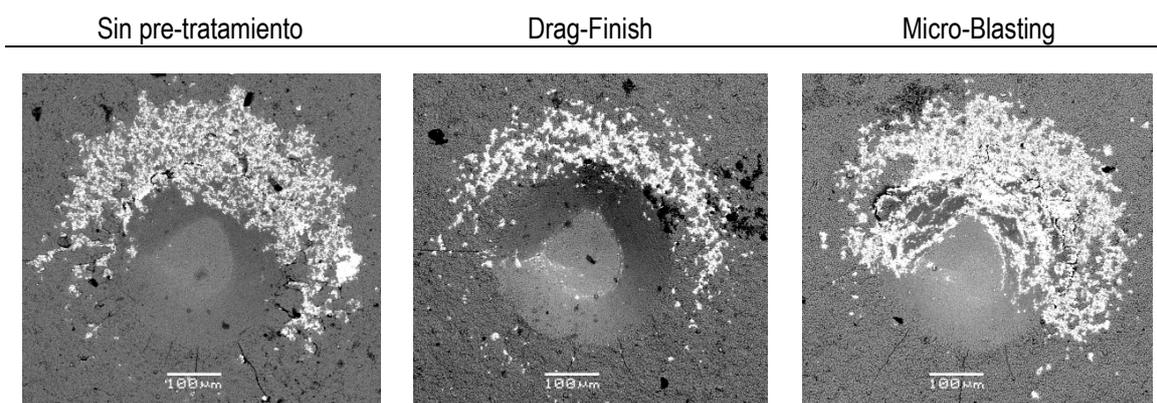


Figura 3-20: Imágenes SEM correspondientes a las huellas del test de adhesión para los distintos pre-tratamientos.

Los resultados del test han indicado mejor adhesión para la herramienta sometida a Drag-Finish coincidiendo con los resultados obtenidos de las medidas de rugosidad.

d) Análisis mediante el microscopio electrónico de barrido.

En la Figura 3-21 se muestran las imágenes SEM correspondientes al sustrato de las herramientas con los distintos pre-tratamientos. En las imágenes de la primera fila, realizadas a 200 aumentos, se observa el estado de las superficies sobre las cuales se depositará el recubrimiento. La superficie sometida a Micro-Blasting presenta zonas con pequeñas depresiones ocasionadas por el bombardeo de las micropartículas. No se observan diferencias significativas para las imágenes a) y b) aunque las medidas de rugosidad indicaron mejor acabado superficial para la herramienta sometida a Drag-Finish. En las imágenes de la segunda fila, realizadas con mayores aumentos (x1.000) se observa la morfología de los granos de metal duro. Se puede ver que hay más huecos intergranulares para las herramientas que han sido sometidas a un pre-tratamiento. En la imagen correspondiente a Micro-Blasting (imagen i, x5.000 aumentos) pueden observarse los cráteres ocasionados por las microesferas de vidrio y un fragmento del vidrio utilizado para bombardear la herramienta que ha quedado adherido en la superficie del sustrato.

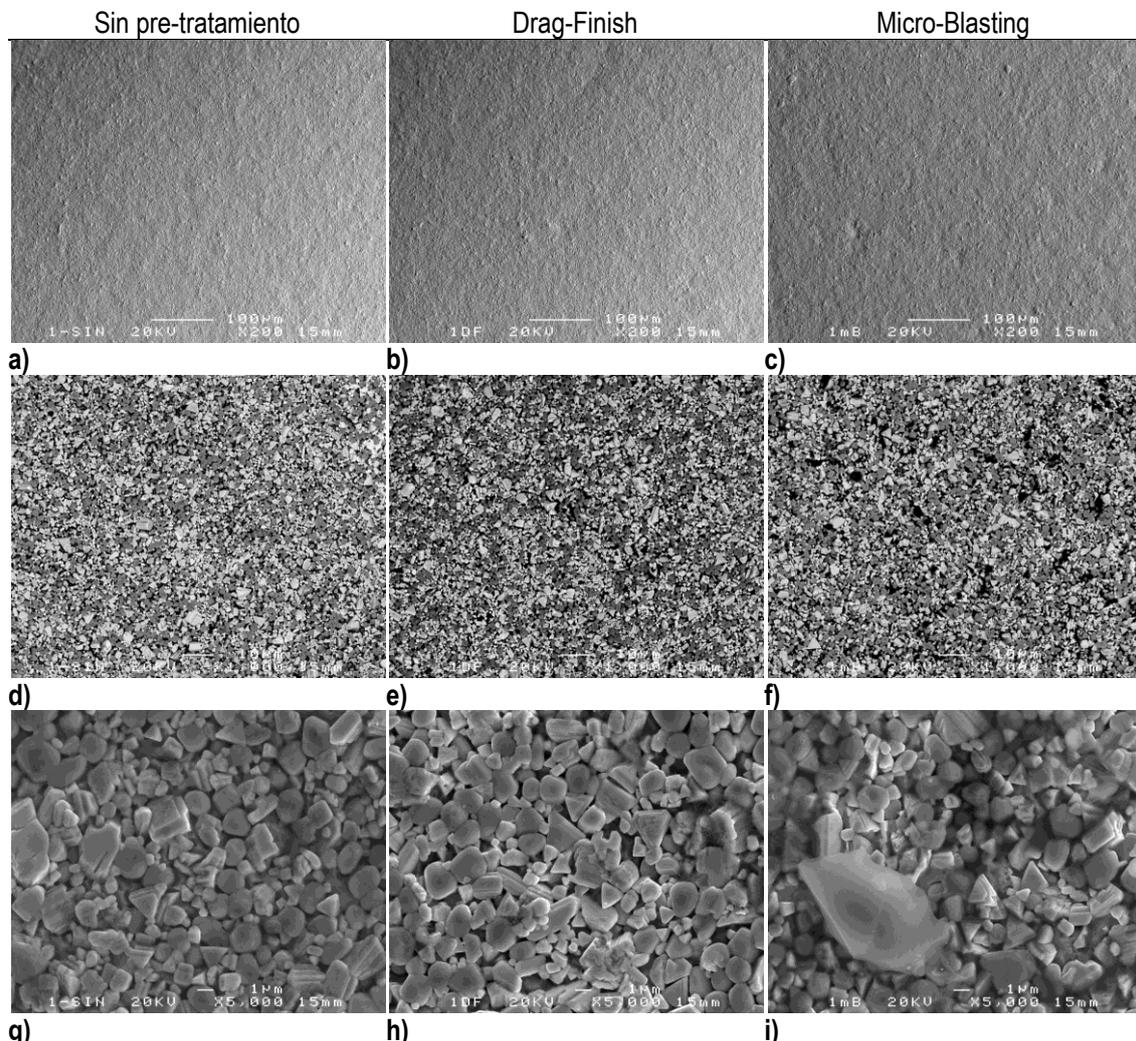


Figura 3-21: Imágenes SEM correspondientes al sustrato de las herramientas con distintos pre-tratamientos.(x200; x1.000 y x5.000 aumentos)

En la Figura 3-22, equivalente a la imagen i de la Figura 3-21, se ha realizado un análisis de composición en la zona B1, indicando que hay contenido en Al-Si-Ca-Na y por tanto se confirma la presencia de restos de vidrio adheridos al sustrato. Estas partículas de vidrio han impedido que el

recubrimiento se deposite sobre la totalidad del sustrato, como se puede ver en las imágenes correspondientes a la herramienta sometida a Micro-Blasting de la Figura 3-23. Para evitar este problema, será necesario realizar una limpieza para eliminar los restos de las partículas adheridas durante el tratamiento de Micro-Blasting.

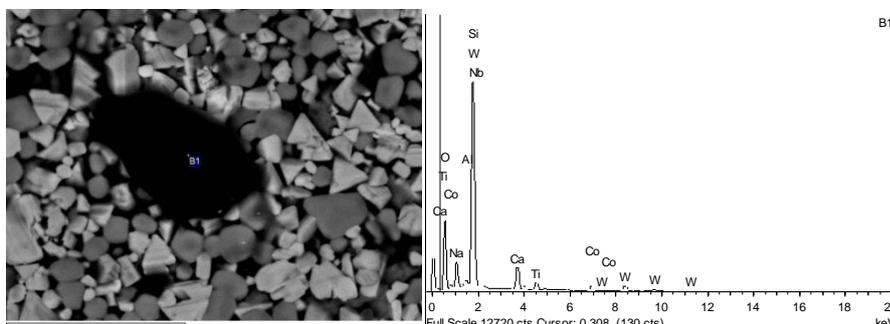


Figura 3-22: Imagen SEM y análisis EDX de un fragmento de vidrio adherido al sustrato de la herramienta durante el pre-tratamiento de Micro-Blasting.

En las imágenes de la Figura 3-23 puede verse el estado de las herramientas con distintos pre-tratamientos recubiertas con nACO®. En los tres casos se observa que el recubrimiento no se ha depositado correctamente en el borde del filo de la herramienta. Estos fallos de deposición fueron más acusados para las herramientas sin pre-tratamiento y con Micro-Blasting. Además, para esta última, se observaron extensas zonas sin recubrimiento en la superficie de incidencia, como consecuencia de las partículas de vidrio, como se ha señalado anteriormente.

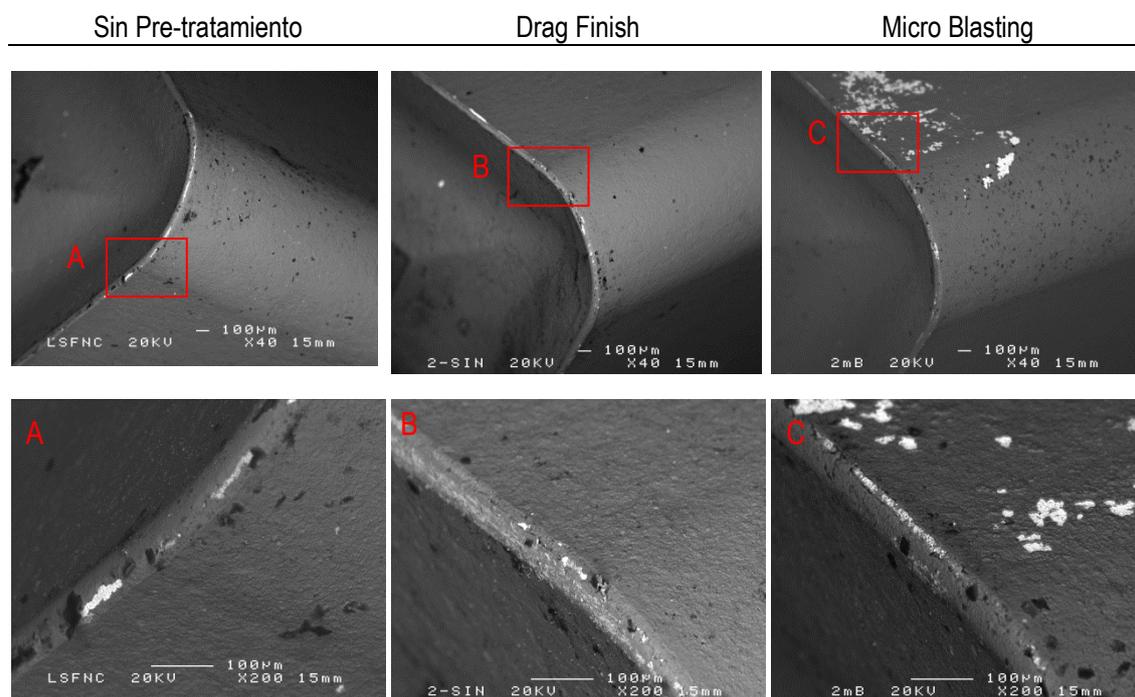


Figura 3-23: Imágenes SEM de las herramientas con pre-tratamiento y recubrimiento Naco®.

En la Figura 3-24 se muestra un detalle del filo de la herramienta sometida a Micro-Blasting. Se observa que el espesor del recubrimiento es menor a lo largo del filo de la herramienta. Además, se puede ver en detalle las zonas donde el recubrimiento no se ha depositado correctamente. Un análisis EDX en dichas zonas confirma este hecho.

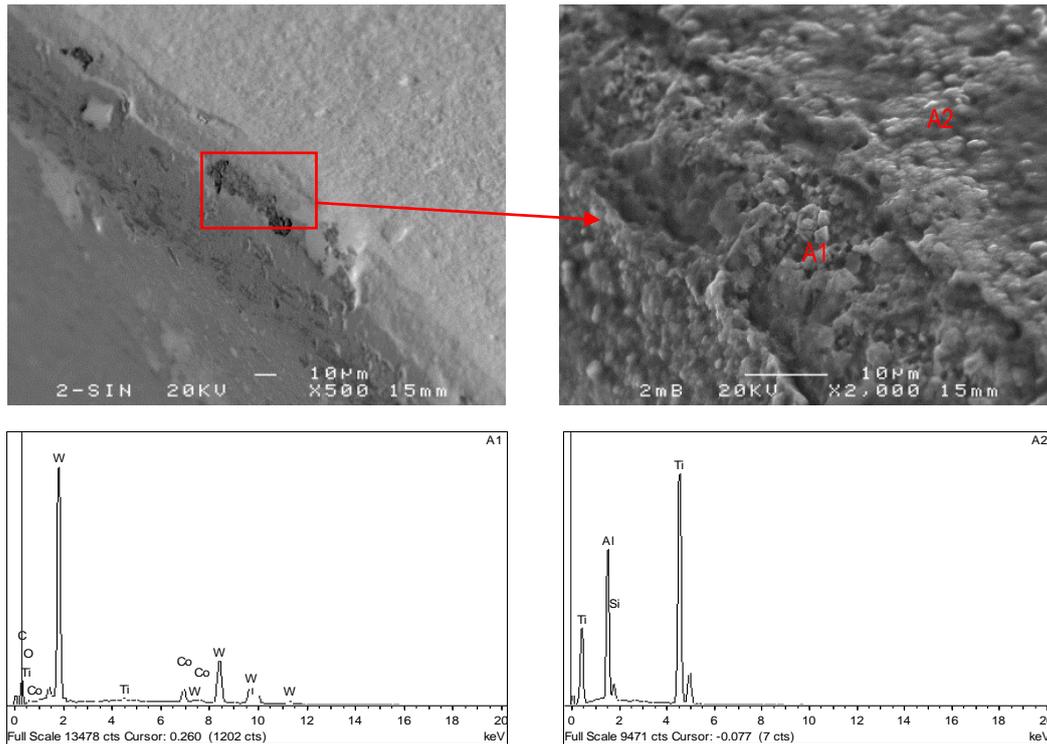


Figura 3-24: Imagen SEM y microanálisis EDX de una zona correspondiente al filo de la herramienta con Micro-Blasting y recubrimiento nACO.

e) Resultados de los ensayos de desgaste.

En general los tres tipos de herramientas han experimentado un rápido desgaste, ocasionado por una geometría de corte no optimizada. La herramienta utilizada en esta segunda etapa de ensayos ha disminuido los problemas en el control de viruta que se tuvieron en la primera etapa de ensayos, pero en todo caso se han observado daños en la superficie de desprendimiento ocasionados por el rozamiento de la viruta, llegándose a dañar el filo secundario. Esto se debe a la ausencia de rompevirutas con geometría adecuada para operaciones de torneado en placas de metal duro adecuadas para un recubrimiento PVD. Esta limitación no invalida el estudio sobre la mejor combinación de pretratamiento/recubrimiento.

La herramienta sometida a Drag-Finish presentó mejor comportamiento frente a las otras dos. La herramienta sin ningún pre-tratamiento tuvo una duración inferior y la herramienta sometida a Micro-Blasting fue claramente inferior.

En la Figura 3-25 se presentan los valores de las tres componentes de la fuerza de corte que se registraron durante el mecanizado con las tres herramientas. Se puede ver que para los primeros instantes del corte, las fuerzas fueron menores para la herramienta con Micro-Blasting, pero rápidamente experimentaron un brusco aumento debido al rápido desgaste y fractura del filo. Por el contrario, las otras dos herramientas mostraron un comportamiento estable con un suave incremento de las fuerzas de corte. Las tres componentes de la fuerza de corte han sido siempre inferiores para la herramienta sometida a Drag-Finish.

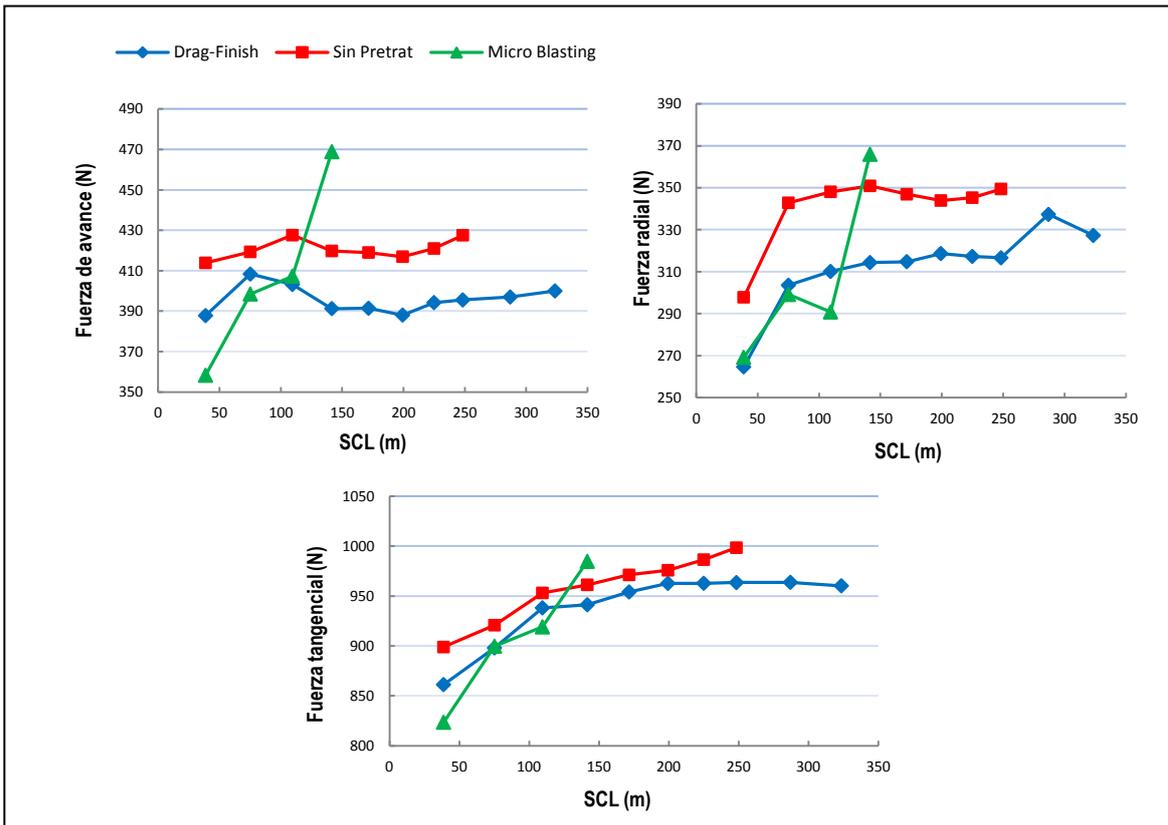


Figura 3-25: Fuerzas de corte durante los ensayos de desgaste de las herramientas con distintos pre-tratamientos y recubrimiento nACO®.

En la Figura 3-26 se muestran los valores de rugosidad para las superficies mecanizadas con las herramientas usando los distintos pre-tratamientos. Nuevamente, la herramienta con pretratamiento Micro-Blasting proporciona peores resultados que la herramienta sin pretratar o la herramienta pretratada con Drag-Finish. En el caso de estas dos últimas la rugosidad se mantiene en valores de R_a y R_t aceptables y bastante estables, mientras que la herramienta con pretratamiento Micro-Blasting da lugar a acabados superficiales en la pieza inaceptables, significativo de una degradación muy rápida del filo.

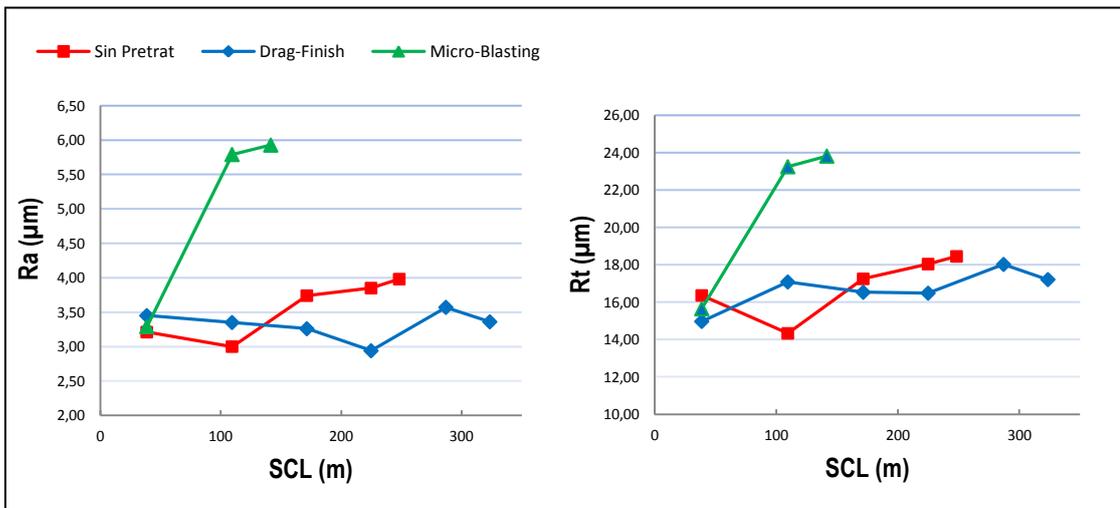


Figura 3-26: Rugosidad de las superficies mecanizadas con las herramientas con distintos pre-tratamientos y recubrimiento Naco®.

Para analizar el desgaste de las herramientas se tomaron imágenes con el microscopio electrónico de barrido. En la Figura 3-27 se muestra el estado de desgaste alcanzado por las tres herramientas. Se puede observar que la herramienta sometida a Drag-Finish ha experimentado un desgaste regular. Sin embargo, las otras dos herramientas han sufrido rotura en el filo, siendo más severa la rotura sufrida en la punta para la herramienta con Micro Blasting. Para las tres herramientas se ha observado material adherido a lo largo del filo de corte, fundamentalmente en las zonas donde se ha perdido el recubrimiento.

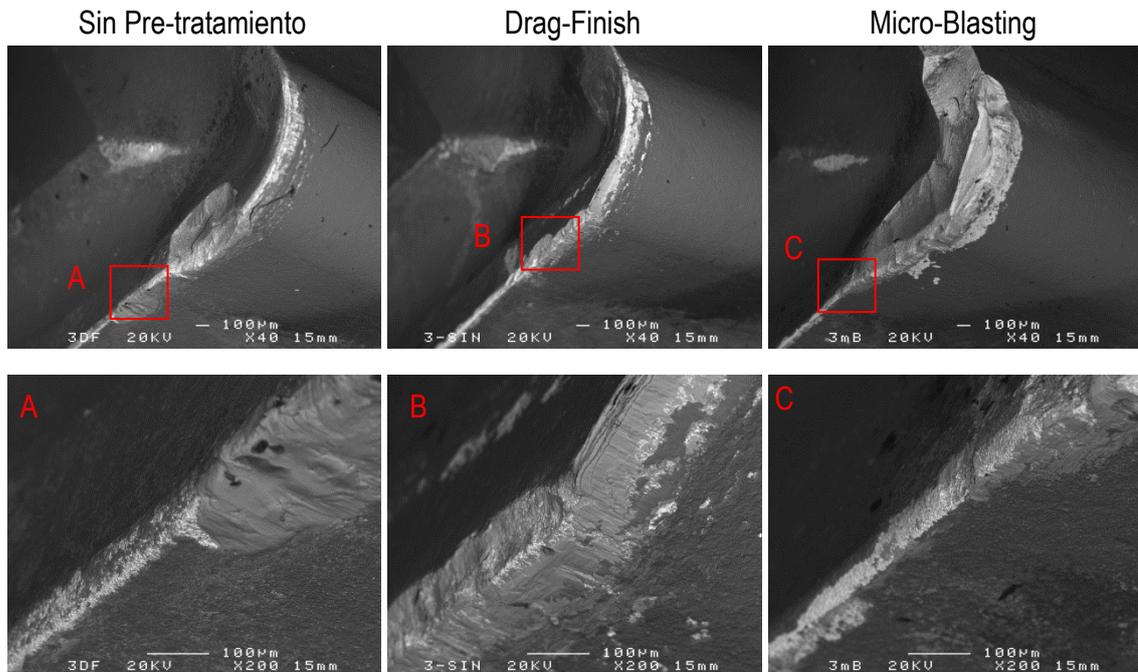


Figura 3-27: Imágenes SEM del desgaste de las herramientas con distintos pre-tratamientos.

3.4. RESULTADOS FINALES.

Los ensayos realizados con las distintas combinaciones de recubrimiento y pre-tratamientos han indicado que el recubrimiento Naco® y el pre-tratamiento de Drag-Finish proporcionan los mejores resultados.

En general el rendimiento de todas las herramientas ensayadas ha sido reducido debido a un inadecuado control de viruta. No se han encontrado en el mercado herramientas de metal duro sin recubrir con geometría de corte optimizada para el torneado de acero inoxidable austenítico y con un sustrato de calidad y con geometría adecuada para recubrimiento PVD.

El recubrimiento CVD lleva muchos años en estudio y se han desarrollado geometrías muy optimizadas para esta tecnología de recubrimiento. Sin embargo, con respecto al recubrimiento PVD todavía es necesario mayor desarrollo, fundamentalmente para su aplicación en herramientas de torneado, ya que hasta la actualidad el proceso PVD se ha venido desarrollado fundamentalmente en aplicaciones para herramientas rotativas.

Se han detectado problemas en la deposición del recubrimiento a lo largo del filo de la herramienta. Estos problemas pueden estar ocasionados por una inadecuada preparación del filo. Cuando se trata de recubrir con tecnología CVD se utilizan filos de herramienta redondeados, mientras que el recubrimiento PVD está orientado a filos muy agudos, donde las elevadas tensiones compresivas son beneficiosas. Por tanto, es necesario desarrollar geometrías optimizadas que favorezcan una deposición adecuada de los recubrimientos PVD, ya que se ha visto que las geometrías diseñadas para los recubrimientos CVD no sirven para la tecnología de recubrimiento PVD.

Hasta la fecha hay poca investigación en los efectos de los pre-tratamientos en el comportamiento de las herramientas. Los análisis realizados en la segunda etapa de ensayos han mostrado que el pre-tratamiento Drag-Finish produce efectos beneficiosos que aumentan el rendimiento de la herramienta. Sin embargo el pre-tratamiento de Micro-Blasting ha ocasionado problemas en la deposición y adhesión del recubrimiento reduciendo la duración de las herramientas. En otras aplicaciones este tratamiento mecánico ha resultado ser beneficioso, como se ha demostrado en los trabajos realizados por el grupo de Bouzakis (Bouzakis, y otros, 2011, a) (Bouzakis, y otros, 2011, b). Sin embargo para alcanzar las ventajas de estos pre-tratamientos es necesario mantener un adecuado control de los parámetros del proceso, ya que valores inadecuados pueden producir efectos perjudiciales. Por tanto, es necesario afrontar una investigación que permita optimizar dichas tecnologías de preparación superficial.

Los resultados han puesto de manifiesto la necesidad de una estrecha colaboración entre el fabricante de la herramienta y el responsable de realizar el recubrimiento, siendo necesario abordar más estudios para aplicaciones en herramientas de torneado con recubrimientos PVD.

Capítulo 4

**ESTUDIO DEL EFECTO DE LA VELOCIDAD DE
CORTE EN EL TORNEADO EN SECO DEL ACERO
INOXIDABLE AUSTENÍTICO**

4. ESTUDIO DEL EFECTO DE LA VELOCIDAD DE CORTE EN EL TORNEADO EN SECO DEL ACERO INOXIDABLE AUSTENÍTICO.

4.1. INTRODUCCIÓN.

El objetivo fundamental del mecanizado de alta velocidad (HSC) es aumentar la tasa de arranque de material sin degradar la calidad de la pieza mecanizada, es decir, obteniendo piezas de elevada precisión dimensional y calidad superficial. La tasa de arranque de material, en una operación de torneado, es el producto de la velocidad de corte (V_c), el avance (f_n) y la profundidad de pasada (a_p). Por tanto un aumento de la productividad requiere valores altos de los tres parámetros de corte señalados.

Un aumento de f_n y/o a_p afectan negativamente al acabado superficial de la pieza y producen un incremento en las fuerzas de corte. Este hecho aumenta el riesgo de fallo catastrófico de la herramienta y los requerimientos de potencia y rigidez en la estructura de las máquinas-herramienta. Por tanto, un mecanizado con valores altos de f_n y a_p sólo es aplicable a materiales blandos, como aluminio, aleaciones ligeras, materiales féreos.

Sin embargo, la velocidad de corte tiene efectos contrarios a los dos parámetros anteriores, ya que, según se demuestra en numerosas investigaciones, un aumento de V_c mejora el acabado superficial y reduce las fuerzas de corte. Como consecuencia, se obtienen piezas con bajas rugosidades, alta precisión y buenos acabados (Puertas, y otros, 2003), (Pawade, y otros, 2007) y (Cakir, y otros, 2009). El aspecto negativo de las elevadas velocidades de corte es su efecto adverso en la vida de la herramienta. La conocida ecuación de Taylor de vida de herramienta y otras como la ecuación de Kronenberg o König-Depiereux, señalan que el parámetro de corte que más afecta a la vida de la herramienta, para una determinada combinación de material a mecanizar y herramienta, es la velocidad de corte. A pesar de lo anterior, la tendencia actual es hacia el mecanizado de alta velocidad de corte, ya que el coste de la herramienta es secundario cuando lo comparamos con otros costes de operación, por ejemplo el coste horario para máquinas multitarea. Por otro lado, el desarrollo de nuevos materiales de herramienta y recubrimientos hacen posible aumentar la velocidad de corte con valores aceptables de vida de herramienta, incrementando la productividad del proceso.

Por tanto, en el HSC se mantiene en valores convencionales la sección de viruta, es decir, la velocidad de avance y la profundidad de pasada, pero se optimiza la velocidad de corte como medio para alcanzar los objetivos de productividad y calidad de las piezas manteniendo una vida de herramienta aceptable. El rango de las velocidades de corte a las cuales se puede mecanizar un material con una vida de herramienta aceptable es muy amplio en función de los diferentes materiales. Por ejemplo el aluminio se puede mecanizar a una velocidad de corte en torno a 8.000 m/min (Schulz, y otros, 2001), sin embargo el rango de velocidad para el titanio y el inconel está en torno a 250 m/min (Nalbant, y otros, 2007). De forma tradicional, el mecanizado de los aceros inoxidables austeníticos se viene realizando en un rango de velocidades de corte conservadoras, entre 150 y 350 m/min, no existiendo

estudios del comportamiento de estos materiales cuando se mecanizan a velocidades de corte por encima de estos valores.

La estrategia básica para conseguir un mecanizado HSC óptimo es ser capaz de seleccionar la velocidad de corte y herramienta adecuada para un determinado material. Para lograr esto, es imprescindible entender el efecto de la velocidad de corte sobre las propiedades mecánicas y térmicas del conjunto material de pieza-herramienta de corte.

En este apartado, se ha analizado el efecto de la velocidad de corte sobre el desgaste de la herramienta, la calidad superficial de la pieza, las fuerzas de corte y la formación de viruta para el torneado del acero inoxidable austenítico AISI 303, que es uno de los aceros de maquinabilidad mejorada de uso frecuente para fabricación de piezas en serie en tornos automáticos. Estos factores han sido estudiados para velocidades de corte convencionales (V_c menor de 350 m/min) y para velocidades de corte muy elevadas (hasta 870 m/min) con el objetivo de analizar el proceso de corte en un amplio rango de condiciones y observar los efectos de la velocidad sobre los parámetros citados anteriormente.

4.2. METODOLOGÍA EXPERIMENTAL.

Los experimentos consistieron en cilindrar barras de diámetro 60 mm y longitud 180 mm. Los ensayos se realizaron sin refrigerante, siguiendo la tendencia actual del mecanizado ecológico. El material de la pieza ensayado fue acero inoxidable austenítico AISI 303 con la composición química indicada en la tabla 2-1 del Capítulo 2.

Las operaciones de cilindrado se realizaron manteniendo constante la profundidad de pasada y el avance y variando la velocidad de corte en un amplio rango de condiciones. En la Tabla 4-1 se indican las condiciones que se han utilizado en los ensayos.

Condiciones de corte.									
f_n (mm/rev):	0,2								
a_p (mm):	1								
V_c (m/min):	37	75	150	300	450	600	750	845	870

Tabla 4-1: Condiciones de corte utilizadas en los ensayos de cilindrado.

Los valores de a_p y f_n están dentro del rango de condiciones recomendadas por los fabricantes de herramientas y no se han modificado debido al efecto adverso que estos parámetros tienen sobre el acabado superficial y las fuerzas de corte durante el torneado, como se ha comentado en el apartado 1.2. El rango de V_c ensayado abarca desde las condiciones recomendadas por los fabricantes de herramientas hasta valores muy superiores a los recomendados.

La herramienta utilizada fue una plaquita comercial, producida por Sandvik, con geometría típica para operaciones de cilindrado, TNMG 160408-MM. Es una herramienta de metal duro con recubrimiento multicapa. El sustrato de la plaquita equivale a un M25 y tiene un recubrimiento CVD de 5,5 μm (TiCN-Al₂O₃-TiN).

Todos los ensayos realizados comenzaron con un filo nuevo. Durante el proceso se midieron las fuerzas de corte, la rugosidad y la integridad superficial, el desgaste de la herramienta y la geometría de la viruta obtenida. Por tanto, en cada uno de los ensayos se realizó el siguiente control:

- Se registraron las tres componentes de la fuerza de corte y se determinó el valor medio, con el equipamiento y metodología descritos en el apartado 2.1-c).
- Se midió el acabado superficial de las probetas mecanizadas, utilizando el equipamiento y metodología descritos en el apartado 2.1-d).
- Se analizó el desgaste de las herramientas de corte. Se evaluó el desgaste en las superficies de incidencia y desprendimiento de las herramientas mediante microscopía electrónica de barrido (SEM: JEOL JSM-6400) y se hizo un análisis de composición (EDX) en dichas superficies.
- Se recogieron muestras de las virutas obtenidas a las distintas velocidades de corte. Se tomaron imágenes SEM en posiciones adecuadas para realizar un análisis geométrico de la viruta y se hizo un análisis EDX en la superficie de la viruta que desliza por la cara de desprendimiento de la herramienta.
- Se evaluó el daño superficial provocado por la acción del corte. El estado de la superficie mecanizada se analizó a través de la deformación estructural y de la alteración en la microdureza producida en la superficie de la pieza.

Para analizar el daño superficial sufrido por el material, debido a la acción del corte, se prepararon nueve probetas metalográficas, una para cada velocidad de corte ensayada. Para ello, en primer lugar, se prepararon unos discos y sobre ellos se cortó una porción de material mediante electroerosión por hilo. Las probetas así obtenidas se encapsularon mediante resinas apropiadas para montaje en frío y posteriormente se procedió al pulido mecánico mediante abrasivos, en sucesivos pasos, con partículas cada vez más finas, hasta conseguir una superficie plana y brillante. Para revelar la microestructura del acero inoxidable austenítico fue necesario someter a las probetas a un pulido electrolítico. Para ello se sumergieron las muestras, durante un tiempo aproximado de 40 segundos, en una solución de ácido oxálico al 10%, y se hizo pasar una corriente de 6 V DC y 0,5 A. Las superficies así obtenidas se examinaron usando un microscopio metalográfico Olympus BX 80.

Para examinar el aumento de dureza en la superficie mecanizada se utilizó un microdurómetro SHIMADZU, modelo HMV-200C. Con dicho equipo se realizó el ensayo de dureza por huella, con penetrador Vickers, según la Norma UNE-EN ISO 6507. En la Figura 4-1 se puede ver una probeta, su correspondiente imagen metalográfica y las huellas correspondientes a las medidas de microdureza realizadas a distintas profundidades respecto a la superficie mecanizada.

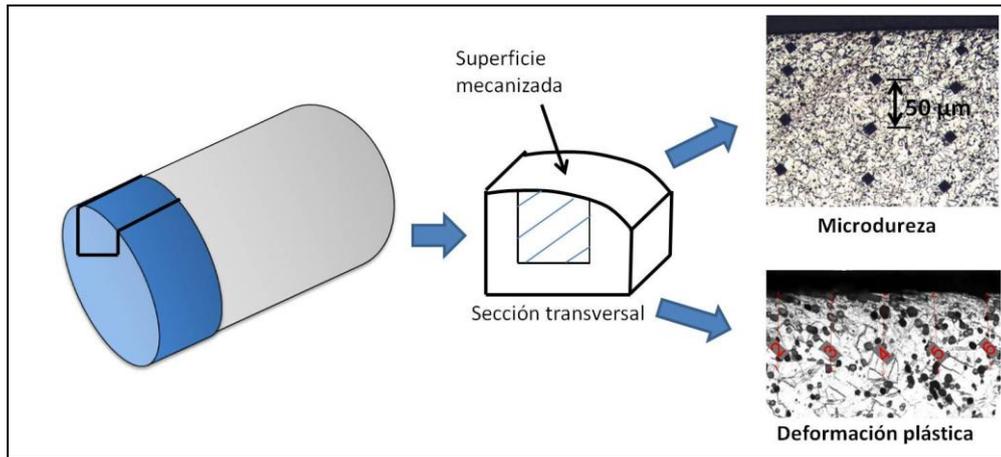


Figura 4-1: Probeta, micrografía y medidas de microdureza para el acero austenítico AISI 303

4.3. RESULTADOS.

4.3.1. EFECTO DE LA VELOCIDAD DE CORTE EN LAS FUERZAS DE CORTE.

Si analizamos las expresiones de las fuerzas de corte deducidas por Merchant, podemos observar que no consideran la velocidad de corte como un factor de análisis. Oxley propuso una teoría modificada incluyendo el efecto de la velocidad de corte a través de la velocidad de deformación. De acuerdo con Oxley, la fuerza de corte disminuye inicialmente, dentro de un rango de velocidades de corte moderadas, y posteriormente aumenta en función de las características específicas de deformación-endurecimiento de los distintos materiales a mecanizar.

En la Figura 4-2 se muestra la evolución de las tres componentes de la fuerza de corte con V_c . Se puede observar que la componente tangencial es aproximadamente el doble de las otras dos componentes. También se observa que cuando la velocidad de corte aumenta desde 35 hasta 450 m/min, las tres componentes de la fuerza de corte disminuyen y tienden a aumentar a velocidades superiores a 450 m/min. Este comportamiento también ha sido observado en el mecanizado de aleaciones de titanio (Sun, y otros, 2009) y aceros de contenido medio en carbono (Sutter, y otros, 2005).

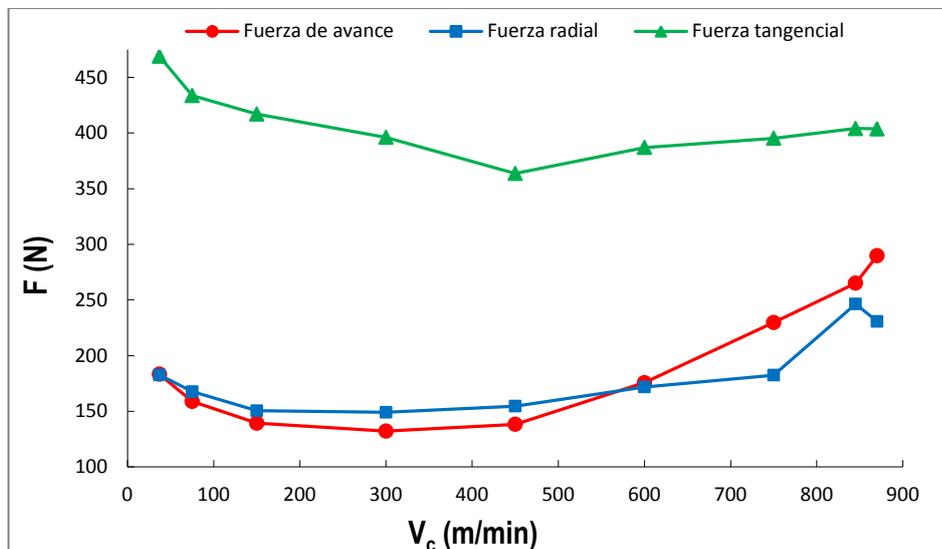


Figura 4-2: Evolución de las fuerzas de corte con la velocidad de corte ($f_n=0,2$ mm/rev; $ap=1$ mm)

Este comportamiento puede explicarse por el balance entre la velocidad de endurecimiento por deformación y el ablandamiento térmico del material. Estos factores están considerados en la conocida ley de Johnson-Cook, que explica el comportamiento viscoplástico de los materiales. Esta ley expresa la tensión de fluencia de un material como función de la deformación, la velocidad de deformación y la temperatura.

$$\theta = [A + B \cdot \epsilon_p^N] \left[1 + C \cdot \ln \left(\frac{\dot{\epsilon}_p}{\dot{\epsilon}_0} \right) \right] [1 - T_H^M] \quad (4-1)$$

En la primera parte de la curva de la Figura 4-2 (que comprende las velocidades 35 – 450 m/min) las fuerzas de corte disminuyen con el aumento de la velocidad de corte. En este caso, el factor correspondiente al ablandamiento térmico del material $[1 - T_H^M]$ predomina en la ecuación de Johnson-Cook. Debido a la baja conductividad térmica del acero inoxidable AISI 303 (15 W/mK) el calor generado durante el proceso de corte no puede ser disipado rápidamente, ocasionando un importante incremento de la temperatura en la zona de deformación y en consecuencia se produce un ablandamiento térmico del material que favorece la disminución de las fuerzas de corte.

En la segunda parte de la curva, por encima de 450 m/min, las fuerzas de corte experimentan una tendencia creciente con V_c . En este caso predomina el factor correspondiente al endurecimiento por velocidad de deformación $\left[1 + C \cdot \ln \left(\frac{\dot{\epsilon}_p}{\dot{\epsilon}_0} \right) \right]$ y en consecuencia las fuerzas de corte presentan una tendencia creciente. Este comportamiento coincide con la teoría clásica expuesta por Oxley, que considera el efecto del endurecimiento por deformación, la velocidad de deformación y la temperatura en las propiedades del material (Oxley, 1989).

El comportamiento mostrado por las tres componentes de la fuerza de corte es similar en el primer tramo de la curva, experimentando una reducción en torno al 25%. Sin embargo, para las velocidades de corte superiores a 450 m/min, la pendiente de las curvas es diferente para las tres componentes. La componente tangencial experimenta el menor incremento, alrededor del 10%, mientras que la fuerza en la dirección de avance experimenta el mayor aumento, con una pendiente del 52% y la componente en la dirección radial aumenta en un 40%. Además, en la Figura 4-2, se puede observar que para las velocidades de corte superiores a 600 m/min, la fuerza de avance sobrepasa a la fuerza radial.

4.3.2. EFECTO DE LA VELOCIDAD DE CORTE EN LA RUGOSIDAD SUPERFICIAL.

En la Tabla 4-2 se indican los valores de rugosidad obtenidos para las superficies mecanizadas a las distintas velocidades de corte. Se indican los valores medios de los parámetros de rugosidad R_a y R_t , y la diferencia entre el valor máximo y mínimo obtenido para seis medidas realizadas sobre cada una de las superficies mecanizadas.

V_c (m/min)	37	75	150	300	450	600	750	845	870
R_a (μm)	<u>2,21</u>	1,84	2,00	2,14	2,12	1,66	<u>2,17</u>	1,84	1,90
$R_{a\max} - R_{a\min}$	1,50	0,58	1,11	0,74	0,26	0,16	0,11	0,15	1,05
R_t (μm)	<u>19,56</u>	9,50	10,77	10,47	10,91	8,84	<u>13,02</u>	10,45	12,61
$R_{t\max} - R_{t\min}$	17,62	3,28	8,36	5,96	5,62	1,49	2,26	2,93	10,27

Tabla 4-2: Valores medios de los parámetros de rugosidad R_a y R_t obtenidos para distintas velocidades de corte. (En negrita: mínimos valores de R_a y R_t . Subrayado: mayores valores de R_a y R_t).

Los valores teóricos de R_a y R_t pueden calcularse por medio de las conocidas ecuaciones (4-2) y (4-3), respectivamente. Estas expresiones se obtienen considerando la geometría de la herramienta y la relación entre el avance (f_n) y el radio de punta de la herramienta (r_n). De acuerdo con estas expresiones, los valores teóricos de rugosidad para las condiciones usadas en los ensayos de mecanizado son $R_a = 1,5 \mu\text{m}$ y $R_t = 6,25 \mu\text{m}$. Estos valores ideales son menores que los valores reales obtenidos para R_a y R_t debido a que la superficie mecanizada está afectada por otros factores relacionados con la inestabilidad durante el proceso de corte, el desgaste de la herramienta y las condiciones utilizadas.

$$R_a = \frac{f_n^2}{32 \cdot r_n} \quad (4-2)$$

$$R_t = \frac{f_n^2}{8 \cdot r_n} \quad (4-3)$$

Se puede observar que la superficie mecanizada a 600 m/min presenta el menor valor de R_a (1,66 μm) y R_t (8,84 μm), próximos a los valores teóricos, mientras que las superficies mecanizadas a 37 y 750 m/min presentan los mayores valores de rugosidad. Estos elevados valores son debidos a la presencia de vibraciones o al mecanizado inestable durante el proceso de corte. Para comprobar este hecho se han analizado las fuerzas de corte registradas. En la Figura 4-3 se representan los valores de la amplitud de la señal de fuerza ($F_{\max} - F_{\min}$) que es representativa de las vibraciones y de la estabilidad del proceso de corte. Los valores máximos de amplitud se corresponden con las velocidades de 37 y 750 m/min, donde la rugosidad es máxima, mientras que la amplitud mínima se alcanza a 600 m/min, lo cual indica condiciones estables de mecanizado y se corresponden con los valores mínimos de rugosidad. Este hecho corrobora la idea de que la rugosidad depende de los parámetros de corte y de la estabilidad del mecanizado (Lu, y otros, 2010) y (Abouelatta, y otros, 2001).

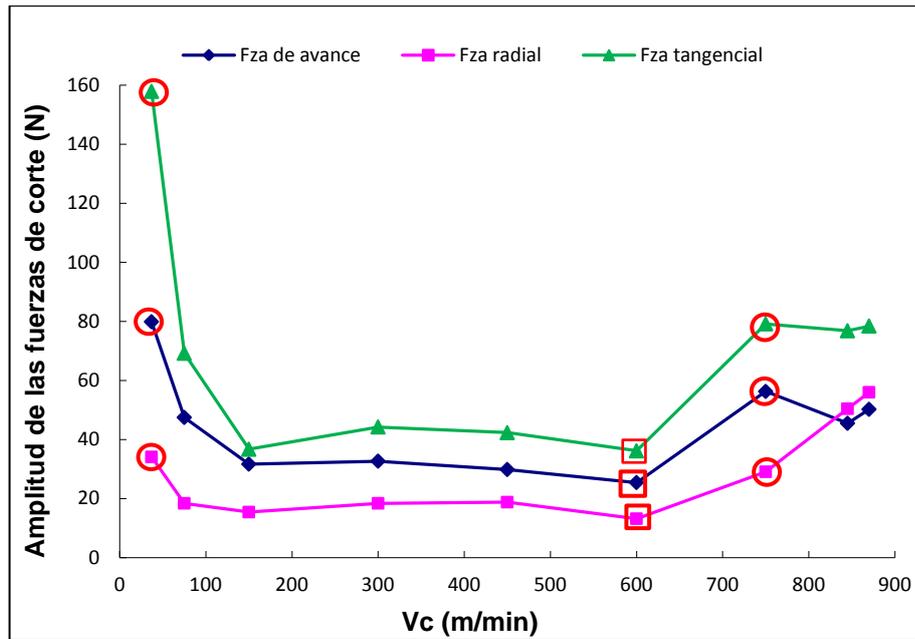


Figura 4-3: Evolución de la amplitud de las fuerzas de corte con la velocidad de corte.

4.3.3. EFECTO DE LA VELOCIDAD DE CORTE EN LA INTEGRIDAD SUPERFICIAL.

Se sabe que la acción de mecanizado altera la superficie de la pieza. La capa alterada puede reducir las propiedades mecánicas y de resistencia a la corrosión de los aceros inoxidables, reduciendo en consecuencia la vida útil del producto. La fatiga, la fluencia y la corrosión se inician en la superficie de los componentes y dependen en gran medida de la calidad de dicha superficie. Por tanto, cuando se trata de fabricar productos de alta calidad es necesario analizar el estado de la superficie de los productos mecanizados.

La integridad superficial evalúa la calidad de la superficie mecanizada y se analiza mediante elementos que describen la estructura de la superficie y de la capa subsuperficial. Generalmente se evalúa a través de la rugosidad de la superficie, la variación de dureza, los cambios estructurales y las tensiones residuales.

Para evaluar los defectos superficiales ocasionados por la operación de torneado a distintas velocidades de corte, se tomaron imágenes de las distintas muestras mediante microscopía electrónica de barrido. En la Figura 4-4 se observan varios defectos para las distintas velocidades de corte. Las superficies mecanizadas a bajas velocidades de corte (37–300 m/min) presentan cavidades, partículas de material adherido y marcas de avance. Estos defectos son debidos a una severa deformación y a la formación inestable de filo aportado (BUE) que se adhiere a la superficie de las piezas. Las superficies mecanizadas a altas velocidades de corte (450–870 m/min) no presentan cavidades ni partículas adheridas, pero muestran marcas de avance con restos de material y evidencias de flujo de material secundario para las velocidades más altas. Efectos similares han sido observados por otros investigadores durante el mecanizado del acero inoxidable AISI 420, (Liew, y otros, 2003).

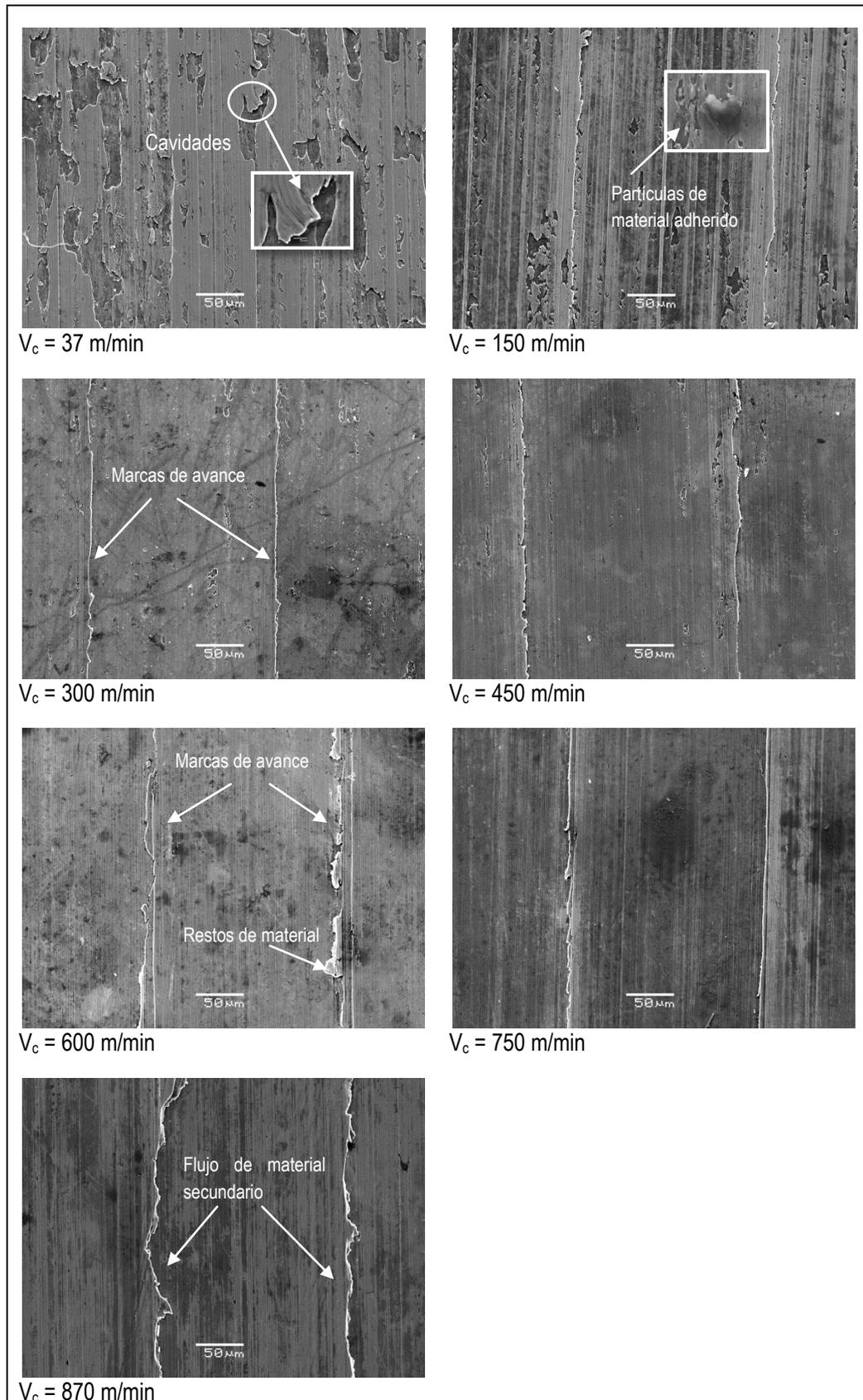


Figura 4-4: Imágenes SEM de las superficies mecanizadas a distintas velocidades de corte.

El flujo de material secundario se define como el desplazamiento del material de la pieza en una dirección opuesta a la dirección de avance de la herramienta, formándose rebabas en las crestas de las

marcas de avance que se observan en las superficies torneadas. Este fenómeno ocurre cuando el material de la viruta en el borde del filo de la herramienta es sometido a altas presiones y temperaturas, produciéndose una plastificación completa del material que fluye a través del filo principal de la herramienta hasta el filo secundario y se adhiere en la nueva superficie mecanizada. Kishawy y Elbestawi (Kishawy, y otros, 1999) analizaron dos mecanismos para el flujo de material secundario. En el primer mecanismo el material es comprimido entre la superficie de incidencia de la herramienta y la superficie de la pieza cuando el espesor de la viruta alcanza un valor mínimo. En el segundo mecanismo, las altas temperaturas generadas durante el mecanizado favorecen la plastificación del material en la zona de corte que fluye a través del filo desgastado de la herramienta hacia el filo secundario. Ambos mecanismos pueden existir simultáneamente.

En relación al primer mecanismo propuesto por Kishawy, para analizar la influencia del espesor de la viruta en la formación de flujo de material, se han medido los espesores de las virutas obtenidas a las distintas velocidades de corte. En la Figura 4-5 se puede ver que a partir de la velocidad de corte de 450 m/min, velocidad a la cual comienzan a aparecer evidencias de flujo de material secundario, el espesor de la viruta sufre un descenso acusado.

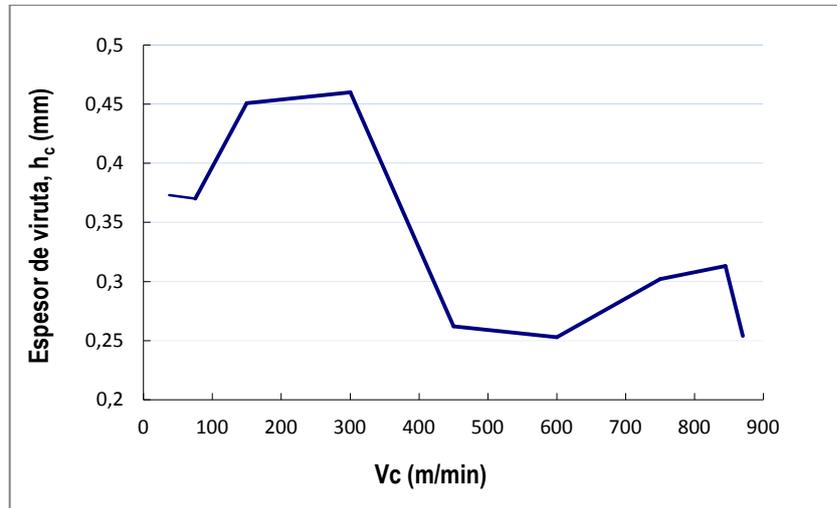


Figura 4-5: Evolución del espesor de la viruta con la velocidad de corte.

El segundo mecanismo se ve favorecido por un aumento de la velocidad de corte y por el desgaste de la herramienta. Varios autores (Warnecke, y otros, 1988) (El-Wardany, y otros, 1993) han demostrado que la velocidad de corte tiene una influencia significativa en dicho efecto, puesto que un aumento de V_c aumenta la temperatura de corte favoreciendo la plastificación del material. Por otro lado, un desgaste de la herramienta en el filo secundario facilita el desplazamiento del material desde la zona de cizalladura hacia la zona desgastada de la herramienta, fluyendo el exceso de material. En el apartado 4.3.4, donde se analiza el desgaste de la herramienta, se ha observado desgaste en el filo secundario para las herramientas que han trabajado a velocidades superiores a 450 m/min.

Durante el proceso de corte, el material de la pieza está sometido a severos efectos térmicos (elevadas temperaturas y rápidos enfriamientos) y mecánicos (elevadas tensiones y deformaciones) que son los principales responsables de alteraciones estructurales y de dureza en el material. Para analizar el efecto de la velocidad de corte sobre estas alteraciones en las superficies mecanizadas se prepararon

una serie de probetas, como se ha indicado en el apartado 4.2, y se procedió al análisis y medida de las alteraciones estructurales y de microdureza en las probetas.

En la Figura 4-6 se muestran los valores de microdureza medidos a distintas profundidades bajo la superficie mecanizada para las distintas velocidades de corte. Las medidas de microdureza se realizaron siguiendo la norma de ensayo de dureza Vickers (ISO6507-1, 1997). Las medidas se realizaron cada 50 μm , por debajo de la superficie mecanizada, hasta la profundidad de 700 μm y la última medida se realizó a 1 mm de profundidad. Se realizaron tres huellas para cada profundidad tomando el valor medio de éstas.

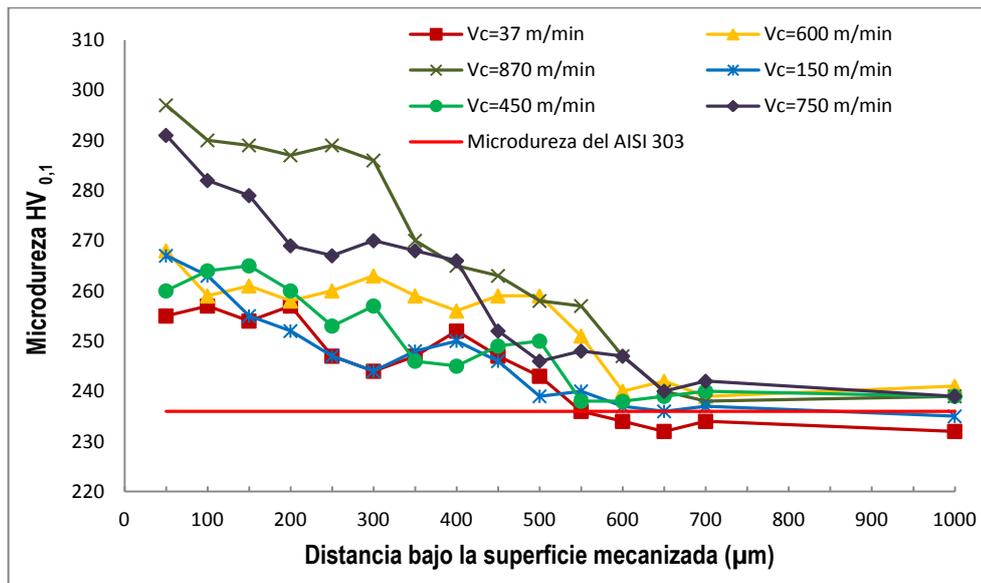


Figura 4-6: Valores medios de microdureza medidos bajo la superficie mecanizada.

La microdureza del material se ve alterada en una zona de 600 μm por debajo de la superficie mecanizada. Los resultados obtenidos presentan la misma tendencia para todas las velocidades de corte ensayadas. Los mayores valores se alcanzan próximos a la superficie mecanizada y disminuyen gradualmente hacia el interior del material donde la temperatura y los efectos de deformación son inferiores. Se puede observar que las superficies mecanizadas a las velocidades de corte más severas presentan los mayores valores de dureza, indicando el predominio del endurecimiento por deformación sobre el ablandamiento térmico del material a elevadas velocidades de corte, como se indicó en el apartado 4.3.1 donde se analizan las fuerzas de corte.

El endurecimiento por deformación de la capa superficial creada por la operación de corte tienen un efecto importante en el comportamiento al mecanizado de las sucesivas pasadas que generalmente se realizan en una operación de mecanizado: desbaste, desbaste medio y acabado. Para evitar dificultades ocasionadas por el endurecimiento en las sucesivas operaciones de mecanizado, la profundidad de corte debe ser mayor que la capa endurecida, que para las condiciones utilizadas está en torno a 600 μm . Este valor es inferior a los valores de a_p que se utilizan de forma habitual en las operaciones de torneado medio y torneado de desbaste.

Las imágenes de la Figura 4-7 muestran la deformación plástica de la capa superficial ocasionada por el paso de la herramienta. Esta deformación es debida a las elevadas presiones que se alcanzan durante el proceso de corte. Se ha medido el espesor de la zona que ha sufrido una severa deformación y se ha observado mayor deformación con el aumento de la velocidad de corte. En la Tabla 4-3 se indican los valores medios de las diez medidas que se han realizado sobre las imágenes obtenidas.

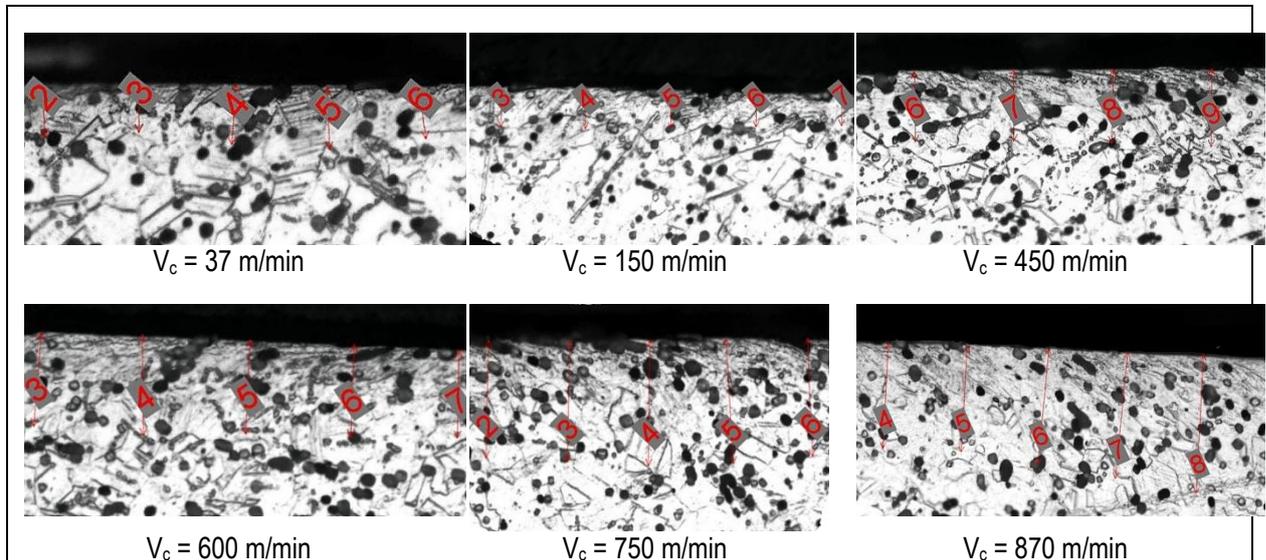


Figura 4-7: Deformación estructural de las superficies mecanizadas a distintas velocidades de corte.

V _c (m/min)	37	150	450	600	750	870
Espesor de la capa (μm)	2,18	1,84	3,16	3,57	5,11	6,05

Tabla 4-3: Espesor de la capa de deformación severa ocasionada por la acción del corte.

4.3.4. EFECTO DE LA VELOCIDAD DE CORTE EN EL DESGASTE DE LA HERRAMIENTA.

Las superficies de las herramientas utilizadas en los ensayos de mecanizado se analizaron usando el microscopio electrónico de barrido (SEM) y técnicas de microanálisis (EDX) para determinar la naturaleza del desgaste.

La herramienta de corte utilizada es una placa de metal duro con recubrimiento CVD multicapa (TiCN-Al₂O₃-TiN). Diferentes estudios que analizan el efecto de los recubrimientos en el proceso de corte (Ucun, y otros, 2010) han puesto de manifiesto que la capa de óxido de aluminio actúa como una barrera térmica proporcionando estabilidad química y minimizando el desgaste por difusión, al mismo tiempo que mejora la resistencia al desgaste abrasivo. El nitruro de titanio reduce el coeficiente de fricción y su característico color dorado facilita la medida del desgaste de la herramienta (Ciftci, 2006). La capa de TiCN mejora la adherencia con el sustrato.

El mecanizado de este tipo de aceros se caracteriza por la formación, en el filo de corte de la herramienta, de una capa de material aportado, formada por óxidos y sulfuros que se pueden encontrar en el acero. El análisis EDX realizado sobre una herramienta nueva muestra la presencia de altos contenidos de los elementos que componen el recubrimiento. Sin embargo, el análisis de composición realizado sobre una herramienta gastada muestra la presencia de altos contenidos en hierro, cromo, níquel, azufre y manganeso (Figura 4-8). Estos elementos provienen del acero mecanizado AISI 303 y están localizados en la cara de desprendimiento y de incidencia de la herramienta.

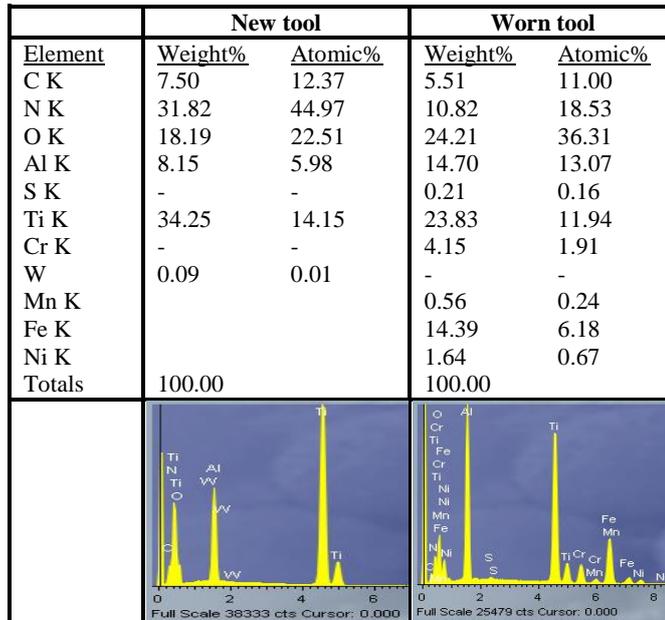


Figura 4-8: Análisis EDX de la superficie de incidencia de una herramienta nueva y gastada.

En la Figura 4-9 se muestra la capa de material adherido en la superficie de incidencia de la herramienta usada.

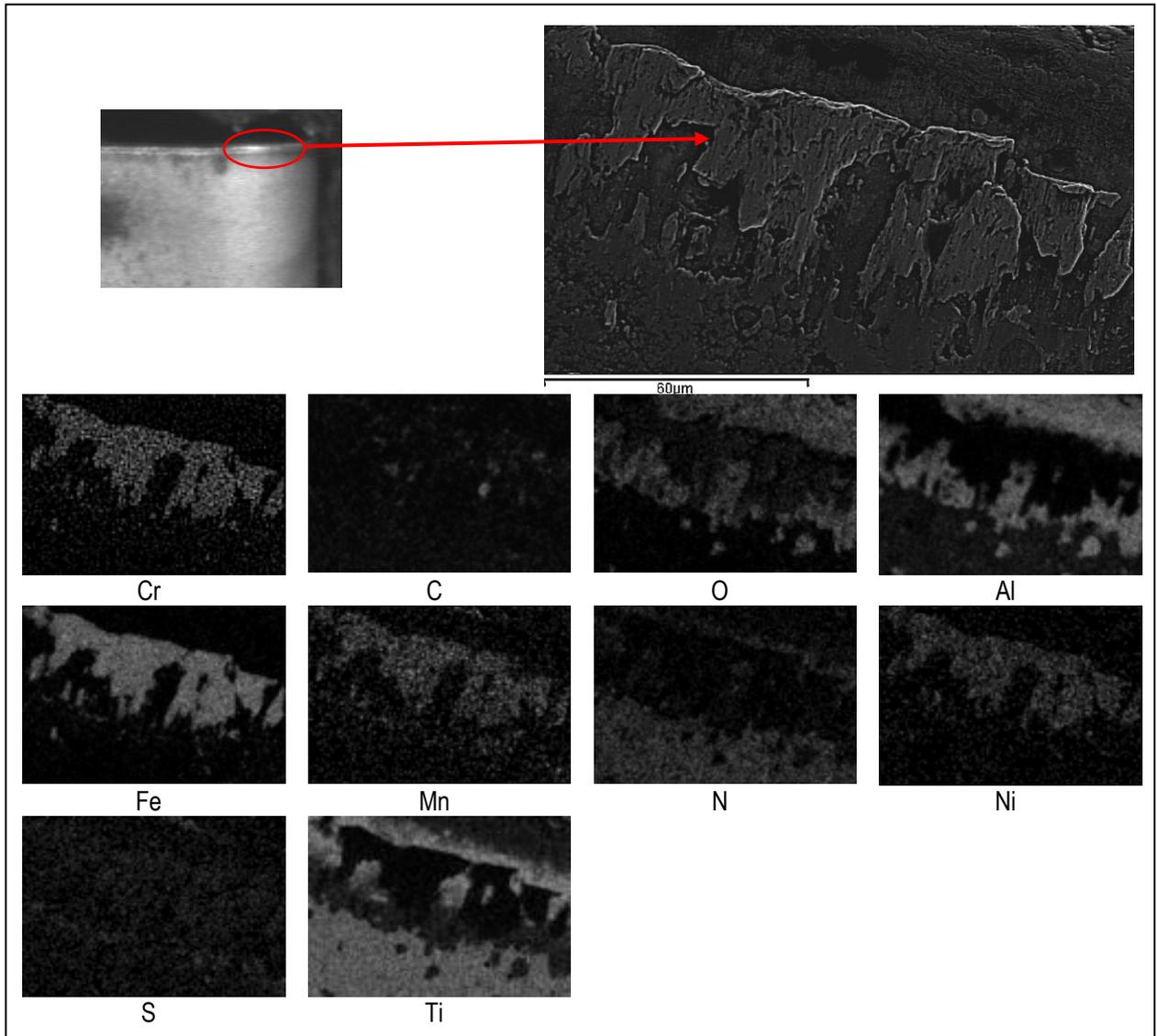


Figura 4-9: Imágenes SEM y análisis de correspondencia del material adherido en la superficie de incidencia de la herramienta de corte.

El desgaste de las herramientas es más severo para las mayores velocidades de corte y la zona de desgaste se desplaza desde el filo principal hacia el filo secundario. En la Figura 4-10 se puede observar que a la velocidad de 300 m/min el desgaste está localizado en la punta de la herramienta y para la velocidad de 800 m/min la región con mayor desgaste está localizada en el filo secundario. Este desgaste en el filo secundario favorece el flujo de material secundario que se observó en las superficies mecanizadas a las superiores velocidades, como se indicó en el apartado 4.3.3. Las herramientas que han mecanizado a velocidades de corte superiores a 450 m/min presentan pegotes de F_eC_r soldados en el filo de corte. Con el aumento de la velocidad estos pegotes de material tienden a desplazarse desde el filo principal de corte hacia la punta de la herramienta llegando al filo de corte secundario, como puede apreciarse en la Figura 4-10 para la herramienta que ha trabajado a 870 m/min.

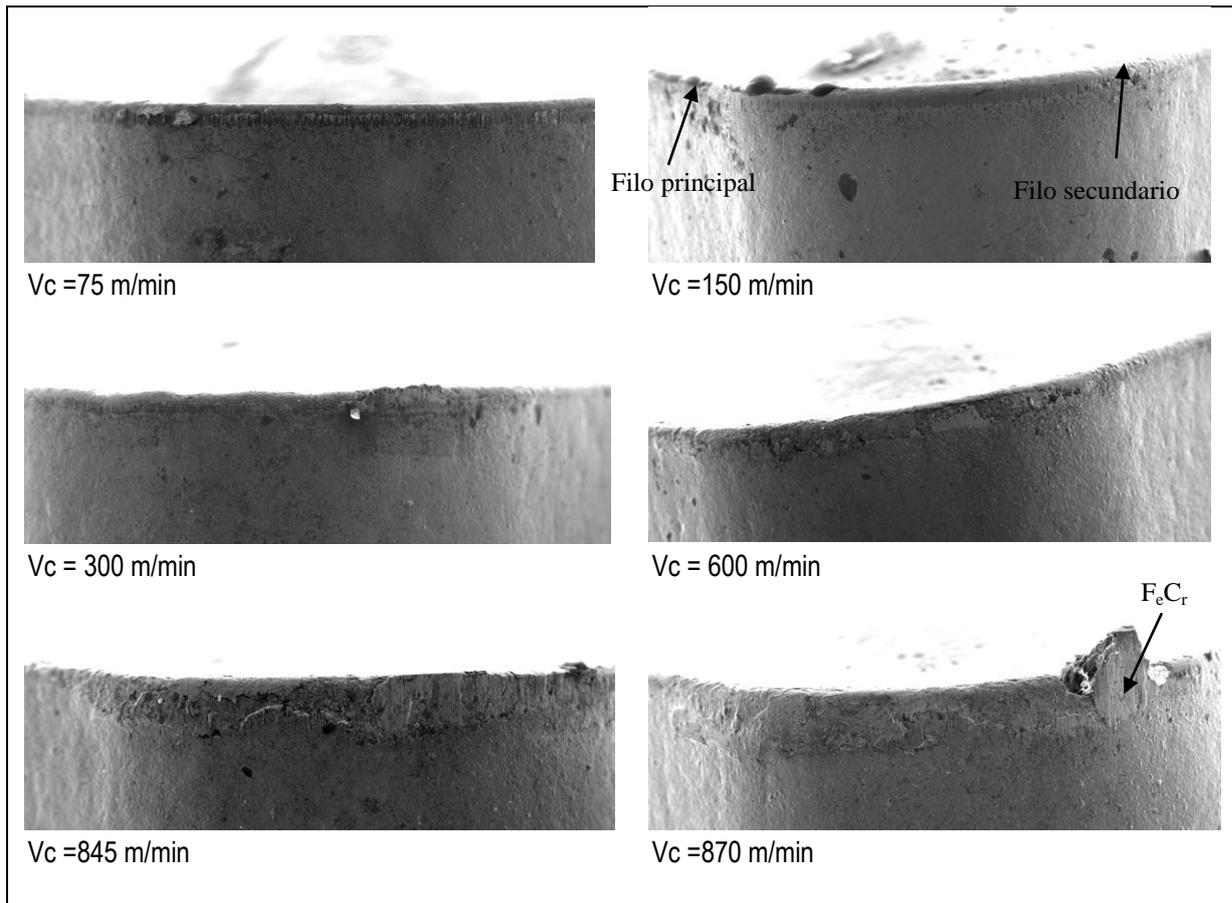


Figura 4-10: Imágenes SEM del desgaste en flanco de las herramientas a varias velocidades de corte.

La Figura 4-11 corresponde a las imágenes SEM de las superficies de desprendimiento de las herramientas. En estas imágenes se observa la capa de M_nS , habitual cuando se mecanizan aceros con maquinabilidad mejorada. A bajas y medias velocidades de corte la capa de M_nS es uniforme a lo largo del filo de corte y se extiende sobre la superficie de desprendimiento, actuando como una barrera al desgaste difusivo y previniendo la soldadura del material de trabajo en la superficie de la herramienta. Sin embargo, a altas velocidades de corte la capa de M_nS es irregular, ya que debido a las altas temperaturas que se alcanzan a elevadas velocidades de corte, esta capa es viscosa e inestable y tiende a desplazarse hacia el interior de la herramienta, dejando el filo desprotegido y en consecuencia dando lugar a la soldadura del material de trabajo en el borde de la herramienta.

En aquellas zonas de la superficie de desprendimiento que no están protegidas por la capa de M_nS (zona B en la Figura 4-11c y d) se observan altos contenidos de W y Co, lo cual indica que ha desaparecido el recubrimiento, creándose zonas desprotegidas, y el sustrato de la herramienta entrará en contacto con el material de la pieza produciéndose un desgaste difusivo y adhesivo.

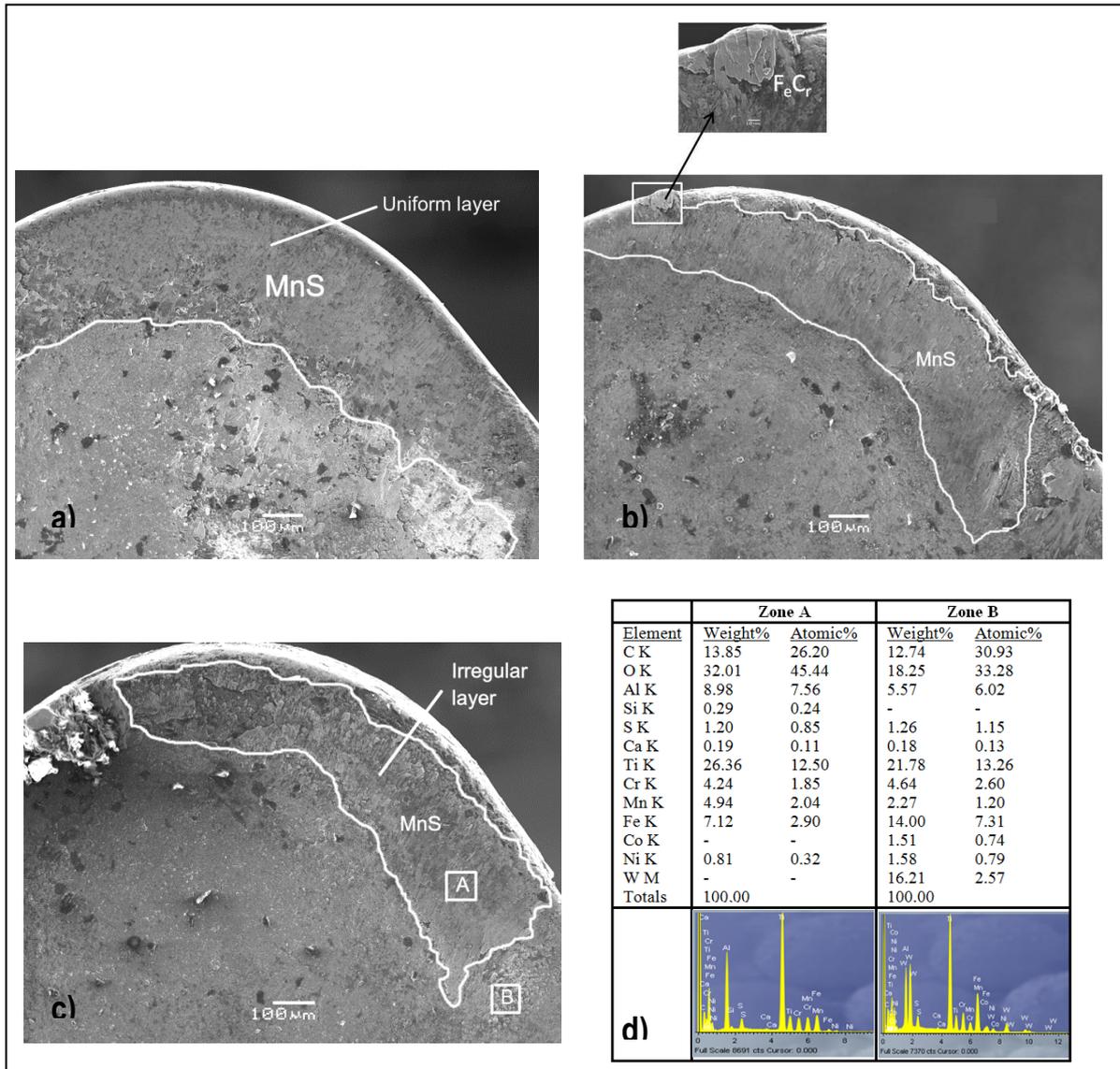


Figura 4-11: Imágenes SEM del desgaste en cráter de las herramientas a varias velocidades de corte: a) $V_c=37$ m/min; b) $V_c=450$ m/min; c) $V_c=870$ m/min; d) Análisis EDX de las zonas A y B correspondientes a la herramienta c).

De este análisis se deduce que la estabilidad de la capa protectora de material aportado depende de la velocidad de corte. A velocidades inferiores a 450 m/min la capa protege el filo de la herramienta, sin embargo la estabilidad de la capa en esta zona no puede ser mantenida a mayores velocidades de corte. La estabilidad de la capa también es muy sensible a la geometría y microgeometría de la herramienta, por tanto, será necesario mejorar el diseño de la herramienta para favorecer la formación de una capa estable y de mayor espesor a lo largo del filo de corte y por tanto más efectiva en la reducción del desgaste de la herramienta cuando se mecaniza a elevadas velocidades de corte.

4.3.5. EFECTO DE LA VELOCIDAD DE CORTE EN LA FORMACIÓN DE LA VIRUTA.

Con objeto de estudiar la influencia que tiene la velocidad de corte en el mecanismo de formación de la viruta, se realizó un análisis geométrico y morfológico de las virutas obtenidas a diferentes velocidades de corte. Las virutas recogidas y preparadas convenientemente se analizaron mediante un microscopio óptico y un microscopio electrónico de barrido.

La formación de viruta continua o segmentada está determinada por las propiedades del material y los parámetros de mecanizado, como la velocidad de corte, que determina el grado de segmentación (Schulz, y otros, 2001). En nuestro caso, todas las virutas que se obtuvieron se pueden caracterizar como segmentadas, observándose diferencias geométricas como consecuencia de las variaciones en la velocidad de corte.

La viruta segmentada se forma debido a determinadas características de los aceros inoxidables austeníticos, como la alta velocidad de endurecimiento por trabajo y la baja conductividad térmica. El avance del filo de la herramienta sobre el material produce una fuerte deformación plástica que tiene lugar en la zona de cizalladura en un corto periodo de tiempo. La deformación plástica conduce a un aumento de la resistencia en el material. Al mismo tiempo, el calor producido por la deformación no tiene tiempo de ser evacuado debido a la baja conductividad térmica de los aceros inoxidables austeníticos, produciéndose un aumento local de las temperaturas que da lugar a un ablandamiento térmico del material en el plano de cizalladura. Por tanto, se produce una disminución de la resistencia a la deformación en este plano y tiene lugar la formación de unas bandas de deformación localizadas, denominadas bandas de deformación adiabáticas, a través de las cuales tiene lugar el deslizamiento súbito de la viruta segmentada. La viruta que se obtiene es una viruta semicontinua con un apreciable tamaño de diente, con grandes zonas de baja deformación y pequeñas zonas donde se ha concentrado toda la deformación plástica que se corresponde con las bandas de deslizamiento. En la Figura 4-12, a) se muestra una imagen de la viruta segmentada que se obtiene al mecanizar el acero inoxidable AISI 303. En la imagen de la derecha puede verse la deformación sufrida con dos zonas diferenciadas: una zona de alta deformación plástica, donde los granos aparecen severamente deformados y una zona de baja deformación, donde los granos están deformados moderadamente.

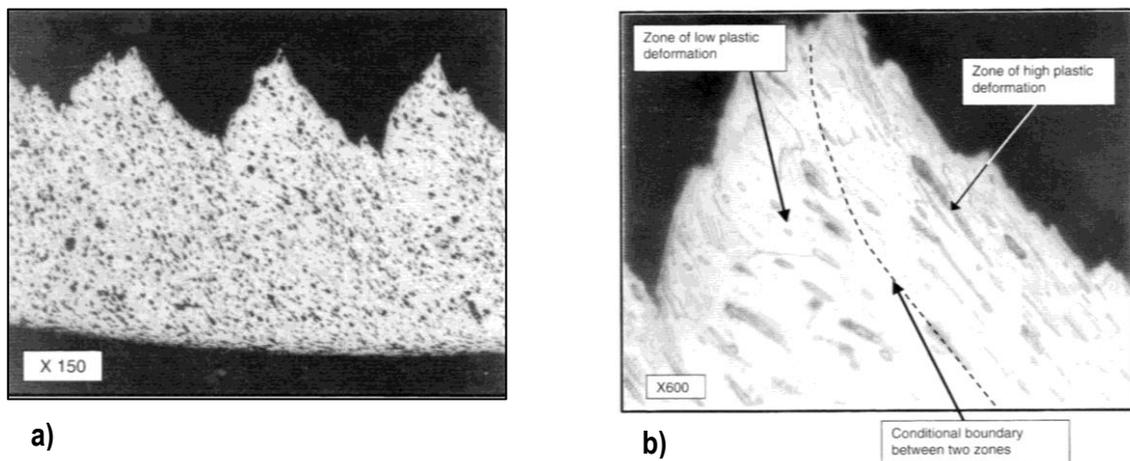


Figura 4-12: Micrografía de la viruta para el acero inoxidable AISI 303: a) estructura de la viruta obtenida en corte ortogonal con $V_c=60$ m/min y $f_r=0,2$ mm/rev; b) Fragmento de la viruta mostrada en a). (Fuente: Tribology of metal cutting. 2006. Astakhov, V.)

Para analizar las diferencias geométricas de las virutas obtenidas a las diferentes velocidades de corte se tomaron imágenes mediante microscopía electrónica de barrido. Para que los resultados fueran representativos se tomaron imágenes sobre diez virutas para cada una de las velocidades ensayadas y se utilizaron los valores medios de las medidas. Cada viruta se fotografió en tres posiciones adecuadas para medir el espesor de la viruta, el ancho de la viruta y analizar la formación de la superficie libre y la superficie de deslizamiento de la viruta sobre la cara de desprendimiento de la herramienta. En la

Figura 4-13 se presenta un ejemplo de las imágenes correspondientes a una de las diez virutas analizadas para cada V_c .

V_c (m/min)	Virutas	Superficie lateral	Superficie de deslizamiento	Superficie libre
37				
75				
150				
300				
450				
600				
750				
845				
870				

Figura 4-13: Imágenes SEM de las virutas a distintas velocidades de corte.

De la observación de la primera columna se comprueba que a medida que aumenta la velocidad de corte se obtiene una viruta de menor longitud, con una disminución más acusada a partir de 600 m/min. Esto es debido a la severa segmentación que se produce a altas velocidades de corte, produciéndose la rotura de la viruta entre las láminas.

La superficie libre de la viruta se caracteriza por su aspecto áspero y rugoso y para todas las velocidades de corte se observa la formación de láminas como resultado del mecanismo de deslizamiento. Las láminas que se forman son más pequeñas y uniformes para las velocidades de corte más bajas, tal y como puede observarse en la última columna de la Figura 4-13. Con el aumento de la velocidad de corte las láminas son más profundas indicando una severa segmentación de viruta.

La superficie de la viruta que desliza sobre la cara de desprendimiento de la herramienta está sometida a elevadas presiones de contacto e intensas fuerzas de rozamiento, alcanzándose temperaturas de corte muy altas (del orden de los 1.200 °C), como está documentado en numerosas fuentes bibliográficas (Zhang, y otros, 2009). La combinación de estos efectos hace que esta superficie tenga un aspecto liso y brillante. Sobre las imágenes que muestran la superficie de deslizamiento se realizaron las medidas del ancho de la viruta. Con el aumento de la velocidad de corte este valor varía desde 1,174 mm a la velocidad de corte de 37 m/min, hasta 1,701 mm a la velocidad de corte de 870 m/min. De estas medidas se deduce que se produce un flujo lateral del material de la viruta, mayor para las velocidades de corte más elevadas. Este hecho puede explicarse porque a las mayores velocidades de corte, la viruta está sometida a elevadas presiones y temperaturas favoreciéndose el flujo lateral del material de la viruta.

También se observa que las virutas obtenidas a velocidades de corte inferiores a 300 m/min presentan discontinuidades en un extremo lateral de la viruta, mientras que a partir de dicha velocidad, comienzan a formarse grietas y discontinuidades en ambos extremos laterales (Figura 4-14) debido a la mayor deformación que tiene lugar al aumentar la velocidad de corte.

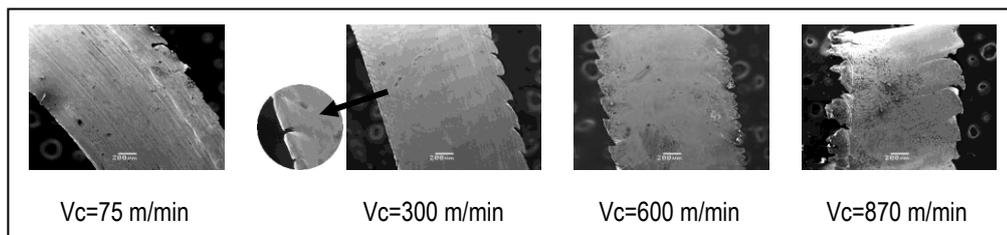


Figura 4-14: Superficie de deslizamiento de las virutas a distintas velocidades de corte.

Sobre estas superficies de deslizamiento de las virutas se realizó un análisis EDX, no encontrándose elementos procedentes del recubrimiento de la herramienta o del sustrato, por lo que se constata que no se produjo transferencia de material desde la herramienta hacia la viruta, pudiéndose establecer que no se produce desgaste por difusión.

Para cada una de las velocidades de corte ensayadas se midió el espesor de la viruta (h_c) para las diez muestras recogidas. En la Tabla 4-4 se indican los valores promedio.

V_c (m/min)	h (mm)	h_c (mm)	r_c	ϕ (grados)
37	0,199	0,373	0,5359	29,5593
75	0,199	0,370	0,5403	29,7713
150	0,199	0,451	0,4432	24,8829
300	0,199	0,460	0,4346	24,4310
450	0,199	0,262	0,7630	39,7049
600	0,199	0,253	0,7901	40,7886
750	0,199	0,302	0,6619	35,4273
845	0,199	0,313	0,6387	34,3883
870	0,199	0,254	0,7870	40,6658

Tabla 4-4: Espesor de viruta (h_c), factor de recalado (r_c), y ángulo de cizalladura (ϕ) a diferentes velocidades de corte

Se observa que a partir de la velocidad de corte de 450 m/min el espesor de la viruta sufre un descenso acusado. Como ya se ha comentado en el apartado 4.3.3, Kishawy (Kishawy, y otros, 1999) puso de manifiesto que cuando el espesor de la viruta alcanza valores mínimos tiene lugar flujo de material secundario. A la vista de los resultados obtenidos en este estudio, se puede decir que cuando el espesor de la viruta es inferior a 0,35 mm, se produce flujo de material secundario y este fenómeno tiene lugar a velocidades de corte por encima de 450 m/min, como se observa en la Figura 4-4.

La maquinabilidad de un material se puede evaluar por medio del factor de recalado y del ángulo de cizalladura, puesto que estos índices proporcionan importante información sobre el mecanismo de arranque de material y su grado de deformación plástica (Thakur, y otros, 2009).

Como es bien conocido el espesor de la viruta se puede relacionar con el factor de recalado y con el ángulo de cizalladura siguiendo la teoría de Merchant mediante las siguientes expresiones:

$$r_c = \frac{h}{h_c}; \quad \phi = \tan^{-1} \left(\frac{r_c \cdot \cos \gamma}{1 - r_c \cdot \text{sen} \gamma} \right)$$

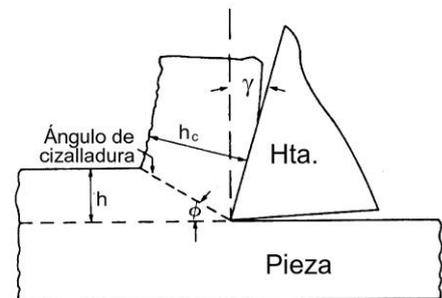


Figura 4-15: Esquema del proceso de corte ortogonal

donde “ r_c ” es el factor de recalado, “ h ” es el espesor de viruta indeformada, h_c es el espesor de viruta, “ ϕ ” es el ángulo de cizalladura y “ γ ” es el ángulo de desprendimiento de la herramienta. Cuando el espesor de viruta (h_c) es pequeño, el factor de recalado y el ángulo de cizalladura aumentan.

En la Tabla 4-4 se presentan los valores obtenidos para r_c y ϕ . Se observa que cuando la velocidad de corte aumenta el factor de recalado también aumenta, indicando que la viruta sufre menos deformación plástica.

El ángulo de cizalladura presenta un comportamiento similar, toma valores próximos a 30° a velocidades inferiores a 450 m/min y tiende a aumentar con V_c alcanzando valores próximos a 40° . Un aumento del ángulo de cizalladura disminuye el área de corte, y para una misma resistencia del material se reducen las fuerzas necesarias para formar la viruta. Las deformaciones cortantes que sufre

el material en la zona de cizalladura primaria disminuyen con el aumento del ángulo de cizalladura, facilitándose el mecanizado.

4.4. RESULTADOS FINALES.

Esta investigación ha permitido estudiar el comportamiento de los aceros inoxidables austeníticos con maquinabilidad mejorada cuando se mecanizan en condiciones de corte severas y sin refrigerante. Los estudios de maquinabilidad de estos materiales llevados a cabo por otros investigadores se han realizado a velocidades muy conservadoras, en el rango de 200 – 300 m/min y con suministro de refrigerante. En este capítulo se han presentado los resultados obtenidos al ensayar velocidades de corte muy superiores, hasta 870 m/min. Se ha analizado el efecto de las elevadas velocidades de corte sobre las fuerzas de corte, la calidad superficial de la pieza, el desgaste de la herramienta y la geometría de la viruta.

Las principales razones para realizar este estudio con condiciones de corte tan severas son básicamente de tipo económico y ecológico, de acuerdo con la tendencia y el estado de la tecnología actual.

De los resultados obtenidos se ha identificado una velocidad crítica de 450 m/min. Por encima de esta velocidad de corte crítica, el comportamiento del material al mecanizado cambia con respecto a las velocidades de corte inferiores. Por ejemplo, es significativo que la fuerza principal de corte sea menor para velocidades de corte superiores a 450 m/min, lo cual implica menor tensión y deformación en la herramienta. Además, con relación a la superficie mecanizada, la rugosidad obtenida a velocidades superiores a la velocidad crítica es similar a las rugosidades obtenidas a valores inferiores, alcanzándose un valor mínimo para R_a y R_t a 600 m/min. No se observaron cavidades ni restos de material pegados en las superficies mecanizadas a elevadas velocidades, sin embargo se observó flujo de material secundario. La severidad de la deformación superficial aumenta con la velocidad de corte, sin embargo la zona alterada es muy reducida, alrededor de 600 μm . El análisis de las virutas también mostró cambios significativos en la geometría de las virutas obtenidas por encima de la velocidad crítica: el espesor de la viruta disminuye significativamente, lo cual conduce a un menor factor de recalado y mayores ángulos de cizalladura y, en consecuencia, menor deformación durante el proceso de corte.

Como resultado final de este estudio, se concluye que hay un rango de velocidades de corte inexplorado y muy interesante para el mecanizado de alto rendimiento, donde el comportamiento del material es favorable. A pesar de que el desgaste de la herramienta aumenta significativamente con la velocidad de corte, hoy en día el coste de la herramienta puede considerarse un factor secundario si lo comparamos con otros costes de operación, como el coste de hora-máquina para máquinas multitarea.

Capítulo 5

MODELO MECANÍSTICO DE PREDICCIÓN DE LA FUERZA DE CORTE PARA OPERACIONES DE TORNEADO

5. MODELO MECANÍSTICO DE PREDICCIÓN DE LA FUERZA DE CORTE PARA OPERACIONES DE TORNEADO.

5.1. INTRODUCCIÓN.

En este capítulo se presenta un modelo para la predicción de las fuerzas de corte en el torneado de aceros inoxidables austeníticos siguiendo un enfoque mecánico. Los modelos mecánicos, o también denominados semi-empíricos, utilizan leyes empíricas basadas en la geometría de la herramienta y ajustadas con unos coeficientes obtenidos experimentalmente. Estos coeficientes recogen implícitamente los datos del material de la herramienta y de la pieza a mecanizar y la geometría de la herramienta. Por tanto, es necesario calcular dichos coeficientes para cada combinación herramienta-pieza a través de una serie de ensayos de mecanizado, denominados ensayos de caracterización.

La estructura de este capítulo es la siguiente. En el apartado 5.2 se presenta el modelo desarrollado para la predicción de las fuerzas de corte sin considerar el desgaste de la herramienta. Este modelo permite estimar con suficiente precisión las fuerzas de corte para su aplicación en el diseño de las máquinas-herramienta, las sujeciones de las herramientas y la geometría de corte de la propia herramienta. En el apartado 5.3 se amplía el modelo anterior incluyendo el efecto del desgaste de la herramienta, de este modo se mejora el modelo de predicción para su aplicación en técnicas de monitorización. Ambos modelos se han desarrollado para el torneado del acero inoxidable austenítico AISI 303 en condiciones de alta velocidad de corte, dadas las ventajas que se derivan de ello tal y como se indicó en el capítulo 4.

Antes de proceder a explicar estos modelos, se van a comentar los principales aspectos asociados con el torneado y que servirán de base para los desarrollos posteriores.

Como se sabe, el torneado es un proceso de corte similar al proceso clásico de corte ortogonal u oblicuo, donde por lo general, la relación entre la velocidad de avance (f_n) y la profundidad de corte (a_p) es pequeña. Además, la profundidad de corte es mucho menor que el diámetro de la pieza que se mecaniza y la velocidad de avance es también mucho menor que la velocidad de corte (V_c). El ángulo de inclinación del filo principal de la herramienta (λ_s), se puede utilizar para identificar el proceso de torneado con el proceso clásico de corte ortogonal (cuando $\lambda_s = 0$) o con el proceso de corte oblicuo (cuando $\lambda_s \neq 0$). La sección de la viruta en una operación de torneado está determinado por el avance (f_n) y por la profundidad de corte (a_p).

Los parámetros geométricos más importantes de una herramienta de torneado son: el radio de punta (r_n), el ángulo de posición (k_r), el ángulo de posición secundario (k_{r1}), el ángulo de desprendimiento (γ_n), el ángulo de incidencia (α_n) y el ángulo de inclinación (λ_s) definidos de acuerdo con el sistema de referencia ISO de Herramienta en mano ISO 3002/1 (1982).

Adicionalmente a los aspectos puramente geométricos, en una operación de torneado la fuerza de corte resultante (R) que actúa sobre la herramienta se puede descomponer en tres fuerzas ortogonales, según el sistema de coordenadas “herramienta en mano”. En este sistema se tiene que la fuerza tangencial o fuerza principal de corte (F_z) es paralela a la dirección de la velocidad de corte y afecta a la potencia y el par requeridos en el husillo principal del torno. La fuerza de avance (F_x), es paralela al eje de giro de la pieza en la dirección del avance de la herramienta, y afecta directamente a la carga del motor de avance del torno. La fuerza radial (F_y) es perpendicular al eje de giro y tiende a empujar a la herramienta, alejándola de la pieza, afectando por tanto a la precisión geométrica de la pieza. En ocasiones, también se considera la componente F_{xy} , que actúa en el plano XY , y cuya dirección depende del ángulo de posición de la herramienta (k_r). En la Figura 5-1 se indican las direcciones y sentidos de las componentes de la fuerza de corte en una operación de torneado. Las direcciones de estas fuerzas coinciden con los ejes de la máquina y son las que se obtienen directamente del equipo dinamométrico de medida de las fuerzas de corte.

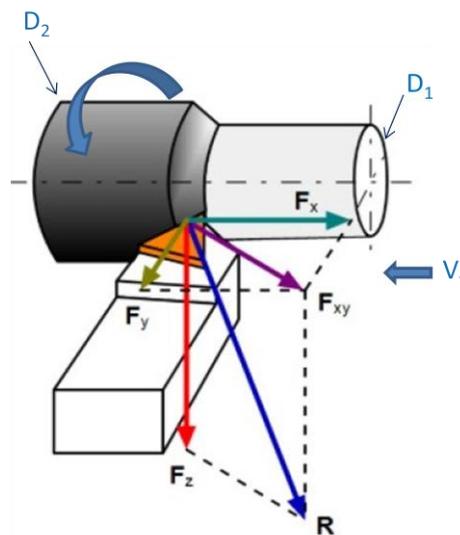


Figura 5-1: Fuerzas de corte que actúan sobre la herramienta en una operación de torneado.

Vistos estos aspectos generales, se va a proceder a explicar el desarrollo de los modelos de predicción de fuerzas de corte indicados anteriormente.

5.2. MODELO PARA LA PREDICCIÓN DE LAS FUERZAS DE CORTE SIN CONSIDERAR EL DESGASTE DE LA HERRAMIENTA.

A continuación se presenta el desarrollo del modelo mecánico que permite predecir las fuerzas de corte en una operación de torneado, en los primeros instantes de la operación, es decir, cuando la herramienta no se ha desgastado. Este modelo está adaptado a la geometría de la herramienta y puede ser más o menos complejo, permitiendo alcanzar distintos grados de precisión.

El modelo que se ha desarrollado está basado en las expresiones proporcionadas por Altintas (Altintas, 2000). Este modelo tiene en consideración el hecho de que el filo de la herramienta no es perfectamente afilado. El redondeo que presentan los filos de las herramientas producen un rozamiento entre el filo y la superficie que está siendo mecanizada, resultando una fuerza de rozamiento adicional a la fuerza debida a la formación de la viruta. Por tanto se considera que la fuerza en el filo de la herramienta es la suma de dos efectos:

- La fuerza debida a la cizalladura del material. Las tres componentes de esta fuerza se identifican con el subíndice “c”. De este modo, F_{tc} , F_{fc} y F_{rc} son las fuerzas de cizalladura en las direcciones tangencial, axial y radial al filo, respectivamente. Estas fuerzas se suponen directamente proporcionales a la sección de viruta indeformada (A).
- La fuerza debida al rozamiento entre pieza y filo. Las tres componentes de esta fuerza se identifican con el subíndice “e”. De este modo, F_{te} , F_{fe} y F_{re} son las fuerzas de rozamiento en las direcciones tangencial, axial y radial al filo, respectivamente. Estas fuerzas se suponen proporcionales a la longitud del filo implicado en el corte (S).

Conforme a este planteamiento, las tres componentes de la fuerza de corte, F_t , F_f y F_r (tangencial, axial y radial al filo) se pueden calcular mediante las siguientes expresiones:

$$F_t = F_{tc} + F_{te} = k_{tc} \cdot A + k_{te} \cdot S$$

$$F_f = F_{fc} + F_{fe} = k_{fc} \cdot A + k_{fe} \cdot S \quad (5-1)$$

$$F_r = F_{rc} + F_{re} = k_{rc} \cdot A + k_{re} \cdot S$$

donde k_{tc} , k_{fc} y k_{rc} son los coeficientes específicos de corte relacionados con el mecanismo de cizalladura del material, y representan la fuerza de cizalladura por unidad de superficie; k_{te} , k_{fe} y k_{re} , son los coeficientes de rozamiento y representan la fuerza de rozamiento por unidad de longitud. Estos coeficientes empíricos dependen de la combinación herramienta-pieza, es decir, dependen del material de la pieza, material y geometría de la herramienta y de las condiciones de contacto entre herramienta y pieza.

Para extender las expresiones dadas en (5.1) a la operación de torneado es necesario determinar la sección de viruta indeformada (A) y la longitud del filo implicado en el corte (S). Estos parámetros se han determinado a partir de la geometría de la herramienta y de las condiciones de corte que influyen en la sección de la viruta. Por otro lado, también es necesario determinar los coeficientes específicos de corte para una combinación pieza-herramienta determinada. Estos coeficientes se han determinado de forma experimental mediante una serie de ensayos de torneado denominados ensayos de caracterización.

Teniendo en cuenta lo anterior, para desarrollar el modelo se han realizado de forma secuencial las siguientes etapas:

- a) Desarrollo del modelo geométrico que define la operación de torneado basado en las condiciones de corte y en la geometría de la herramienta. En esta etapa se ha calculado la sección de viruta sin deformar y la longitud del filo implicado en el corte.

- b) Desarrollo del modelo mecánico de predicción de fuerzas mediante la adaptación de las expresiones (5.1) correspondientes al modelo general de predicción de fuerzas a la aplicación específica de torneado.
- c) Determinación experimental de los coeficientes específicos de cizalladura y rozamiento. A partir del modelo de fuerzas desarrollado en el paso anterior y los valores de las fuerzas de corte registrados en los ensayos de caracterización, se han obtenido los valores de los coeficientes k_{ic} y k_{ie} . Se ha realizado un estudio estadístico para determinar la influencia de a_p y V_c en estos coeficientes y se han obtenido las expresiones finales de los coeficientes específicos de corte que incorporan el efecto de estas variables.
- d) Validación del modelo de predicción.

5.2.1. DESARROLLO DEL MODELO GEOMÉTRICO.

En una operación de torneado interviene el filo de corte principal de la herramienta (con un ángulo de posición k_r constante), el radio de punta de la herramienta r_n , (con un ángulo de posición k_r variable) y el filo de corte secundario (con un ángulo de posición secundario k_{r1} constante). La geometría del corte cambia en función de los valores de la profundidad de corte, velocidad de avance, radio de punta y ángulo de posición principal y secundario de la herramienta. En función de las combinaciones de estos parámetros se pueden obtener diferentes geometrías de la sección de viruta sin deformar. En la Tabla 5-1 se presentan las cuatro configuraciones posibles de la geometría de corte junto con las condiciones correspondientes a cada una de ellas.

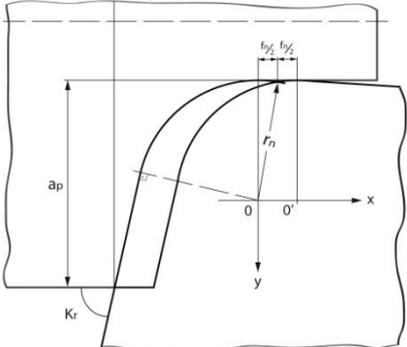
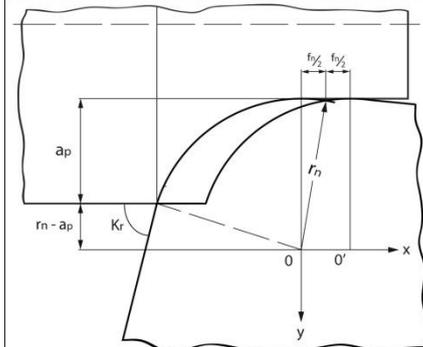
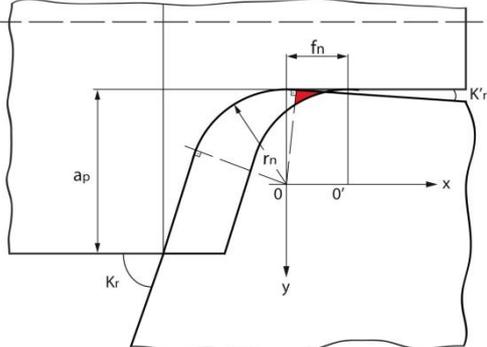
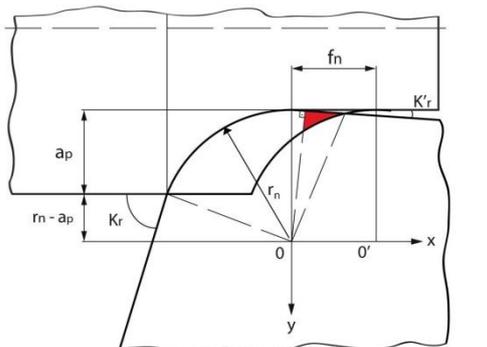
<p>Caso 1: Interviene en el corte el filo principal y el radio de punta de la herramienta.</p>  <p>$a_p > r_n(1 - \cos k_r)$ y $f_n \leq 2 \cdot r_n \cdot \sin k_{r1}$</p>	<p>Caso 2: Sólo interviene en el corte el radio de punta de la herramienta.</p>  <p>$a_p \leq r_n(1 - \cos k_r)$ y $f_n \leq 2 \cdot r_n \cdot \sin k_{r1}$</p>
<p>Caso 3: Interviene en el corte el filo principal, el radio de punta y el filo de corte secundario.</p>  <p>$a_p > r_n(1 - \cos k_r)$ y $f_n > 2 \cdot r_n \cdot \sin k_{r1}$</p>	<p>Caso 4: Interviene en el corte el radio de punta y el filo de corte secundario de la herramienta.</p>  <p>$a_p \leq r_n(1 - \cos k_r)$ y $f_n > 2 \cdot r_n \cdot \sin k_{r1}$</p>

Tabla 5-1: Geometrías de corte en función de las condiciones de corte y geometría de la hta.

La norma ISO 3685 recomienda no utilizar velocidades de avance superiores a 0,8 veces el radio de punta de la herramienta ($f_n < 0,8 \cdot r_n$), con el objeto de que el filo de corte secundario no intervenga en el corte alterando el perfil de rugosidad en la superficie mecanizada. Si se considera esta recomendación, las posibles situaciones se reducen sólo a los casos 1 y 2.

Por otro lado, cuando se trabaja en condiciones de torneado de desbaste y torneado medio, la profundidad de corte suele ser varias veces mayor que el radio de punta, por lo que en general, la mayoría de las operaciones de torneado se corresponden con la geometría del caso 1. Por ello, este es el modelo geométrico que se ha desarrollado en esta tesis. La geometría definida en el caso 2 (correspondiente a profundidades de corte inferiores al radio de punta de la herramienta) equivale a operaciones de torneado de acabado y torneado duro, quedando fuera del ámbito de esta investigación.

Geometría de corte correspondiente al caso 1.

Si se analiza la figura correspondiente al caso 1, se puede observar que la viruta está caracterizada por una sección variable, debido a que su espesor disminuye progresivamente en el tramo curvo del filo de la herramienta.

Se puede realizar una simplificación si se ignora el radio de punta de la herramienta y se aproxima el filo principal de corte a un único tramo recto. Esta simplificación nos permite considerar una viruta con sección constante. Los errores que introduce esta simplificación dependen de la relación a_p/f_n . En el trabajo realizado por Denkena (Denkena, y otros, 2010) se pone de manifiesto que cuando la relación a_p/f_n es mayor de 4 y el espesor de viruta indeformada (h) es mayor de 0,1 mm, se puede ignorar el efecto del radio de punta de la herramienta en la sección de la viruta y por tanto en las fuerzas de corte. Sin embargo, cuando la relación a_p/f_n es menor de 4, el error en la predicción de la fuerza de avance es significativo y, cuando h es inferior a 0,1 mm, los errores para las fuerzas tangencial y radial son considerables.

Cuando se ignora el radio de punta de la herramienta, las relaciones entre f_n y a_p con el espesor de la viruta (h) y el ancho de viruta o longitud del filo implicado en el corte (S), vienen dadas por las siguientes expresiones:

$$S = \frac{a_p}{\sin k_r} \quad (5-2)$$

$$h = f_n \cdot \sin k_r \quad (5-3)$$

$$A = S \cdot h = a_p \cdot f_n \quad (5-4)$$

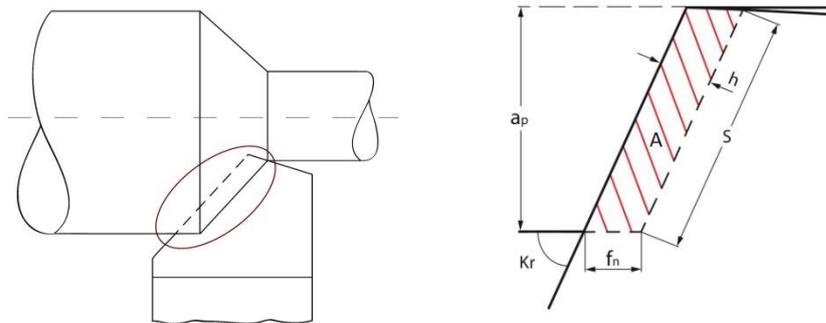


Figura 5-2: Detalle de la sección de viruta ignorando el radio de punta de la herramienta

Cuando se considera el radio de punta de la herramienta, se obtienen dos regiones diferentes para la sección de la viruta, como puede observarse en la Figura 5-3: **región I** (correspondiente al tramo recto del filo principal de corte) y **región II** (correspondiente al tramo curvo del filo de la herramienta).

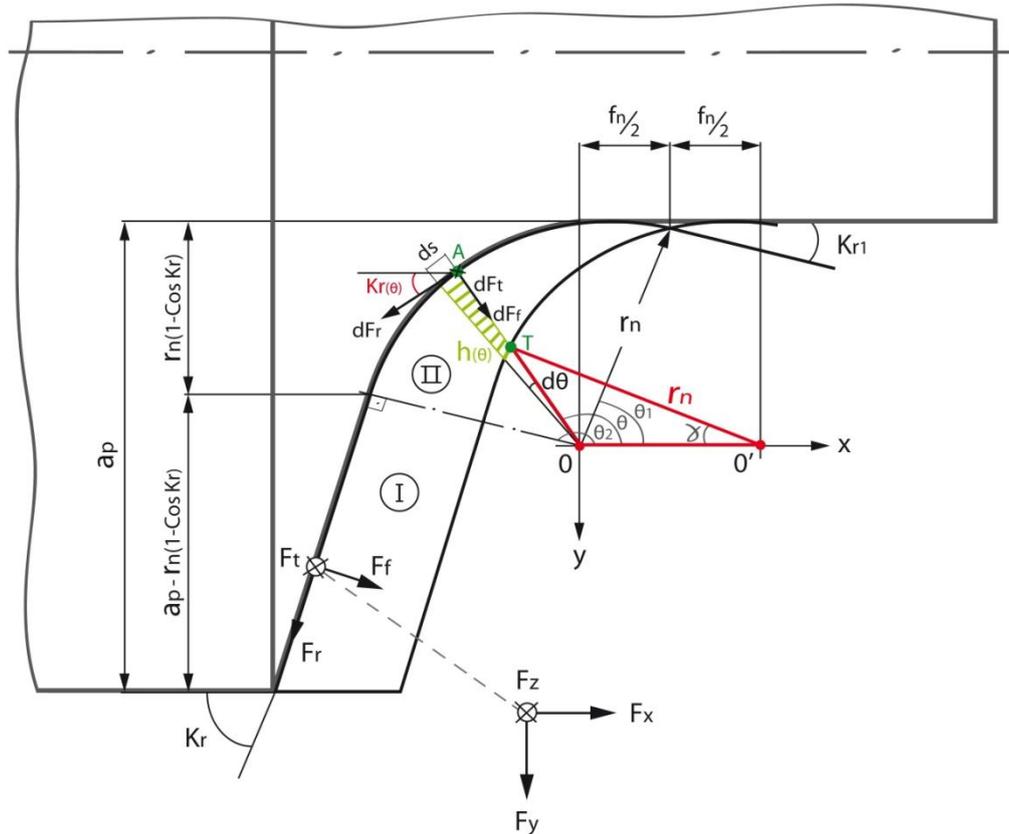


Figura 5-3: Sección de la viruta indeformada y parámetros geométricos asociados (Caso 1)

En la **región I**, el espesor de la viruta es constante y está determinado por la velocidad de avance (f_n) y el ángulo de posición (k_r).

La longitud del filo implicado en el corte (S_I) y la sección de la viruta (A_I) para esta región se han determinado de forma geométrica mediante las siguientes expresiones:

$$S_I = \frac{a_p - r_n(1 - \cos k_r)}{\sin k_r} \quad (5-5)$$

$$A_I = f_n [a_p - r_n(1 - \cos k_r)] - \frac{1}{4} f_n^2 \sin(2k_r) \quad (5-6)$$

En la **región II**, el espesor de la viruta y el ángulo de posición varían continuamente. Para realizar el análisis geométrico en esta región, la viruta se ha dividido en elementos de ancho infinitesimal, teniendo cada uno de ellos diferente espesor y orientación.

La longitud del filo en el tramo curvo, S_{II} , se calcula según la expresión:

$$S_{II} = \int_{\theta_1}^{\theta_2} dS = \int_{\theta_1}^{\theta_2} r_n \cdot d\theta \quad (5-7)$$

La sección de viruta indeformada, A_{II} , se determina mediante la expresión:

$$A_{II} = \int_{\theta_1}^{\theta_2} h(\theta) \cdot dS = \int_{\theta_1}^{\theta_2} h(\theta) \cdot r_n \cdot d\theta \quad (5-8)$$

donde los límites de integración θ_1 y θ_2 están dados por:

$$\theta_1 = \cos^{-1} \frac{f_n}{2 \cdot r_n} \quad (5-9)$$

$$\theta_2 = \frac{\pi}{2} + k_r \quad (5-10)$$

El espesor de la viruta, $h(\theta)$, es función de la posición del elemento diferencial y se puede aproximar a la expresión:

$$h(\theta) = \overline{AT} = r_n - \overline{TO} \quad (5-11)$$

Aplicando la ley de cosenos al triángulo OTO' , se obtiene:

$$\overline{TO} = \sqrt{f_n^2 + r_n^2 - 2 \cdot f_n \cdot r_n \cdot \cos \gamma} \quad (5-12)$$

Usando de ley de senos (Figura 5-4) para determinar el ángulo γ , se obtiene la expresión:

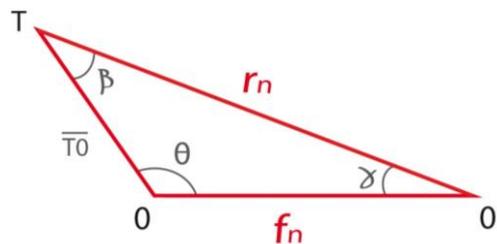


Figura 5-4: Detalle de la Figura 5-3 para la determinación del ángulo γ

$$\frac{f_n}{\sin \beta} = \frac{r_n}{\sin \theta} \Rightarrow \frac{f_n}{\sin(\pi - \theta - \gamma)} = \frac{r_n}{\sin \theta}$$

despejando γ se tiene que:

$$\gamma = \pi - \theta - \sin^{-1} \left(\frac{f_n}{r_n} \sin \theta \right) \quad (5-13)$$

Sustituyendo (5-12) y (5-13) en (5-11) se obtiene la expresión del espesor de la viruta en la posición definida por el ángulo θ :

$$h(\theta) = r_n - \sqrt{f_n^2 + r_n^2 - 2 \cdot f_n \cdot r_n \cdot \cos \left[\pi - \theta - \sin^{-1} \left(\frac{f_n}{r_n} \sin \theta \right) \right]} \quad (5-14)$$

5.2.2. DESARROLLO DEL MODELO MECANÍSTICO DE PREDICCIÓN DE FUERZAS.

Una vez que la geometría de corte ha sido determinada, las expresiones obtenidas para la longitud del filo implicado en el corte (S) y para la sección de viruta indeformada (A) se han incluido en el modelo mecánico planteado en las ecuaciones (5-1). El modelo se ha desarrollado para el caso en el que se simplifica la geometría de la herramienta ignorando el radio de punta y también para el caso donde se considera el tramo recto y el tramo curvo del filo de la herramienta.

a) Modelo de predicción de fuerzas ignorando el radio de punta de la herramienta. (Modelo simple).

Las expresiones de las fuerzas de corte en la dirección axial, radial y tangencial al filo de la herramienta se han obtenido directamente al sustituir las expresiones obtenidas para S y A (ecuaciones 5-2 y 5-4) en las ecuaciones (5.1).

$$\begin{aligned}
 F_f &= k_{fc} \cdot A + k_{fe} \cdot S = k_{fc} \cdot a_p \cdot f_n + k_{fe} \frac{a_p}{\sin k_r} \\
 F_r &= k_{rc} \cdot A + k_{re} \cdot S = k_{rc} \cdot a_p \cdot f_n + k_{re} \frac{a_p}{\sin k_r} \\
 F_t &= k_{tc} \cdot A + k_{te} \cdot S = k_{tc} \cdot a_p \cdot f_n + k_{te} \frac{a_p}{\sin k_r}
 \end{aligned}
 \tag{5-15}$$

El siguiente paso consiste en proyectar las tres componentes axial, radial y tangencial en las direcciones X-Y-Z, correspondientes a las direcciones de las fuerzas registradas por el dinamómetro, que se encuentra colocado debajo de la herramienta. Para ello se aplica la siguiente transformación de rotación entre sistemas:

$$\begin{bmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sin k_r & -\cos k_r & 0 \\ \cos k_r & \sin k_r & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} F_f \\ F_r \\ F_t \end{bmatrix}
 \tag{5-16}$$

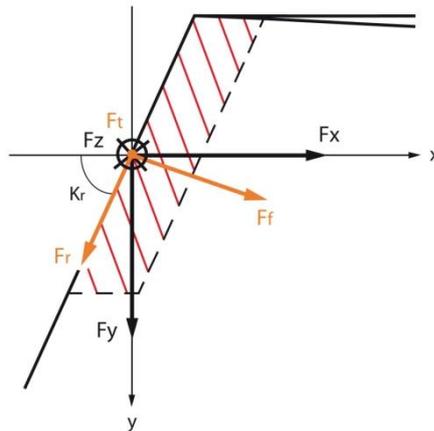


Figura 5-5: Proyección de las fuerzas de corte en las direcciones X-Y-Z

Las expresiones que se obtienen para las fuerzas proyectadas son:

$$\begin{aligned}
 F_x &= F_f \cdot \sin k_r - F_r \cdot \cos k_r \\
 F_y &= F_f \cdot \cos k_r + F_r \cdot \sin k_r \\
 F_z &= F_t
 \end{aligned}
 \tag{5-17}$$

Sustituyendo en estas ecuaciones las expresiones obtenidas para F_f , F_r y F_t (ecuaciones 5-15) tenemos:

$$\begin{aligned}
 F_x &= \left(k_{fc} \cdot a_p \cdot f_n + k_{fe} \frac{a_p}{\sin k_r} \right) \sin k_r - \left(k_{rc} \cdot a_p \cdot f_n + k_{re} \frac{a_p}{\sin k_r} \right) \cos k_r \\
 F_y &= \left(k_{fc} \cdot a_p \cdot f_n + k_{fe} \frac{a_p}{\sin k_r} \right) \cos k_r + \left(k_{rc} \cdot a_p \cdot f_n + k_{re} \frac{a_p}{\sin k_r} \right) \sin k_r \\
 F_z &= k_{tc} \cdot a_p \cdot f_n + k_{te} \frac{a_p}{\sin k_r}
 \end{aligned} \tag{5-18}$$

Estas expresiones permiten predecir las fuerzas de corte en sus tres componentes X-Y-Z, usando como datos de entrada las condiciones de corte (f_n y a_p), el ángulo de posición k_r y los coeficientes específicos de corte obtenidos para una determinada combinación pieza-herramienta.

b) Modelo de predicción de fuerzas considerando el radio de punta de la herramienta. (Modelo completo).

Si se considera el radio de punta de la herramienta, las expresiones de las fuerzas de corte axial, radial y tangencial al filo deben calcularse individualmente para cada una de las regiones en las que se ha dividido la sección de la viruta. La fuerza de corte total se calculará como la suma de las fuerzas en la región I y en la región II para cada componente.

En la región I, el ángulo de posición se mantiene constante e igual a k_r . La magnitud de las fuerzas y su dirección tampoco varían a lo largo del tramo recto del filo. Por tanto, las expresiones para las tres componentes de la fuerza en esta región vienen dadas por:

$$\begin{aligned}
 F_{fI} &= k_{fc} \cdot A_I + k_{fe} \cdot S_I \\
 F_{rI} &= k_{rc} \cdot A_I + k_{re} \cdot S_I \\
 F_{tI} &= k_{tc} \cdot A_I + k_{te} \cdot S_I
 \end{aligned} \tag{5-19}$$

En la región II, el ángulo de posición varía continuamente, $k_r(\theta)$, y la dirección de las fuerzas de corte también cambia a lo largo del tramo curvo. En esta región se calcula la fuerza para cada uno de los elementos diferenciales en los que se ha dividido la viruta, considerando que la dirección de la fuerza es perpendicular a cada elemento diferencial. Las expresiones para las tres componentes de la fuerza vienen dadas por:

$$\begin{aligned}
 F_{fII} &= \int_{\theta_1}^{\theta_2} k_{fc}(\theta) \cdot h(\theta) \cdot r_n \cdot d\theta + \int_{\theta_1}^{\theta_2} k_{fe}(\theta) \cdot r_n \cdot d\theta \\
 F_{rII} &= \int_{\theta_1}^{\theta_2} k_{rc}(\theta) \cdot h(\theta) \cdot r_n \cdot d\theta + \int_{\theta_1}^{\theta_2} k_{re}(\theta) \cdot r_n \cdot d\theta \\
 F_{tII} &= \int_{\theta_1}^{\theta_2} k_{tc}(\theta) \cdot h(\theta) \cdot r_n \cdot d\theta + \int_{\theta_1}^{\theta_2} k_{te}(\theta) \cdot r_n \cdot d\theta
 \end{aligned} \tag{5-20}$$

La fuerza total es la suma de las fuerzas en las dos regiones, es decir:

$$\begin{aligned}
 F_f &= F_{fI} + F_{fII} \\
 F_r &= F_{rI} + F_{rII} \\
 F_t &= F_{tI} + F_{tII}
 \end{aligned} \tag{5-21}$$

El siguiente paso consistió en proyectar las tres componentes axial, radial y tangencial en las direcciones X-Y-Z, correspondientes a las direcciones de las fuerzas registradas por el dinamómetro. Para ello se aplicó la siguiente transformación de rotación:

$$\begin{bmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sin \varphi & -\cos \varphi & 0 \\ \cos \varphi & \sin \varphi & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} F_f \\ F_r \\ F_t \end{bmatrix} \quad (5-22)$$

Donde φ , en el tramo recto, se corresponde con el ángulo de posición constante, k_r . En el tramo curvo, φ es el ángulo de posición correspondiente a cada elemento diferencial y, por tanto, es variable según la posición del elemento que se considere. En la Figura 5-3 se representa como $k_r(\theta)$ y se puede expresar como:

$$\varphi_{II} \equiv k_r(\theta) = \theta - \frac{\pi}{2} \quad (5-23)$$

Las expresiones de las fuerzas que se obtienen al aplicar la matriz de transformación son:

$$\begin{aligned} F_x &= F_{fI} \cdot \sin k_r + F_{fII} \cdot \sin k_r(\theta) - F_{rI} \cdot \cos k_r - F_{rII} \cdot \cos k_r(\theta) \\ F_y &= F_{fI} \cdot \cos k_r + F_{fII} \cdot \cos k_r(\theta) + F_{rI} \cdot \sin k_r + F_{rII} \cdot \sin k_r(\theta) \\ F_z &= F_{tI} + F_{tII} \end{aligned} \quad (5-24)$$

Sustituyendo en estas ecuaciones las expresiones obtenidas para las fuerzas F_f , F_r y F_t en los dos tramos I y II, se obtiene:

$$(5-25)$$

$$\begin{aligned} F_x &= k_{fc} \cdot A_I \cdot \sin k_r + k_{fe} \cdot S_I \cdot \sin k_r \\ &\quad + \int_{\theta_1}^{\theta_2} k_{fc}(\theta) \cdot h(\theta) \cdot r_n \cdot \sin k_r(\theta) d\theta + \int_{\theta_1}^{\theta_2} k_{fe}(\theta) \cdot r_n \cdot \sin k_r(\theta) d\theta \\ &\quad - k_{rc} \cdot A_I \cdot \cos k_r - k_{re} \cdot S_I \cdot \cos k_r \\ &\quad - \int_{\theta_1}^{\theta_2} k_{rc}(\theta) \cdot h(\theta) \cdot r_n \cdot \cos k_r(\theta) d\theta - \int_{\theta_1}^{\theta_2} k_{re}(\theta) \cdot r_n \cdot \cos k_r(\theta) d\theta \\ F_y &= k_{fc} \cdot A_I \cdot \cos k_r + k_{fe} \cdot S_I \cdot \cos k_r \\ &\quad + \int_{\theta_1}^{\theta_2} k_{fc}(\theta) \cdot h(\theta) \cdot r_n \cdot \cos k_r(\theta) d\theta + \int_{\theta_1}^{\theta_2} k_{fe}(\theta) \cdot r_n \cdot \cos k_r(\theta) d\theta \\ &\quad + k_{rc} \cdot A_I \cdot \sin k_r + k_{re} \cdot S_I \cdot \sin k_r \\ &\quad + \int_{\theta_1}^{\theta_2} k_{rc}(\theta) \cdot h(\theta) \cdot r_n \cdot \sin k_r(\theta) d\theta + \int_{\theta_1}^{\theta_2} k_{re}(\theta) \cdot r_n \cdot \sin k_r(\theta) d\theta \\ F_z &= k_{tc} \cdot A_I + k_{te} \cdot S_I + \int_{\theta_1}^{\theta_2} k_{tc}(\theta) \cdot h(\theta) \cdot r_n \cdot d\theta + \int_{\theta_1}^{\theta_2} k_{te}(\theta) \cdot r_n \cdot d\theta \end{aligned}$$

Estas expresiones nos permiten predecir la fuerza de corte en sus tres componentes X-Y-Z, usando como datos de entrada las condiciones de corte (f_n y a_p), la geometría de la herramienta (k_r y r_n) y los coeficientes específicos de corte obtenidos para una determinada combinación pieza-herramienta. Las

condiciones de corte y la geometría de la herramienta son datos que se conocen a priori. Sin embargo, hay que proceder a estimar los coeficientes específicos de corte mediante ensayos de caracterización del material. Este aspecto se desarrolla en el siguiente apartado.

5.2.3. ENSAYOS DE CARACTERIZACIÓN DEL MATERIAL.

Los coeficientes específicos de corte se obtienen a partir ensayos particulares realizados en condiciones similares a la aplicación que se quiere estudiar.

Los experimentos desarrollados para caracterizar el material consistieron en operaciones de cilindrado realizados sobre una probeta cilíndrica, manteniendo constante la profundidad de pasada y la velocidad de corte y variando la velocidad de avance a lo largo de la operación de cilindrado. A esta operación se la denominó "serie". Cada serie se repitió tres veces para obtener una estimación más precisa, usando un filo nuevo para cada repetición, con el objeto de eliminar cualquier efecto debido al desgaste de la herramienta. Durante la operación de cilindrado se registraron las tres componentes de la fuerza de corte y, posteriormente, se procesaron las señales registradas y se calculó el valor medio de las fuerzas de corte para cada velocidad de avance. En la Figura 5-6 se muestra la probeta de ensayo y las señales de las fuerzas de corte que se registraron durante una serie particular.

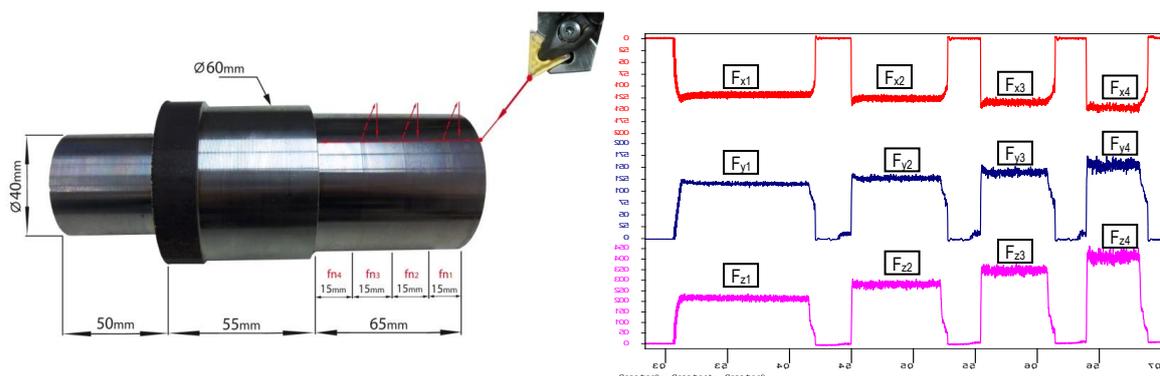


Figura 5-6: Imagen de la probeta mecanizada y fuerzas de corte registradas durante una "serie" en los ensayos de caracterización del material.

Para ampliar el campo de aplicación del modelo, de forma que sea válido en un amplio rango de condiciones de corte, fue necesario realizar varias series de experimentos con distintas combinaciones de V_c y a_p . De esta forma se puede analizar la influencia de estos parámetros y encontrar expresiones para los coeficientes específicos que nos permitan hacer buenas predicciones en un amplio rango de condiciones de corte.

La Tabla 5-2 muestra las condiciones de corte que se han empleado en los ensayos de caracterización. Se realizaron un total de 16 series (con tres repeticiones para cada serie) que cubren un amplio rango de velocidades de corte (300 a 750 m/min), profundidades de corte (1 a 2,5 mm) y velocidades de avance (0,1 a 0,25 mm/rev).

V_c (m/min)	a_p (mm)	f_{n1}	f_{n2}	f_{n3}	f_{n4}	Serie	V_c (m/min)	a_p (mm)	f_{n1}	f_{n2}	f_{n3}	f_{n4}	Serie
750	1	0,1	0,15	0,2	0,25	Serie 1	450	1	0,1	0,15	0,2	0,25	Serie 9
	1,5					Serie 10							
	2					Serie 11							
	2,5					Serie 12							
600	1	0,1	0,15	0,2	0,25	Serie 5	300	1	0,1	0,15	0,2	0,25	Serie 13
	1,5					Serie 6							
	2					Serie 7							
	2,5					Serie 8							

Tabla 5-2: Ensayos de caracterización

Como se puede observar, los valores de V_c se encuentran fuera del rango de velocidades recomendadas por los fabricantes de herramientas (que suelen ser menores de 300 m/min). Sin embargo, el rango de V_c ensayado es adecuado para alcanzar los objetivos de productividad y calidad de las piezas, manteniendo una vida de herramienta aceptable, tal y como se ha expuesto en el capítulo 4.

Respecto a los valores escogidos para a_p y f_n , satisfacen las condiciones geométricas correspondientes al Caso I [$a_p > r_n(1 - \cos k_r)$ y $f_n \leq 2 \cdot r_n \cdot \sin k_{r1}$] (**Error! No se encuentra el origen de la referencia.**), lo cual asegura que la acción de corte tiene lugar en el tramo recto y en el radio de punta del filo principal de corte de la herramienta, no entrando en juego el filo secundario.

Los experimentos de torneado se realizaron en el torno CNC MUPEM, modelo. Itziar 1/42. Las fuerzas de corte se midieron mediante el plato dinamométrico Kistler, modelo 9121, junto con el equipamiento adicional, que se ha detallado en el apartado 2.1-c) del capítulo 2.

El material que se caracterizó fue un acero inoxidable austenítico AISI 303. Este acero es el mismo cuyo comportamiento al corte se analizó en el capítulo 4 y cuya composición química se puede consultar en la tabla 2-1. Se utilizó refrigerante Cimperial C60, con una concentración del 7%.

La herramienta utilizada en los ensayos fue una herramienta fabricada por Sandvik, de metal duro con recubrimiento multicapa CVD (TiCN-Al₂O₃-TiN). El código de las placas utilizadas es TNMG 160408-MM siendo el del portaplaquitas DTGNL 2020K16. Esta es una herramienta adecuada para el torneado en general de los aceros inoxidables y está recomendada como primera elección para este tipo de materiales. En la Tabla 5-3 se indican las principales características geométricas del conjunto plaquita-portaplaquita.

Características geométricas	Valor
Ángulo de desprendimiento (γ_n): (válido para plaquita lisa)	-6°
Ángulo de inclinación (λ_s):	-6°
Ángulo de posición principal (k_r):	91°
Ángulo de posición secundario (k_{r1}):	29°
Radio de punta (r_n):	0,8 mm

Tabla 5-3: Características geométricas de la herramienta

5.2.4. DETERMINACIÓN DE LOS COEFICIENTES ESPECÍFICOS DE CORTE.

Como ya se ha comentado en el apartado anterior, los coeficientes específicos de corte se han obtenido de forma empírica a partir de los ensayos de caracterización mencionados. Para su estimación, se registraron con el plato dinamométrico los valores de las tres componentes de la fuerza durante la realización de los ensayos, para posteriormente introducir sus valores medios en el modelo mecánico correspondiente, junto con los datos geométricos y las condiciones de corte. De esta forma se han obtenido los valores de los coeficientes específicos de corte para cada una de las series realizadas en los ensayos de caracterización.

A continuación se detalla el procedimiento seguido para obtener los coeficientes específicos de corte correspondientes a los dos modelos de predicción que se han planteado.

a) Determinación de los coeficientes a partir del modelo de predicción de fuerzas que ignora el radio de punta de la herramienta (Modelo simple).

Agrupando las ecuaciones dadas en (5-18) según los efectos correspondientes al rozamiento y a la cizalladura, se obtienen las siguientes expresiones para las tres componentes de la fuerza de corte:

$$\begin{aligned}
 F_x &= (k_{fe} \cdot \sin k_r - k_{re} \cdot \cos k_r) \frac{a_p}{\sin k_r} + (k_{fc} \cdot \sin k_r - k_{rc} \cdot \cos k_r) a_p \cdot f_n \\
 F_y &= (k_{fe} \cdot \cos k_r + k_{re} \cdot \sin k_r) \frac{a_p}{\sin k_r} + (k_{fc} \cdot \cos k_r + k_{rc} \cdot \sin k_r) a_p \cdot f_n \quad (5-26) \\
 F_z &= k_{te} \cdot \frac{a_p}{\sin k_r} + k_{tc} \cdot a_p \cdot f_n
 \end{aligned}$$

En estas expresiones se puede observar que las fuerzas debidas a la cizalladura dependen del espesor de la viruta, es decir, del avance f_n . Sin embargo, las fuerzas debidas al rozamiento se mantienen constantes para cualquier velocidad de avance.

Si representamos en una gráfica los valores medios de las fuerzas de corte obtenidas durante una serie de ensayos, es decir, para distintas velocidades de avance, se observa un comportamiento lineal de dichas fuerzas con f_n . Este comportamiento lineal se mantiene para todas las velocidades y profundidades de corte ensayadas. Un aumento de la velocidad de avance aumenta la sección de corte y por tanto las fuerzas de corte.

La Figura 5-7, correspondiente a la evolución de la componente tangencial de la fuerza de corte con el avance, muestra dicho comportamiento lineal para distintas profundidades de corte.

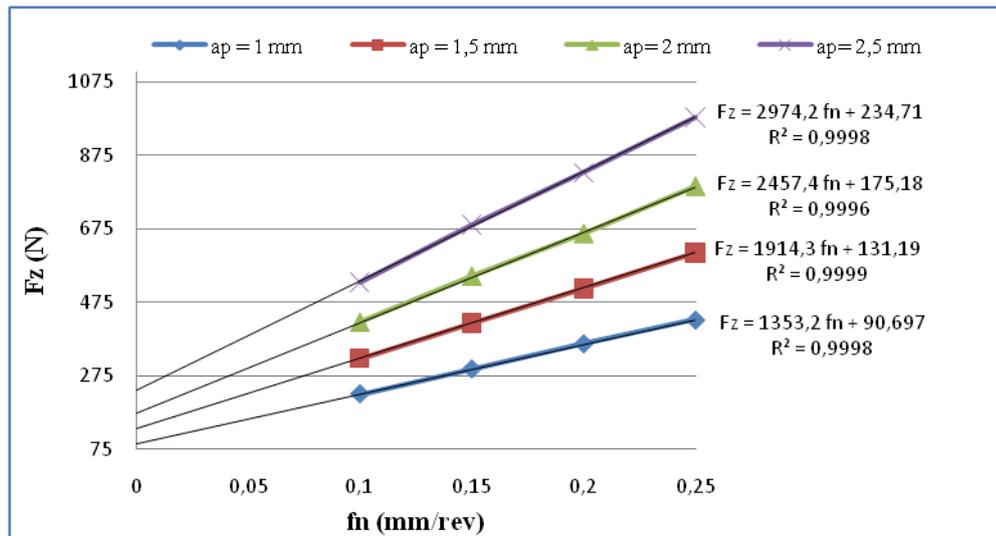


Figura 5-7: Evolución de la fuerza de corte con la velocidad de avance ($V_c = 750$ m/min)

Se procedió a realizar una interpolación lineal por mínimos cuadrados para cada una de las curvas obtenidas durante una serie, obteniendo así las ecuaciones de las rectas y los coeficientes de correlación (R^2), cuyos valores próximos a 1 indican un buen ajuste lineal. Este comportamiento permite expresar las fuerzas de corte de la siguiente manera:

$$F_{x,y,z} = P_{1\ x,y,z} + P_{2\ x,y,z} \cdot f_n \quad (5-27)$$

Si igualamos las ecuaciones del modelo (5-26) con las ecuaciones de las rectas de regresión obtenidas experimentalmente (5-27), se tiene:

$$(5-28)$$

$$\begin{aligned} F_x &= P_{1x} + P_{2x} \cdot f_n \\ &= (k_{fe} \cdot \sin k_r - k_{re} \cdot \cos k_r) \frac{a_p}{\sin k_r} + (k_{fc} \cdot \sin k_r \cdot a_p - k_{rc} \cdot \cos k_r \cdot a_p) f_n \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} F_y &= P_{1y} + P_{2y} \cdot f_n \\ &= (k_{fe} \cdot \cos k_r + k_{re} \cdot \sin k_r) \frac{a_p}{\sin k_r} + (k_{fc} \cdot \cos k_r \cdot a_p + k_{rc} \cdot \sin k_r \cdot a_p) f_n \end{aligned}$$

$$F_z = P_{1z} + P_{2z} \cdot f_n = k_{te} \cdot \frac{a_p}{\sin k_r} + k_{tc} \cdot a_p \cdot f_n$$

En las anteriores igualdades, las fuerzas de rozamiento se corresponden con el término P_1 , que representa la fuerza cuando la velocidad de avance es cero, es decir, cuando no tiene lugar la cizalladura. Las fuerzas de cizalladura se corresponden con el término P_2 , y equivale a la pendiente de las curvas de regresión. (Figura 5-8).

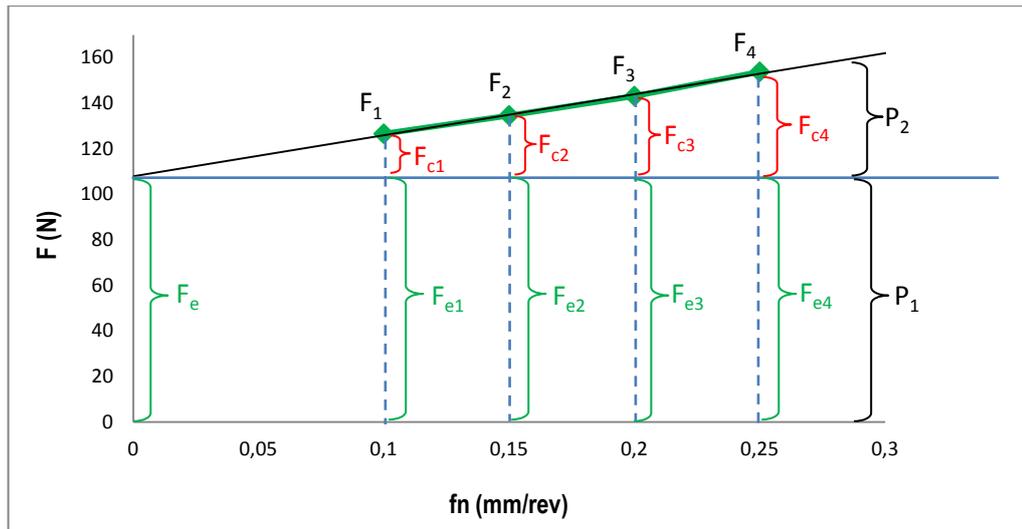


Figura 5-8: Descomposición de la fuerza de corte en sus dos efectos: fuerza de cizalladura y fuerza de rozamiento. (Modelo simple).

Para calcular los coeficientes específicos de corte se han resuelto los sistemas de ecuaciones que se han obtenido al igualar los términos semejantes.

(5-29)

$$\left. \begin{aligned}
 P_{1x} &= (k_{fe} \cdot \sin k_r - k_{re} \cdot \cos k_r) \frac{a_p}{\sin k_r} \\
 P_{2x} &= (k_{fc} \cdot \sin k_r - k_{rc} \cdot \cos k_r) a_p \\
 P_{1y} &= (k_{fe} \cdot \cos k_r + k_{re} \cdot \sin k_r) \frac{a_p}{\sin k_r} \\
 P_{2y} &= (k_{fc} \cdot \cos k_r + k_{rc} \cdot \sin k_r) a_p
 \end{aligned} \right\} \Rightarrow k_{fe}, k_{re}, k_{fc}, k_{rc}$$

(5-30)

$$\left. \begin{aligned}
 P_{1z} &= k_{te} \cdot \frac{a_p}{\sin k_r} \\
 P_{2z} &= k_{tc} \cdot a_p
 \end{aligned} \right\} \Rightarrow k_{te}, k_{tc}$$

De esta forma se han obtenido los coeficientes k_{fc} , k_{rc} , k_{tc} , k_{fe} , k_{re} , k_{te} , correspondientes a una serie, es decir, para unas condiciones determinadas de profundidad de pasada y velocidad de corte. Este proceso se repitió para cada una de las series de ensayos realizadas obteniendo distintos valores para los coeficientes, lo cual indica que estos coeficientes son función de V_c y a_p .

Las expresiones de los coeficientes específicos de corte, que incorporan el efecto de V_c y a_p , se obtuvieron aplicando técnicas estadísticas para mejorar la fiabilidad de los resultados. Para ello, en primer lugar, se analizó la sensibilidad de los seis coeficientes específicos de corte con V_c y a_p mediante un análisis de varianza (ANOVA). Una vez que se identificaron los términos significativos para cada uno de los coeficientes, se utilizó el análisis de regresión para expresar la relación entre los

coeficientes y las variables de influencia. Se analizaron diferentes modelos de regresión comprobando para cada uno de ellos la adecuación del modelo y la calidad del ajuste determinado. Este estudio estadístico se detalla en el apartado 5.2.5] **Error! No se encuentra el origen de la referencia..**

Para llevar a cabo las operaciones descritas, se desarrollaron una serie de programas en el entorno de la aplicación MATLAB y se usó la aplicación estadística MINITAB R14 para realizar el análisis estadístico.

En la Figura 5-9 se representa un esquema con la secuencia que se ha seguido para la obtención de los coeficientes específicos de corte.

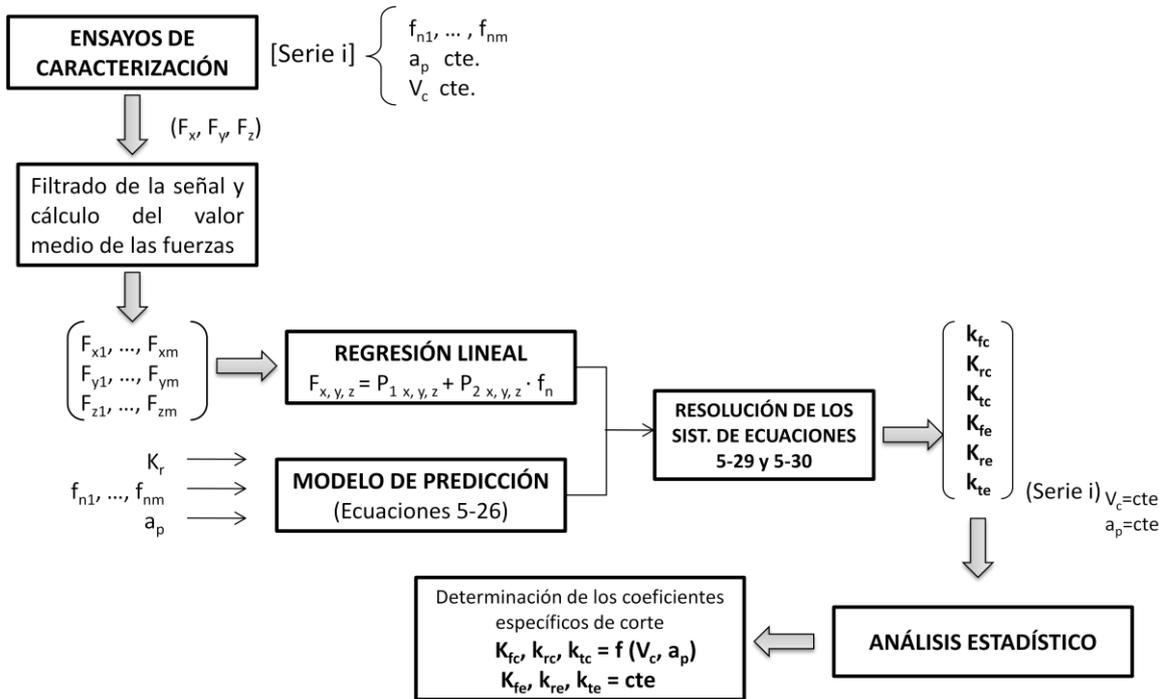


Figura 5-9: Esquema para el cálculo de los coeficientes específicos de corte. (Modelo simple).

b) Determinación de los coeficientes a partir del modelo de predicción de fuerzas que considera el radio de punta de la herramienta (Modelo completo).

En este caso, para determinar los coeficientes específicos de corte, se han utilizado las expresiones de F_x , F_y y F_z obtenidas en el apartado 5.2.2-b), correspondientes al modelo mecánico que se obtuvo al considerar la sección de viruta variable debido al efecto del radio de punta de la herramienta. Dichas expresiones son (ecuaciones 5-25):

$$\begin{aligned}
 F_x &= k_{fc} \cdot A_I \cdot \sin k_r + k_{fe} \cdot S_I \cdot \sin k_r \\
 &\quad + \int_{\theta_1}^{\theta_2} k_{fc}(\theta) \cdot h(\theta) \cdot r_n \cdot \sin k_r(\theta) d\theta + \int_{\theta_1}^{\theta_2} k_{fe}(\theta) \cdot r_n \cdot \sin k_r(\theta) d\theta \\
 &\quad - k_{rc} \cdot A_I \cdot \cos k_r - k_{re} \cdot S_I \cdot \cos k_r \\
 &\quad - \int_{\theta_1}^{\theta_2} k_{rc}(\theta) \cdot h(\theta) \cdot r_n \cdot \cos k_r(\theta) d\theta - \int_{\theta_1}^{\theta_2} k_{re}(\theta) \cdot r_n \cdot \cos k_r(\theta) d\theta
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 F_y &= k_{fc} \cdot A_I \cdot \cos k_r + k_{fe} \cdot S_I \cdot \cos k_r \\
 &\quad + \int_{\theta_1}^{\theta_2} k_{fc}(\theta) \cdot h(\theta) \cdot r_n \cdot \cos k_r(\theta) d\theta + \int_{\theta_1}^{\theta_2} k_{fe}(\theta) \cdot r_n \cdot \cos k_r(\theta) d\theta \\
 &\quad + k_{rc} \cdot A_I \cdot \sin k_r + k_{re} \cdot S_I \cdot \sin k_r \\
 &\quad + \int_{\theta_1}^{\theta_2} k_{rc}(\theta) \cdot h(\theta) \cdot r_n \cdot \sin k_r(\theta) d\theta + \int_{\theta_1}^{\theta_2} k_{re}(\theta) \cdot r_n \cdot \sin k_r(\theta) d\theta
 \end{aligned}$$

$$F_z = k_{tc} \cdot A_I + k_{te} \cdot S_I + \int_{\theta_1}^{\theta_2} k_{tc}(\theta) \cdot h(\theta) \cdot r_n \cdot d\theta + \int_{\theta_1}^{\theta_2} k_{te}(\theta) \cdot r_n \cdot d\theta$$

Con el objeto de facilitar los cálculos a la hora de determinar los coeficientes, estas expresiones se reescribieron de la siguiente manera, donde los coeficientes específicos de corte correspondientes al tramo curvo se han considerado independientes del ángulo θ y por tanto se han extraído de la integral:

$$\begin{aligned}
 F_{x \text{ exp}} &= k_{fe} \cdot G_{fx} + k_{re} \cdot G_{rx} + k_{fc} \cdot Z_{fx} + k_{rc} \cdot Z_{rx} \\
 F_{y \text{ exp}} &= k_{fe} \cdot G_{fy} + k_{re} \cdot G_{ry} + k_{fc} \cdot Z_{fy} + k_{rc} \cdot Z_{ry} \\
 F_{z \text{ exp}} &= k_{te} \cdot G_{tz} + k_{tc} \cdot Z_{tz}
 \end{aligned} \tag{5-31}$$

siendo:

$$\begin{aligned}
 G_{fx} &= \sin k_r \cdot S_I + \int_{\theta_1}^{\theta_2} \sin\left(\theta - \frac{\pi}{2}\right) \cdot r_n \cdot d\theta; & G_{fy} &= \cos k_r \cdot S_I + \int_{\theta_1}^{\theta_2} \cos\left(\theta - \frac{\pi}{2}\right) \cdot r_n \cdot d\theta; \\
 G_{rx} &= -\cos k_r \cdot S_I - \int_{\theta_1}^{\theta_2} \cos\left(\theta - \frac{\pi}{2}\right) \cdot r_n \cdot d\theta; & G_{ry} &= \sin k_r \cdot S_I + \int_{\theta_1}^{\theta_2} \sin\left(\theta - \frac{\pi}{2}\right) \cdot r_n \cdot d\theta; \\
 Z_{fx} &= \sin k_r \cdot A_I + \int_{\theta_1}^{\theta_2} \sin\left(\theta - \frac{\pi}{2}\right) \cdot h(\theta) \cdot r_n \cdot d\theta; & Z_{fy} &= \cos k_r \cdot A_I + \int_{\theta_1}^{\theta_2} \cos\left(\theta - \frac{\pi}{2}\right) \cdot h(\theta) \cdot r_n \cdot d\theta; \\
 Z_{rx} &= -\cos k_r \cdot A_I - \int_{\theta_1}^{\theta_2} \cos\left(\theta - \frac{\pi}{2}\right) \cdot h(\theta) \cdot r_n \cdot d\theta; & Z_{ry} &= \sin k_r \cdot A_I + \int_{\theta_1}^{\theta_2} \sin\left(\theta - \frac{\pi}{2}\right) \cdot h(\theta) \cdot r_n \cdot d\theta; \\
 G_{tz} &= S_I + \int_{\theta_1}^{\theta_2} r_n \cdot d\theta; & Z_{tz} &= A_I + \int_{\theta_1}^{\theta_2} h(\theta) \cdot r_n \cdot d\theta;
 \end{aligned} \tag{5-32}$$

A diferencia del modelo simple, en este caso las fuerzas de rozamiento aumentan con f_n , debido a que la longitud del tramo curvo implicado en el corte aumenta con la velocidad de avance. Este hecho se puede comprobar al observar que en la expresión obtenida para calcular S_{II} , interviene f_n (ecuaciones 5-7, 5-9 y 5-10):

$$S_{II} = \int_{\theta_1}^{\theta_2} dS = \int_{\theta_1}^{\theta_2} r_n \cdot d\theta$$

siendo θ_1 y θ_2 los límites de integración:

$$\theta_1 = \cos^{-1} \frac{f_n}{2 \cdot r_n}$$

$$\theta_2 = \frac{\pi}{2} + k_r$$

Resolviendo dicha integral, se obtiene la longitud del tramo curvo implicado en el corte en función de f_n :

$$S_{II} = r_n \cdot \left[\frac{\pi}{2} + k_r - \cos^{-1} \left(\frac{f_n}{2 \cdot r_n} \right) \right] \quad (5-33)$$

De acuerdo con lo anterior, la correspondencia entre los términos del modelo mecánico y los términos de la recta de regresión obtenida en los resultados experimentales, se indica en la Figura 5-10.

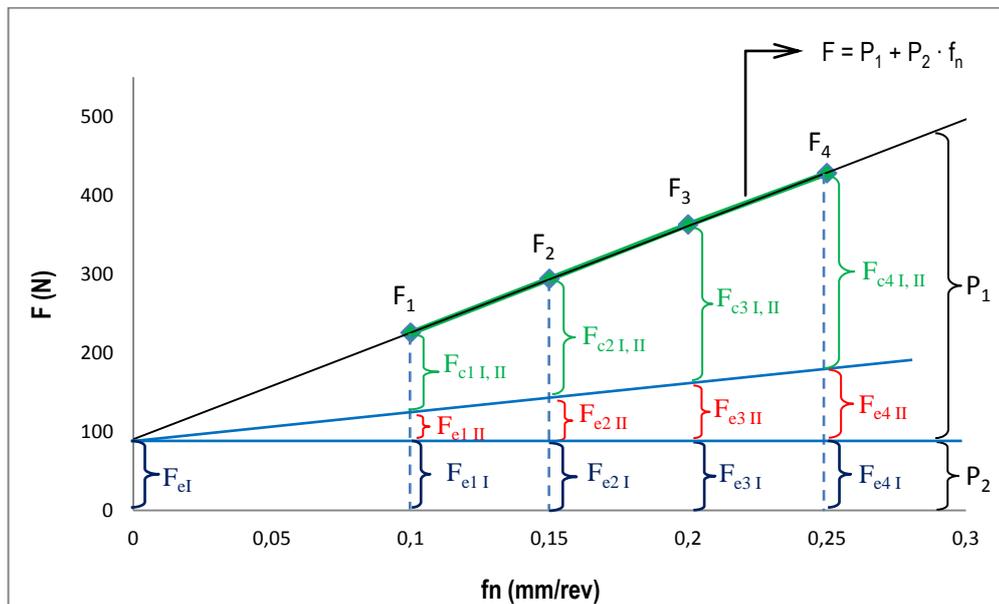


Figura 5-10: Descomposición de la fuerza de corte en sus dos efectos: fuerza de cizalladura y fuerza de rozamiento. (Modelo completo)

En la Figura 5-10 se indica que la fuerza de rozamiento correspondiente al tramo recto del filo de corte (zona I) es equivalente a la fuerza de corte que se obtiene al extrapolar la recta de regresión obtenida experimentalmente, hasta la velocidad $f_n=0$. La pendiente de la recta de regresión corresponde a la fuerza de rozamiento en el tramo curvo del filo de corte (zona II) y a la fuerza de cizalladura total (zonas I y II).

En este caso, para calcular los coeficientes específicos de corte se ha resuelto el siguiente sistema de ecuaciones:

(5-34)

$$\begin{bmatrix} \left\{ \begin{matrix} F_{x1} \\ \vdots \\ F_{xm} \end{matrix} \right\}_{exp} \\ \left\{ \begin{matrix} F_{y1} \\ \vdots \\ F_{ym} \end{matrix} \right\}_{exp} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \left\{ \begin{matrix} G_{fx1} & G_{rx1} & Z_{fx1} & Z_{rx1} \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ G_{fxm} & G_{rxm} & Z_{fxm} & Z_{rxm} \end{matrix} \right\} \\ \left\{ \begin{matrix} G_{fy1} & G_{ry1} & Z_{fy1} & Z_{ry1} \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ G_{fym} & G_{rym} & Z_{fym} & Z_{rym} \end{matrix} \right\} \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} k_{fe} \\ k_{re} \\ k_{fc} \\ k_{rc} \end{bmatrix}$$

y

(5-35)

$$\begin{bmatrix} \left\{ \begin{matrix} F_{z1} \\ \vdots \\ F_{zm} \end{matrix} \right\}_{exp} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} G_{tz1} & Z_{tz1} \\ \vdots & \vdots \\ G_{tzm} & Z_{tzm} \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} k_{te} \\ k_{tc} \end{bmatrix}$$

donde $F_{x1}, \dots, F_{xm}; F_{y1}, \dots, F_{ym}; F_{z1}, \dots, F_{zm}$, son los valores medios de las fuerzas de corte medidos durante una serie de ensayos. Los términos G_{ij} y Z_{ij} dependen únicamente de la geometría del corte y se pueden calcular numéricamente utilizando las expresiones que se han indicado en 5-32 y “ m ” es el número de niveles considerados para la velocidad de avance (f_{n1}, \dots, f_{nm}) en cada serie.

Estos sistemas, donde el número de ecuaciones es superior al número de incógnitas, se han resuelto utilizando el método mínimos cuadrados y se han obtenido los coeficientes $k_{fc}, k_{rc}, k_{tc}, k_{fe}, k_{re}, k_{te}$, correspondientes a una serie, es decir, para unas condiciones determinadas de profundidad de pasada y velocidad de corte.

Este proceso se repitió para cada una de las series de ensayos realizados, obteniendo distintos valores para los coeficientes, lo que indica que los coeficientes específicos de corte son función de V_c y a_p . Para encontrar las expresiones de los coeficientes específicos de corte que incorporan el efecto de V_c y a_p , se utilizaron técnicas estadísticas y se realizó un estudio similar al desarrollado para determinar los coeficientes correspondientes al modelo simple.

En la Figura 5-11 se presenta un esquema con la secuencia que se siguió para la obtención de los coeficientes específicos de corte para el modelo completo.

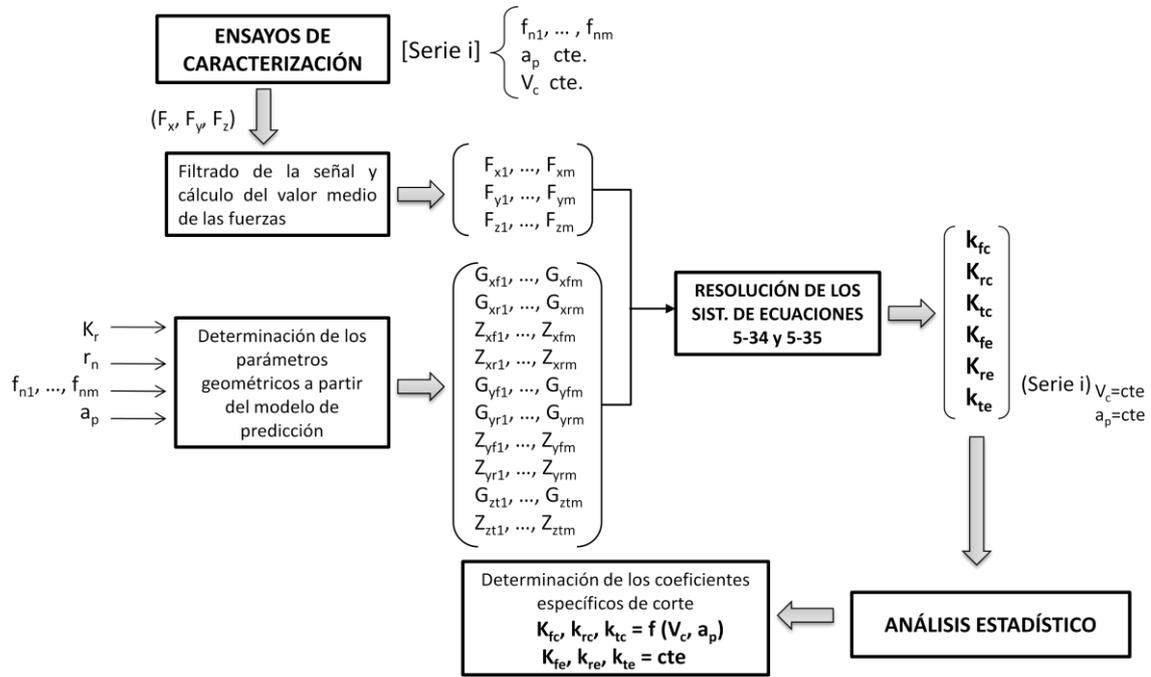


Figura 5-11: Esquema para el cálculo de los coeficientes específicos de corte. (Modelo completo).

5.2.5. ANÁLISIS DEL EFECTO DE LA VELOCIDAD DE CORTE Y LA PROFUNDIDAD DE PASADA EN LOS COEFICIENTES ESPECÍFICOS DE CORTE.

Una vez que se han obtenido los valores de los coeficientes específicos de corte para cada serie, siguiendo el método descrito en el apartado anterior, el siguiente paso consistió en determinar las expresiones que mejor ajustan el comportamiento de los coeficientes con variaciones en V_c y a_p . Se pretende desarrollar un modelo con un amplio campo de aplicación, por lo que ha sido necesario determinar las expresiones de estos coeficientes incluyendo el efecto de las variables V_c y a_p .

Para la obtención de estas expresiones se aplicaron técnicas estadísticas basadas en análisis de regresión. El análisis de regresión es una de las técnicas de uso más frecuente para el análisis de datos, que permite modelar la relación entre una variable de interés (la respuesta) y un conjunto de variables predictoras relacionadas (Montgomery, y otros, 2005). La metodología para construir un modelo de regresión comienza con un gráfico de los datos para observar que se cumple una determinada relación; a continuación se estiman los parámetros del modelo, posteriormente se efectúan contrastes de hipótesis respecto a los parámetros y, por último, se comprueba que se cumplen las hipótesis de partida para la construcción del modelo (linealidad, normalidad, homocedasticidad e independencia) mediante el análisis de residuos.

A continuación, se presentan los resultados del análisis de regresión que se realizó sobre los coeficientes específicos de corte obtenidos para los dos modelos de predicción de fuerzas planteados anteriormente.

a) Estudio del efecto de V_c y a_p en los coeficientes específicos de corte para el modelo de predicción de fuerzas que ignora el radio de punta de la herramienta. (Modelo simple).

Puesto que los valores de los coeficientes específicos de corte obtenidos para las distintas series de ensayos son diferentes, se analizó la sensibilidad de dichos coeficientes con las variaciones en V_c y a_p , tratando de buscar las expresiones que mejor ajustan dicho comportamiento.

En primer lugar fue necesario analizar si las variables V_c y a_p afectan de forma significativa a los coeficientes específicos de corte. Para ello se realizó un análisis de varianza (ANOVA) que permitió descomponer la variabilidad total en un conjunto de sumandos positivos, cada uno de ellos asignable a una posible causa o fuente de variabilidad, con el propósito de determinar cuáles de ellas presentan una influencia significativa.

En la Tabla 5-4 se presentan los resultados del valor-P obtenidos de los ANOVA realizados para los seis coeficientes específicos de corte, con un intervalo de confianza del 95%. Si el valor-P de una variable es menor de 0,05 se puede rechazar la hipótesis nula (H_0) de igualdad de medias, y se concluye que dicha variable causa un efecto significativo en la variable respuesta.

Respuesta	valor-P (95%)		R^2	R^2_{adj}
	V_c	a_p		
k_{fc}	0,003	0,024	0,84	0,80
k_{rc}	0,001	0,000	0,95	0,92
k_{tc}	0,000	0,008	0,90	0,86
k_{fe}	0,079	0,204	0,63	0,38
k_{re}	0,011	0,000	0,98	0,97
k_{te}	0,608	0,329	0,40	0

Tabla 5-4: Resultados del ANOVA sobre los coeficientes específicos de corte correspondientes al modelo simple.

El ANOVA indica que los tres coeficientes de cizalladura sufren variaciones significativas con las dos variables V_c y a_p y, por tanto, es adecuado ajustar un modelo donde intervengan ambas variables.

El valor-P de las dos variables correspondientes a los coeficientes de rozamiento, k_{fe} y k_{te} , es mayor de 0,05, indicando que estos coeficientes no son sensibles a variaciones de V_c y a_p . Por tanto, al presentar independencia con respecto a las variables, se ha considerado que el mejor estimador para k_{fe} y k_{te} es el valor medio de los valores obtenidos para estos coeficientes, utilizándose como coeficientes constantes.

Por otro lado, el coeficiente de rozamiento k_{re} está afectado de forma significativa por ambas variables y por tanto este coeficiente podrá expresarse en función de V_c y a_p . Sin embargo, si se analizan los resultados desde el punto de vista del proceso de corte, se pueden considerar constantes los tres coeficientes de rozamiento. Numerosos autores proponen utilizar coeficientes de cizalladura variables y coeficientes de rozamiento constantes (Lamikiz, 2003). Lee y Altintas (Lee, y otros, 1996) comprobaron experimentalmente que los coeficientes de rozamiento se mantienen constantes para un amplio rango de condiciones de corte. El comportamiento de la fuerza de rozamiento debe ser el mismo en las tres direcciones (axial, radial y tangencial) y por tanto es más correcto presentar expresiones similares para

los tres coeficientes. Por otro lado, en el modelo mecánico que se plantea, la fuerza total es la suma de la fuerza de cizalladura y la fuerza de rozamiento y la contribución de cada uno de estos efectos depende de la magnitud de los coeficientes. Se ha comprobado que los valores que se han obtenido para los coeficientes de cizalladura (apartado 5.2.4) son mayores que los valores de los coeficientes de rozamiento y, por tanto, pequeñas desviaciones en los coeficientes de rozamiento producen errores despreciables en la predicción de la fuerza total. Además, en la etapa de validación se compararon los resultados obtenidos en la predicción de las fuerzas cuando se utiliza la expresión para k_{re} en función de a_p y V_c y cuando se considera constante, obteniéndose diferencias despreciables.

Una vez realizado el análisis de sensibilidad, se ha utilizado el análisis de regresión para definir las expresiones de los coeficientes de cizalladura que modelan el comportamiento de éstos con las variables significativas, V_c y a_p . En primer lugar se ha representado gráficamente la evolución de los tres coeficientes de cizalladura con V_c y a_p , (Figura 5-12).

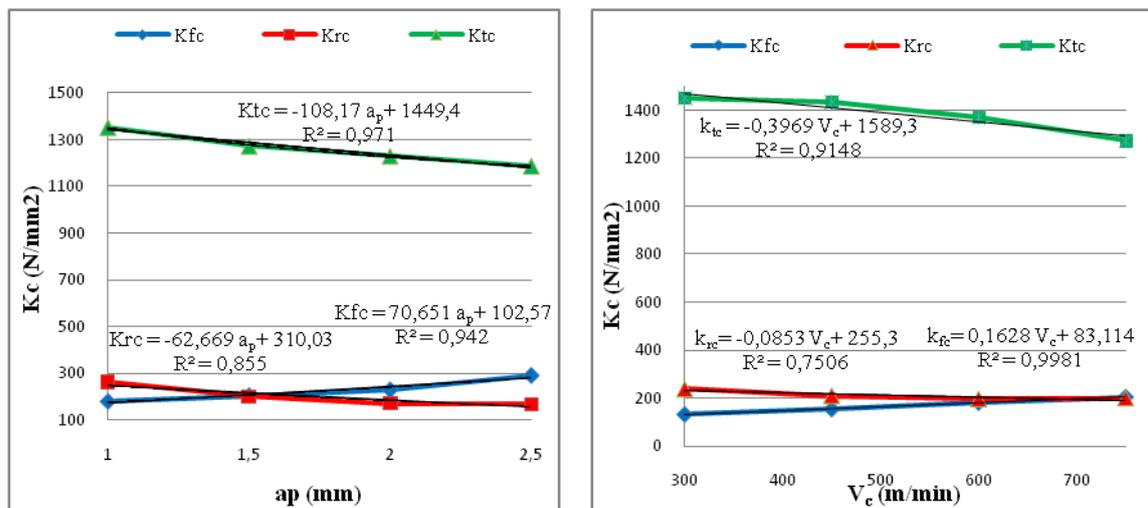


Figura 5-12: Evolución de los coeficientes específicos de cizalladura con a_p y V_c .

En las gráficas se observa que los tres coeficientes presentan un comportamiento lineal con ambas variables. El coeficiente de determinación lineal R^2 , próximo a 1, indica buena correlación lineal. Sin embargo se probaron otros modelos de regresión (polinomial, logarítmica) resultando peor ajuste. Por tanto, se plantea un modelo de regresión lineal múltiple con dos variables independientes (V_c y a_p), para cada uno de los coeficientes de cizalladura:

$$k_{ij} = \beta_0 + \beta_1 \cdot V_c + \beta_2 \cdot a_p$$

Esta ecuación es una función lineal donde los coeficientes de regresión β_0 , β_1 y β_2 son parámetros desconocidos. El modelo describe un plano en el espacio bidimensional V_c , a_p . El parámetro β_0 define la intersección del plano con el eje de las ordenadas. β_1 representa el cambio esperado en el coeficiente k_{ij} para cada cambio unitario de V_c cuando a_p se mantiene constante. β_2 representa el cambio esperado en el coeficiente k_{ij} para cada cambio unitario de a_p cuando V_c se mantiene constante.

En primer lugar se han determinado los parámetros de la regresión aplicando el método de mínimos cuadrados. A continuación se ha verificado la adecuación del modelo utilizando los estadísticos R^2 y R^2 ajustado, así como el análisis de varianza para evaluar la significación de la regresión y el análisis de residuales.

En la Tabla 5-5 se muestra un resumen de los resultados obtenidos para los modelos de regresión lineal múltiple de los tres coeficientes específicos de cizalladura. En esta tabla se indica la ecuación que ajusta el modelo, el valor-*P* correspondiente a la prueba *t* para evaluar la contribución de cada una de las variables en el modelo y los valores del coeficiente de determinación múltiple R^2 y R^2 ajustado, que nos permiten evaluar el porcentaje de variabilidad de la respuesta que es explicado por el modelo. Por último se indica el valor-*P* obtenido al realizar la prueba de significación de la regresión, que permite determinar si al menos una de las variables contribuye de manera significativa al modelo.

Respuesta	Ecuación	Predictor		R^2	R^2_{adj}	Regresión
		V_c (m/min) Valor- <i>P</i>	a_p (mm) Valor- <i>P</i>			
K_{fc}	$18,9 + 0,172 \cdot V_c + 39,7 \cdot a_p$	0,000	0,003	83,2%	81,1%	0,000
K_{rc}	$376 - 0,103 \cdot V_c - 63,4 \cdot a_p$	0,000	0,013	86,8%	84,2%	0,000
K_{tc}	$1875 - 0,589 \cdot V_c - 114 \cdot a_p$	0,000	0,001	92,6%	90,0%	0,000

Tabla 5-5: Resultados del análisis de regresión lineal múltiple para los coeficientes de cizalladura

En esta tabla se observa que el valor-*P* de las dos variables (V_c y a_p) correspondiente a los coeficientes de cizalladura es menor de 0,05, lo que indica que el efecto de ambas variables sobre los coeficientes es significativo. Por otro lado, el valor-*P* del análisis de la regresión también es menor de 0,05 y los valores de R^2 y R^2_{adj} son superiores al 80% indicando un ajuste correcto.

Adicionalmente, para asegurar la adecuación del modelo es necesario realizar un análisis de los residuales para comprobar que se cumplen las hipótesis sobre las que se ha construido el modelo. El estudio se ha realizado analizando cuatro gráficos de residuales:

- *Gráfica de probabilidad normal de los residuales*, para verificar la hipótesis de linealidad.
- *Gráfica de residuales frente a valores estimados*, para verificar la hipótesis de homocedasticidad. Para satisfacer el supuesto, los residuales deberán aparecer de forma aleatoria, sin mostrar ningún patrón obvio; por ejemplo, es necesario observar que la variabilidad no tiende a crecer o decrecer con la variable.
- *Histograma de los residuales*, para verificar la hipótesis de normalidad. Se comprueba que la distribución tiene forma aproximadamente simétrica y que las colas son similares o menos pesadas que la normal. Cuando la distribución tiene colas pesadas, el efecto en la estimación de los parámetros de los valores extremos o atípicos puede ser muy grande. Entonces el ajuste por mínimos cuadrados es un mal procedimiento de estimación.
- *Gráfica de los residuales en secuencia en el tiempo*, para verificar la hipótesis de independencia.

A continuación se presenta, a modo de ejemplo, los cuatro gráficos de residuos obtenidos para el modelo de regresión planteado para el coeficiente específico de corte k_{fc} (Figura 5-13). Estas gráficas no presentan ningún comportamiento anómalo. Un análisis similar se ha realizado con los residuales de las regresiones del resto de coeficientes, no observándose tampoco situaciones anómalas.

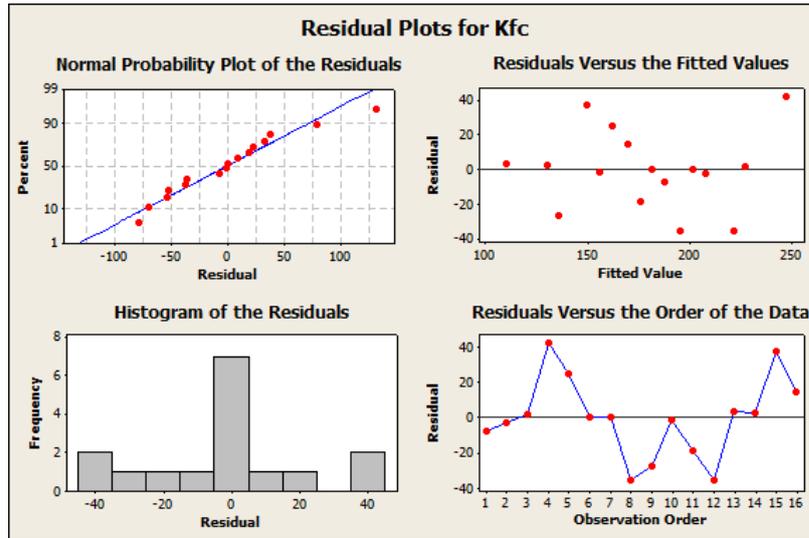


Figura 5-13: Gráficos de residuales para el coeficiente específico de corte k_{fc} .

Finalizado el estudio se puede concluir lo siguiente:

- Los coeficientes de cizalladura se ajustan de forma adecuada a un modelo de regresión lineal múltiple con V_c y a_p .
- Los coeficientes de rozamiento k_{fe} y k_{te} no están afectados de forma significativa por variaciones de V_c y a_p y se consideran coeficientes constantes. El estimador para estos coeficientes es el valor medio de los valores obtenidos en las distintas series.
- El coeficiente de rozamiento k_{re} varía con a_p y V_c pero se ha considerado constante, de acuerdo con el razonamiento expuesto anteriormente. Se ha comprobado que esta simplificación no introduce errores significativos en el modelo de predicción.

Por tanto, se han planteado las siguientes expresiones para los coeficientes específicos de corte:

Coeficientes de cizalladura	Coeficientes de rozamiento
$k_{fc} = 18,9 + 0,172 \cdot V_c + 39,7 \cdot a_p$	$k_{fe} = 113,113$
$k_{rc} = 376 - 0,103 \cdot V_c - 63,4 \cdot a_p$	$k_{re} = 64,136$
$k_{tc} = 1875 - 0,589 \cdot V_c - 114 \cdot a_p$	$k_{te} = 91,770$

Tabla 5-6: Expresiones de los coeficientes específicos de corte para el modelo simple.

b) Estudio del efecto de V_c y a_p en los coeficientes específicos de corte para el modelo de predicción de fuerzas que incluye el radio de punta de la herramienta.

En este apartado se ha utilizado la misma metodología que la expuesta anteriormente. En primer lugar se ha realizado un análisis de varianza para determinar si las variables V_c y a_p afectan de forma significativa a los coeficientes específicos de corte. En la Tabla 5-7 se presentan los resultados del valor-P obtenidos de los ANOVA realizados para los seis coeficientes específicos de corte, con un intervalo de confianza del 95%.

Respuesta	valor-P (95%)		R ²	R ² _{adj}
	V _c	a _p		
k _{fc}	0,005	0,766	0,75	0,58
k _{rc}	0,000	0,725	0,91	0,85
k _{tc}	0,000	0,804	0,86	0,76
k _{fe}	0,064	0,299	0,62	0,37
k _{re}	0,009	0,006	0,84	0,73
k _{te}	0,603	0,418	0,36	0

Tabla 5-7: Resultados del ANOVA sobre los coeficientes específicos de corte correspondientes al modelo completo.

Para los tres coeficientes de cizalladura (k_{fc} , k_{rc} y k_{tc}), la variable independiente a_p presenta un valor-P superior a 0,05, indicando que no se puede rechazar la hipótesis nula (H_0) y por tanto esta variable no afecta de forma significativa a estos coeficientes. A pesar de ello, se ha considerado más adecuado utilizar un modelo lineal que incluya las dos variables V_c y a_p , puesto que la dependencia explícita de los coeficientes con la velocidad de corte y con la profundidad de pasada asegura la sensibilidad del modelo a variaciones en estos dos parámetros de corte. La falta de relación significativa de estos coeficientes con a_p no implica ausencia de relación. Si el rango de variación de la variable es pequeño y el error experimental alto, es frecuente no observar una relación significativa. La razón es que la precisión en la estimación de la pendiente depende del rango de variación de la variable y, si éste es pequeño, la varianza de la estimación de la pendiente será alta y no permitirá concluir que existe relación (Peña, 2002). En muchos casos, el rango de variación de una variable no es suficientemente amplio como para detectar variaciones en la respuesta y, por tanto, el análisis de significación resulta negativo; pero eso no quiere decir que la respuesta no esté afectada realmente por la variable cuando el rango de variación aumenta. Por ello, el modelo que incluye la variable tendrá más capacidad predictiva fuera del rango de condiciones ensayado.

Para los dos coeficientes de rozamiento (k_{fe} y k_{re}) las variables V_c y a_p presentan un valor-P superior a 0,05, indicando que estas variables no afectan de forma significativa a k_{fe} y k_{re} . Por tanto, al presentar independencia con respecto a las variables, se considera que el mejor estimador para k_{fe} y k_{re} es el valor medio de los valores obtenidos para estos coeficientes y se consideran coeficientes constantes. Este resultado es equivalente al obtenido en el modelo simple.

Sin embargo, el coeficiente de rozamiento k_{re} está afectado de forma significativa por las dos variables. Siguiendo un razonamiento similar al realizado en el apartado anterior, se ha considerado más adecuado plantear expresiones similares para los tres coeficientes de rozamiento. En la etapa de validación se han comparado los resultados obtenidos en la predicción de las fuerzas cuando se utilizan las dos alternativas para el coeficiente de rozamiento k_{re} , con dependencia lineal y como constante, observándose que la diferencia obtenida en los errores de la predicción son insignificantes.

Por tanto, de acuerdo con el análisis realizado, se han propuesto coeficientes de cizalladura variables con V_c y a_p y coeficientes de rozamiento constantes.

Para buscar un modelo adecuado que refleje el comportamiento para los coeficientes de cizalladura, en primer lugar se ha representado gráficamente la evolución de los coeficientes con las variables y se ha

comprobado que existe un comportamiento lineal, al igual que ocurrió en el modelo simple. En la Figura 5-14 se observa dicho comportamiento lineal.

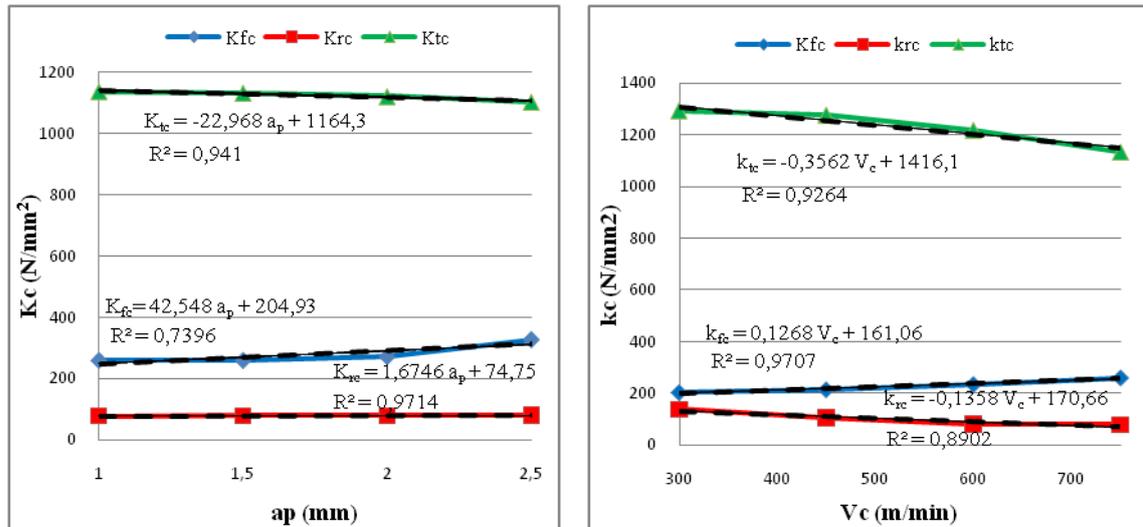


Figura 5-14: Evolución de los coeficientes de cizalladura con V_c y a_p .

Observando los resultados, se ha planteado un modelo de regresión lineal múltiple para cada uno de los coeficientes específicos de corte, de la misma manera que se realizó en la sección anterior. En la Tabla 5-8 se muestra un resumen de los resultados obtenidos del análisis de los modelos de regresión lineal múltiple para los tres coeficientes de cizalladura.

Respuesta	Ecuación	Predictor		R ²	R ² adj	Regresión Valor-P
		V _c (m/min) Valor-P	a _p (mm) Valor-P			
k _{fc}	$158 + 0,132 \cdot V_c + 5,6 \cdot a_p$	0,005	0,635	77,9%	73,6%	0,014
k _{rc}	$169 - 0,150 \cdot V_c + 5,78 \cdot a_p$	0,000	0,414	87,0%	83,5%	0,000
k _{tc}	$1537 - 0,533 \cdot V_c - 21,6 \cdot a_p$	0,000	0,381	87,9%	84,5%	0,000

Tabla 5-8: Resultados del análisis de regresión lineal múltiple para los coeficientes específicos de corte.

El valor-P del modelo de regresión, para los tres coeficientes, es inferior a 0,05, indicando que el modelo sirve para explicar la respuesta, ya que al menos una de las variables sí influye de forma significativa (V_c en este caso). Por otro lado, los valores de R^2 y R^2_{adj} están por encima del 70% y en el análisis de residuales no se ha observado ninguna anomalía. Por tanto, las expresiones que se han obtenido para los coeficientes específicos de corte, correspondientes al modelo de predicción de fuerzas que incluye el radio de punta de la herramienta son:

Coefficientes de cizalladura	Coefficientes de rozamiento
$k_{fc} = 158 + 0,132 \cdot V_c + 5,6 \cdot a_p$	$k_{fe} = 115,280$
$k_{rc} = 169 - 0,150 \cdot V_c + 5,78 \cdot a_p$	$k_{re} = 8,674$
$k_{tc} = 1537 - 0,533 \cdot V_c - 21,6 \cdot a_p$	$k_{te} = 78,835$

Tabla 5-9: Expresiones de los coeficientes específicos de corte correspondientes al modelo completo.

5.2.6. VALIDACIÓN DE LOS MODELOS.

Para estudiar la validez de los modelos se plantearon una serie de ensayos de validación. Se partió de los coeficientes específicos de corte calculados en el apartado anterior y se introdujeron en los modelos mecánicos correspondientes (apartado 5.2.2-a y b) junto con las condiciones de corte y las características geométricas de la herramienta. De esta forma se obtuvieron los valores de las fuerzas F_x , F_y y F_z predichas por el modelo y se compararon con los valores medios de las fuerzas obtenidas en las pruebas experimentales usando el plato dinamométrico.

Se validaron los dos modelos mecánicos planteados, comparando el grado de precisión logrado por ambos. Los ensayos de validación se realizaron en cuatro etapas:

- Primera etapa: se replicaron los ensayos de caracterización del material para tener una estimación del grado de ajuste del modelo.
- Segunda etapa: se realizaron una serie de ensayos en condiciones diferentes a los ensayos de caracterización, pero dentro del rango de las condiciones de corte y manteniendo la geometría de la herramienta.
- Tercera etapa: se realizaron una serie de ensayos fuera del rango de condiciones de corte utilizadas en los ensayos de caracterización, manteniendo la geometría de herramienta.
- Cuarta etapa: se realizaron una serie de ensayos dentro y fuera del rango de condiciones de corte utilizadas en los ensayos de caracterización y con una geometría de herramienta distinta (se modificó el ángulo de posición y el radio de punta).

A continuación se presentan las características de los ensayos de validación realizados y los resultados obtenidos.

i. Resultados de la primera etapa de ensayos de validación.

Se realizaron ensayos en las mismas condiciones y con la misma geometría de herramienta que las utilizadas en los ensayos de caracterización. En la Tabla 5-10 se presentan los valores de las fuerzas obtenidas experimentalmente y su comparación con las predichas por el modelo simple y por el modelo que incluye el efecto del radio de punta de la herramienta.

Nº	Condiciones			F_x (N)					F_y (N)					F_z (N)				
				Mod Completo			Mod Simple		Mod Completo			Mod Simple		Mod Complejo			Mod Simple	
	V_c (m/min)	a_p (mm)	f_n (mm/rev)	Exp	Predicha	% Error	Predicha	% Error	Exp	Predicha	% Error	Predicha	% Error	Exp	Predicha	% Error	Predicha	% Error
1	750	1	0,1	126,60	129,07	1,95	133,40	5,37	118,53	121,16	2,22	85,37	-27,98	225,44	234,94	4,21	223,71	-0,77
2	750	1	0,2	143,16	148,05	3,41	152,57	6,57	143,83	145,88	1,42	108,57	-24,52	362,79	365,10	0,64	355,63	-1,97
3	750	1,5	0,15	210,94	216,27	2,53	218,82	3,73	139,82	141,94	1,51	138,24	-1,13	418,94	419,26	0,08	421,68	0,65
4	750	2	0,2	302,42	317,38	4,95	320,57	6,00	176,81	167,59	-5,22	191,51	8,31	662,49	658,12	-0,66	665,67	0,48
5	750	2,5	0,25	440,38	432,82	-1,72	441,56	0,27	208,34	198,62	-4,66	240,35	15,36	978,31	950,07	-2,89	947,12	-3,19
6	600	1,5	0,15	210,19	210,73	0,25	213,07	1,37	142,95	145,13	1,52	141,82	-0,79	445,49	437,96	-1,69	441,56	-0,88
7	600	2	0,1	273,60	266,77	-2,50	269,41	-1,53	144,96	138,47	-4,48	161,09	11,13	445,08	437,26	-1,76	442,29	-0,63
8	600	2,5	0,25	399,58	418,32	4,69	425,60	6,51	219,73	209,42	-4,69	250,29	13,91	990,40	1002,14	1,19	1002,33	1,21
9	450	1	0,15	128,49	130,45	1,53	135,33	5,32	130,32	136,25	4,55	101,74	-21,93	314,65	324,12	3,01	316,18	0,49
10	450	1,5	0,2	208,28	217,41	4,38	219,32	5,30	160,81	164,87	2,52	162,78	1,23	557,23	563,31	1,09	569,36	2,18
11	450	2	0,2	287,12	298,40	3,93	300,15	4,54	179,59	180,48	0,50	204,22	13,72	717,28	724,70	1,03	736,35	2,66
12	450	2,5	0,2	377,61	379,96	0,62	384,83	1,91	198,37	196,67	-0,86	239,26	20,62	887,75	883,93	-0,43	891,93	0,47
13	300	1,5	0,1	191,02	189,19	-0,96	191,51	0,26	129,84	134,47	3,57	130,40	0,43	349,05	365,39	4,68	366,77	5,08
14	300	1,5	0,2	212,85	209,90	-1,38	211,67	-0,56	167,87	169,08	0,72	167,55	-0,19	563,15	588,62	4,52	595,87	5,81
15	300	2	0,15	273,22	273,32	0,04	274,57	0,50	161,04	165,68	2,88	189,02	17,37	597,98	612,30	2,39	624,66	4,46
16	300	2,5	0,15	353,57	347,41	-1,74	350,45	-0,88	175,65	180,30	2,64	224,26	27,67	780,60	747,60	-4,23	759,45	-2,71

Tabla 5-10: Comparación entre las fuerzas experimentales y predichas por los dos modelos en la primera etapa de validación.

La columna titulada con “%Error”, representa el error relativo que se calcula mediante la expresión:

$$\% \text{ Error} = \left(\frac{F_{pred} - F_{exp}}{F_{exp}} \right) \cdot 100 \tag{5-36}$$

Se puede observar que el ajuste del modelo completo es mejor, presentando errores relativos inferiores al 5% para las tres componentes de la fuerza de corte. La capacidad de predicción del modelo simple es algo inferior para las componentes F_x y F_z , alcanzándose errores máximos del 6%. Sin embargo, para la componente F_y se obtienen errores muy elevados, hasta el 28%, lo que indica la necesidad de considerar el efecto del radio de punta de la herramienta para obtener buenas predicciones. En la Figura 5-15 se puede observar que los errores obtenidos para esta componente en los ensayos realizados con un valor de $a_p=1,5$ mm son similares a los del modelo completo (ensayos N° 3, 6, 10, 13 y 14), cuando $a_p<1,5$ mm el valor predicho es inferior al valor experimental (ensayos N° 1, 2, 9) y cuando $a_p>1,5$ mm el valor predicho es superior al experimental.

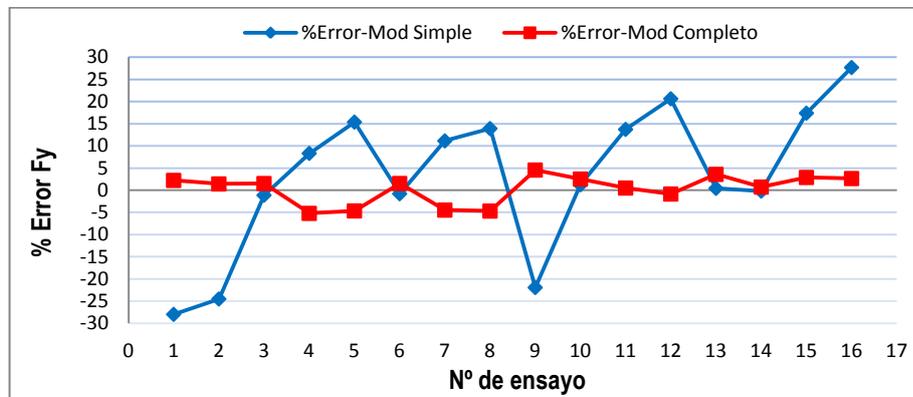


Figura 5-15: Comparación entre F_y experimental y predicha por los dos modelos en la primera etapa de validación.

ii. Resultados de la segunda etapa de ensayos de validación.

En este caso se comparan las predicciones efectuadas por los modelos con los datos experimentales obtenidos en condiciones de corte distintas a las utilizadas para los ensayos de caracterización, pero dentro del rango de condiciones de corte. Se ha mantenido la misma geometría de herramienta. En la Tabla 5-11 se presentan los resultados de dicha comparación.

N° Ensayo	Condiciones			F_x (N)				F_y (N)				F_z (N)						
				Mod Completo		Mod Simple		Mod Completo		Mod Simple		Mod Completo		Mod Simple				
	V_c (m/min)	a_p (mm)	f_n (mm/rev)	Exp	Predicha	% Error	Predicha	% Error	Exp	Predicha	% Error	Predicha	% Error	Exp	Predicha	% Error	Predicha	% Error
1	375	2,5	0,13	325,75	340,67	4,58	345,95	6,20	171,44	173,15	1,00	212,49	23,94	659,64	664,22	0,70	674,43	2,24
2			0,17	344,44	358,74	4,15	364,52	5,83	189,79	192,10	1,22	230,06	21,22	794,69	800,80	0,77	811,34	2,10
3			0,23	364,12	385,62	5,91	392,38	7,76	212,67	221,24	4,03	256,41	20,57	973,14	1009,55	3,74	1016,71	4,48
4			0,3	396,03	416,58	5,19	424,89	7,29	241,04	256,40	6,37	287,15	19,13	1146,94	1259,62	9,82	1256,30	9,54
5			0,13	143,37	131,10	8,56	137,49	4,10	141,03	131,21	6,97	93,36	33,80	286,52	278,34	2,86	269,03	6,11
6		0,17	152,48	138,07	9,45	144,65	5,14	151,34	141,28	6,65	102,96	31,97	339,41	332,18	2,13	323,57	4,67	
7		0,23	158,72	148,47	6,46	155,38	2,10	166,53	157,12	5,65	117,36	29,53	415,28	416,44	0,28	405,37	2,39	
8		0,3	172,53	160,49	6,98	167,91	2,68	184,67	176,83	4,25	134,16	27,35	499,06	520,62	4,32	500,81	0,35	
9		0,13	294,99	314,40	6,58	319,73	8,39	168,91	158,94	5,90	188,96	11,87	569,66	568,58	0,19	576,56	1,21	
10		0,17	310,22	333,38	7,47	339,03	9,29	184,41	174,22	5,53	204,06	10,66	680,70	681,44	0,11	690,41	1,43	
11	0,23	338,25	361,75	6,95	367,97	8,78	203,03	197,88	2,53	226,72	11,67	822,82	854,28	3,82	861,20	4,67		
12	0,3	375,30	394,65	5,16	401,73	7,04	233,02	226,74	2,69	253,15	8,64	981,26	1061,86	8,21	1060,46	8,07		
13	0,13	235,68	245,52	4,18	250,10	6,12	158,28	144,33	8,81	150,64	4,83	447,20	437,00	2,28	441,30	1,32		
14	0,17	247,10	261,13	5,68	265,54	7,46	170,28	156,46	8,12	163,52	3,97	528,57	521,30	1,37	527,66	0,17		
15	0,23	270,66	284,53	5,12	288,71	6,67	191,71	175,43	8,49	182,83	4,63	658,99	651,08	1,20	657,21	0,27		
16	0,3	302,66	311,76	3,01	315,73	4,32	217,72	198,85	8,67	205,37	5,67	793,13	808,08	1,89	808,34	1,92		
17	0,13	298,85	302,57	1,25	307,21	2,80	168,25	161,02	4,30	188,70	12,16	570,23	572,94	0,47	582,22	2,10		
18	0,17	315,11	319,64	1,44	324,41	2,95	184,88	177,05	4,24	204,69	10,71	686,91	688,53	0,24	699,23	1,79		
19	0,23	337,91	345,07	2,12	350,20	3,64	202,88	201,82	0,52	228,66	12,71	834,03	865,61	3,79	874,75	4,88		
20	0,3	366,53	374,46	2,16	380,30	3,76	227,65	231,94	1,88	256,64	12,73	1002,82	1078,42	7,54	1079,53	7,65		

Tabla 5-11: Comparación entre las fuerzas experimentales y predichas por los dos modelos en la segunda etapa de validación.

Se puede observar que los errores obtenidos con el modelo completo son inferiores al 9% para las tres componentes de la fuerza de corte. Las predicciones de las componentes F_x y F_z del modelo simple alcanzan errores relativos del 10% y para la componente F_y del 30%.

Las Figura 5-16, Figura 5-17 y Figura 5-18 muestran los valores de las tres componentes de la fuerza de corte obtenidos experimentalmente y predichos y el error relativo obtenido para ambos modelos.

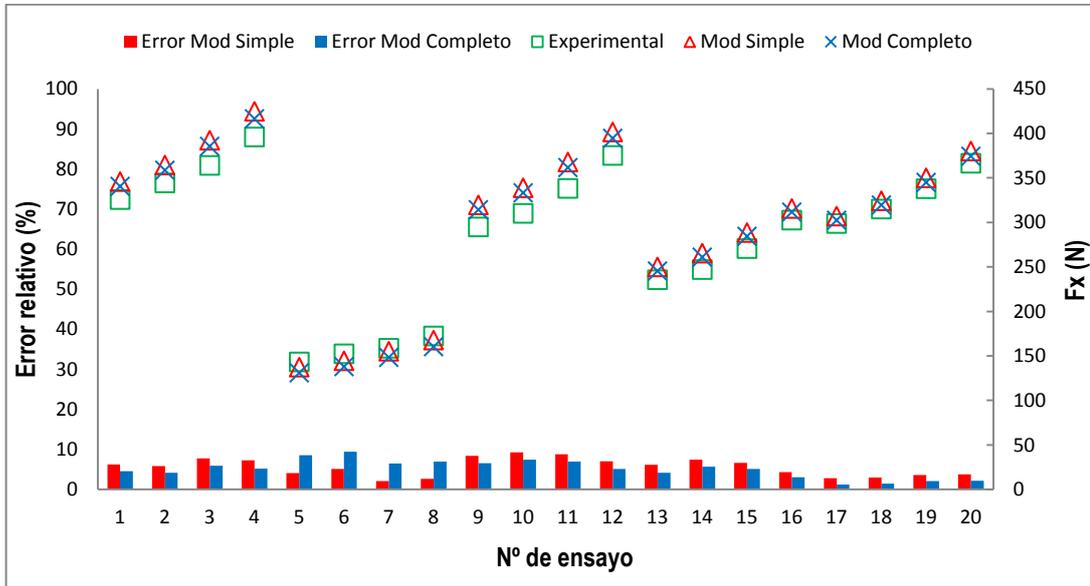


Figura 5-16: Comparación entre F_x experimental y predicha por los dos modelos en la segunda etapa de validación.

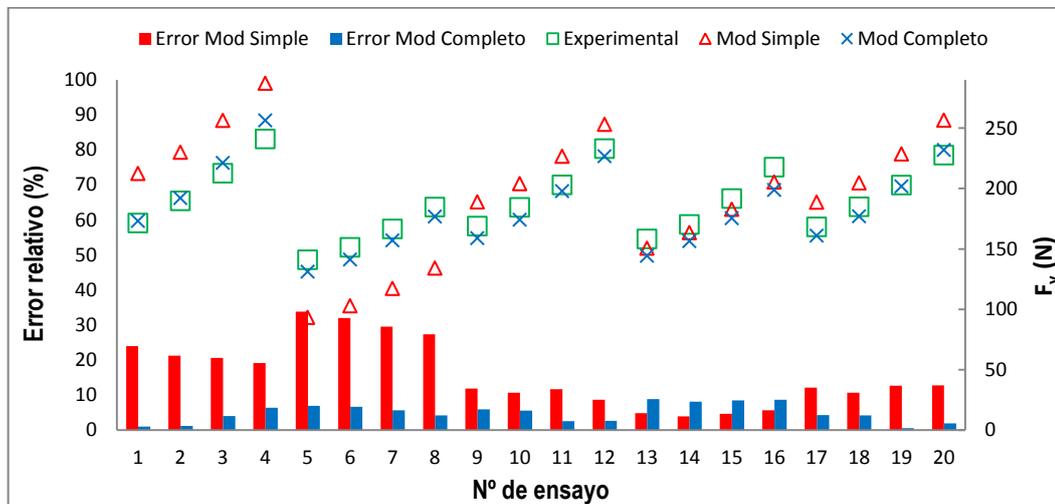


Figura 5-17: Comparación entre F_y experimental y predicha por los dos modelos en la segunda etapa de validación.

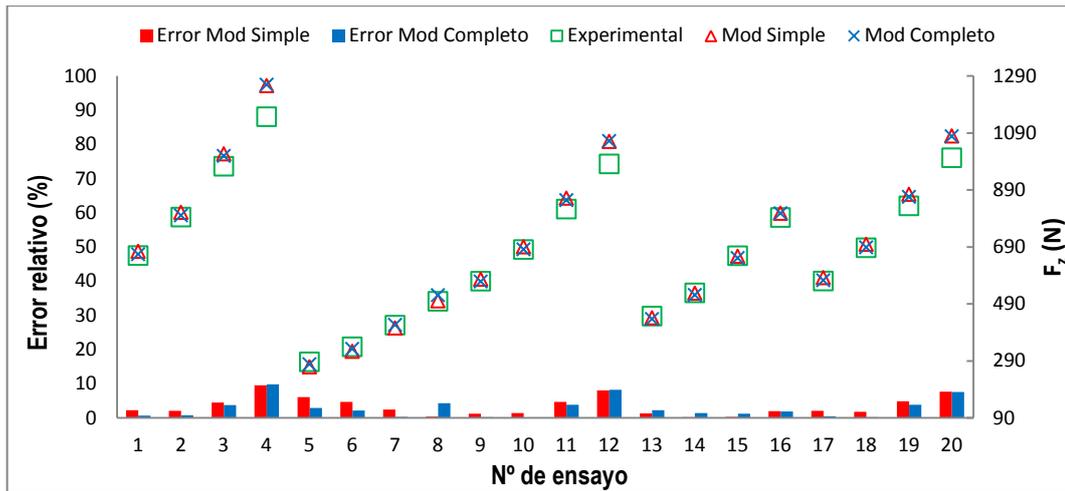


Figura 5-18: Comparación entre F_z experimental y predicha por los dos modelos en la segunda etapa de validación.

Se concluye, por tanto, que dentro del rango de condiciones de corte ensayado, la capacidad de predicción del modelo completo es buena para las tres componentes de la fuerza de corte. Sin embargo el modelo simple presenta errores algo superiores para las componentes de avance y tangencial (F_x y F_z) y muy elevados para la componente radial (F_y).

iii. Resultados de la tercera etapa de ensayos de validación.

Se realizaron una serie de ensayos fuera del rango de condiciones de corte utilizadas en los ensayos de caracterización, manteniendo la geometría de la herramienta de corte. En la Tabla 5-12 se presentan los resultados de la validación.

Nº Ensayo	Condiciones V_c (m/min) a_p (mm) f_n (mm/rev)			F_x (N)				F_y (N)				F_z (N)							
				Mod Completo		Mod Simple		Mod Completo		Mod Simple		Mod Completo		Mod Simple					
				Exp	Predicha	% Error	Predicha	% Error	Exp	Predicha	% Error	Predicha	% Error	Exp	Predicha	% Error	Predicha	% Error	
1	250	2,5	0,13	358,65	334,55	6,72	339,03	5,47	185,40	177,89	4,05	216,80	16,94	680,71	686,30	0,82	698,35	2,59	
2			0,17	382,27	350,67	8,27	355,48	7,01	208,72	198,27	5,01	235,69	12,92	835,59	829,87	0,68	842,63	0,84	
3			0,23	403,84	374,56	7,25	380,15	5,87	241,53	229,53	4,97	264,03	9,32	1043,63	1049,32	0,55	1059,04	1,48	
4			0,3	418,95	401,92	4,07	408,94	2,39	263,38	267,13	1,43	297,09	12,80	1255,74	1312,20	4,50	1311,52	4,44	
5		850	1	0,13	137,78	135,16	1,90	141,36	2,60	135,48	129,67	4,29	90,95	32,87	280,44	265,58	5,30	255,63	8,85
6				0,17	146,61	143,48	2,14	149,71	2,12	146,04	139,29	4,62	99,81	31,66	332,39	315,21	5,17	306,04	7,93
7				0,23	158,82	155,99	1,78	162,23	2,15	164,44	154,50	6,04	113,09	31,23	408,12	392,88	3,73	381,66	6,48
8				0,3	172,63	170,63	1,16	176,84	2,44	190,26	173,55	8,78	128,59	32,41	497,24	488,89	1,68	469,89	5,50
9		775	0,8	0,13	106,00	103,42	2,43	110,96	4,68	123,33	126,89	2,89	74,92	39,25	221,38	227,09	2,58	211,47	4,48
10				0,17	109,65	109,03	0,56	116,98	6,69	131,03	136,18	3,93	82,67	36,91	260,81	269,86	3,47	253,94	2,63
11				0,23	117,41	117,44	0,02	126,02	7,33	145,05	150,86	4,01	94,30	34,99	331,94	337,38	1,64	317,65	4,30
12				0,3	128,75	127,23	1,19	136,56	6,06	162,80	169,26	3,97	107,86	33,75	411,16	421,78	2,58	391,99	4,66

Tabla 5-12: Comparación entre las fuerzas experimentales y predichas por los dos modelos en la tercera etapa de validación.

Las Figura 5-19, Figura 5-20 y Figura 5-21 muestran el error relativo y los valores para las tres componentes de la fuerza de corte obtenidos experimentalmente y predichos por ambos modelos. Se puede observar que la capacidad de predicción del modelo completo para la componente F_x es mejor en los ensayos Nº 9 a 12, en los que la profundidad de corte es igual al radio de punta de la herramienta. Sin embargo, la capacidad de predicción del modelo simple disminuye en estas condiciones, aumentando considerablemente el error para la componente F_y .

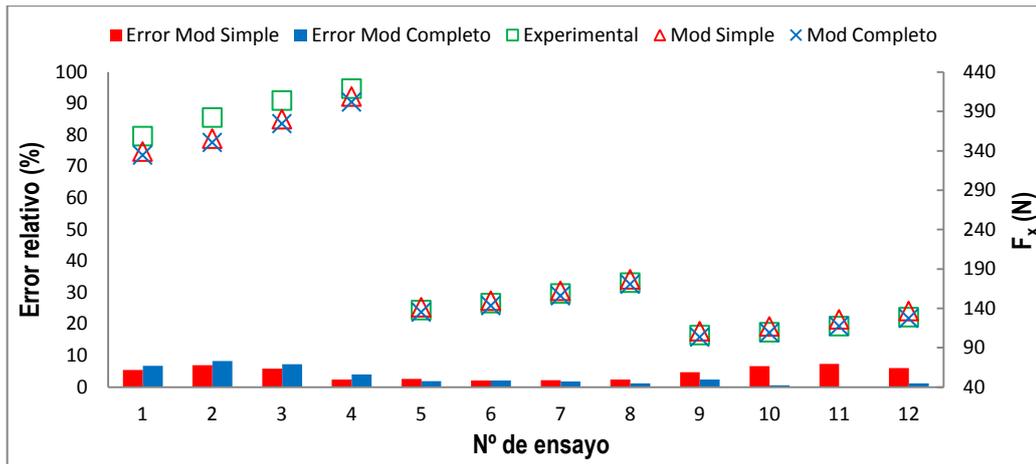


Figura 5-19: Comparación entre F_x experimental y predicha por los dos modelos en la tercera etapa de validación.

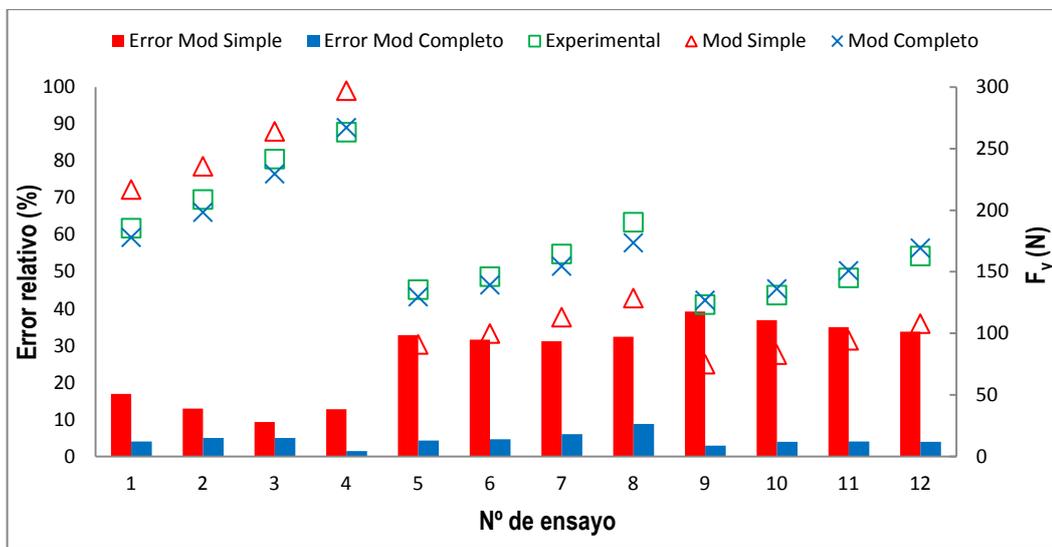


Figura 5-20: Comparación entre F_y experimental y predicha por los dos modelos en la tercera etapa de validación.

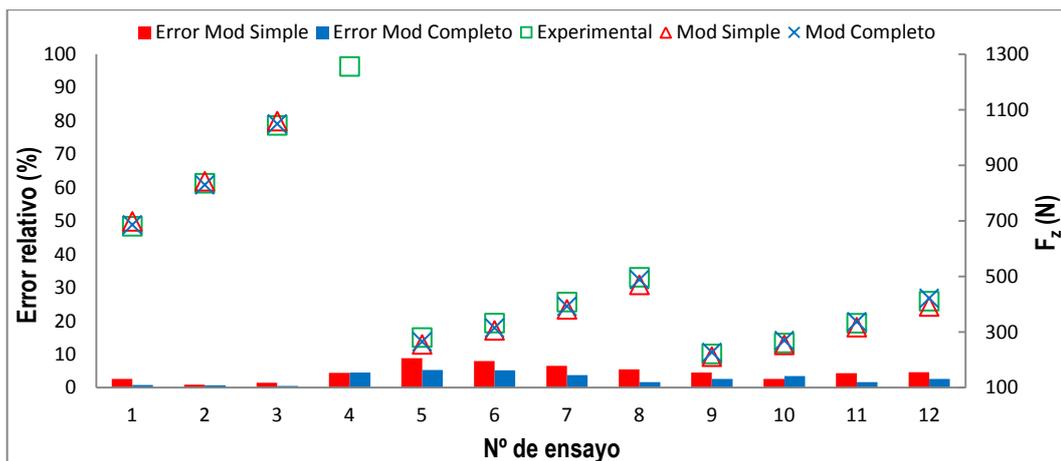


Figura 5-21: Comparación entre F_z experimental y predicha por los dos modelos en la tercera etapa de validación.

Se concluye, por tanto, que el modelo completo tiene buena capacidad de extrapolación para las tres componentes de la fuerza de corte. Los errores obtenidos con este modelo no han aumentado respecto a los errores obtenidos en las etapas de validación anteriores realizadas dentro del rango de las condiciones de corte utilizadas para elaborar el modelo. Con el modelo simple se han obtenido

resultados aceptables para las componentes de avance y tangencial, pero los errores para la componente radial han sido muy elevados.

iv. Resultados de la cuarta etapa de ensayos de validación.

A continuación se presentan los resultados obtenidos para los ensayos realizados con diferente geometría de herramienta. En algunos ensayos se modificó el ángulo de posición de la herramienta (ensayos N° 1 a 8), mientras que en otros ensayos se modificó el radio de punta (ensayos N° 9 a 16) y en otros se mecanizó variando ambas características geométricas simultáneamente (ensayos N° 17 a 24). Las operaciones de cilindrado se realizaron tanto dentro como fuera del rango de condiciones de corte utilizados para los ensayos de caracterización.

En la Tabla 5-13, se indican las características geométricas de la herramienta, las condiciones de corte de los ensayos y las fuerzas obtenidas en la experimentación y las predichas por ambos modelos.

Nº Ensayo	Geometría hta		Condiciones			F _x (N)					F _y (N)					F _z (N)								
	k _r	r _n	V _c (m/min)	a _p (mm)	f _n (mm/rev)	Mod Completo		Mod Simple		Exp	Mod Completo		Mod Simple		Exp	Mod Completo		Mod Simple		Exp	Mod Completo		Mod Simple	
						Predicha	% Error	Predicha	% Error		Predicha	% Error	Predicha	% Error		Predicha	% Error	Predicha	% Error		Predicha	% Error		
1	60	0,8	450	1,5	0,1	174,10	178,10	2,30	116,78	32,92	195,87	204,75	4,53	236,32	20,65	341,00	361,99	6,16	374,79	9,91				
2					0,15	178,14	186,03	4,43	118,11	33,70	216,73	224,48	3,58	257,40	18,77	447,78	461,79	3,13	482,71	7,80				
3					0,2	181,19	193,65	6,88	120,23	33,64	235,09	244,52	4,01	291,13	23,84	544,50	563,13	3,42	655,39	20,37				
4					0,25	184,14	200,94	9,13	122,09	33,70	248,54	264,92	6,59	320,64	29,01	618,45	666,28	7,73	806,48	30,40				
5	60	0,8	600	2	0,1	244,23	246,12	0,77	168,33	31,08	254,80	252,17	1,03	311,49	22,25	436,34	452,47	3,70	470,65	7,86				
6					0,15	248,81	260,52	4,70	176,41	29,10	276,08	276,85	0,28	337,80	22,36	563,84	574,62	1,91	600,01	6,42				
7					0,2	256,48	274,63	7,08	184,49	28,07	299,09	301,88	0,93	364,10	21,74	683,04	698,20	2,22	729,37	6,78				
8					0,25	265,58	288,45	8,61	192,57	27,49	319,64	327,31	2,40	390,41	22,14	780,99	823,46	5,44	858,73	9,95				
9	90	1,2	450	1,5	0,1	174,41	183,38	5,14	195,34	12,00	163,24	185,33	13,54	128,01	21,58	329,75	371,01	12,51	353,52	7,21				
10					0,15	186,35	193,70	3,95	207,33	11,26	183,84	203,07	10,46	145,40	20,91	440,07	474,39	7,80	461,44	4,86				
11					0,2	199,18	203,94	2,39	219,32	10,11	200,82	221,34	10,22	162,78	18,94	550,08	580,61	5,55	569,36	3,51				
12					0,25	207,46	214,09	3,19	231,32	11,50	214,79	240,15	11,80	180,17	16,12	643,61	689,80	7,18	677,28	5,23				
13	90	1,2	600	2	0,1	250,07	257,52	2,98	269,41	7,74	176,15	193,21	9,68	161,09	8,55	435,44	455,19	4,54	442,29	1,57				
14					0,15	266,69	276,18	3,56	289,89	8,70	195,57	212,75	8,79	179,48	8,23	571,56	580,66	1,59	571,65	0,02				
15					0,2	281,05	294,80	4,89	310,36	10,43	213,56	232,84	9,03	197,87	7,35	700,61	708,76	1,16	701,01	0,06				
16					0,25	300,67	313,39	4,23	330,83	10,03	230,97	253,52	9,76	216,25	6,37	821,66	839,63	2,19	830,37	1,06				
17	60	1,2	525	2	0,13	221,90	246,94	11,28	169,27	23,72	271,78	295,32	8,66	327,34	20,44	518,54	550,74	6,21	559,76	7,95				
18					0,17	228,99	256,59	12,05	174,53	23,78	294,05	315,69	7,36	348,40	18,48	622,33	652,07	4,78	666,78	7,14				
19					0,23	236,71	270,75	14,38	182,42	22,94	320,98	346,62	7,99	379,99	18,38	757,92	805,66	6,30	827,31	9,16				
20					0,3	248,69	286,79	15,32	191,63	22,94	350,44	383,32	9,38	416,85	18,95	888,85	987,59	11,11	1014,60	14,15				
21	60	1,2	800	1,5	0,13	181,34	191,98	5,87	131,26	27,62	235,46	241,74	2,66	248,75	5,64	395,29	399,50	1,07	399,35	1,03				
22					0,17	182,34	201,74	10,64	136,53	25,12	247,88	257,26	3,78	265,55	7,13	466,76	468,12	0,29	473,31	1,40				
23					0,23	192,84	216,15	12,09	144,44	25,10	272,91	280,99	2,96	290,74	6,53	568,28	572,48	0,74	584,27	2,81				
24					0,3	212,78	232,59	9,31	153,66	27,79	307,30	309,41	0,69	320,13	4,18	685,53	696,67	1,63	713,71	4,11				

Tabla 5-13: Comparación entre las fuerzas experimentales y predichas por los dos modelos en la cuarta etapa de validación.

Se puede observar como el modelo que considera el radio de punta de la herramienta ofrece buenas predicciones para los ensayos en los que se ha modificado el ángulo de posición o el radio de punta (ensayos N° 1 a 16). Sin embargo, los ensayos en los que se modificaron ambas características presentan errores relativos algo más elevados, con errores máximos del 15% para la componente F_x e inferiores para las otras dos componentes.

Por otra parte, el modelo simple presenta elevados errores para las componentes F_x y F_y. Por tanto, la capacidad de extrapolación de este modelo cuando se modifica la geometría de la herramienta es muy reducida, fundamentalmente para estas dos componentes.

En las Figura 5-22, Figura 5-23 y Figura 5-24 se presentan de modo gráfico los resultados de la Tabla 5-13.

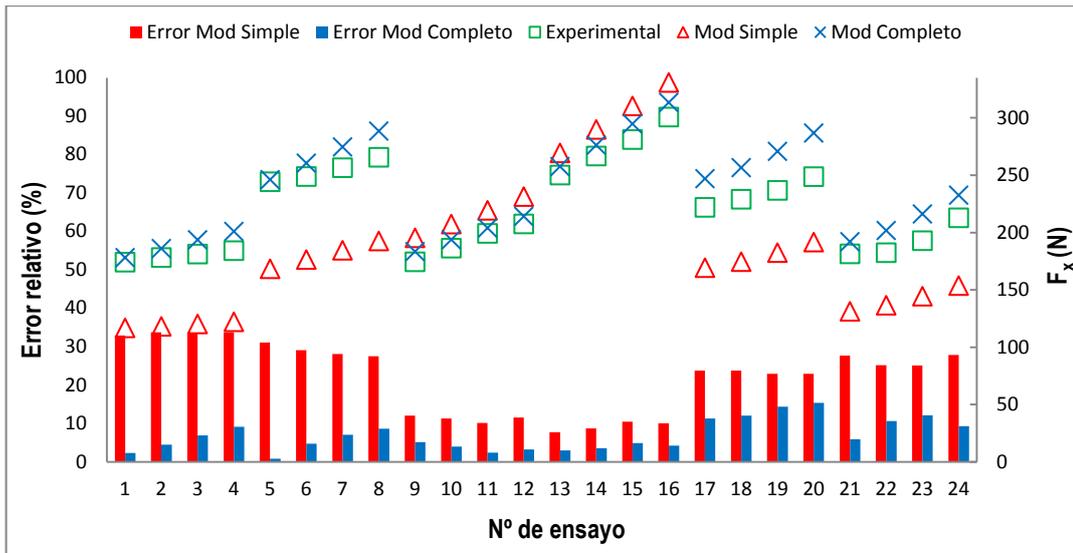


Figura 5-22: Comparación entre F_x experimental y predicha por los dos modelos en la cuarta etapa de validación.

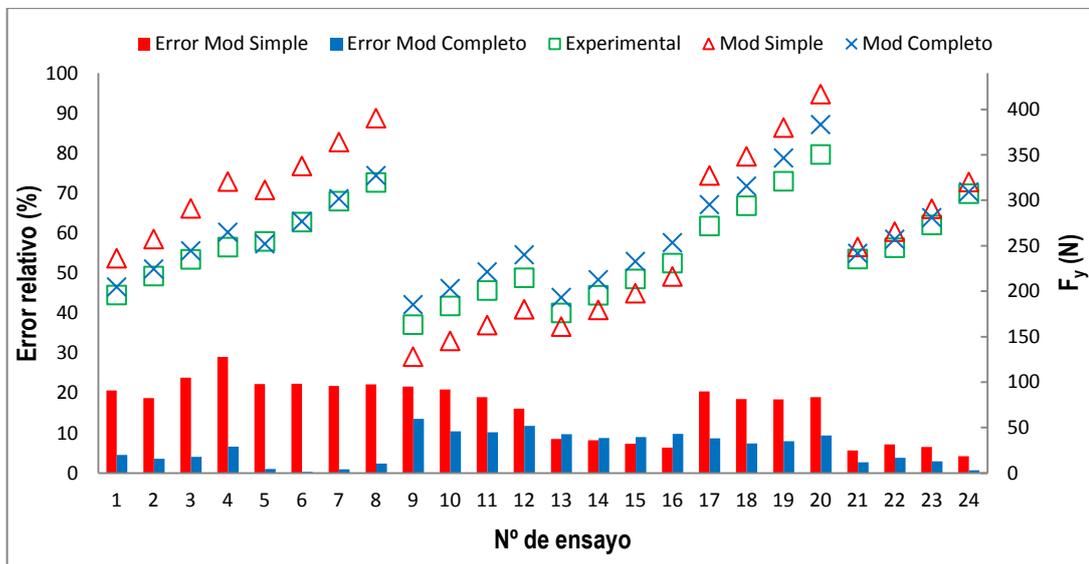


Figura 5-23: Comparación entre F_y experimental y predicha por los dos modelos en la cuarta etapa de validación.

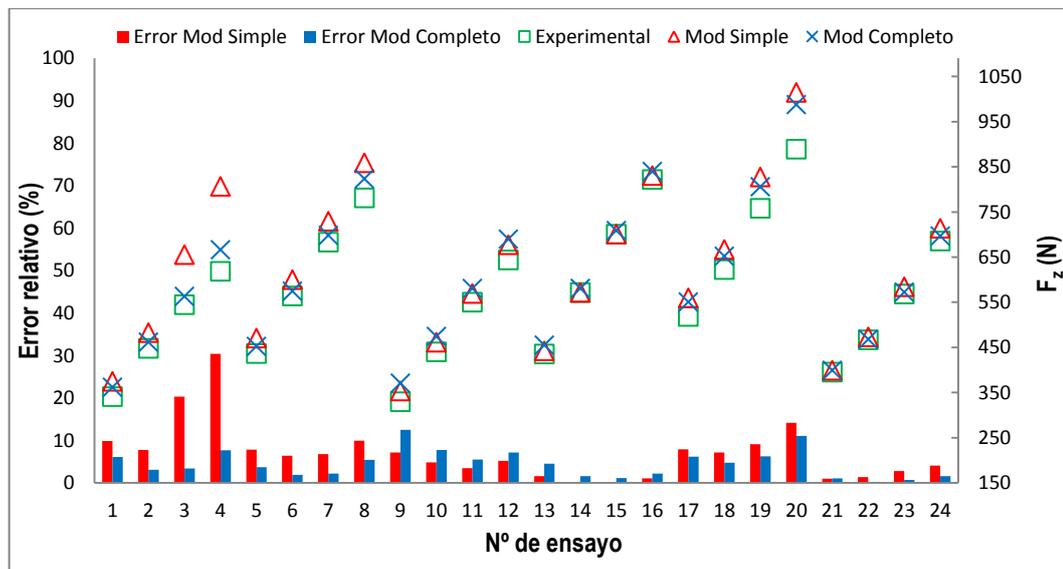


Figura 5-24: Comparación entre F_z experimental y predicha por los dos modelos en la cuarta etapa de validación.

A la vista de los resultados, se puede concluir que el modelo que considera el radio de punta de la herramienta tiene buena capacidad de predicción para todas las pruebas realizadas, tanto dentro como fuera del rango de condiciones de corte ensayadas y también cuando se ha modificado la geometría de la herramienta. El error relativo obtenido para todos los casos y para las tres componentes de la fuerza de corte siempre ha sido inferior al 15% para las componentes de avance y radial, e inferiores al 10% para la componente tangencial.

La capacidad de predicción del modelo simple ha sido inferior para todas las pruebas. Este modelo es válido para predecir la fuerza de corte tangencial, F_z , con errores de predicción similares a los obtenidos con el modelo completo. Sin embargo los errores de predicción para la componente radial, F_y , han sido elevados, en torno al 35%, y cuando se ha modificado la geometría de la herramienta, los errores de predicción para la fuerza de avance, F_x , también han alcanzado valores del 35%.

5.3. MODELO PARA LA PREDICCIÓN DE LAS FUERZAS DE CORTE INCLUYENDO EL DESGASTE DE LA HERRAMIENTA.

En los modelos anteriores no se ha tenido en cuenta el desgaste de la herramienta. Durante el proceso de corte la herramienta sufre un desgaste progresivo que modifica la geometría de corte y por tanto se producen alteraciones en las fuerzas de corte. En este apartado se completa el modelo de predicción de fuerzas desarrollado en el apartado 5.2 incluyendo el efecto del desgaste de la herramienta sobre las fuerzas de corte. El desgaste de la herramienta es uno de los parámetros más importantes dentro del mecanizado que no sólo afecta a la calidad superficial y precisión dimensional de las piezas sino que también aumenta las fuerzas de corte, provocando inestabilidades y vibraciones en la herramienta y en la pieza. El establecimiento de una relación entre las fuerzas de corte y el desgaste de la herramienta hace posible su aplicación en técnicas de monitorización indirecta. Estos sistemas de monitorización basados en la medida de las fuerzas de corte permiten determinar el momento en el que la degradación de la herramienta ha llegado a un nivel inaceptable y comienza a afectar a la calidad de la pieza, deteniendo el proceso antes de que se superen las especificaciones de calidad establecidas para la pieza o antes de que se produzca el fallo catastrófico de la herramienta.

5.3.1. MODELO PROPUESTO.

El desarrollo de un modelo teórico de predicción de fuerzas que incluya el efecto del desgaste de la herramienta es extremadamente difícil debido al comportamiento no lineal del mecanismo de desgaste de la herramienta. Por otro lado, en el mecanizado a elevadas velocidades de corte la temperatura se incrementa produciendo cambios en el mecanismo de desgaste de la herramienta, que pasa de ser un desgaste básicamente abrasivo a bajas velocidades de corte a desgastes ocasionados por fenómenos de difusión y oxidación. Las complicaciones que surgen por las variaciones en la temperatura, propiedades del material, cambios microscópicos y geométricos en la herramienta causados por el filo

de aportación y/o el desgaste, hacen adecuado el desarrollo de modelos de predicción con base empírica.

El modelo que se propone considera que la fuerza de corte total es la suma de dos factores: una fuerza de corte debida al proceso de cizalladura y rozamiento en ausencia de desgaste y una fuerza adicional producida por el desgaste sufrido por la herramienta. Este modelo corresponde a la siguiente expresión:

$$F_i = F_{i0} + F_{iw} \quad (5-37)$$

donde el subíndice "i" hace referencia a las tres componentes de la fuerza de corte, en la dirección de la velocidad de corte (F_z), de avance (F_x) y radial (F_y).

El término F_{i0} , representa la fuerza de corte en ausencia de desgaste y, por tanto, es la fuerza que tiene lugar al comienzo del mecanizado con filo nuevo. Esta fuerza se ha determinado en el apartado anterior a partir del modelo mecánico y para su determinación se han considerado los fenómenos de cizalladura del material y del rozamiento entre pieza y filo.

Esta fuerza F_{i0} se supone constante a lo largo del proceso de corte. En los trabajos realizados por Kobayashi y Thomsen (Kobayashi, y otros, 1960), Thomsen y otros (Thomsen, y otros, 1962) y Shi y otros (Shi, y otros, 1991), se demuestra que la deformación localizada en la zona de cizalladura primaria y la fricción localizada en la cara de desprendimiento no están afectados por el desgaste en flanco, es decir, permanecen inalterables durante el proceso de desgaste de la herramienta. En el trabajo presentado por Song (Song, 2006) también se demuestra que el desgaste en flanco de la herramienta no afecta a las fuerzas necesarias para la formación de la viruta en la zona de cizalladura y en la intercara viruta-herramienta. Por tanto, la fuerza de corte debida al proceso de cizalladura y rozamiento que ha sido predicha por el modelo mecánico planteado en el apartado 5.2, se considera constante independientemente del nivel de desgaste que presenta la herramienta.

El término F_{iw} representa el incremento de la fuerza de corte ocasionado por el desgaste sufrido por la herramienta. Cuando la herramienta presenta un cierto desgaste, aumenta la superficie de contacto herramienta-pieza y se induce una fuerza de rozamiento adicional y por tanto se produce un aumento en la fuerza de corte total.

Muchos autores han puesto de manifiesto que existe una fuerte correlación entre las fuerzas de corte y el desgaste de la herramienta (Kious, y otros, 2010) (Remadna, y otros, 2006). Cuando se trata de buscar una relación entre ambas variables, la mayoría de los investigadores han utilizado el desgaste en incidencia para establecer dicha correlación (Sikdar, y otros, 2002) (Ghani, y otros, 2009). El desgaste en la cara de incidencia aumenta el área de contacto herramienta-pieza y por tanto el rozamiento es mayor, aumentando las fuerzas de corte especialmente en la dirección normal a la superficie de incidencia, es decir, en la dirección de avance (Altintas, 2000). Otros autores (Oraby, y otros, 2004) han demostrado que también se puede establecer una relación entre las fuerzas y otros tipos de desgaste (cráter, punta), pero es más importante controlar el desgaste en incidencia porque afecta directamente al acabado superficial y a la precisión dimensional de las piezas.

De acuerdo con el razonamiento anterior, se establece una relación entre el incremento de la fuerza y la altura del desgaste en incidencia de la herramienta. Puesto que el aumento de la fuerza, para un

determinado desgaste de la herramienta, depende de las condiciones de corte (Dimla, 2004), la fuerza debida al desgaste de la herramienta puede expresarse como:

$$F_{iw} = k_{iw} \cdot V_c^{a_i} \cdot f_n^{b_i} \cdot a_p^{c_i} \cdot h_f^{d_i} \quad (5-38)$$

donde k_{iw} es el coeficiente específico de desgaste y depende de la combinación herramienta-pieza; V_c , f_n y a_p son las condiciones de corte; h_f es la altura del desgaste en flanco; los exponentes a_i , b_i , c_i y d_i reflejan el efecto de la velocidad de corte, del avance, de la profundidad de corte y del desgaste en flanco, en las fuerzas de corte para una determinada combinación herramienta-pieza. El valor del coeficiente K_{iw} , y de los exponentes se determinaron experimentalmente aplicando técnicas de regresión para cada componente de la fuerza F_x , F_y y F_z , como se verá a continuación.

La base de datos utilizada para la regresión se ha obtenido a partir de una serie de ensayos de desgaste, cuya metodología se explica en el apartado 5.3.2. El valor experimental de la fuerza de desgaste, (F_{xw} , F_{yw} y F_{zw}) se ha calculado eliminando el valor de la fuerza obtenida experimentalmente en el instante inicial del corte (F_{x0} , F_{y0} , F_{z0}) del valor de la fuerza medida cuando la herramienta presenta un determinado desgaste (F_x , F_y , F_z), utilizando las siguientes expresiones:

$$\begin{aligned} F_{xw} &= F_x - F_{x0} = k_{xw} \cdot V_c^{a_x} \cdot f_n^{b_x} \cdot a_p^{c_x} \cdot h_f^{d_x} \\ F_{yw} &= F_y - F_{y0} = k_{yw} \cdot V_c^{a_y} \cdot f_n^{b_y} \cdot a_p^{c_y} \cdot h_f^{d_y} \\ F_{zw} &= F_z - F_{z0} = k_{zw} \cdot V_c^{a_z} \cdot f_n^{b_z} \cdot a_p^{c_z} \cdot h_f^{d_z} \end{aligned} \quad (5-39)$$

5.3.2. METODOLOGÍA EXPERIMENTAL.

Para obtener una base de datos experimental que pueda ser utilizada para construir un modelo matemático que relacione las fuerzas con el desgaste de la herramienta en distintas condiciones de corte, es necesario diseñar un procedimiento experimental adecuado.

Siguiendo una metodología basada en diseño de experimentos, se planteó un diseño factorial 2^3 con adición de puntos centrales. Este diseño permite detectar la posible presencia de curvatura en al menos uno de los factores objeto de estudio y además permite realizar una estimación independiente del error sin necesidad de realizar réplicas (Montgomery, 2003).

La representación geométrica de este diseño puede realizarse con un cubo, donde se presentan las ocho posibles combinaciones de los tres factores ensayados a dos niveles, mas cuatro repeticiones al centro (Figura 5-25). Los factores considerados son las condiciones de corte, es decir, V_c , f_n y a_p .

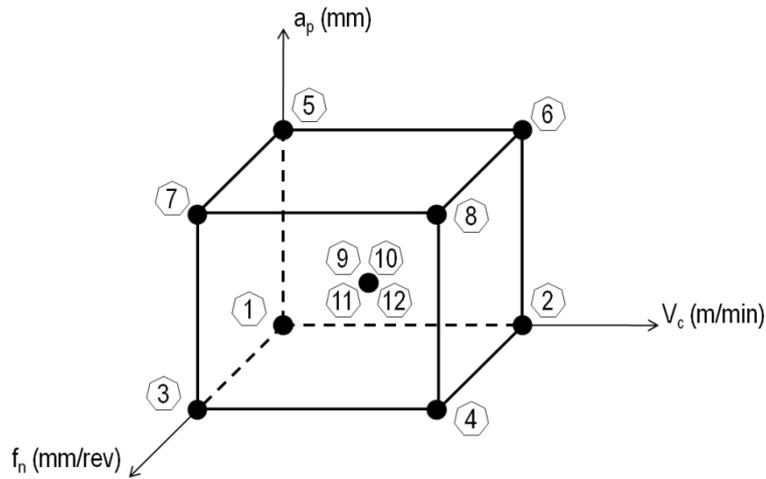


Figura 5-25: Diseño factorial 2^3 con adición de cuatro puntos centrales.

Los niveles ensayados para las condiciones de corte se indican en la Tabla 5-14 y en la Tabla 5-15 se indican todos los ensayos realizados.

Niveles	V_c (m/min)	f_n (mm/rev)	a_p (mm)
Bajo	450	0,10	1,0
Medio	600	0,15	1,5
Alto	750	0,20	2,0

Tabla 5-14: Niveles de los parámetros de corte.

Nº de ensayo	V_c (m/min)	f_n (mm/rev)	a_p (mm)
1	450	0,1	1
2	750	0,1	1
3	450	0,2	1
4	750	0,2	1
5	450	0,1	2
6	750	0,1	2
7	450	0,2	2
8	750	0,2	2
9	600	0,15	1,5
10	600	0,15	1,5
11	600	0,15	1,5
12	600	0,15	1,5

Tabla 5-15: Condiciones de corte de los experimentos realizados

Como se puede ver, se trabaja dentro del rango de condiciones de corte establecido para los ensayos de caracterización (apartado 5.2.3), puesto que el modelo que se busca ahora tiene que ser válido para el mismo rango de condiciones de trabajo. La herramienta de corte, la máquina, el refrigerante y el material ensayados también son los mismos.

Cada uno de los ensayos indicados en la Tabla 5-15, consistió en realizar sucesivas operaciones de cilindrado a una probeta que fue preparada previamente con la geometría que se indica en la Figura 5-26. El diámetro inicial de la probeta es de 60 mm y se reduce en sucesivas pasadas, aumentando las revoluciones por minuto en cada pasada para mantener constante la velocidad de corte, hasta que se alcanza una relación longitud/diámetro de 4 ó hasta alcanzar el límite máximo de revoluciones del torno (5.000 r.p.m.).

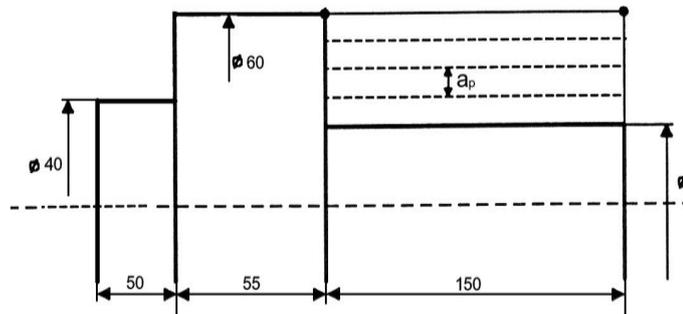


Figura 5-26: Probeta utilizada para los ensayos de desgaste

Las fuerzas de corte se registraron para todas las operaciones de cilindrado y se calculó el valor medio. El mecanizado se interrumpió a intervalos regulares de un minuto aproximadamente, o a intervalos más cortos en los ensayos realizados a las velocidades de corte más altas, para realizar las medidas del desgaste de la herramienta y la rugosidad obtenida en la pieza. Estas medidas se realizaron con el equipamiento y procedimiento descritos en el apartado 2.1 de este documento.

Para evaluar el desgaste de la herramienta se tomaron imágenes del filo en punta, cráter e incidencia. Posteriormente, mediante una aplicación desarrollada en MATLAB, se midió la altura del desgaste en la cara de incidencia siguiendo las indicaciones de la Norma ISO 3685. En la Tabla 5-16 se indica, a modo de ejemplo, los datos recogidos para cada uno de los ensayos, que incluyen la altura del desgaste en incidencia, las fuerzas de corte registradas y la rugosidad de la superficie mecanizada.

Nº Ensayo: 3_450-0,2-1			
Condiciones de corte	Vc (m/min)	fn (mm/rev)	ap (mm)
	450	0,20	1,0

Nº Sub-ensayo	Diámetro	Lm (mm)	n (rpm)	tm (s)	Nº Barra	Fx (N)	Fy (N)	Fz (N)	Ra (1)	Ra (2)	Ra (3)	Rt (1)	Rt (2)	Rt (3)	hr (µm)
0	58	150	2470	18,2	1	130,52	132,32	368,45	1,62	1,59	1,60	7,42	8,09	8,51	0,00
1	52	150	2755	69,1	1	132,21	152,29	368,28	1,81	1,84	2,34	8,15	9,82	9,32	72,46
2	58	150	2470	118,1	2	131,88	151,35	372,17	2,88	2,10	1,88	13,10	10,47	8,55	79,70
3	50	150	2865	184,7	2	133,36	149,02	381,40	1,97	2,02	4,61	8,26	10,22	11,65	86,95
4	56	150	2558	235,6	3	146,55	154,59	371,45	1,98	2,06	1,99	8,26	8,50	8,82	94,20
5	48	150	2984	299,7	3	141,99	151,29	388,52	2,07	2,07	2,09	8,64	8,24	9,49	96,34
6	52	150	2755	368,8	4	148,28	156,45	386,52	2,02	2,03	7,57	8,44	8,50	9,23	100,77
7	58	150	2470	417,8	5	151,57	158,79	388,97	2,11	2,05	2,07	8,57	8,43	8,64	101,44
8	50	150	2865	484,4	5	156,33	161,36	391,26	2,09	2,09	2,40	9,24	8,49	13,03	106,47
9	56	150	2558	535,3	6	166,77	169,10	381,48	2,13	2,09	2,10	8,48	8,53	8,76	108,69

Tabla 5-16: Tabla de datos utilizada para recoger los valores de los factores de control de un ensayo

Los ensayos comienzan usando un filo nuevo y finalizan cuando se considera que la herramienta está a punto de sufrir fallo catastrófico. Este estado de desgaste se puede apreciar bien por un aumento

brusco en los valores de rugosidad de las probetas mecanizadas, bien por observación directa del filo de la herramienta o por un mecanizado con incidencias (observación de chispa durante el cilindrado, viruta incontrolada, vibraciones durante el corte, etc.). De esta forma, se ha podido analizar el efecto del desgaste en las fuerzas de corte, aspecto que se aborda en el apartado siguiente.

5.3.3. ANÁLISIS DEL DESGASTE DE LA HERRAMIENTA Y SU EFECTO EN LAS FUERZAS DE CORTE.

Con los resultados de la experimentación indicada en el apartado anterior se ha analizado el comportamiento de las fuerzas de corte con el desgaste de la herramienta. Una vez comprobado que dicho comportamiento se corresponde con el modelo matemático propuesto se han determinado, mediante análisis de regresión, los parámetros k_{iw} , a_i , b_i , c_i y d_i correspondientes a la expresión (5-38):

a) Análisis del desgaste de la herramienta.

En la Figura 5-27 se han representado las curvas del desgaste en flanco frente al tiempo de mecanizado correspondientes a distintos ensayos. Para la mayoría de las curvas se observan las tres regiones típicas de desgaste. Se puede ver que las curvas correspondientes a los ensayos realizados en las condiciones de corte más severas presentan mayor pendiente.

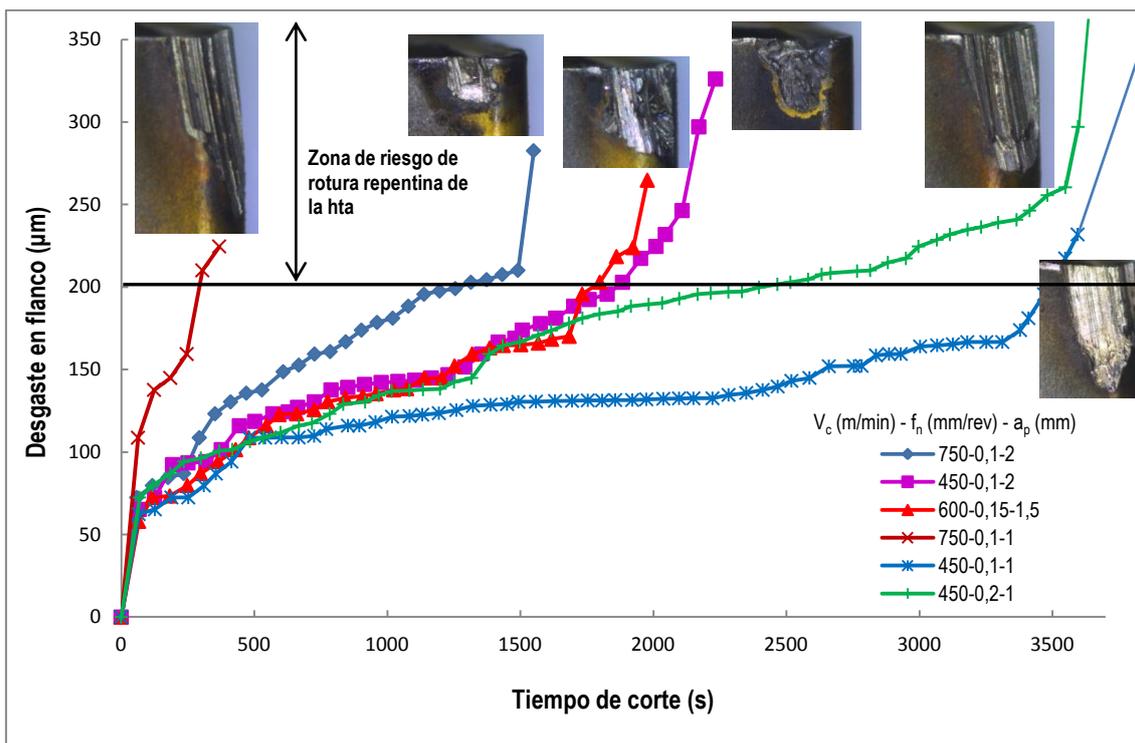


Figura 5-27: Evolución del desgaste en flanco con el tiempo de mecanizado.

Las sucesivas imágenes de desgaste tomadas durante los ensayos han mostrado que las herramientas sufren un desgaste progresivo en incidencia hasta alcanzar un determinado nivel de desgaste, a partir del cual la herramienta se vuelve inestable y es susceptible de sufrir una rotura inesperada. Se ha constatado que las herramientas sufren rotura antes de alcanzar un valor de desgaste en incidencia $VB_B=0,3$ mm, valor indicado por la norma ISO 3685 como criterio para determinar el fin de vida de herramienta. En la Figura 5-27 se observa que cuando se mecaniza a elevadas velocidades de corte

(750 m/min) la herramienta se vuelve inestable a partir de un desgaste en incidencia superior a 0,2 mm. Cuando la velocidad de corte es de 450 m/min, la herramienta es capaz de soportar los esfuerzos de corte con desgastes en incidencia en torno a 0,25 mm, pero en la mayoría de los casos el filo fracasa antes de alcanzar un desgaste de 0,3 mm, sin que se observe en el filo algún indicio de que se va a producir el fallo catastrófico.

La Figura 5-29 corresponde a las imágenes de desgaste de la herramienta para el ensayo N° 6, realizado a una velocidad de corte de 750 m/min. Se observa que la herramienta presenta un desgaste progresivo en incidencia, cráter y punta. Cuando el desgaste VB_B alcanza el valor de 282 μm la herramienta no soporta los esfuerzos de corte y sufre una rotura inesperada durante el mecanizado. Este comportamiento puede estar ocasionado por la formación de grietas en el filo que dan lugar a súbitas fracturas. La elevada velocidad de corte somete a la herramienta a elevadas tensiones de compresión. Las herramientas de carburo soportan una limitada deformación, incluso a elevadas temperaturas, formándose grietas que ocasionan roturas repentinas (Trent, y otros, 2000). En la Figura 5-28 se muestra un detalle de una grieta previa a la rotura de la herramienta ocasionada por una excesiva deformación.

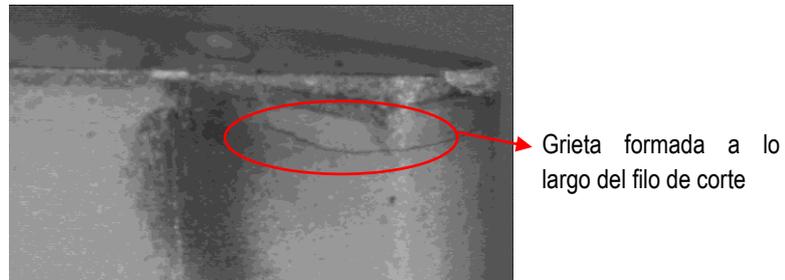


Figura 5-28: Detalle de una grieta formada en el filo de una herramienta de metal duro mecanizando acero inoxidable AISI 303

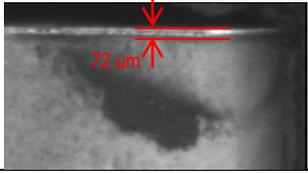
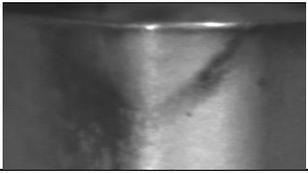
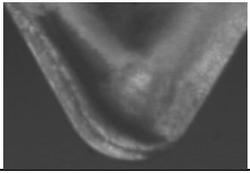
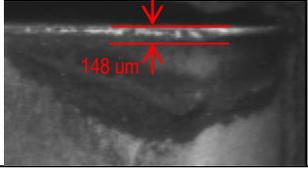
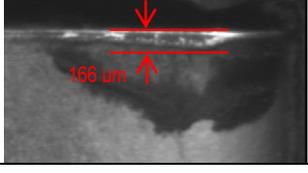
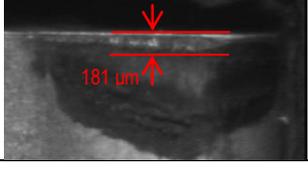
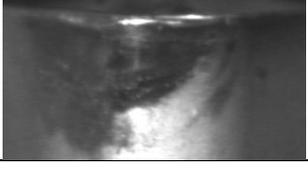
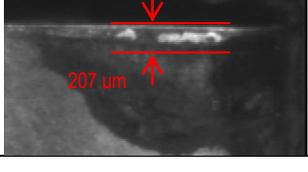
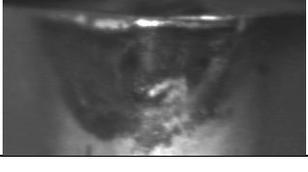
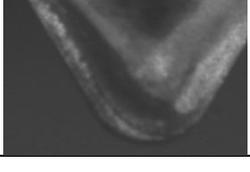
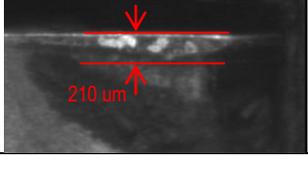
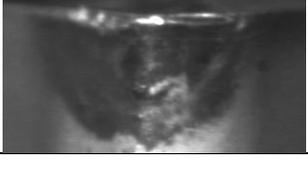
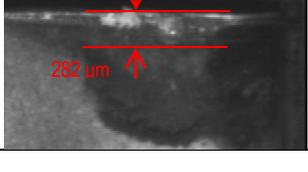
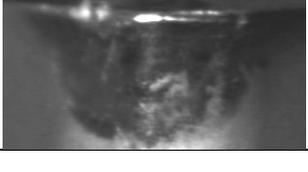
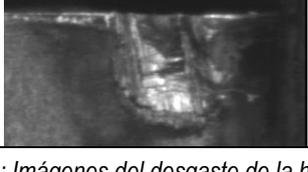
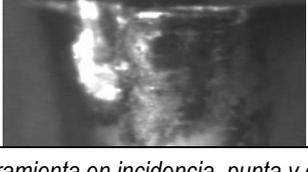
Tiempo (s)	Incidencia	Punta	Cráter
59			
609			
844			
1.021			
1.433			
1.491			
1.550			
1.629			

Figura 5-29: Imágenes del desgaste de la herramienta en incidencia, punta y cráter correspondientes al ensayo N° 6.

Por tanto, se establece el valor de 0,2 mm de desgaste en incidencia como criterio de vida de herramienta cuando se mecaniza acero inoxidable austenítico a elevadas velocidades de corte. Dicho valor es más conservador que el indicado por la norma ISO 3685, pero dicha norma trabaja con velocidades de corte muy inferiores a las velocidades que permiten las herramientas actuales y, por

tanto, cuando se trata de mecanizar a velocidades muy elevadas el mecanismo de desgaste cambia y los límites de desgaste también deberán modificarse.

b) Efecto del desgaste en incidencia en las fuerzas de corte.

La Figura 5-30 muestra la evolución del desgaste de la herramienta y de las componentes de la fuerza de corte frente al tiempo de mecanizado para diversos ensayos.

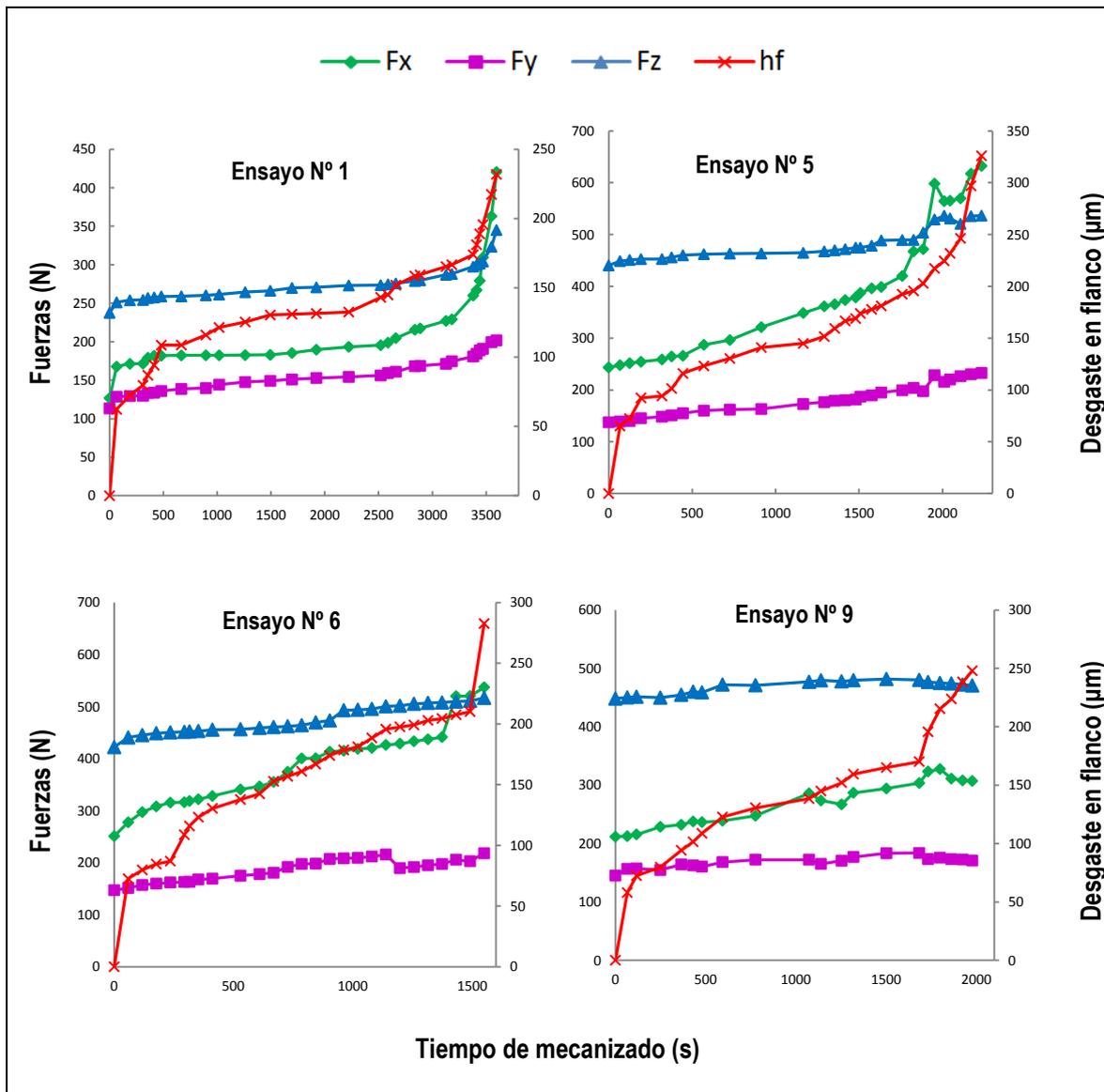


Figura 5-30: Evolución de las fuerzas de corte y del desgaste de la herramienta con el tiempo.

En el instante inicial del corte, los valores de las fuerzas obtenidas corresponden a los valores predichos por el modelo mecánico desarrollado en el apartado 5.2 y se denotarán como F_0 . A continuación, se tiene una fase de crecimiento continuo de la fuerza con el tiempo, provocado por el desgaste progresivo de la herramienta. La pendiente de las curvas en esta zona depende de las condiciones de corte, produciéndose variaciones mayores con las condiciones más severas. En la tercera etapa, al final de la vida de la herramienta, las fuerzas presentan altas tasas de cambio.

Se observa que la componente de avance (F_x) y radial (F_y) son más sensibles al desgaste que la componente tangencial (F_z), llegando en algunos casos a alcanzarse valores superiores para la componente F_x con respecto a F_z (Ensayos N° 1, 5 y 6). Un aumento del área de contacto herramienta-pieza, provocado por el desgaste en incidencia, ocasiona un aumento de la fuerza perpendicular a dicha zona y, por consiguiente, aumenta la magnitud de las componentes de avance y radial.

Las tres componentes de la fuerza presentan una tendencia creciente para todos los ensayos durante las dos primeras etapas de desgaste. Sin embargo en la tercera etapa, correspondiente a desgastes superiores a 0,2 mm, las componentes de la fuerza presentan distinto comportamiento según el motivo que haya provocado el fallo de la herramienta. Este comportamiento es debido a que los distintos tipos de desgaste (flanco, cráter, mella y punta) afectan de forma diferente a las componentes de la fuerza de corte. En unos casos las fuerzas sufren un rápido incremento (Ensayos N° 1 y 5) motivado por un desgaste en incidencia, mientras que en otros se observa una disminución (Ensayos N° 6 y 9), ocasionados por un desgaste en cráter. Obikawa (Obikawa, y otros, 2004) observó que las fuerzas de corte sufren un aumento lineal con el desgaste en flanco de la herramienta, mientras que el desgaste en cráter produce una disminución. En el trabajo realizado por Ning (Ning, y otros, 2006) se demostró que el desgaste en flanco produce un aumento en las tres componentes de la fuerza de corte, mientras que el desgaste en cráter implica un aumento del ángulo de desprendimiento efectivo y, por tanto, provoca una disminución en las fuerzas de corte, fundamentalmente en la componente radial que debido a ambos efectos opuestos, puede permanecer constante hasta el fin de vida de la herramienta. Oraby (Oraby, y otros, 1991) demostró que el desgaste en punta afecta fundamentalmente a la fuerza radial, el desgaste en flanco afecta por igual a la fuerza de avance y radial y cuando se trata de un mecanizado inestable, ocasionado por un severo desgaste, se observan variaciones importantes en la componente tangencial.

El hecho de que las componentes de la fuerza exhiban un comportamiento irregular en la etapa final de la vida de la herramienta hace que sea difícil establecer una correlación entre las fuerzas y el desgaste de la herramienta a partir de un determinado valor de desgaste en incidencia. Uno de los objetivos de este trabajo es definir un modelo que permita predecir las fuerzas de corte ocasionadas por el desgaste de la herramienta en condiciones de trabajo estables. En párrafos anteriores se estableció el valor de 0,2 mm como el máximo desgaste que nos asegura condiciones estables de mecanizado, cuando se mecaniza acero inoxidable austenítico a elevadas velocidades de corte. Por tanto, el modelo que se desarrolla en este trabajo de investigación será válido para predecir las fuerzas de corte que se generan cuando se mecaniza con herramientas que presentan desgastes en incidencia inferiores a 0,2 mm.

Por otro lado, durante los ensayos se ha comprobado que las fuerzas de corte son sensibles a la rotura y pueden utilizarse como sistema de monitorización para detectar el fallo de la herramienta en su etapa final. La Figura 5-31 corresponde al registro de las fuerzas de corte en el momento de rotura de la herramienta que tiene lugar durante el ensayo N° 8. Se observa, que cuando la herramienta comienza a fallar (tramo comprendido entre 11,5 y 14,5 segundos) las tres componentes de la fuerza de corte experimentan continuas fluctuaciones y, finalmente, cuando se produce la rotura de la herramienta las fuerzas de corte experimentan una brusca caída debido a la disminución de la sección de corte provocado por la rotura de la punta de la herramienta.

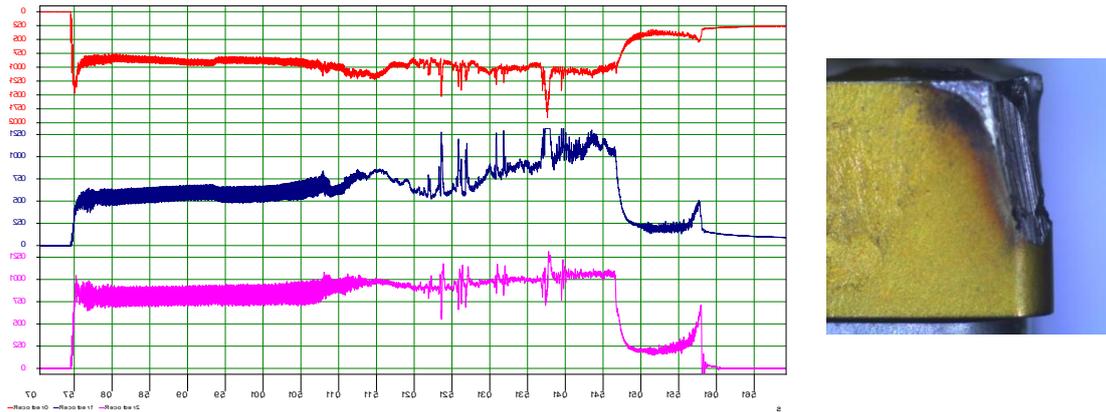


Figura 5-31: Señales de la fuerza de corte registradas durante una rotura de herramienta. Imagen de la herramienta rota.
 Ensayo N° 8 ($V_c= 750$ m/min; $f_n= 0,2$ mm/rev; $a_p= 2$ mm)

En la Figura 5-32, Figura 5-33 y Figura 5-34, se ha representado en el eje de abscisas la altura del desgaste en flanco (h_f) y en ordenadas el valor de la fuerza debida al desgaste de la herramienta (F_{iw}), calculada como la diferencia entre la fuerza medida para un desgaste determinado y la fuerza en el instante inicial sin desgaste de herramienta, es decir $F_{iw} = F_i - F_{i0}$.

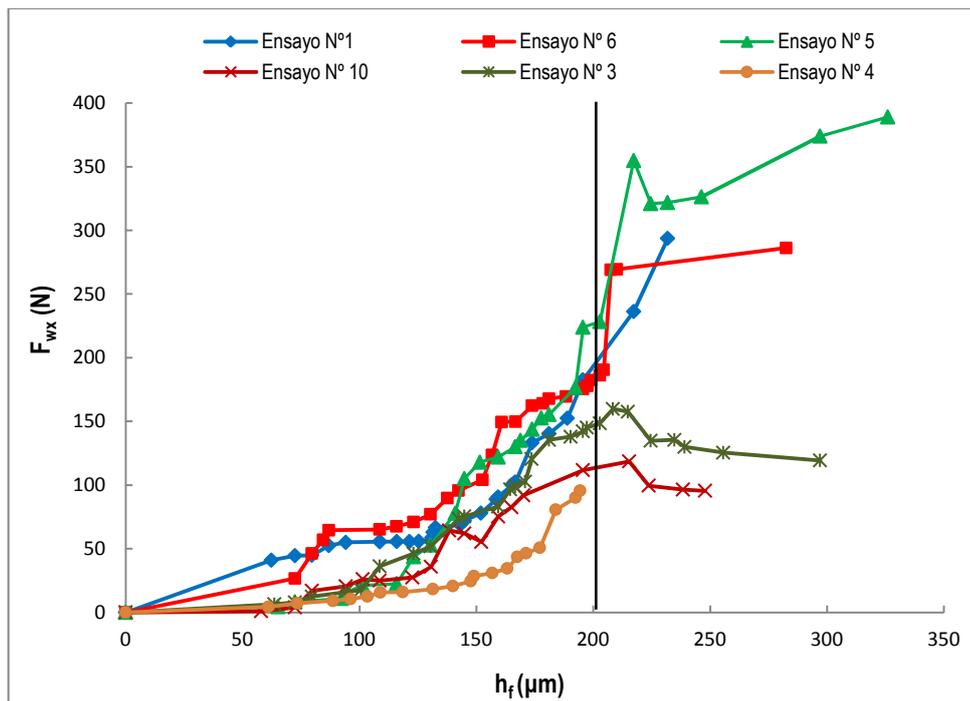


Figura 5-32: Evolución de F_{wx} con el desgaste en flanco de la herramienta para diversos ensayos.

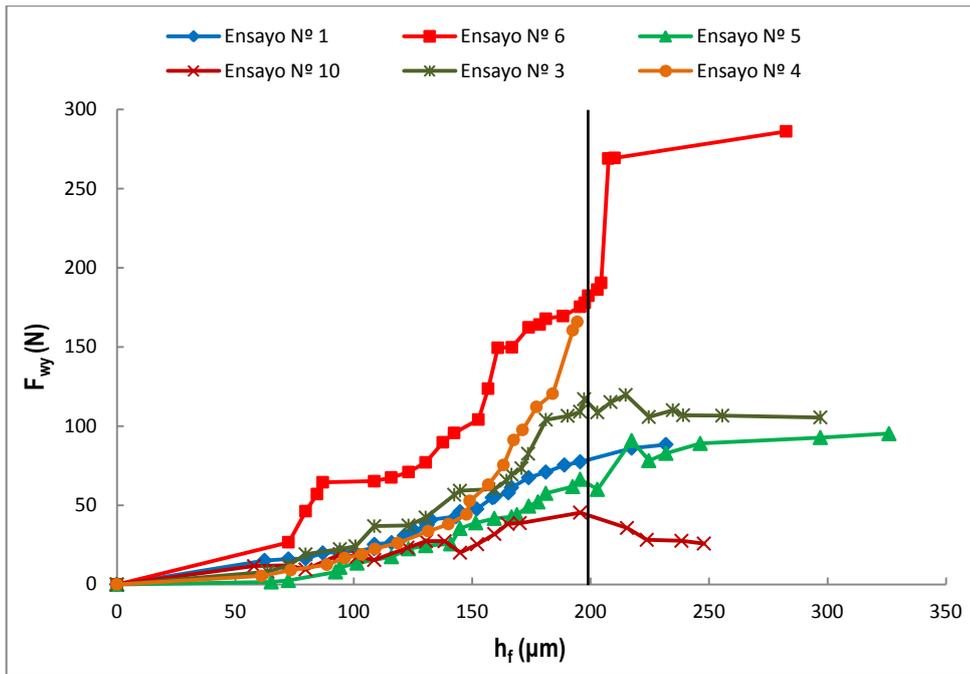


Figura 5-33: Evolución de F_{wy} con el desgaste en flanco de la herramienta para diversos ensayos.

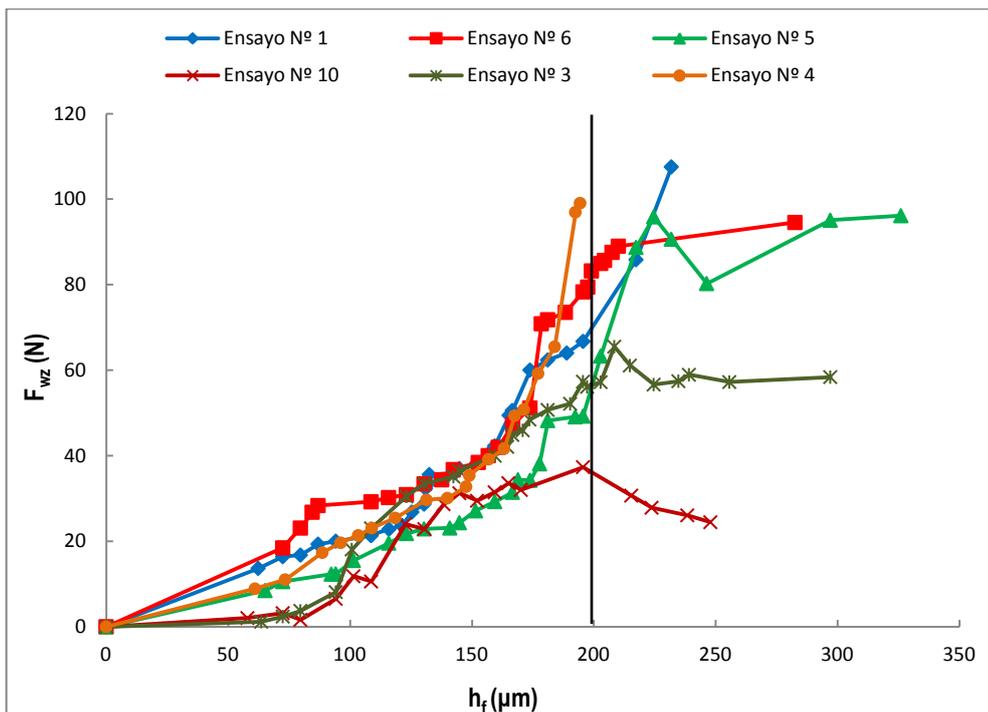


Figura 5-34: Evolución de F_{wz} con el desgaste en flanco de la herramienta para diversos ensayos.

Las tres gráficas presentan tendencias similares donde se pueden distinguir dos regiones con comportamientos diferentes. En la región correspondiente a un nivel de desgaste inferior a 200 μm las fuerzas aumentan exponencialmente, mientras que en la región correspondiente a un nivel de desgaste superior a 200 μm las fuerzas presentan un comportamiento irregular, difícil de modelar. La primera región correspondiente al periodo de mecanizado estable es para la cual se busca un modelo de correlación entre fuerzas y desgaste.

Para una determinada gráfica, se observan variaciones en las curvas correspondientes a distintas condiciones de corte, por lo que es razonable asumir que existe una relación entre la fuerza debida al desgaste (F_{iw}) y las condiciones de corte.

El comportamiento de las curvas en el primer tramo se ajustan al modelo que se propuso en el apartado 5.3.1 con las expresiones (5-39).

$$F_{xw} = k_{xw} \cdot V_c^{a_x} \cdot f_n^{b_x} \cdot a_p^{c_x} \cdot h_f^{d_x}$$

$$F_{yw} = k_{yw} \cdot V_c^{a_y} \cdot f_n^{b_y} \cdot a_p^{c_y} \cdot h_f^{d_y}$$

$$F_{zw} = k_{zw} \cdot V_c^{a_z} \cdot f_n^{b_z} \cdot a_p^{c_z} \cdot h_f^{d_z}$$

En el apartado siguiente se explicará el procedimiento para la determinación de los parámetros de este modelo.

5.3.4. DETERMINACIÓN DE LOS PARÁMETROS Y VALIDACIÓN DEL MODELO.

Los 12 experimentos que se realizaron permiten disponer de un total de 267 datos correspondientes a desgastes inferiores a 0,2 mm. De ellos, se eligieron al azar 142 datos para determinar los parámetros de las ecuaciones (5-39) y el resto se utilizó para comprobar el grado de ajuste del modelo.

Para proceder a calcular los exponentes de las ecuaciones (5-39) se aplicó la siguiente transformación logarítmica:

$$\ln F_{iw} = \ln k_{iw} + a_i \cdot \ln V_c + b_i \cdot \ln f_n + c_i \cdot \ln a_p + d_i \cdot \ln h_f \quad (5-40)$$

que equivale a una ecuación lineal del tipo:

$$y = \beta_0 \cdot x_0 + \beta_1 \cdot x_1 + \beta_2 \cdot x_2 + \beta_3 \cdot x_3 + \beta_4 \cdot x_4 \quad (5-41)$$

donde y es la componente X, Y ó Z de la fuerzas debidas al desgaste en escala logarítmica.

Para determinar estos parámetros se aplicaron técnicas de regresión lineal múltiple utilizando el método de mínimos cuadrados para la estimación. Las ecuaciones de regresión obtenidas son:

$$\ln F_{xw} = -7,52 - 0,220 \cdot \ln V_c - 0,386 \cdot \ln f_n + 0,583 \cdot \ln a_p + 2,46 \cdot \ln h_f$$

$$\ln F_{yw} = -6,37 - 0,0356 \cdot \ln V_c + 0,376 \cdot \ln f_n - 0,403 \cdot \ln a_p + 2,26 \cdot \ln h_f \quad (5-42)$$

$$\ln F_{zw} = -7,10 + 0,333 \cdot \ln V_c + 0,612 \cdot \ln f_n + 0,707 \cdot \ln a_p + 1,93 \cdot \ln h_f$$

que corresponden a:

$$F_{xw} = 5,42 \cdot 10^{-4} \cdot V_c^{-0,22} \cdot f_n^{-0,39} \cdot a_p^{0,58} \cdot h_f^{2,46}$$

$$F_{yw} = 1,71 \cdot 10^{-3} \cdot V_c^{-0,03} \cdot f_n^{0,38} \cdot a_p^{-0,40} \cdot h_f^{2,26} \quad (5-43)$$

$$F_{zw} = 8,25 \cdot 10^{-4} \cdot V_c^{0,33} \cdot f_n^{0,61} \cdot a_p^{0,71} \cdot h_f^{1,93}$$

La significación de los modelos se ha evaluado usando el factor de correlación R^2 y R^2_{adj} . En la Tabla 5-17 se indican los resultados del análisis de varianza realizado para las tres ecuaciones. El valor-P se ha obtenido con un intervalo de confianza del 95%. Además, para evaluar la adecuación del modelo se ha examinado la linealidad e independencia de los residuales, normalidad e igualdad de varianza obteniéndose resultados adecuados.

F_{wx}					
Source	DF	SS	MS	F	P
Regression	4	101,375	25,344	4231,78	0,000
Residual Error	137	0,820	0,006		
Total	141	102,195			
S = 0,0773879 R-Sq = 99,2% R-Sq(adj) = 99,2%					
F_{wy}					
Source	DF	SS	MS	F	P
Regression	4	82,250	20,562	5498,79	0,000
Residual Error	137	0,512	0,004		
Total	141	82,762			
S = 0,0611511 R-Sq = 99,4% R-Sq(adj) = 99,4%					
F_{wz}					
Source	DF	SS	MS	F	P
Regression	4	69,338	17,335	4287,51	0,000
Residual Error	137	0,554	0,004		
Total	141	69,892			
S = 0,0635849 R-Sq = 99,2% R-Sq(adj) = 99,2%					

Tabla 5-17: Análisis de varianza de las ecuaciones de regresión

Se puede comprobar, observando los valores de los exponentes de las ecuaciones obtenidas (5-43), que las componentes F_x y F_y son las que presentan mayor variación con el desgaste en incidencia de la herramienta. Sin embargo, la componente F_z experimenta mayor variación con los cambios en las condiciones de corte. Este comportamiento ya se observó en el Capítulo 2, apartado 2.2.2 de este documento y su consideración es importante cuando se trata de aumentar la fiabilidad de los sistemas de monitorización de la herramienta. En estos casos es necesario utilizar variables de entrada libres de ruido, es decir variables insensibles a cambios en las condiciones de corte y muy sensibles al desgaste de la herramienta. Se ha demostrado que el uso de “ratios force” proporciona resultados más fiables en la predicción del desgaste de la herramienta, como se explicó en el apartado 1.3 del estado del arte.

En la Figura 5-35 se indica, a modo de resumen, la secuencia que se siguió para determinar el modelo de predicción de fuerzas considerando el desgaste de la herramienta.

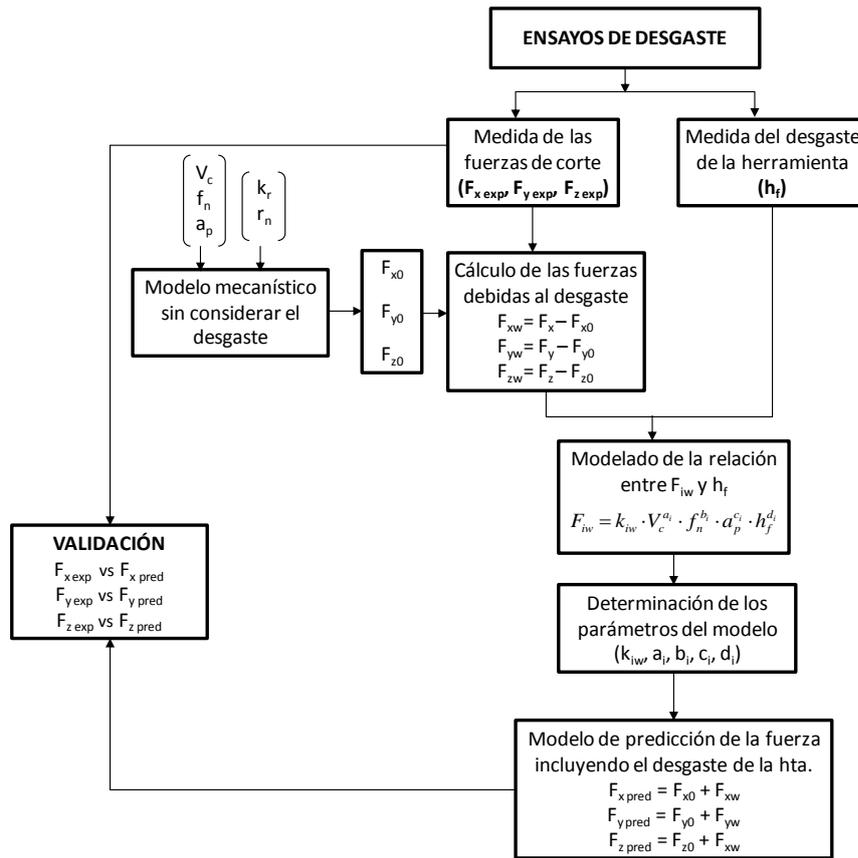


Figura 5-35: Secuencia del modelo de predicción de fuerzas incluyendo el desgaste de la herramienta.

Para validar el modelo se han utilizado los valores de las fuerzas de corte y desgaste en incidencia obtenidos en los 12 ensayos de desgaste que se realizaron y que no se utilizaron para determinar los parámetros del modelo. Se compararon las fuerzas experimentales correspondientes a distintos niveles de desgaste en incidencia con los predichos por el modelo propuesto y que se calcularon mediante las siguientes expresiones:

$$\begin{aligned}
 F_{x\ pred} &= F_{x0} + F_{xw} = F_{x0} + 5,42 \cdot 10^{-4} \cdot V_c^{-0,22} \cdot f_n^{-0,39} \cdot a_p^{0,58} \cdot h_f^{2,46} \\
 F_{y\ pred} &= F_{y0} + F_{yw} = F_{y0} + 1,71 \cdot 10^{-3} \cdot V_c^{-0,03} \cdot f_n^{0,38} \cdot a_p^{-0,40} \cdot h_f^{2,26} \\
 F_{z\ pred} &= F_{z0} + F_{zw} = F_{z0} + 8,25 \cdot 10^{-4} \cdot V_c^{0,33} \cdot f_n^{0,61} \cdot a_p^{0,71} \cdot h_f^{1,93}
 \end{aligned}
 \tag{5-44}$$

donde F_{x0} , F_{y0} y F_{z0} son las fuerzas predichas por el modelo mecánico desarrollado en el apartado 5.2.

La Figura 5-36, Figura 5-37 y Figura 5-38 muestran las fuerzas medidas experimentalmente frente a las fuerzas predichas por el modelo completo para los 125 datos que se reservaron para la validación. Las fuerzas medidas experimentalmente se representan en el eje de abscisas y las predichas por el modelo propuesto en el eje de ordenadas. Se observa que los puntos se encuentra próximos a una línea a 45°, lo que indica una buena correlación entre los dos conjuntos de valores para las tres componentes X, Y y Z.

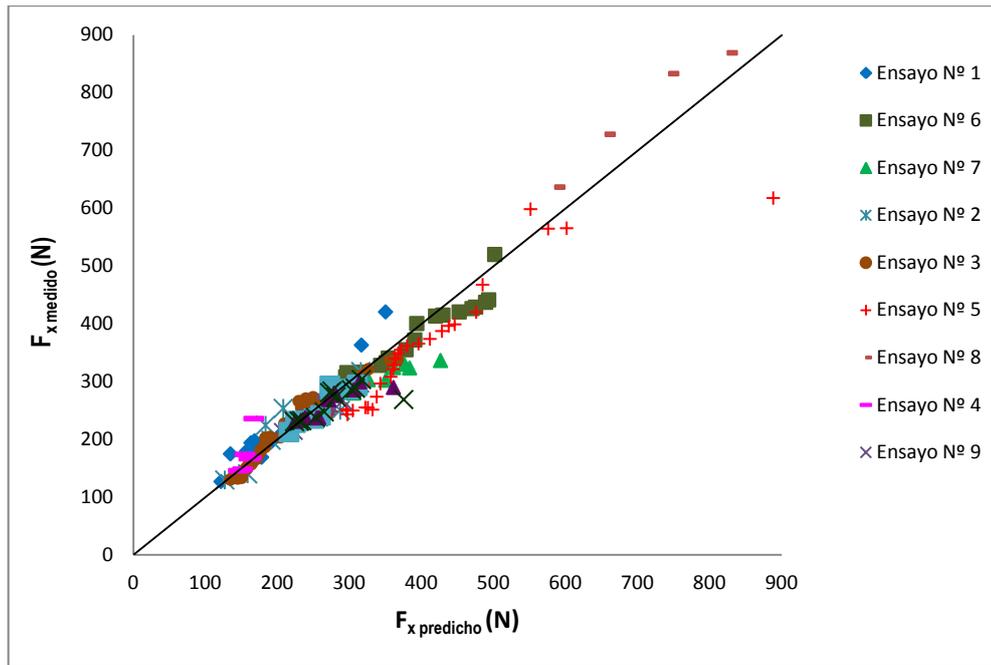


Figura 5-36: Fuerzas medidas frente a fuerzas predichas. La línea recta representa la condición $F_{x\text{ medido}}=F_{x\text{ predicho}}$.

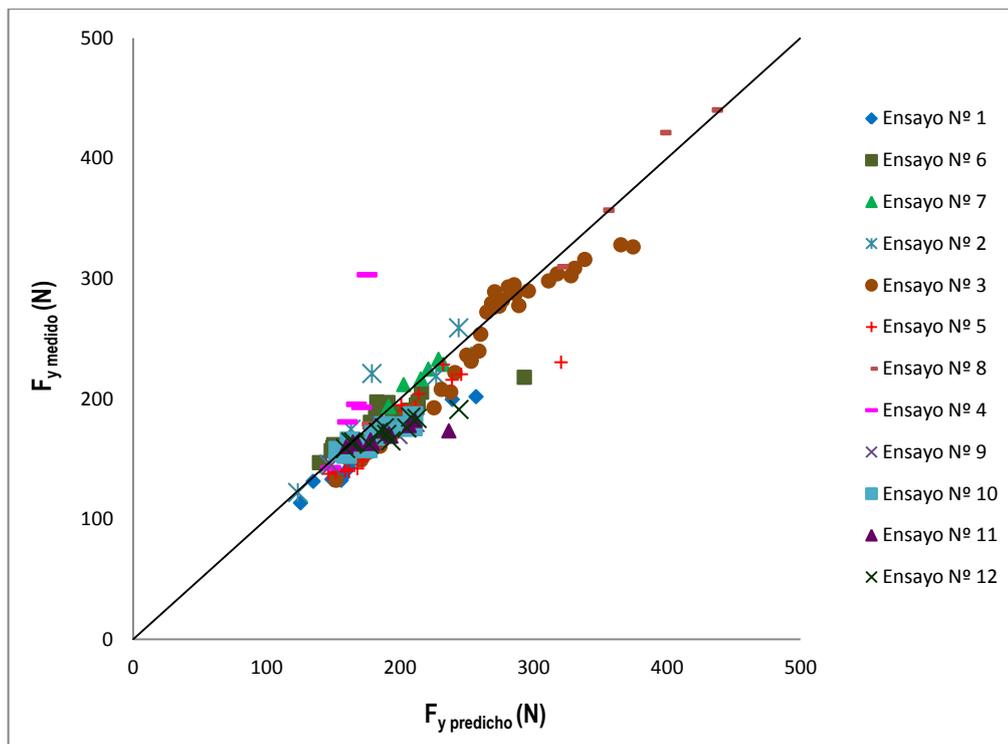


Figura 5-37: Fuerzas medidas frente a fuerzas predichas. La línea recta representa la condición $F_{y\text{ medido}}=F_{y\text{ predicho}}$.

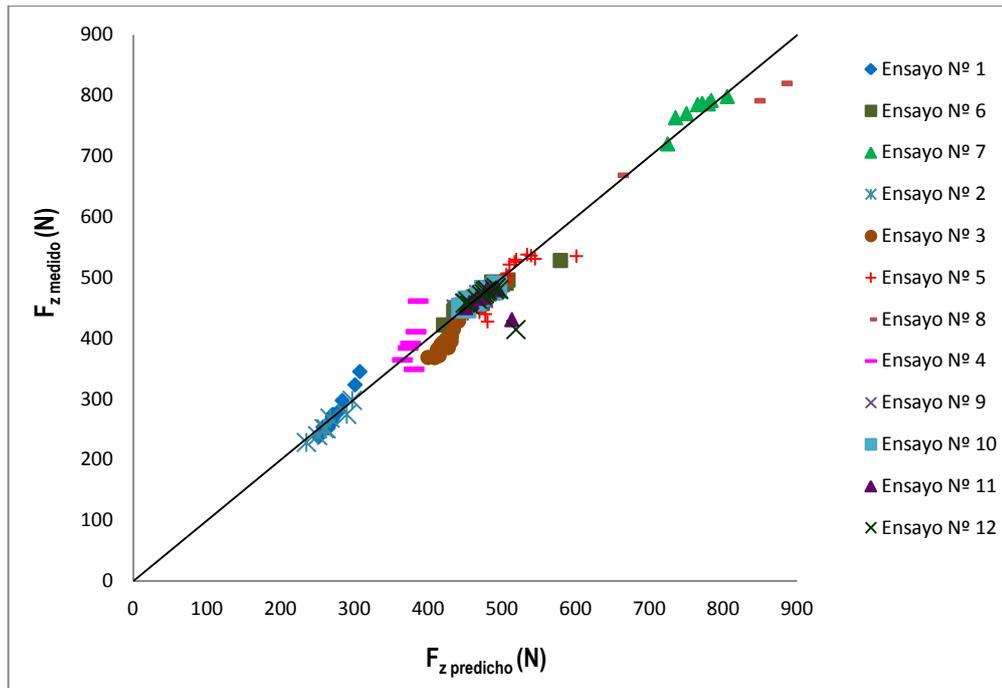


Figura 5-38: Fuerzas medidas frente a fuerzas predichas. La línea recta representa la condición $F_{z\ medido}=F_{z\ predicho}$.

El análisis de estos resultados muestra que existen discrepancias entre las fuerzas predichas y los valores medidos en la etapa final de los ensayos, cuando la herramienta presenta un gran desgaste en flanco. Estas discrepancias son debidas al comportamiento inestable de la herramienta en su etapa final.

5.3.5. RESULTADOS FINALES.

En este apartado se ha desarrollado un modelo de correlación entre las fuerzas de corte y la altura del desgaste en incidencia de la herramienta. El modelo es válido para el campo del torneado de acero inoxidable austenítico a altas velocidades de corte. En estas condiciones de corte severas se acelera el proceso de desgaste de la herramienta y el criterio de fin de vida de herramienta debe ser más conservador que el valor recomendado por la norma ISO 3685 con el fin de asegurar un corte estable, sin incidencias repentinas que puedan ocasionar averías en la máquina o en la herramienta.

Del estudio se deduce que cuando se trabaja con herramientas de metal duro recubiertas a altas velocidades de corte no es recomendable superar el valor de 0,2 mm de desgaste en incidencia, puesto que a partir de este valor el filo de la herramienta es susceptible de sufrir una rotura inesperada. Esto permite redefinir el criterio de fin de vida de herramienta, estableciendo un valor de desgaste en flanco VB_B de 0,2mm cuando se mecaniza acero inoxidable austenítico a elevadas velocidades de corte (superiores a 450 m/min). Bajo estas severas condiciones de corte, la herramienta está sometida a elevados esfuerzos de compresión que provocan una excesiva deformación en la herramienta, lo que ocasiona la formación de grietas y roturas repentinas del filo. Se ha observado experimentalmente que esto sucede a partir de un desgaste en incidencia de 0,2 mm.

Como era de esperar, los resultados experimentales han demostrado que el desgaste de la herramienta produce un aumento significativo de las fuerzas de corte, siendo la componente en la dirección de avance F_x la que sufre mayor variación, seguida de la componente F_y y en último lugar F_z .

Esto permite indicar que la componente F_x y F_y son señales válidas para monitorizar el desgaste de la herramienta y puesto que la componente tangencial, F_z , es la que más variación sufre con las condiciones de corte, se puede utilizar para normalizar las componentes F_x y F_y con el objetivo de eliminar la influencia de los cambios en las condiciones de corte.

Capítulo 6

CONTRIBUCIONES Y LÍNEAS FUTURAS

6. CONTRIBUCIONES Y LÍNEAS FUTURAS.

En este trabajo se ha estudiado el comportamiento de los aceros inoxidable austeníticos cuando son torneados a elevadas velocidades de corte. Estas condiciones son favorables para alcanzar los objetivos de calidad y productividad que demanda la situación actual de competitividad y desarrollo tecnológico. Las investigaciones realizadas hasta el momento en el torneado de estos materiales corresponden a condiciones de corte donde predomina el concepto de vida económica de herramienta y por tanto no se tiene información fiable que permita abordar el mecanizado de los aceros inoxidable austeníticos en condiciones de alto rendimiento.

Para ello se ha abordado el estudio del torneado de aceros inoxidable austeníticos en condiciones de corte severas y se han analizado diferentes aspectos que incluyen recubrimientos avanzados para las herramientas de corte, comportamiento del acero inoxidable a alta velocidad de corte, modelos de predicción de fuerzas y desgaste de la herramienta.

6.1. CONTRIBUCIONES.

A lo largo de la investigación se han ido extrayendo diferentes conclusiones y aportaciones que se pueden resumir en las siguientes:

- Se ha demostrado que la fuerza de corte en la dirección de avance es la componente más sensible al desgaste de la herramienta, seguida de la componente radial. La componente tangencial es la que experimenta menores variaciones con el desgaste y es más sensible a variaciones en las condiciones de corte. Por tanto, cuando se trata de utilizar las fuerzas de corte para monitorizar el desgaste de la herramienta, se deberán utilizar las componentes de avance y radial de la fuerza de corte y la componente tangencial servirá para eliminar la influencia de las variaciones introducidas por los cambios en las condiciones de corte.
- Se establece la velocidad de corte de 450 m/min como la velocidad crítica a la cual cambia el comportamiento al mecanizado del acero inoxidable austenítico. Estos cambios están relacionados con la naturaleza termomecánica del proceso de corte. En el rango de velocidades de corte conservadoras (37-450 m/min) el aumento de V_c produce el ablandamiento térmico del material y las fuerzas de corte experimentan una tendencia decreciente. Se ha observado filo aportado con partículas de material adherido. En el rango de velocidades de corte severas (450-870 m/min) predomina el endurecimiento por velocidad de deformación y las fuerzas de corte experimentan una tendencia creciente con V_c . Se ha observado flujo de material secundario en este rango de elevadas velocidades de corte. Se establece la velocidad de corte en torno a 450 m/min como velocidad más adecuada en el contexto de alta productividad, puesto que se obtienen buenas características en los valores de las fuerzas de corte y calidad de la pieza sin penalizar en exceso la vida de la herramienta.
- Se ha desarrollado una metodología para evaluar el comportamiento de varios recubrimientos PVD avanzados y el efecto de los pre-tratamientos en el rendimiento de las

herramientas. Esta metodología ha permitido identificar el recubrimiento nanoestructurado AlTiSiN, con denominación comercial Naco®, y el pre-tratamiento Drag-Finish como las opciones de mayor rendimiento entre las estudiadas para la aplicación de torneado de aceros inoxidables austeníticos.

- Se ha desarrollado un modelo mecanístico de predicción de fuerzas de corte para la operación de torneado. Este modelo incorpora la geometría de la herramienta (ángulo de posición y radio de punta) por lo que su campo de aplicación se extiende a otras herramientas con modificaciones en estos parámetros. Posteriormente se ha ampliado el modelo mecanístico anterior que predice las fuerzas en el instante inicial del corte incluyendo el efecto del desgaste en incidencia sobre dichas fuerzas de corte. De este modo es posible predecir las fuerzas de corte y su evolución para distintos niveles de desgaste en incidencia. La correlación entre fuerzas y desgaste se ha establecido de forma empírica para el torneado del acero inoxidable austenítico AISI 303 en condiciones de alta velocidad de corte.
- Se ha caracterizado el acero inoxidable AISI 303 a través de los coeficientes específicos de corte. Se han estudiado diferentes ajustes obteniendo un comportamiento lineal para los coeficientes de cizalladura con respecto a a_p y V_c mientras que los coeficientes de rozamiento se pueden considerar constantes. Se ha demostrado que estos coeficientes son válidos para un amplio rango de condiciones de corte en régimen de alta productividad.
- Se han obtenido las curvas de desgaste de la herramienta cuando se mecaniza acero inoxidable AISI 303 a elevadas velocidades de corte y se ha establecido un criterio de fin de vida de herramienta con un valor de desgaste en incidencia VB_B de 0,2 mm (para velocidades entre 450 y 800 m/min). Este criterio permite trabajar en máquinas automáticas en condiciones de corte severas y a la vez seguras.
- Se ha demostrado la viabilidad de obtener información acerca del desgaste de la herramienta a partir de la señal del consumo de potencia eléctrica del motor de avance de una máquina-herramienta. Se ha comprobado que esta señal es más sensible al desgaste de la herramienta que la señal obtenida del motor principal y por tanto más adecuada para supervisar el estado de la herramienta de corte.

6.2. FUTURAS LÍNEAS DE TRABAJO.

El trabajo de investigación presentado en este documento abre distintos caminos para futuros desarrollos. Se recomiendan las siguientes líneas de trabajo:

- Analizar en profundidad la señal del consumo eléctrico del motor de avance y buscar la relación que permita predecir con elevada precisión la fuerza de avance a partir de la señal eléctrica. De este modo se elimina la necesidad de utilizar costosos equipos dinamométricos que invaden la zona de trabajo.

- Analizar en profundidad las distintas técnicas de tratamiento superficial adecuadas para las herramientas de metal duro que ayuden a optimizar el comportamiento de los recubrimientos PVD. Este análisis deberá estar enfocado en estudiar el efecto de diversos parámetros que ajustan los procesos de pre-tratamiento, como la presión, velocidad o el tamaño de partículas en el proceso de Micro-Blasting.
- Desarrollar modelos de correlación basados en regresión estadística y redes neuronales para correlacionar acabado superficial, desgaste de herramienta y fuerzas de corte en el rango de la alta velocidad de corte. La implementación de estos modelos se puede realizar a partir de la amplia base de datos que se ha obtenido durante los ensayos experimentales realizados en esta investigación.
- Caracterizar otros aceros inoxidable austeníticos de la familia AISI 300 para condiciones de alta productividad y evaluar la maquinabilidad de los distintos aceros mediante los coeficientes específicos de corte. De esta forma se podrían extraer conclusiones para familias de aceros inoxidable.
- Estudiar las ventajas/inconvenientes del empleo de microlubricación interna y portaherramientas que refrigeran simultáneamente la superficie de incidencia y desprendimiento de la herramienta, para el torneado a alta velocidad de aceros inoxidable austeníticos, siguiendo las recomendaciones establecidas en la Norma DIN 69090.

Referencias

- Abouelatta, O., & Mádl, J.** (2001). Surface roughness prediction based on cutting parameters and tool vibrations in turning operations. *Journal of Materials Processing Technology*, 118, 269-277.
- Abou-El-Hossein, K., & Yahya, Z.** (2005). High-speed end-milling of AISI 304 stainless steels using new geometrically developed carbide inserts. *Journal of Materials Processing Technology*, 162-163, 596-602.
- Akasawa, T., Sakurai, H., Nakamura, M., Tanaka, T., & Takano, K.** (2003). Effects of free-cutting additives on the machinability of austenitic stainless-steels. *Journal of Material Processing Technology*, 143-144, 66-71.
- Altintas, Y.** (2000). Manufacturing Automation: Metal Cutting Mechanics, Machine Tool Vibrations, and CNC Design. *Cambridge: Cambridge University Press*.
- Anthony Xavier, M., & Adithan, M.** (2009). Determining the influence of cutting fluids on tool wear and surface roughness during turning of AISI 304 austenitic stainless steel. *Journal of Materials Processing Technology*, 209, 900-909.
- Armarego, E., & Brown, R. H.** (1969). The machining of Metals. *Englewood Cliffs, NJ. Prentice-Hall*.
- Arndt, G.** (1973). Ultra-high-speed machining: a review and an analysis of cutting forces. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*.
- Astakhov, V. P.** (2006). Tribology of Metal Cutting. Tribology and Interface *Engineering Series*, Nº 52. London: B. J. Briscoe. Elsevier.
- Attanasio, A., Gelfi, M., Giardini, C., & Remino, C.** (2006). Minimal quantity lubrication in turning: Effect on tool wear. *Wear*, 260, 333-338.
- Bäker, M.** (2006). Finite element simulation of high-speed cutting forces. *Journal of Material Processing Technology*, 176, 117-126.
- Barshilia, H. C., & Rajam, K. S.** (2004). Raman spectroscopy studies on the thermal stability of TiN, CrN, TiAlN coatings and nanolayered TiN/CrN multilayer coatings. *Journal of Materials Research*, 19, 3196-3204.
- Belluco, W., & De Chiffre, L.** (2002). Surface integrity and part accuracy in reaming and tapping stainless steel with new vegetable based cutting oils. *Tribology International*, 35, 865-870.
- Bletton, O., Duet, R., & Pedarre, P.** (1990). Influence of oxide nature on the machinability of 316L stainless steels. *Wear*, 139, 179-193.

- Bouzakis, K., Gerardis, S., Skordaris, G., Katirtzoglou, G., & Makrimalakis, S.** (2009). Effect of dry micro-blasting on PVD-film properties, cutting edge geometry and tool life in milling. *Surface & Coatings Technology*, 204, 1081-1086.
- Bouzakis, K., Klocke, F., Skordaris, G., Bouzakis, E., Gerardis, S., Katirtzoglou, G., y otros.** (2011, a). Influence of dry micro-blasting grain quality on wear behavior of TiAlN coated tools. *Wear*, 271, 783-791.
- Bouzakis, K., Michailidis, M., Hadjiyiannis, S., Efstathiou, K., Pavlidou, E., Erkens, G., et al.** (2001). Improvement of PVD coated inserts cutting performance, through appropriate mechanical treatments of substrate and coating surface. *Surface & Coatings Technology*, 146-147, 443-450.
- Bouzakis, K., Skordaris, G., Bouzakis, E., Tsouknidas, A., Makrimalakis, S., Gerardis, S., y otros.** (2011, b). Optimization of wet micro-blasting on PVD films with various grain materials for improving the coated tools cutting performance. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 60, 587-590.
- Braga, D., Diniz, A., Miranda, G., & Coppini, N.** (2002). Using a minimum quantity of lubricant (MQL) and a diamond coated tool in the drilling of aluminium-silicon alloys. *Journal of Materials Processing Technology*, 122/1, 127-138.
- Cakir, M., Ensarioglu, C., & Demirayak, I.** (2009). Mathematical modeling of surface roughness for evaluating the effects of cutting parameters and coating material. *Journal of Materials Processing Technology*, 102-109.
- Che Haron, C., Ginting, A., & Arshad, H.** (2007). Performance of alloyed uncoated and CVD-coated carbide tools in dry milling of titanium alloy Ti-6242S. *Journal of Materials Processing Technology*, 185, 77-82.
- Chen, W.** (2000). Cutting forces and surface finish when machining medium hardness steel using CBN tools. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 40, 455-466.
- Choudhury, I., & El-Baradie, M.** (1998). Machinability of nickel-base super alloys: a general review. *Journal of Materials Processing Technology*, 77, 278-284.
- Choudhury, S., & Kishore, K.** (2000). Tool wear measurement in turning using force ratio. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 40, 899-909.
- Choudhury, S., & Rath, S.** (2000). In-process tool wear estimation in milling using cutting force model. *Journal of Materials Processing Technology*, 99, 113-119.
- Choudhury, S., & Srinivas, P.** (2004). Tool wear prediction in turning. *Journal of Material Processing Technology*, 153-154, 276-280.
- Ciftci, I.** (2006). Machining of austenitic stainless steels using CVD multi-layer coated cemented carbide tools. *Tribology*, 39, 565-569.
- Colwell, L.** (1954). Prediction of the chip flow for single cutting point cutting tools. *Trans. ASME*, 76, 199-204.
- Davim, J. P.** (2008). Machining: fundamentals and recent advances. *Londres: Springer*.

- Davim, J., Gaitonde, V., & Karnik, S.** (2008). Investigations into the effect of cutting conditions on surface roughness in turning of free machining steel by ANN models. *Journal of Material Processing Technology*, 205, 16-23.
- De Chiffre, L., Andreasen, J., Lagerberg, S., & Thesken, I.** (2007). Performance testing of cryogenic CO₂ as cutting fluid in parting/grooving and threading austenitic stainless steel. *CIRP Ann Manuf Technol*, 56 (1), 101–104.
- Denkena, B., & Köler, J.** (2010). Consideration of the form of the undeformed section of cut in the calculation of machining forces. *Machining Science and Technology*, 14-4, 455-470.
- Denkena, B., & Köler, J.** (2010). Consideration of the form of the undeformed section of cut in the calculation of machining forces. *Machining Science and Technology*, 14:4, 455-470.
- Denkena, B., Lucas, A., & Bassett, E.** (2011). Effects of the cutting edge microgeometry on tool wear and its thermomechanical load. *CIRP Annals - Manufacturing technology*, 60, 73-76.
- Deshayes, L.** (2007). Analysis of an equivalent tool face for the cutting speed range prediction of complex grooves tools. *Journal of Materials Processing Technology*, 190, 251-262.
- Di Caprio, G.** (1999). Los aceros inoxidables. *Milán (Italia): Ulrico Hoepli Editores*.
- Dimla, D.** (2004). The impact of cutting conditions on cutting forces and vibration signals in turning with plane face geometry inserts. *Journal of Material Processing Technology*, 155-156, 1708-1715.
- Dolinsek, S.** (2003). Work-hardening in the drilling of austenitic stainless steels. *Journal of Materials Processing Technology*, 133, 63-70.
- Dolinsek, S., Ekinovic, S., & Kopac, J.** (2004). A contribution to the understanding of chip formation mechanism in high-speed cutting of hardened steel. *Journal of Material Processing Technology*, 157-158, 485-490.
- Dos Santos, A., Duarte, M., Abrao, A., & Machado, A.** (1999). An optimisation procedure to determine the coefficients of the extended Taylor's equation in machining. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 39, 17-31.
- Duan, C., & Zhang, L.** (2011). Adiabatic shear banding in AISI 1045 steel during high speed machining: Mechanisms of microstructural evolution. *Materials Science and Engineering*. doi:10.1016/j.msea.2011.10.071.
- Ee, K., Balaji, A., & Jawahir, I.** (2003). Progressive tool-wear mechanisms and their effects on chip curl/chip-form in machining with groovedtools: An extended application of the equivalent toolface (ET) model. *Wear*, 255, 1404–1413.
- Ekinovic, S., Dolinsek, S., Kopac, J., & Godec, M.** (2002). The transition from the conventional to the High-Speed Cutting region and a chip-formation analysis. *Journal of Mechanical Engineering*, 48, 133-142.
- El-Wardany, T., Mohamed, E., & Elbestawi, M.** (1993). Material side flow in finish turning of hardened steel with ceramic tools. *ASME*, 159-170.

- Endrino, J. L., Fox-Rabinovich, G. S., & Gey, C.** (2006). Hard AlTiN, AlCrN PVD coatings for machining of austenitic stainless steel. *Surface & Coatings Technology*, 200, 6840-6845.
- Ezugwu, E., Fadare, D., Bonney, J., Da Silva, R., & Sales, W.** (2005). Modelling the correlation between cutting and process parameters in high-speed machining of Inconel 718 alloy using an artificial neural network. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 1-11.
- Ezugwu, E., Olajire, K., & Bonney, J.** (2001). Modelling of tool wear based on component forces. *Tribology Letters*, 11 (1), 55-60.
- Faga, M. G., Gautier, G., Calzavarini, R., Perucca, M., Aimo Boot, E., Cartasegna, F., et al.** (2007). AlSiTiN nanocomposite coatings developed via Arc Cathodic PVD: Evaluation of wear resistance via tribological analysis and high speed machining operations. *Wear*, 263, 1306-1314.
- Fang, N., & Wu, Q.** (2009). A comparative study of the cutting forces in high speed machining of Ti-6Al-4V and Inconel with a round cutting edge tool. *Journal of Material Processing Technology*, 209, 4385-4389.
- Fang, X., & Zhang, D.** (1996). An investigation of adhering layer formation during tool wear progression in turning of free-cutting stainless steel. *Wear*, 197, 169-178.
- Ghani, J. A., Rizal, M., Sayuti, A., Nuawi, M. Z., Rahmam, M. N., & Che Haron, C. H.** (2009). New regression model and I-Kaz Method for online cutting tool wear monitoring. *World Academy of Science, Engineering and Technology*, 60 .
- Ghosh, R., Redetzky, M., Balaji, A., & Jawahir, I.** (1996). The equivalent toolface (ET) approach for modeling chip Curl in machining with previous termgroovednext termprevious termtools. *Proceedings of the 13th Symposium on Engineering Applications in Mechanics, CSME*, 702-711.
- Gonzalo, O., Jauregi, H., Uriarte, L., & López de Lacalle, L.** (2009). Prediction of specific force coefficients from a FEM cutting model. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 43, 348-356.
- Guleryuz, C., Krzanowski, J., Veldhuis, S., & Fox-Rabinovich, G.** (2009). Machining performance of TiN coatings incorporating indium as a solid lubricant. *Surface & Coatings Technology*, 203, 3370-3376.
- Hagiwara, M., Chen, S., & Jawahir, I.** (2009). A hybrid predictive model and validation for chip flow in contour finish turning operations with coated grooved tools. *Journal of Materials Processing Technology*, 209, 1417-1427.
- Hamann, J., Le Maître, F., & Guillot, D.** (1994). Selective transfer Built-up Layer displacement in high-speed machining - Consequences on tool wear and cutting forces. *Annals of the CIRP*, 43/1, 69-72.
- Hanyua, H., Kamiyab, S., Murakamia, Y., & Saka, M.** (2003). Dry and semi-dry machining using finely crystallized diamond coating cutting tools. *Surface and Coatings Technology*, 173 -174, 992-995.
- He, N., Lee, T., Lau, W., & Chan, S.** (2002). Assessment of deformation of a shear localized chip in high speed machining. *Journal of Material Processing Technology*, 129, 101-104.

- Hong, S., Markus, I., & Jeong, W.** (2001). New cooling approach and tool life improvement in cryogenic machining of titanium alloy. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 41 (15), 2245–2260.
- Hortig, C., & Svendsen, B.** (2007). Simulation of chip formation during high-speed cutting. *Journal of Material Processing Technology*, 186, 66-76.
- Hu, R., Mathew, P., Oxley, P., & Young, H.** (1986). Allowing for end cutting edge effects in predicting forces in bar turning with oblique machining conditions. *Proc. Inst. Mech. Eng.*, 200 (C2), 89-99.
- Hua, J., & Shivpuri, R.** (2004). Prediction of chip morphology and segmentation during the machining of titanium alloys. *Journal of Materials Processing Technology*, 150, 124–133.
- Isik, Y.** (2007). Investigating the machinability of tool steels in turning operations. *Materials & Design*, 28, 1417-1424.
- ISO 3002/1-1982.** (1982). Basic quantities in cutting and grinding. Part 1: Geometry of the active part of cutting tool. General terms, reference systems, tool and working angles, chip breakers.
- ISO 468** (1982). Surface roughness. Parameters, their values and general rules for specifying requirements.
- ISO 3685** (1993). Tool-life testing with single-point turning tools.
- ISO 6507-1** (2005). Metallic materials. Vickers hardness test. Part 1: Test method.
- Jawahir, I., Balaji, A., Rouch, K., & Baker, J.** (2003). Towards integration of hybrid models for optimized machining performance in intelligent manufacturing systems. *Journal of Material Processing Technology*, 139, 488-498.
- Jiang, L., Hänninen, H., Paro, J., & Kauppinen, V.** (1996). Active wear and failure mechanisms of TiN-coated high speed steel and TiN-coated cemented carbide tools when machining powder metallurgically made stainless steels. *Metallurgical and Materials Transactions*, 27A.
- Khan, A., & Ahmed, M.** (2008). Improving tool life using cryogenic cooling. *Journal of Materials Processing Technology*, 196, 1-3.
- Kious, M., Ouahabi, A., Boudraa, M., Serra, R., & Cheknane, A.** (2010). Detection process approach of tool wear high speed milling. *Measurement*, 43, 1439-1446.
- Kishawy, H., & Elbestawi, M.** (1999). Effects of process parameters on material side flow during hard turning. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 39, 1017-1030.
- Klocke, F., & Eisenblatter, G.** (1997). Dry cutting. *Annals of the CIRP*, 46/2, 519-526.
- Klocke, F., & Hoppe, S.** (2001). Mechanisms of chip formation in high speed cutting. H. Schulz, *Scientific Fundamentals of HCS*. Munich: Carl Hanser Verlag.
- Klocke, F., Gerschwiler, K., Fritsch, R., & Lung, D.** (2006). PVD-coated tools and native ester - an advanced system for environmentally friendly machining. *Surface & Coatings Technology*, 201, 4389-4394.

- Kobayashi, S., & Thomsen, E. G.** (1960). The role of friction in metal cutting. *J. Eng. Power (ASME Trans., Ser. B.)*, 82 (4), 324.
- Kone, F., Czarnota, C., Haddag, B., & Nouari, M.** (2011). Finite element modelling of the thermo-mechanical behavior of coatings under extreme contact loading in dry machining. *Surface and Coatings Technology*, 205, 3559–3566.
- Korkut, I., Kasap, M., Ciftci, I., & Seker, U.** (2004). Determination of optimum cutting parameters during machining of AISI 304 austenitic stainless steel. *Materials and Design*, 25, 303-305.
- Kumar, K., & Choudhury, S.** (2008). Investigation of tool wear and cutting force in cryogenic machining using design of experiments. *Journal of Materials Processing Technology*, 203(1–3), 95–101.
- Lamikiz, A.** (2003). Un modelo para la estimación de la fuerza de corte en el fresado de superficies complejas. *Ph. Thesis . Universidad del País Vasco. Dpto. Ingeniería Mecánica.*
- Lawal, S., Choudhury, I., & Nukman, Y.** (2012). Application of vegetable oil-based metalworking fluids in machining ferrous metals- A review. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 52, 1-12.
- Lee, J., Kim, D., & Lee, S.** (1998). Statistical analysis of cutting force ratios for ratios for flank-wear monitoring. *Journal of Material Processing Technology*, 74, 104-114.
- Lee, P., & Altintas, Y.** (1996). Prediction of ball-end milling forces from orthogonal cutting data. *International Journal of Machine Tool and Manufacture*, 36, 1059-1072.
- Leone, C., D'Addona, D., & Teti, R.** (2011). Tool wear modelling through regression analysis and intelligent methods for nickel base alloy machining. doi: 10.1016/j.cirpj.2011.03.009.
- Li, D., Liu, F., Wang, M., Zhang, J., & Liu, Q.** (2006). Structural and mechanical properties of multilayered gradient CrN/ZrN coatings. *Thin Solid Films*, 506-507, 202-206.
- Li, Z., & Wu, D.** (2010). Effect of free-cutting additives on machining characteristics of austenitic stainless steels. *Journal of Materials Processing Technology*, 26 (9), 839-844.
- Liao, Y., & Lin, H.** (2007). Mechanism of minimum quantity lubrication in high-speed milling of hardened steel. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 47, 1660–1666.
- Liew, W. Y.** (2010). Low-speed milling of stainless steel with TiAlN single-layer and TiAlN/AlCrN nano-multilayer coated carbide tools under different lubrication conditions. *Wear*, 269, 617-631.
- Liew, W., Ngoi, B., & Lu, Y.** (2003). Wear characteristics of PCBN tools in the ultra-precision machining of stainless steel at low speeds. *Wear*, 254, 265-277.
- Lin, G., & Oxley, P.** (1972). Mechanics of oblique machining: predicting chip geometry and cutting forces from work material properties and cutting conditions. *Proc. Inst. Mech. Eng.*, 186, 813-820.
- Longbottom, J., & Lanham, J.** (2006). A review of research related to Salomon's hypothesis on cutting speeds and temperatures. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 46, 1740-1747.

- López de Lacalle, L., Angulo, C., Lamikiz, A., & Sánchez, J.** (2006). Experimental and numerical investigation of the effect of spray cutting fluids in high speed milling. *Journal of Materials Processing Technology*, 172, 11–15.
- Lorentzon, J., Järvstrat, N., & Josefson, B.** (2009). Modelling chip formation of alloy 718. *Journal of Materials Processing Technology*, 209, 4645-4653.
- Lu, C., Ma, N., Chen, Z., & Costes, J.** (2010). Pre-evaluation on surface profile in turning process based on cutting parameters. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 49, 447-458.
- Luttervelt, C., Childs, T., Jawahir, I., Klocke, F., & Venuvinod, P.** (1998). Present situation and future trends in modelling of machining operations. *Annals of the CIRP*, 47 (2), 587-626.
- Machai, C., & Biermann, C.** (2011). Machining of β -titanium-alloy Ti-10V-2Fe-3Al under cryogenic conditions: Cooling with carbon dioxide snow. *Journal of Materials Processing Technology*, 211, 1175–1183.
- Maranhao, C., & Davim, J.** (2010). Finite element modelling of machining of AISI 316 steel: Numerical simulation and experimental validation. *Simulation Modelling Practice and Theory*, 18, 139-156.
- Martínez, E., Romero, J., Lousa, A., & Esteve, J.** (2003). Wear behavior of nanometric CrN/Cr multilayers. *Surface Coating Technology*, 163-164, 571-577.
- Mathew, P., & Oxley, P.** (1982). Predicting the Effects of Very High Cutting Speeds on Cutting Forces, etc. *Annals of the CIRP*, 31/1, 49-52.
- Mills, B., Hao, C., & Qi, H.** (1997). Formation of an adherent layer on a cutting tool studied by micro-machining and finite element analysis. *Wear*, 208, 61-66.
- Montgomery, D. C.** (2003). Diseño y análisis de experimentos. *México: Limusa, S. A.*
- Montgomery, D. C., Peck, E. A., & Vining, G. G.** (2005). Introducción al análisis de regresión lineal. *México, D. F.: CECSA.*
- Nalbant, M., Altm, A., & Gokkaya, H.** (2007). The effect of previous termcutting speed and cutting next term tool geometry on machinability properties of nickel-base Inconel 718 super alloys. *Materials & Design*, 28, 1334-1338.
- NF E66-520.** (1997). Working zones of cutting tools – Couple Tool-Material. French Standard, ISSN 0335-3931.
- Ning, L., & Veldhuis, S. C.** (2006). Mechanistic modeling of ball end milling including tool wear. *Journal of Manufacturing Processes*, 8, 21-28.
- Nordin, M., Sundström, R., Selinder, T. I., & Hogmark, S.** (2000). Wear and failure mechanisms of multilayered PVD TiN TaN coated tools when milling austenitic stainless steel. *Surface & Coatings Technology*, 133-134, 240-246.
- Obikawa, T., & Shinozuka, J.** (2004). Monitoring of flank wear of coated tools in high speed machining with a neural network ART2. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 44, 1311-1318.

- Obikawa, T., Kamata, Y., Asano, Y., Nakayama, K., & Otieno, A.** (2008). Micro-liter lubrication machining of Inconel 718. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 48, 1605–1612.
- Okushima, K., & Minato, K.** (1959). On the behaviour of chip in steel cutting. *Bull. Jap. Soc. Mech. Eng.*, 2, 58-64.
- Oraby, S.** (1995). Monitoring of turning operation via force signals. Part 1: Recognition of different tool failure forms by spectral analysis. *Wear*, 184, 133-143.
- Oraby, S. E., & Hayhurst, D. R.** (1991). Development of models for tool wear force relationships in metal cutting. *International Journal Mechanical Science*, 33 (2), 125-138.
- Oraby, S., & Hayhurst, D.** (2004). Tool life determination based on the measurement of wear and tool force ratio variation. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 44, 1261-1269.
- Outeiro, J., Pina, J., M'Saoubi, R., Pusavec, F., & Jawahir, I.** (2008). Analysis of residual stresses induced by dry turning of difficult-to-machine materials. *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, 57, 77–80.
- Outeiro, J., Umbrello, D., & M'Saoubi, R.** (2006). Experimental and numerical modelling of the residual stresses induced in orthogonal cutting of AISI 316L steel. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 46, 1786-1794.
- Oxley, P.** (1989). The mechanics of machining: an analytical approach to assessing machinability. *England: Ellis Horwood Ltd.*
- Özel, T., Karpaz, Y., Figueira, L., & Davim, J.** (2007). Modelling of surface finish and tool flank wear in turning of AISI D2 steel with ceramic wiper inserts. *Journal of Materials Processing Technology*, 189, 192–198.
- PalDey, S., & Deevi, S.** (2003). Single layer and multilayer wear resistant coatings of (Ti, Al)N: a review. *Materials Science & Engineering*, A342, 58-79.
- Paris, H., Peigne, G., & Mayer, R.** (2004). Surface shape prediction in high speed milling. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 44, 1567-1576.
- Paro, J., Hänninen, H., & Kauppinen, V.** (2001). Tool wear and machinability of X5 CrMnN 18 18 stainless steels. *Journal of Material Processing Technology*, 119, 14-20.
- Paul, S., Dhar, N., & Chattopadhyay, A.** (2001). Beneficial effects of cryogenic cooling over dry and wet machining on tool wear and surface finish in turning AISI 1060 steel. *Journal of Materials Processing Technology*, 116 (1), 44–48.
- Pawade, R., Joshi, S., Brahmanekar, P., & Rahman, M.** (2007). An investigation of cutting forces and surface damage in high-speed turning of Inconel 718. *Journal of Material Processing Technology*, 192-193, 139-146.
- Pawade, R., Joshi, S., Brahmanekar, P., & Rahman, M.** (2007). An investigation of cutting forces and surface damage in high-speed turning of Inconel 718. *Journal of Material Processing Technology*, 192-193, 139-146.
- Peña, D.** (2002). Regresión y diseño de experimentos. *Madrid: Alianza.*

- Poulachon, G., & Moisan, A.** (2001). A study of chip formation mechanisms in high speed cutting of hardened steel. H. Schulz, *Scientific fundamentals of HSC*. Munich: Carl Hanser Verlag.
- Puertas, I., & Pérez, C.** (2003). Surface roughness prediction by factorial design of experiments in turning processes. *Journal of Material Processing Technology*, 143-144, 390-396.
- Qi, H., & Mills, B.** (1996). On the formation mechanism of adherent layers on a cutting tool. *Wear*, 198, 192-196.
- Qi, H., & Mills, B.** (2000). Formation of a transfer layer at the tool-chip interface during machining. *Wear*, 245, 136-147.
- Ravindra, H., Srinivasa, Y., & Krishnamurthy, R.** (1993). Modeling of tool wear based on cutting forces in turning. *Wear*, 169 (1), 25-32.
- Redetzky, M., Balaji, A., & Jawahir, I.** (1999). Predictive modeling of cutting forces and chip flow in machining with nose radius tools. *Proc. 2^o CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations*, 160-180.
- Remadna, M., & Rigal, J.** (2006). Evolution during time of tool wear and cutting forces in the case of hard turning with CBN inserts. *Journal of Material Processing Technology*, 178, 67-75.
- Schulz, H., Abele, E., & Sahn, A.** (2001). Materials aspects of chip formation in HSC machining. *Annals of the CIRP*, 50/1, 45-48.
- Schulz, H., Abele, E., & Sahn, A.** (2001). Materials aspects of chip formation in HSC machining. *Annals of the CIRP*, 50/1, 45-48.
- Selinder, T., Sjöstrand, M. E., Nordin, M., Larsson, M., Östlund, A., & Hogmark, S.** (1998). Performance of PVD TiN/TaN and TiN/Nb superlattice coated cemented carbide tool in stainless steel machining. *Surface & Coatings Technology*, 105, 51-55.
- Settineri, L., Faga, M. G., Gautier, G., & Perucca, M.** (2008). Evaluation of wear resistance of AlSiTiN and AlSiCrN nanocomposite coatings for cutting tools. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 57, 575-578.
- Shao, H., Liu, L., & Qui, H.** (2007). Machinability study on 3% Co-12% Cr stainless steel in milling. *Wear*, 263, 736-744.
- Sharma, V., Dogra, M., & Suri, N.** (2009). Cooling techniques for improved productivity in turning. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 49, 435-453.
- Shaw, M., Cook, N., & Smith, P.** (1952). The mechanics of three dimensional cutting operations. *Trans. ASME*, 74, 1055-1064.
- Shi, T., & Ramalingam, S.** (1991). Slip-line solution for orthogonal cutting with chip breaker and flank wear. *International Journal of Mechanical Science*, 33, 689-704.
- Sikdar, S., & Chen, M.** (2002). Relationship between tool flank wear area and component forces in single point turning. *Journal of Material Processing Technology*, 128, 210-215.

- Sima, M., & Özel, T.** (2010). Modified material constitutive models for serrated chip formation simulations and experimental validation in machining of titanium alloy Ti-6Al-4V. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 50, 943-960.
- Song, W.** (2006). Development of predictive force models for classical orthogonal and oblique cutting and turning operations incorporating tool flank wear effects. *Ph. Thesis*. Queensland University of Technology.
- Stabler, G.** (1951). The fundamental geometry of cutting tools. *Proc. Inst. Mech. Eng*, 165, 14-21.
- Stabler, G.** (1964). The chip flow law and its consequences. *Proceedings 5th International Machine Tool Design Research Conference*, 243-251.
- Sullivan, K., Wright, P., & Smith, P.** (1978). Metallurgical Appraisal of the Instabilities that Arise in Machining. *Journal of Metals Technology*, 5 (6), 181-189.
- Sun, S., Brandt, M., & Dargusch, M.** (2009). Characteristics of cutting forces and chip formation in machining of titanium alloys. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 49, 561-568.
- Sutter, G.** (2005). Chip geometries during high-speed machining for orthogonal cutting conditions. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 45, 719-726.
- Sutter, G., & Molinari, A.** (2005). Analysis of the cutting force components and friction in high speed machining. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 127, 245-250.
- Takadom, J., & Bennani, H.** (1997). Influence of substrate roughness and coating thickness on adhesion, friction and wear of TiN films. *Surface and Coatings Technology*, 96, 272-282.
- Tekiner, Z., & Yesilyurt, S.** (2004). Investigation of the cutting parameters depending on process sound during turning of AISI 304 austenitic stainless steel. *Materials and Design*, 25, 507-513.
- Thakur, D., Ramamoorthy, B., & Vijayaraghavan, L.** (2009). Machinability investigation of Inconel 718 in high-speed turning. *International Journal Advanced Manufacturing Technology*, 45, 421-429.
- Thomsen, E. G., Macdonald, A. G., & Kobayashi, S.** (1962). Flank friction studies with carbide tools reveal sublayer plastic flow. *Journal of Engineering for Industry*, 84, 53.
- Tönshoff, H. K., & Seegers, H.** (2000). Influence of residual stress gradients on the adhesion strength of sputtered hard coatings. *Thin Solid Films*, 377-378, 340-345.
- Tönshoff, H., Friemuth, T., Ben Amor, R., & Plöger, J.** (2001). Characterizing the HSC-Range-Material Behaviour and Residual Stress. *H. Schulz, Scientific Fundamentals of HSC. Munich: Carl Hanser Verlag.*
- Trent, E., & Wright, P.** (2000). Metal Cutting. *United States of America: Butterworth Heinemann.*

- Ucun, I., & Aslantas, K.** (2010). Numerical simulation of orthogonal machining process using multilayer and single-layer coated tools. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, doi: 10.1007/s00170-010-3012-9.
- Umbrello, D., Saoubi, R., & Outeiro, J.** (2007). The influence of Johnson–Cook material constants on finite element simulation of machining of AISI 316L steel. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 47, 462-470.
- Vamsi Krishnaa, P., & Nageswara Rao, D.** (2008). Performance evaluation of solid lubricants in terms of machining parameters in turning. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 48, 1131–1137.
- Vaughn, R.** (1960). Ultra-high speed machining. *A.M.C. Technical Report*, 60-7-625 (1).
- Veldhuis, S., Dosbaeva, G., & Yamamoto, K.** (2009). Tribological compatibility and improvement of machining productivity and surface integrity. *Tribology International*, 42, 1004-1010.
- Victor, H., & Kienzle, O.** (1957). Spezifische schnittkräfte bei der *Metallbearbeitung*. *Werkstattstechnik und Maschinenbau*, 47 (5), 224-225.
- Wang, J., & Mathew, P.** (1995). Development of a general tool model for turning operations based on a variable flow stress theory. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 35 (1), 71-90.
- Warnecke, g., & Bach, P.** (1988). Mechanical and material influences on machined surface in precision turning of steel with ceramics. *Proceedings 16th North American Research Conference*, 209-216.
- Wenlonga, S., Jianxin, D., Huia, Z., Pei, Y., Jun, Z., & Xing, A.** (2011). Performance of a cemented carbide self-lubricating tool embedded with MoS₂ solid lubricants in dry machining. *Journal of Manufacturing Processes*, 13, 8-15.
- Woei-Shyan, L., & Chi-Feng, L.** (2001). Impact properties and microstructure evolution of 304L stainless steel. *Materials Science and Engineering*, A308, 124-135.
- Yildiz, Y., & Nalbant, M.** (2008). A review of cryogenic cooling in machining processes. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 48-9, 947–964.
- Young, H., Mathew, P., & Oxley, P.** (1987). Allowing for nose radius effects in predicting the chip flow direction. Cutting forces in bar turning. *Proc. Inst. Mech. Eng.*, 201 (C3), 213-226.
- Yousefi, R., & Ichida, Y.** (2000). A study on ultra– high-speed cutting of aluminium alloy: Formation of welded metal on the secondary cutting edge of the tool and its effects on the quality of finished surface. *Journal of the International Societies for Precision Engineering and Nanotechnology*, 24, 371-376.
- Zhang, S., & Guo, Y.** (2009). An experimental and analytical analysis on chip morphology, phase transformation, oxidation, and their relationships in finish hard milling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 49, 805-813.