



UNIVERSIDAD CARLOS III DE MADRID

ÁREA DE INGENIERÍA MECÁNICA

TESIS DOCTORAL

ANÁLISIS TERMOMECAÁNICO DE LA INFLUENCIA DEL DESGASTE
GEOMÉTRICO DE LAS HERRAMIENTAS EN PROCESOS DE CORTE
ORTOGONAL DE ACEROS INOXIDABLES AUSTENÍTICOS

Autor: Nacarí del Carmen Marín Calvo
Tutores: José Antonio Canteli Fernández
José Luis Cantero Guisández

Leganés, diciembre de 2010

TESIS DOCTORAL

**ANÁLISIS TERMOMECÁNICO DE LA INFLUENCIA DEL
DESGASTE GEOMÉTRICO DE LAS HERRAMIENTAS EN
PROCESOS DE CORTE ORTOGONAL DE ACEROS
INOXIDABLES AUSTENÍTICOS**

Autor: Nacarí del Carmen Marín Calvo

Tutores: José A. Canteli Fernández
José Luis Cantero Guisández

Firma del Tribunal Calificador:

Firma

Presidente:

Vocal:

Vocal:

Vocal:

Secretario:

Calificación:

Leganés, a de de 2010.

DEDICATORIA

A mis padres, Elida y Narciso, por apoyarme y guiarme en estos treinta años de vida.

A mis tíos-padrinos, Marcela y David, por ser mis modelos en este largo caminar académico. Por ser mis segundos padres.

A mis hermanos, Narciso y Nilena, por cuidar de mis padres en mi ausencia.

Y sobre todo a Anel, por su paciencia en estos años de distancia.

AGRADECIMIENTOS

Al Departamento de Ingeniería Mecánica de la Universidad Carlos III de Madrid. A los profesores y compañeros que han compartido estos años de trabajo y estudio.

Quisiera agradecer especialmente a Pepe, José Luis y Henar, sin quienes esta tesis no hubiera sido posible. Por la confianza que siempre han depositado en mí.

A Ramón Zaera, por responder positivamente aquel email que envié hace cuatro años y medio cuando todavía era director del doctorado. Por sus consejos y su amistad.

A todos mis compañeros del grupo FABDIS, por el apoyo recibido en estos años.

A Ana, Xavier y Fernando, por las largas horas que hemos pasado frente al torno. A Jesús Meneses, por su disponibilidad y paciencia a la hora de dibujar plaquitas.

A mis compañeros de la “resi”, con los que he vivido muchas anécdotas dignas de un best-seller.

A mis compañeros de aquí y del otro lado del charco, que han sido para mí un apoyo incondicional. Que han sabido soportarme estos años, incluso en los días más difíciles. Por constituirse en mi familia de Madrid.

RESUMEN

Esta Tesis se centra en el análisis termomecánico del efecto del desgaste geométrico de herramienta en el torneado en seco de aceros inoxidables austeníticos. Estos materiales son ampliamente utilizados en aplicaciones de elevada responsabilidad en diferentes sectores industriales. La información obtenida de este análisis puede ser aplicada en la mejora de distintos aspectos del mecanizado como la monitorización del estado de desgaste, el establecimiento de criterios de sustitución de herramienta o el control de daño debido al mecanizado con herramientas desgastadas. La metodología empleada se ha basado en técnicas experimentales y de modelización mediante elementos finitos.

Se han analizado varias geometrías de herramienta relacionadas con todos los tipos de desgaste, así como geometrías mixtas flanco-redondeo y flanco-chaflán.

Se han realizado ensayos de corte con herramientas con las geometrías indicadas, correspondientes a distintos tipos y niveles de desgaste, y en diferentes condiciones de corte. En estos ensayos se determinaron las componentes de las fuerzas de mecanizado y las tensiones residuales producidas por el proceso de corte.

Se ha desarrollado un modelo numérico del proceso objeto de estudio, que incorpora como aportaciones novedosas, el fenómeno de acomodación de filo, así como una ley de fricción híbrido-variable en el contacto herramienta-viruta. El modelo ha sido validado experimentalmente para todos los tipos de desgaste no combinados.

Adicionalmente se han realizado estudios relativos a la simulación numérica de pasadas sucesivas, y al efecto de las condiciones de deformación plana en los modelos bidimensionales. El análisis de estos estudios, considerando distintas geometrías de herramienta, constituye otra de las aportaciones de esta Tesis.

A diferencia de los trabajos realizados previamente por otros autores, en esta Tesis se han obtenido resultados experimentales y numéricos válidos para todos los tipos de desgaste de herramienta y varias condiciones de proceso. Esto ha permitido extraer conclusiones relativas a la influencia de cualquier tipo de desgaste geométrico de la herramienta sobre las magnitudes termomecánicas asociadas al proceso de mecanizado.

ABSTRACT

This Doctoral Thesis focuses on the thermomechanical analysis of the effect of tool wear in dry machining of austenitic stainless steels, commonly used in high responsibility applications in different industrial sectors. Results obtained in this research work could be used in different industrial applications such as the in process control of wear evolution, the statement of end of tool life criteria or the control of surface integrity of the machined workpiece. The methodology involved both experimental and numerical approaches to the study of cutting.

All types of worn geometries were analyzed: crater and flank wear, rounded cutting edge, built up edge and chamfer. Also simultaneous types of wear flank-rounded cutting edge and rounded edge-chamfer were studied. Different levels of wear and several cutting parameters were tested.

Cutting forces during process and machining induced residual stresses were measured, with the aim of validating the models and to determine the dependence of these variables with tool wear.

It was developed a numerical model validated for several types and levels of wear. The model accounts for cutting edge effects and also implements a new friction law at the interface chip-tool. The model was applied to the study of the effect of subsequent passes and the influence of the assumption of plane strain on two dimensional modeling.

Better accuracy of the model was found when the effect of the previous cut was accounted. Also extensive experimental work was carried out for all worn geometries and several process parameters. Numerical and experimental results have been applied to extract conclusions about the influence of any geometrical tool wear on the thermomechanical variables analyzed.

ÍNDICE

Dedicatoria

Agradecimientos

Resumen

Abstract

Capítulo 1: Marco de la Tesis, Objetivos y Estado del Arte.....	1
1.1 ÁMBITO DE LA TESIS	2
1.2 JUSTIFICACIÓN	8
1.3 OBJETIVOS	9
1.4 ESTRUCTURA DE LA TESIS	11
1.5 TEORÍA DE MECANIZADO.....	13
1.5.1 Formación de viruta y zonas del proceso de corte	14
1.5.2 Fuerzas de mecanizado	20
1.5.3 Tensiones residuales en piezas mecanizadas	21
1.5.4 Materiales empleados en las herramientas de corte convencionales	22
1.5.5 Desgaste de herramientas de corte.....	24
1.6 ACEROS INOXIDABLES AUSTENÍTICOS	27
1.7 SIMULACIÓN NUMÉRICA DE LOS PROCESOS DE MECANIZADO.....	32
1.7.1 Modelización de contactos: Leyes de fricción.....	36
1.8 ESTADO DEL ARTE	38
1.8.1 Modelos de desgaste	40
1.8.2 Antecedentes en el estudio experimental de la relación desgaste-fuerza.....	43
1.8.3 Antecedentes en el estudio numérico de la relación desgaste-fuerza	53
1.8.4 Antecedentes en el estudio de las tensiones residuales en piezas mecanizadas	55
1.8.5 Antecedentes del estudio del punto y zona de estancamiento del material ...	59
1.8.6 Antecedentes del efecto de pasadas sucesivas en las simulaciones numéricas de procesos de corte.....	62
1.9 CONCLUSIONES DEL CAPÍTULO	62
Capítulo 2: Trabajo Experimental y Análisis de Resultados.....	65
2.1 ENSAYOS DE MECANIZADO	66
2.1.1 Descripción de los ensayos	66
2.1.2 Resultados de Medida de Fuerzas.....	90
2.2 MEDIDA DE LAS TENSIONES RESIDUALES	102
2.2.1 Descripción de la medida de tensiones residuales	103
2.2.2 Resultados de las medidas de tensiones residuales en superficie	107
2.2.3 Resultados de las medidas de tensiones residuales en profundidad	112
2.3 CONCLUSIONES DEL CAPÍTULO	114

Capítulo 3: Definición y Optimización del Modelo Numérico 2D	119
3.1 EL CÓDIGO NUMÉRICO	120
3.2 DEFINICIÓN DEL MODELO NUMÉRICO 2D	126
3.2.1 Geometrías	126
3.2.2 Materiales	127
3.2.3 Mallado de pieza y herramienta	133
3.2.4 Condiciones de contorno	137
3.2.5 Ley de contacto herramienta-material	139
3.2.6 Condiciones de simulación.....	139
3.3 OPTIMIZACIÓN DEL MODELO CON HERRAMIENTA NO DESGASTADA	141
3.3.1 Acomodación de filo	141
3.3.2 Ley de contacto híbrido - variable.....	143
3.4 DEFINICIÓN DEL MODELO NUMÉRICO PARA HERRAMIENTAS CON GEOMETRÍA DESGASTADA.....	155
3.4.1 Geometría de herramienta desgastada.....	155
3.4.2 Mallado en los modelos con geometría de herramienta desgastada.....	158
3.4.3 Ley de contacto	161
3.5 RESULTADOS DE LOS CÁLCULOS NUMÉRICOS	163
3.5.1 Resultados numéricos de fuerzas	163
3.5.2 Resultados numéricos de tensiones residuales	173
3.6 CONCLUSIONES DEL CAPÍTULO	182
Capítulo 4: Validación del Modelo 2D	185
4.1 COMPONENTES DE LA FUERZA DE MECANIZADO	186
4.1.1 Geometría de herramienta no desgastada.....	186
4.1.2 Geometría de herramienta con desgaste de flanco	188
4.1.3 Geometría de herramienta con desgaste de cráter	191
4.1.4 Geometría de herramienta con redondeo de arista	194
4.1.5 Geometría de herramienta con recrecimiento de filo	197
4.1.6 Geometría de herramienta con Chaflán	199
4.1.7 Geometría de herramienta con desgaste mixto flanco-radio de filo	202
4.1.8 Geometría de herramienta de desgaste de chaflán- flanco	203
4.2 TENSIONES RESIDUALES.....	206
4.2.1 Tensiones Residuales Superficiales	206
4.2.2 Tensiones Residuales en Profundidad.....	209
4.3 CONCLUSIONES DEL CAPÍTULO	213
Capítulo 5: Análisis de Resultados Numéricos	215
5.1 LONGITUD DE CONTACTO VIRUTA-HERRAMIENTA.....	216
5.2 ESPESOR DE VIRUTA Y ÁNGULO DE CIZALLADURA.....	219
5.3 TEMPERATURA	221
5.3.1 Temperatura en los casos con herramienta no desgastada	226
5.3.2 Temperatura en los casos con herramienta desgastada	228
5.4 VELOCIDAD DE DESLIZAMIENTO EN LAS ZONAS DE CONTACTO.....	243

5.5 TENSIÓN EFECTIVA, DEFORMACIÓN EFECTIVA Y VELOCIDAD DE DEFORMACIÓN EQUIVALENTE	248
5.6 PRESIÓN NORMAL	254
5.7 PUNTO Y ZONA DE ESTANCAMIENTO DE MATERIAL.....	259
5.7.1 Criterios para la determinación de la altura del punto de estancamiento	259
5.7.2 Relación entre la altura del punto de estancamiento y las diferencias entre las fuerzas determinadas numéricamente y las experimentales.....	266
5.8 CONCLUSIONES DEL CAPÍTULO	267
Capítulo 6: Modelización Numérica 2D con Pasadas Sucesivas.....	271
6.1 ADAPTACIÓN DEL MODELO NUMÉRICO PARA LA SIMULACIÓN DE PASADAS SUCESIVAS	272
6.2 EFECTO DE PASADAS SUCESIVAS EN LAS FUERZAS DE LAS FUERZAS DE MECANIZADO	277
6.2.1 Influencia del calentamiento de la pieza.....	277
6.2.2 Influencia de las variaciones de las propiedades mecánicas del material.....	279
6.2.3 Influencia combinada de los efectos termomecánicos en el material.....	281
6.3 EFECTO DE LAS PASADAS SUCESIVAS EN LAS TENSIONES RESIDUALES	285
6.4 CONCLUSIONES DEL CAPÍTULO	292
Capítulo 7: Modelización Numérica 3D.....	295
7.1 MODELO 3D CON GEOMETRÍA REPRESENTATIVA.....	297
7.2 MODELO 3D CON GEOMETRÍA SIMPLIFICADA	302
7.3 MODELO 3D CON PASADAS SUCESIVAS	308
7.4 CONCLUSIONES DEL CAPÍTULO	314
Capítulo 8: Conclusiones y Trabajos Futuros.....	317
8.1 CONCLUSIONES GENERALES DE LA TESIS	317
8.2 LÍNEAS DE TRABAJO FUTURO	321
8.3 PUBLICACIONES EN CONGRESOS Y REVISTAS.....	324
REFERENCIAS.....	327

ÍNDICE DE TABLAS

CAPÍTULO 2

<i>Tabla 2.1 Datos y características de los tubos mecanizados durante el ensayo.....</i>	<i>67</i>
<i>Tabla 2.2 Datos y características del metal duro.....</i>	<i>68</i>
<i>Tabla 2.3 Codificación de las herramientas.....</i>	<i>76</i>
<i>Tabla 2.4 Parámetros de corte empleados durante los ensayos.....</i>	<i>77</i>
<i>Tabla 2.5 Incertidumbre de medida de la Fuerza de corte (Fc).....</i>	<i>88</i>
<i>Tabla 2.6 Incertidumbre de medida de la Fuerza de avance (Fa).....</i>	<i>88</i>
<i>Tabla 2.7 Parámetros de corte empleados durante los ensayos.....</i>	<i>90</i>
<i>Tabla 2.8 Datos obtenidos de los ensayos experimentales realizados a velocidad de corte 120 m/min y avance 0,1mm/rev.....</i>	<i>100</i>
<i>Tabla 2.9 Datos obtenidos de los ensayos experimentales realizados a velocidad de cort 120 m/min y avance 0,05 mm/rev.....</i>	<i>101</i>
<i>Tabla 2.10 Datos obtenidos de los ensayos experimentales realizados a velocidad de corte 240 m/min y avance 0,1 mm/rev.....</i>	<i>101</i>
<i>Tabla 2.11 Datos obtenidos de los ensayos experimentales realizados a velocidad de corte 240 m/min y avance 0,05 mm/rev.....</i>	<i>102</i>
<i>Tabla 2.12 Parámetros relacionados con el análisis de difracción de rayos X.....</i>	<i>105</i>
<i>Tabla 2.13 Descripción de probetas tensiones residuales.....</i>	<i>107</i>
<i>Tabla 2.14 Tensiones residuales en la superficie de las probetas.....</i>	<i>108</i>
<i>Tabla 2.15 Tensiones residuales en profundidad inducidas por herramienta sin desgaste Vc = 120 m/min y a= 0,1 mm/rev.....</i>	<i>114</i>
<i>Tabla 2.16 Tensiones residuales en profundidad inducidas por herramienta con desgaste de redondeo de arista 0,08 mm, Vc = 120 m/min y a= 0,1 mm/rev.....</i>	<i>114</i>

CAPÍTULO 3

<i>Tabla 3.1 Propiedades del Carburo de Wolframio (Umbrello et al, 2007).....</i>	<i>127</i>
<i>Tabla 3.2 Propiedades termomecánicas del AISI 316L (Umbrello et al, 2007).....</i>	<i>128</i>
<i>Tabla 3.3 Efecto del fenómeno de acomodación de filo en las fuerzas.....</i>	<i>142</i>
<i>Tabla 3.4 Tabla de la media de errores en porcentaje (%) de la fuerza de corte (Fc) con las leyes de contacto estudiadas.....</i>	<i>154</i>
<i>Tabla 3.5 Tabla de la media de errores en porcentaje (%) de la fuerza de avance (Fa) con las leyes de contacto estudiadas.....</i>	<i>154</i>
<i>Tabla 3.6 Resumen de los datos obtenidos de las simulaciones realizados: A velocidad de corte 120 m/min y avance 0,1 mm/rev.....</i>	<i>171</i>
<i>Tabla 3.7 Resumen de los datos obtenidos de las simulaciones realizados: A velocidad de corte 120 m/min y avance 0,05 mm/rev.....</i>	<i>172</i>
<i>Tabla 3.8 Resumen de los datos obtenidos de las simulaciones realizados: A velocidad de corte 240 m/min y avance 0,1 mm/rev.....</i>	<i>172</i>
<i>Tabla 3.9 Resumen de los datos obtenidos de las simulaciones realizados: A velocidad de corte 240 m/min y avance 0,05 mm/rev.....</i>	<i>173</i>
<i>Tabla 3.10 Tensiones residuales en la superficie obtenidas numéricamente.....</i>	<i>177</i>
<i>Tabla 3.11 Tensiones residuales en profundidad inducidas por herramienta sin desgaste Vc = 120 m/min y a= 0,1 mm/rev.....</i>	<i>181</i>
<i>Tabla 3.12 Tensiones residuales en profundidad inducidas por herramienta con desgaste de redondeo de arista 0,08 mm, Vc = 120 m/min y a= 0,1 mm/rev.....</i>	<i>181</i>

CAPÍTULO 4

<i>Tabla 4.1 Errores medios de fuerza obtenidos con la herramienta sin desgaste</i>	187
<i>Tabla 4.2 Errores medios de fuerza obtenidos con la herramienta con flanco 0,4 mm</i>	189
<i>Tabla 4.3 Errores medios de fuerza obtenidos con la herramienta con flanco 0,8 mm</i>	190
<i>Tabla 4.4 Errores medios de fuerza obtenidos con la herramienta con cráter 0,04 mm</i>	192
<i>Tabla 4.5 Errores medios de fuerza obtenidos con la herramienta con cráter 0,08 mm</i>	193
<i>Tabla 4.6 Errores medios de fuerza obtenidos con la herramienta con radio 0,05 mm</i>	195
<i>Tabla 4.7 Errores medios de fuerza obtenidos con la herramienta con radio 0,08 mm</i>	196
<i>Tabla 4.8 Errores medios de fuerza obtenidos con la herramienta con radio de recrecimiento de filo 0,2 mm</i>	197
<i>Tabla 4.9 Errores medios de fuerza obtenidos con la herramienta con radio de recrecimiento de filo 0,5 mm</i>	199
<i>Tabla 4.10 Errores medios de fuerza obtenidos con la herramienta con chaflán 0,075</i>	200
<i>Tabla 4.11 Errores medios de fuerza obtenidos con la herramienta con chaflán 0,15</i>	201
<i>Tabla 4.12 Errores medios de fuerza obtenidos con la herramienta redondeo-flanco máximo</i>	203
<i>Tabla 4.13 Errores medios de fuerza obtenidos con la herramienta chaflán-flanco máximo</i>	204
<i>Tabla 4.14 Resumen de los errores medios obtenidos con las 4 condiciones de corte y todas las geometrías de herramientas estudiadas</i>	205
<i>Tabla 4.15 Tensiones Residuales Superficiales: resultados experimentales y numéricos</i>	209

CAPÍTULO 5

<i>Tabla 5.1 Resultados de espesor de viruta y ángulo de cizalladura para la herramienta sin desgaste y 4 condiciones de corte</i>	217
<i>Tabla 5.2 Resultados de espesor de viruta y ángulo de cizalladura para las herramientas con niveles de desgaste máximos, $V_c=120$ m/min; $a=0,1$ mm/rev</i>	217
<i>Tabla 5.3 Longitud de contacto en zona de desprendimiento, con la herramienta sin desgaste y 4 condiciones de corte</i>	220
<i>Tabla 5.4 Longitud de contacto en la zona de desprendimiento, con los niveles máximos de desgaste estudiados ($V_c=120$ m/min, $a=0,1$ mm/rev)</i>	221
<i>Tabla 5.5 Temperaturas máximas obtenidas con los modelos con herramienta sin desgaste</i>	227
<i>Tabla 5.6 Valores de la velocidad media de la viruta y de la velocidad máxima de deslizamiento correspondientes a la herramienta sin desgaste</i>	246
<i>Tabla 5.7 Cálculo de la velocidad de la viruta, para los niveles de desgaste máximo</i>	247
<i>Tabla 5.8 Altura del punto de estancamiento del material en relación con el redondeo de arista</i>	262
<i>Tabla 5.9 Altura del punto de estancamiento del material en relación con el chaflán</i>	264
<i>Tabla 5.10 Altura del punto de estancamiento del material en relación con el recrecimiento de filo</i>	264

CAPÍTULO 6

<i>Tabla 6. 1 Efecto de endurecimiento de la pieza en las fuerzas</i>	280
---	-----

ÍNDICE DE FIGURAS
CAPÍTULO 1

<i>Figura 1.1 Evolución de mecanismos de desgaste de herramienta (Poulachon et al, 2001)</i>	2
<i>Figura 1.2 Modelo numérico de FEM con diferentes geometrías de desgaste de herramienta</i>	4
<i>Figura 1.3 Modelo numérico de pasadas sucesivas</i>	6
<i>Figura 1.4 Modelo numérico 3D de corte ortogonal (sin limitación en desplazamiento lateral)</i>	7
<i>Figura 1.5 Geometría de la herramienta</i>	14
<i>Figura 1.6 Tipos de virutas (Trent y Whright, 2000): (a) viruta continua, (b) segmentada y (3)discontinua</i>	15
<i>Figura 1.7 Diagrama de corte e imagen FEM de la velocidad de deformación-zona de cizalladura</i>	16
<i>Figura 1.8 Zonas del proceso de corte</i>	17
<i>Figura 1.9 (a) Diagrama que muestra el funcionamiento de los ensayos de quick-stop y (b) fotografía de un ensayo quick-stop (Trent y Wright, 2000)</i>	19
<i>Figura 1.10 Ley de Zorev (Wallace et al, 1964)</i>	20
<i>Figura 1.11 Componentes de fuerza de corte</i>	21
<i>Figura 1.12 Comparación de propiedades de los materiales de herramientas de corte</i>	23
<i>Figura 1.13 Mecanismos de desgaste: (a) 1) abrasión, 2) difusión, 3) oxidación, 4) fatiga y 5) adhesión (Sandvik, 1997) y (b) Mecanismos de desgaste de herramienta en función T(°C)</i>	25
<i>Figura 1.14 Clasificación de los tipos de desgaste de herramienta (Sandvik, 1997)</i>	26
<i>Figura 1.15 Aceros inoxidable</i>	27
<i>Figura 1.16 Relación del AISI 304 con los demás aceros inoxidable</i>	32
<i>Figura 1.17 Distribución de temperatura obtenida mediante FEM</i>	33
<i>Figura 1.18 Modelización en 2D del corte ortogonal en DEFORM2D</i>	34
<i>Figura 1.19 Ensayo de quick-stop en acero inox. AISI 316L a 30 m/min (Wallen et al, 1988)</i>	35
<i>Figura 1.20 Mallado de pieza y herramienta</i>	36
<i>Figura 1.21 Definición de zonas de adhesión y deslizamiento en la interfase viruta-herramienta</i>	37
<i>Figura 1.22 (a) Curva de Desgaste –Temperatura (Usui et al, 1984) (b) Curva de Desgaste de flanco en función del tiempo</i>	42
<i>Figura 1.23 (a) Flanco generado artificialmente (Sata, 1958) (b) Evolución del desgaste de flanco en función del tiempo (Sandvik, 2007)</i>	44
<i>Figura 1.1 Sistemas de medida de fuerzas de mecanizado: Mesa dinamométrica (izq.) y Galgas extensométricas (der.)</i>	46
<i>Figura 1.2 Desgastes de flanco, mella y cráter en herramientas de mecanizado</i>	48
<i>Figura 1.26 Ejemplo de modelización en 3D: (a) mallado de la pieza y (b) distribución de temperatura obtenido tras la simulación</i>	55
<i>Figura 1.27 Definición de zonas principales y de transición presentes durante el mecanizado (Fang, 2003)</i>	60
<i>Figura 1.28 Capa (izq.) y zona de estancamiento (der.); ensayos quick-stop con AISI 316L (Jacobson y Wallén, 1988)</i>	61

CAPÍTULO 2

<i>Figura 2.1 Torno de control numérico Pinacho CNC mod. Smart-turn 6/165</i>	66
<i>Figura 2.2 Barras con las plaquitas ya extraídas</i>	69
<i>Figura 2.3 Plaquita cuya geometría de filo fue obtenida por electroerosión de hilo</i>	69
<i>Figura 2.4 Dimensiones generales de las plaquitas obtenidas por electroerosión</i>	70
<i>Figura 2.5 Geometría de los fillos de las plaquitas correspondientes a herramienta sin desgaste</i>	71
<i>Figura 2.6 Geometría de los fillos de las plaquitas correspondientes a herramienta con desgaste de flanco</i>	72
<i>Figura 2.7 Geometría de los fillos de las plaquitas correspondientes a herramienta con desgaste de cráter</i>	72
<i>Figura 2.8 Geometría de los fillos de las plaquitas correspondientes a herramienta con radio de arista</i>	73
<i>Figura 2.9 Geometría de los fillos de las plaquitas correspondientes a herramienta con recrecimiento de filo</i>	74
<i>Figura 2.10 Geometría de los fillos de las plaquitas correspondientes a herramienta con chaflán</i>	75
<i>Figura 2.11 Geometría de los fillos de las plaquitas correspondientes a herramienta con 2 tipos de desgaste mixto</i>	75
<i>Figura 2.12 Portaherramientas y disposición del sistema de refrigeración</i>	77
<i>Figura 2.13 Portaherramientas y tubo mecanizado</i>	78
<i>Figura 2.14 Portaherramientas y disposición de galgas extensométricas</i>	79
<i>Figura 2.15 Determinación de fuerzas mediante galgas extensométricas</i>	80
<i>Figura 2.16 Amplificador/filtro de señal</i>	81
<i>Figura 2.17 Tarjeta de adquisición de datos</i>	81
<i>Figura 2.18 Panel principal del programa de adquisición de datos quickData</i>	82
<i>Figura 2.19 Útil de calibración: calibración de fuerza de corte: Vista general (izq.) y detalle de la zona de aplicación de fuerzas sobre la herramienta (der.)</i>	83
<i>Figura 2.20 Componentes de fuerza vs tensión</i>	84
<i>Figura 2.21 Evolución de F_c y F_a con herramientas sin desgaste y 2 niveles de desgaste de flanco</i>	91
<i>Figura 2.22 Evolución de F_a/F_c con herramientas sin desgaste y 2 niveles de desgaste de flanco</i>	92
<i>Figura 2.23 Evolución de F_c y F_a con herramientas sin desgaste y 2 niveles de desgaste de cráter</i>	92
<i>Figura 2.24 Evolución de F_a/F_c con herramientas sin desgaste y 2 niveles de desgaste de cráter</i>	93
<i>Figura 2.25 Evolución de F_c y F_a con herramientas sin desgaste y 2 niveles de radio de arista</i>	93
<i>Figura 2.26 Evolución de F_a/F_c con herramientas sin desgaste y 2 niveles de radio de arista</i>	94
<i>Figura 2.27 Evolución de F_c y F_a con herramientas sin desgaste y 2 niveles de recrecimiento de filo</i>	95
<i>Figura 2.28 Evolución de F_a/F_c con herramientas sin desgaste y 2 niveles de recrecimiento de filo</i>	96
<i>Figura 2.29 Evolución de F_c y F_a con herramientas sin desgaste y 2 longitudes de chaflán</i>	96
<i>Figura 2.30 Evolución de F_a/F_c con herramientas sin desgaste y 2 longitudes de chaflán</i>	97
<i>Figura 2.31 Evolución de F_c y F_a, con herramientas sin desgaste, flanco máximo y flanco-redondeo máximo</i>	98
<i>Figura 2.32 Evolución F_c y F_a con herramientas sin desgaste,</i>	

<i>flanco máximo y flanco- chaflán máximo</i>	99
<i>Figura 2.33 Evolución de Fa/Fc con el desgaste mixto: (izq.) Flanco-radio de filo; (der.) Flanco-chaflán máximo</i>	100
<i>Figura 2.34 Posición de la probeta respecto al difractorómetro. Punto de medición</i>	105
<i>Figura 2.35 Probetas para la medición de tensiones residuales</i>	106
<i>Figura 2.36 Evolución de TRZ y TRX experimentales con herramientas sin desgaste y las 4 condiciones de corte estudiadas</i>	109
<i>Figura 2.37 Evolución de TRZ y TRX con herramientas sin desgaste y 2 niveles de flanco</i>	110
<i>Figura 2.38 Evolución de TRZ y TRX con herramientas sin desgaste y 2 radios de arista</i>	110
<i>Figura 2.39 Evolución de TRZ y TRX con herramientas sin desgaste y 2 niveles de cráter</i>	111
<i>Figura 2.40 Evolución de TRZ y TRX con herramientas sin desgaste y 2 niveles de recrecimiento de filo</i>	112
<i>Figura 2.41 Perfiles de tensiones residuales en profundidad para herramientas sin desgaste y de radio 0,08 m</i>	113

CAPÍTULO 3

<i>Figura 3.1 Ventana de general de DEFORM2D</i>	122
<i>Figura 3.2 Ventana de controles de la simulación principal</i>	123
<i>Figura 3.3 Ventana de controles de la simulación: datos relativos a los pasos de la simulación</i>	123
<i>Figura 3.4 Mallado de pieza modificado en el preprocesado de DEFORM2D</i>	124
<i>Figura 3.5 Variables que se obtienen en DEFORM2D tras la simulación</i>	125
<i>Figura 3.6 Geometría de la pieza</i>	126
<i>Figura 3.7 Geometría de herramienta sin desgaste</i>	127
<i>Figura 3.8 Definición del módulo de Young (MPa) en función de la temperatura (°C)</i>	129
<i>Figura 3.9 Definición de la expansión térmica (mm/mm°C) en función de la temperatura (°C)</i>	129
<i>Figura 3.10 Definición de la conductividad térmica (N/s/°C) en función de la temperatura (°C)</i>	130
<i>Figura 3.11 Definición del calor específico (N/mm²/°C): en función de la temperatura (°C)</i>	130
<i>Figura 3.12 Gráfica tensión-deformación para la velocidad de deformación de 1000 s⁻¹</i>	132
<i>Figura 3.13 Gráfica tensión-deformación para la temperatura de 500 °C</i>	133
<i>Figura 3.14 Posición de las ventanas de mallado en la pieza</i>	135
<i>Figura 3.15 Posición de las ventanas de mallado en la herramienta</i>	136
<i>Figura 3.16 Detalle de la malla de la herramienta sin desgaste con elementos de 5 µm en la zona de contacto</i>	136
<i>Figura 3.17 Condiciones de movimiento impuestas en la herramienta</i>	137
<i>Figura 3.18 Condiciones de contorno de la pieza</i>	138
<i>Figura 3.19 Condiciones de movimiento de ventanas de mallado</i>	138
<i>Figura 3.20 Herramienta sin desgaste con flanco de acomodación de filo</i>	142
<i>Figura 3.21 Fuerzas experimentales y numéricas con la herramienta sin desgaste, con y sin flanco de acomodación de filo</i>	143
<i>Figura 3.22 Ventanas de fricción para herramienta sin desgaste</i>	147
<i>Figura 3.23 Distribución de tensiones en la superficie de desprendimiento (Buryta et al,1994)</i>	148
<i>Figura 3.24 Valores de μ y m ambos variables con la presión, en zona viruta-herramienta</i>	148
<i>Figura 3.25 Valores m variables con la presión en interfase viruta-herramienta</i>	150
<i>Figura 3.26 Coeficiente de fricción equivalente</i>	151
<i>Figura 3.27 Fuerzas obtenidas con diferentes leyes de fricción y</i>	

<i>herramienta sin desgaste</i>	153
<i>Figura 3. 28 Herramientas con 2 niveles de desgaste de flanco</i>	156
<i>Figura 3.29 Herramientas con 2 niveles de desgaste de cráter</i>	156
<i>Figura 3.30 Herramientas con 2 niveles de radio de arista</i>	157
<i>Figura 3.31 Herramientas con 2 niveles de recrecimiento de filo</i>	157
<i>Figura 3.32 Geometrías de herramienta con 2 longitudes de chaflán</i>	158
<i>Figura 3.33 Geometría de la herramienta 09HRe8F8 y 20HFFG</i>	158
<i>Figura 3.34 Ventanas de mallado para la herramienta con desgaste de flanco de 0,8 mm</i>	159
<i>Figura 3.35 Malla de herramientas (a) sin desgaste y (b) con desgaste de flanco de 0,8 mm</i>	159
<i>Figura 3.36 Malla de herramientas desgastadas: (a)cráter, (b)redondeo, (c)recrecimiento, (d)chaflán, (e)flanco-radio y (f) flanco-chaflán</i>	160
<i>Figura 3.37 Ventanas de fricción para herramienta con flanco de 0,8 mm</i>	161
<i>Figura 3.38 Ventanas de fricción para las herramientas con (a) cráter 0,08 mm de profundidad y (b) radio de 0,08 mm</i>	161
<i>Figura 3.39 Ventanas de fricción para las herramientas con (a) recrecimiento filo 0,05 mm y (b) chaflán de 0,15 mm de longitud</i>	162
<i>Figura 3.40 Ventanas de fricción para las herramientas mixtas con (a) flanco-radio máx. y (b) flanco-chaflán máx</i>	162
<i>Figura 3.41 Evolución de Fc y Fa con herramientas sin desgaste y 2 niveles de desgaste de flanco</i>	163
<i>Figura 3.42 Evolución de Fa/Fc con herramientas sin desgaste y 2 niveles desgaste de flanco</i>	164
<i>Figura 3.43 Evolución de Fc y Fa con herramientas sin desgaste y 2 niveles de desgaste de cráter</i>	164
<i>Figura 3.44 Evolución de Fa/Fc con herramientas sin desgaste y 2 niveles desgaste de cráter</i>	165
<i>Figura 3.45 Evolución de Fc y Fa con herramientas sin desgaste y 2 niveles de radio de arista</i>	165
<i>Figura 3.46 Evolución de Fa/Fc con herramientas sin desgaste y 2 niveles de radio de arista</i>	166
<i>Figura 3.47 Evolución de Fc y Fa con herramientas sin desgaste y 2 niveles de recrecimiento de filo</i>	166
<i>Figura 3.48 Evolución de Fa/Fc con herramientas sin desgaste y 2 niveles de recrecimiento de filo</i>	167
<i>Figura 3.49 Evolución de Fc y Fa con herramientas sin desgaste y 2 longitudes de chaflán</i>	167
<i>Figura 3.50 Evolución de Fa/Fc con herramientas sin desgaste y 2 longitudes de chaflán</i>	168
<i>Figura 3.51 Evolución de Fc y Fa, con herramientas sin desgaste flanco máximo y flanco-redondeo máximo</i>	169
<i>Figura 3.52 Evolución Fc y Fa con herramientas sin desgaste, flanco máximo y flanco- chaflán máximo</i>	170
<i>Figura 3.53 Evolución de Fa/Fc con el desgaste mixto: (izq.) Flanco-radio de filo; (der.) Flanco-chaflán máximo</i>	171
<i>Figura 3.54 Tensiones residuales superficiales y en profundidad en la dirección del movimiento de corte (x) y en la dirección radial (z), herramienta sin desgaste</i>	176
<i>Figura 3.55 Evolución de TRZ y TRX numéricas con herramientas sin desgaste para las 4 condiciones de corte estudiadas</i>	177
<i>Figura 3.56 Evolución de TRZ y TRX numéricas con herramientas sin desgaste y 2 niveles de flanco</i>	178

<i>Figura 3.57 Evolución de TRZ y TRX numéricas con herramientas sin desgaste y 2 radios de arista</i>	<i>179</i>
<i>Figura 3.58 Evolución de TRZ y TRX numéricas con herramientas sin desgaste y 2 niveles de cráter</i>	<i>180</i>
<i>Figura 3.59 Evolución de TRZ y TRX numéricas con herramientas sin desgaste y 2 niveles de recrecimiento de filo</i>	<i>180</i>
<i>Figura 3.60 Perfiles de tensiones residuales en profundidad para herramientas sin desgaste y de radio 0,08 mm.....</i>	<i>182</i>

CAPÍTULO 4

<i>Figura 4.1 Resultados de fuerzas experimentales y numéricas obtenidas con herramienta sin desgaste y las 4 condiciones de corte estudiadas.....</i>	<i>187</i>
<i>Figura 4.2 Resultados de Fa/Fc experimentales y numéricas obtenidas con herramienta sin desgaste y las 4 condiciones de corte estudiadas.....</i>	<i>187</i>
<i>Figura 4.3 Resultados de fuerzas experimentales y numéricas obtenidas con herramienta con desgaste de flanco 0,4 mm y las 4 condiciones de corte estudiadas</i>	<i>188</i>
<i>Figura 4.4 Resultados de Fa/Fc experimentales y numéricas obtenidas con herramienta con desgaste de flanco 0,4 mm y las 4 condiciones de corte estudiadas</i>	<i>189</i>
<i>Figura 4.5 Resultados de fuerzas experimentales y numéricas obtenidas con herramienta con desgaste de flanco 0,8 mm y las 4 condiciones de corte estudiadas</i>	<i>189</i>
<i>Figura 4.6 Resultados de Fa/Fc experimentales y numéricas obtenidas con herramienta con desgaste de flanco 0,8 mm y las 4 condiciones de corte estudiadas</i>	<i>190</i>
<i>Figura 4.7 Resultados de fuerzas experimentales y numéricas obtenidas con herramienta con desgaste de cráter de 0,04 mm y las 4 condiciones de corte estudiadas</i>	<i>191</i>
<i>Figura 4.8 Resultados de Fa/Fc experimentales y numéricas obtenidas con herramienta con desgaste de cráter de 0,04 mm y las 4 condiciones de corte estudiadas</i>	<i>192</i>
<i>Figura 4.9 Resultados de fuerzas experimentales y numéricas obtenidas con herramienta con desgaste de cráter de 0,08 mm y las 4 condiciones de corte estudiadas</i>	<i>193</i>
<i>Figura 4.10 Resultados de Fa/Fc experimentales y numéricas obtenidas con herramienta con desgaste de cráter con 0,08 mm y las 4 condiciones de corte estudiadas</i>	<i>193</i>
<i>Figura 4.11 Resultados de fuerzas experimentales y numéricas obtenidas con herramienta con radio de arista 0,05 mm y las 4 condiciones de corte estudiadas.....</i>	<i>194</i>
<i>Figura 4.12 Resultados de Fa/Fc experimentales y numéricas obtenidas con herramienta con radio de arista de 0,05 mm y las 4 condiciones de corte estudiadas.....</i>	<i>194</i>
<i>Figura 4.13 Resultados de fuerzas experimentales y numéricas obtenidas con herramienta con radio de arista de 0,08 mm y las 4 condiciones de corte estudiadas.....</i>	<i>195</i>
<i>Figura 4.14 Resultados de Fa/Fc experimentales y numéricas obtenidas con herramienta con radio de arista de 0,08 mm y las 4 condiciones de corte estudiadas.....</i>	<i>196</i>
<i>Figura 4.15 Resultados de fuerzas experimentales y numéricas obtenidas con herramienta con recrecimiento de filo 0,2 mm y las 4 condiciones de corte estudiadas</i>	<i>197</i>
<i>Figura 4.16 Resultados de Fa/Fc experimentales y numéricas obtenidas con herramienta con recrecimiento de filo 0,2 mm y las 4 condiciones de corte estudiadas</i>	<i>197</i>
<i>Figura 4.17 Resultados de fuerzas experimentales y numéricas obtenidas con herramienta con recrecimiento de filo 0,5 mm y las 4 condiciones de corte estudiadas</i>	<i>198</i>
<i>Figura 4.18 Resultados de Fa/Fc experimentales y numéricas obtenidas con herramienta con recrecimiento de filo 0,5 mm y las 4 condiciones de corte estudiadas</i>	<i>198</i>
<i>Figura 4.19 Resultados de fuerzas experimentales y numéricas obtenidas con herramienta con chaflán 0,075 mm y las 4 condiciones de corte estudiadas.....</i>	<i>200</i>
<i>Figura 4.20 Resultados de Fa/Fc experimentales y numéricas obtenidas con herramienta con chaflán 0,075 mm y las 4 condiciones de corte estudiadas.....</i>	<i>200</i>
<i>Figura 4.21 Resultados de fuerzas experimentales y numéricas obtenidas</i>	

<i>con herramienta con chaflán 0,15 mm y las 4 condiciones de corte estudiadas</i>	201
<i>Figura 4.22 Resultados de Fa/Fc experimentales y numéricas obtenidas con herramienta con chaflán 0,15 mm y las 4 condiciones de corte estudiadas</i>	201
<i>Figura 4.23 Resultados de fuerzas experimentales y numéricas obtenidas con herramienta con desgaste redondeo-flanco máximo y las 4 condiciones de corte estudiadas</i>	202
<i>Figura 4.24 Resultados de Fa/Fc experimentales y numéricas obtenidas con herramienta con desgaste redondeo-chaflán máximo y las 4 condiciones de corte estudiadas</i>	202
<i>Figura 4.25 Resultados de fuerzas experimentales y numéricas obtenidas con herramienta con desgaste chaflán- flanco máximo y las 4 condiciones de corte estudiadas</i>	203
<i>Figura 4.26 Resultados de Fa/Fc experimentales y numéricas obtenidas con herramienta con chaflán- flanco máximo y las 4 condiciones de corte estudiadas</i>	204
<i>Figura 4.27 Resultados de tensiones residuales superficiales, en la dirección radial (TRZ) y circunferencial (TRX) para la herramienta sin desgaste y 4 condiciones de corte</i>	206
<i>Figura 4.28 Resultados de tensiones residuales superficiales, en la dirección radial (TRZ) y circunferencial (TRX) para las herramientas con desgaste de flanco</i>	207
<i>Figura 4.29 Resultados de tensiones residuales superficiales, en la dirección radial (TRZ) y circunferencial (TRX) para las herramientas con redondeo</i>	207
<i>Figura 4.30 Resultados de tensiones residuales superficiales, en la dirección radial (TRZ) y circunferencial (TRX) para las herramientas con cráter</i>	208
<i>Figura 4.31 Resultados de tensiones residuales superficiales, en la dirección radial (TRZ) y circunferencial (TRX) para las herramientas con recrecimiento de filo</i>	208
<i>Figura 4.32 Tensiones residuales circunferenciales experimentales y numéricas</i>	210
<i>Figura 4.33 Tensiones residuales radiales experimentales y numéricas</i>	211
<i>Figura 4.34 Tensiones residuales circunferenciales experimentales y numéricas para herramienta con radio de arista 0,08 mm</i>	212
<i>Figura 4.35 Tensiones residuales radiales experimentales y numéricas para herramienta con radio de arista 0,08 mm</i>	212

CAPÍTULO 5

<i>Figura 5.1 Radio de curvatura de la viruta con herramienta sin desgaste y radio 0,08 mm ($V_c=120$ m/min, $a=0$, m/rev)</i>	218
<i>Figura 5.2 Radio de curvatura de la viruta con herramientas con niveles máximos de (a)chaflán, (b)recrecimiento de filo, (c)cráter y (d)flanco, ($V_c=120$ m/min, $a=0,1$ mm/rev)</i>	219
<i>Figura 5.3 Evolución de la temperatura en la herramienta sin desgaste (izq.), viruta y superficie mecanizada (der.).....</i>	222
<i>Figura 5.4 Evolución de la temperatura en la herramienta sin desgaste, en desprendimiento (izq.) y en incidencia (der.), para material elastoplástico y plástico</i>	223
<i>Figura 5.5 Evolución de la temperatura en la pieza mecanizada con herramienta sin desgaste, en la viruta (izq.) y en la superficie mecanizada (der.), para material elastoplástico y plástico</i>	224
<i>Figura 5.6 Distribución de temperatura en la pieza y en la herramienta al cabo de 0,001s de mecanizado (izq.) y en el estado estacionario(der.), herramienta sin desgaste. Temperatura inicial de la herramienta 20°C ($V_c=120$ m/min, $a=0,1$ mm/rev)</i>	225
<i>Figura 5.1 Distribución de temperatura en la pieza y en la herramienta al cabo de 0,001s de mecanizado (izq.) y en el estado estacionario(der.), herramienta sin desgaste. Temperatura inicial de la herramienta 200°C ($V_c=120$ m/min, $a=0,1$ mm/rev)</i>	225
<i>Figura 5.2 Distribución de temperatura obtenida con la herramienta sin desgaste</i>	228
<i>Figura 5.3 Distribución de temperatura: herramientas con desgaste de flanco</i>	229
<i>Figura 5.4 Temperatura máxima en viruta, herramienta sin desgaste,</i>	

<i>flancos de 0,4 y 0,8 mm</i>	230
<i>Figura 5.5 Temperatura en la superficie mecanizada después de 0,5 ms: herramienta sin desgaste y flancos de 0,4 y 0,8 mm ($V_c=120$ m/min, $a=0,1$ mm/rev)</i>	230
<i>Figura 5.6 Temperatura durante el corte: herramienta sin desgaste y flancos de 0,4 y 0,8 mm ($V_c=120$ m/min, $a=0,1$ mm/rev)</i>	231
<i>Figura 5.7 Temperatura máxima obtenida en herramienta con desgaste de flanco</i>	231
<i>Figura 5.8 Distribución de temperatura: herramientas con desgaste de cráter</i>	233
<i>Figura 5.9 Temperatura en la viruta y en la superficie mecanizada (después de 0,5 ms) para la herramienta sin desgaste y 2 niveles de desgaste de cráter</i>	234
<i>Figura 5.10 Temperatura durante el corte: sin desgaste y dos niveles de desgaste de cráter ($V_c=120$ m/min, $a=0,1$ mm/rev)</i>	234
<i>Figura 5.11 Temperatura máxima obtenida en las herramientas con desgaste de cráter</i>	235
<i>Figura 5.12 Distribución de temperatura: herramientas con redondeo de arista</i>	235
<i>Figura 5.13 Temperatura en viruta y superficie mecanizada, herramientas con 3 niveles de redondeo de arista</i>	236
<i>Figura 5.14 Temperatura durante el corte: herramientas con 3 niveles de redondeo de arista ($V_c=120$ m/min, $a=0,1$ mm/rev)</i>	237
<i>Figura 5.15 Temperatura máxima obtenida en las herramientas con redondeo de arista</i>	237
<i>Figura 5.22 Distribución de temperatura: herramientas con recrecimiento de filo</i>	238
<i>Figura 5.23 Temperatura en la viruta y en la superficie mecanizada después de 0,5 ms para la herramienta sin desgaste y 2 niveles de recrecimiento de filo</i>	239
<i>Figura 5.24 Temperatura durante el corte: herramienta sin desgaste y dos niveles recrecimiento de filo ($V_c=120$ m/min, $a=0,1$ mm/rev)</i>	239
<i>Figura 5.25 Temperatura máxima obtenida en las herramientas con recrecimiento de filo</i>	240
<i>Figura 5.26 Distribución de temperatura: herramientas con chaflán</i>	241
<i>Figura 5.27 Temperatura en viruta y superficie mecanizada (después de 0,5 ms), herramienta sin desgaste y 2 niveles de chaflán</i>	242
<i>Figura 5.28 Temperatura durante el corte: herramienta sin desgaste y con 2 niveles de chaflán ($V_c=120$ m/min, $a=0,1$ mm/rev)</i>	242
<i>Figura 5.29 Temperatura máxima obtenida en las herramientas con chaflán</i>	243
<i>Figura 5.30 Diagrama de corte con la velocidad de deslizamiento de viruta</i>	244
<i>Figura 5.31 Velocidad total para casos de herramienta sin desgaste</i>	244
<i>Figura 5.32 Velocidad total para herramientas con desgaste máximo $V_c=120, a=0,1$</i>	245
<i>Figura 5.33 Velocidad en las zonas de contacto con herramienta redondeo 0,08 mm, ($V_c=120$ m/min, $a=0,1$ mm/rev)</i>	248
<i>Figura 5.34 Tensión, deformación y velocidad de deformación herramienta sin desgaste ($V_c=120$ m/min, $a=0,1$ mm/rev)</i>	249
<i>Figura 5.35 Tensión, deformación y velocidad de deformación herramienta con flanco 0,8 mm ($V_c=120$ m/min, $a=0,1$ mm/rev)</i>	250
<i>Figura 5.36 Tensión, deformación y velocidad de deformación herramienta con radio 0,08 mm ($V_c=120$ m/min, $a=0,1$ mm/rev)</i>	251
<i>Figura 5.37 Tensión, deformación y velocidad de deformación herramienta con cráter 0,08 mm ($V_c=120$ m/min, $a=0,1$ mm/rev)</i>	252
<i>Figura 5.38 Tensión, deformación y velocidad de deformación herramienta con recrecimiento de filo 0,5 mm ($V_c=120$ m/min, $a=0,1$ mm/rev)</i>	253
<i>Figura 5.39 Tensión, deformación y velocidad de deformación herramienta con chaflán 0,15 mm ($V_c=120$ m/min, $a=0,1$ mm/rev)</i>	254
<i>Figura 5.40 Distribución de presión, para herramienta sin desgaste y con flanco de 0,4 mm ($V_c=120$ m/min, $a=0,1$ mm/rev)</i>	255
<i>Figura 5.41 Incrementos en el modelo numérico de F_a y F_c totales y de F_a y F_c correspondientes a la presión normal sobre la zona de flanco ($V_c=120$ m/min, $a=0,1$ mm/rev)</i>	256
<i>Figura 5.42 Presión normal desde el punto del filo correspondiente a altura 0,02 mm,</i>	

<i>hasta el punto de pérdida de contacto superficie mecanizada-herramienta: herramientas sin desgaste y con los 2 niveles de redondeo de filo, recrecimiento y chaflán, (Vc=120 m/min, a=0,1 mm/rev)</i>	257
<i>Figura 5.43 Distribución de presión normal, para la herramientas con un solo tipo de desgaste (Vc=120 m/min, a=0,1 mm/rev).....</i>	258
<i>Figura 5.44 Vectores de velocidad total (izq.) y vértice de la zona con Vc<2% (der.) (Vc=120 m/min, a=0,1 mm/rev)</i>	260
<i>Figura 5.45 Medida del desplazamiento del material mecanizado (Vc=120 m/min, a=0,1 mm/rev)</i>	261
<i>Figura 5.46 Zona de estancamiento con herramienta sin desgaste (zona de estancamiento inestable) y con radio de 0,08 mm (Vc=120 m/min, a=0,1 mm/rev)</i>	263
<i>Figura 5.47 Criterio de estancamiento de material (H), chaflán de 0,075 y 0,15 mm (Vc=120 m/min, a=0,1 mm/rev)</i>	265
<i>Figura 5.48 Criterio de estancamiento de material (H), con radio de recrecimiento de filo 0,2 y 0,5 mm (Vc=120 m/min, a=0,1 mm/rev)</i>	265
<i>Figura 5.49 Diferencia de Fa (%) vs la altura del punto de estancamiento, con radio de filo</i>	266
<i>Figura 5.50 Diferencia de Fa (%) vs la altura del punto de estancamiento, con recrecimiento de filo</i>	267

CAPÍTULO 6

<i>Figura 6.1 Distribución térmica después de la primera pasada para los 3 modelos (herramienta sin desgaste, Vc=120;a=0,1).....</i>	273
<i>Figura 6.2 Distribución térmica después del enfriamiento para los tres mallados analizados (mecanizado con herramienta sin desgaste, Vc=120;a=0,1).....</i>	274
<i>Figura 6.3 Distribución de temperatura obtenida en una tercera pasada y aplicada a una pieza sin mecanizar para la simulación de las pasadas 4ª a 6ª</i>	276
<i>Figura 6.1 Modelo de pasadas sucesivas (mallado homogéneo)</i>	277
<i>Figura 6.5 Efecto de la temperatura de partida de la pieza en las fuerzas, herramienta sin desgaste (Vc=120;a=0,1).....</i>	278
<i>Figura 6.6 Efecto de la temperatura de partida de la pieza en las fuerzas, herramienta con radio 0,08 mm (Vc=120;a=0,1).....</i>	279
<i>Figura 6.7 Efecto de la temperatura de partida de la pieza en las fuerzas, herramienta con flanco 0,8 mm (Vc=120;a=0,1).....</i>	279
<i>Figura 6.8 Efecto de la variación de propiedades mecánicas del material en las fuerzas (Vc=120;a=0,1)</i>	281
<i>Figura 6.9 Temperatura en la pieza correspondiente a 5 pasadas de corte (después del enfriamiento durante 3,6 ms). Temperatura inicial de la pieza 40°C (Vc=120;a=0,1)</i>	282
<i>Figura 6.10 Componentes de fuerza obtenidas a través del análisis del efecto combinado con las pasadas sucesivas (Vc=120;a=0,1).....</i>	283
<i>Figura 6.11 Relación Fa/Fc Exp. y Num. (1, 2 y 3 pasadas), herramienta sin desgaste, avance 0,1 mm/rev</i>	284
<i>Figura 6.12 Relación Fa/Fc Exp. y Num. (1, 2 y 3 pasadas), herramienta sin desgaste, avance 0,05 mm/rev</i>	284
<i>Figura 6.13 Relación Fa/Fc Exp. y Num. (1, 2 y 3 pasadas) herramientas con redondeo de filo, flanco y recrecimiento de filo máximo (Vc=120;a=0,1)</i>	285
<i>Figura 6.14 Tensiones residuales circunf. superf. Exp. y Num. (1, 2, y 3 pasadas), herramienta sin desgaste</i>	286
<i>Figura 6.15 Tensiones residuales circunf. superf. Exp. y Num. (1, 2, y 3 pasadas), herramienta con flanco, redondeo y recrecimiento de filo máximos (Vc=120;a=0,1)</i>	287
<i>Figura 6.16 Tensiones residuales radiales superf. Exp. y Num. herramienta sin</i>	

<i>desgaste de casos analizados</i>	288
<i>Figura 6.17 Tensiones residuales radiales superf. Exp. y Num. herramienta con flanco, redondeo y recrecimiento de filo máximos ($V_c=120; a=0,1$)</i>	289
<i>Figura 6.18 Tensiones residuales circunf. Exp. y Num. (1, 2, y 3 pasadas) en profundidad Herramienta sin desgaste; $V_c=120; a=0,1$</i>	290
<i>Figura 6.19 Tensiones residuales radiales Exp. y Num. (1, 2, y 3 pasadas) en profundidad. Herramienta sin desgaste; $V_c=120; a=0,1$</i>	290
<i>Figura 6. 20 Tensiones residuales circunferenciales y radiales experimentales y numéricas (1, 2 y 3 pasadas); herramienta con redondeo 0,08 mm ($V_c=120; a=0,1$)</i>	291

CAPÍTULO 7

<i>Figura 7.1 Modelo 3D: Corte ortogonal de un tubo AISI 316L con herramienta no desgastada</i>	297
<i>Figura 7.2 Mallado de la herramienta no desgastada y de la zona de corte</i>	298
<i>Figura 7.3 Mallado y distribución de temperatura obtenidas después de 1 pasada, con herramienta no desgastada</i>	300
<i>Figura 7.4 Distribución térmica correspondiente a $\frac{1}{2}$ revolución del tubo mecanizado con herramienta no desgastada</i>	300
<i>Figura 7.5 Mallado inicial y final; distribución térmica obtenida después del enfriamiento</i>	301
<i>Figura 7.6 Geometría de modelo 3D simplificado con herramienta con radio de arista 0,08 mm</i>	302
<i>Figura 7.7 Modelos 3D con consideración de deformación plana (izq.) y efecto de borde (der.)</i>	304
<i>Figura 7.8 Diferencias de fuerza de avance entre los modelos con geometría simplificada</i>	305
<i>Figura 7.9 Distribución térmica de 2ª pasada caso sin limitación de desplazamiento lateral, herramienta flanco 0,8 mm</i>	309
<i>Figura 7.10 Distribución térmica de 2ª pasada caso con limitación de desplazamiento lateral, herramienta flanco 0,8 mm</i>	309
<i>Figura 7.11 Distribución térmica de 2ª pasada, herramienta con radio 0,08 mm, sin limitación (arriba) y con limitación (abajo)</i>	310
<i>Figura 7.12 Efecto de pasadas sucesivas en 3D, herramienta con flanco 0,8 mm</i>	312
<i>Figura 7.13 Efecto de pasadas sucesivas en 3D, herramienta con radio 0,08 mm</i>	313

Capítulo 1: Marco de la Tesis, Objetivos y Estado del Arte

1.1 ÁMBITO DE LA TESIS

Esta Tesis se centra en el análisis termomecánico del efecto del desgaste geométrico de herramienta en el torneado en seco de aceros inoxidable austeníticos. Estos materiales son ampliamente utilizados en aplicaciones de elevada responsabilidad, en sectores como la industria nuclear, química o aeronáutica. La profundización en el conocimiento de estos procesos de mecanizado es de interés para la optimización de los mismos, y para el control de la integridad superficial en los componentes mecanizados. El estudio se ha limitado a los procesos de corte ortogonal para facilitar el análisis y modelización del mecanizado.

Los aceros inoxidable austeníticos presentan una baja maquinabilidad relacionada con una vida de herramienta reducida, que influye en la calidad e integridad superficial de la pieza fabricada. Durante el mecanizado se producen cambios en la microestructura de la superficie de la pieza, debidos a las altas temperaturas, elevado endurecimiento por deformación y la generación de tensiones residuales de tracción elevadas que afectan a la pieza cuando ésta se encuentra en funcionamiento. Estos aspectos deben ser considerados para la selección de los parámetros de corte, material y geometría de herramienta, así como para el establecimiento del criterio de sustitución de herramienta.

Las condiciones de refrigeración empleadas durante el mecanizado también tienen un efecto determinante sobre el desgaste de herramientas y la integridad superficial de la pieza. En ausencia de fluido de corte, los factores que afectan la integridad superficial se acentúan debido a la baja conductividad térmica de los aceros inoxidable

austeníticos. Sin embargo, aspectos como el progresivo endurecimiento de la legislación medioambiental y los costes asociados a los fluidos de corte incentivan el desarrollo de procesos de corte en seco.

El proceso de mecanizado de los aceros inoxidable austeníticos ha sido objeto de numerosos estudios. Los trabajos que se encuentran en la literatura científica en su mayoría incluyen análisis experimental y en otros casos, análisis numérico (Nasr et al, 2007)(Umbrello et al, 2007)(Outeiro et al, 2006(a)). Tras una revisión exhaustiva de dicha bibliografía, han surgido nuevas ideas y líneas de investigación orientadas a profundizar en el conocimiento de las variables principales asociadas al mecanizado de estos aceros, teniendo en cuenta las características especiales que tienen estos materiales.

Por otro lado, numerosos estudios, principalmente experimentales, se han centrado en la evolución del desgaste de la herramienta durante el proceso de mecanizado. A lo largo de la vida de herramienta actúan diferentes mecanismos de desgaste que dependen del material de la pieza y de la herramienta y de las condiciones de corte. En la figura 1.1 se muestran distintos tipos de desgastes geométricos de herramienta.

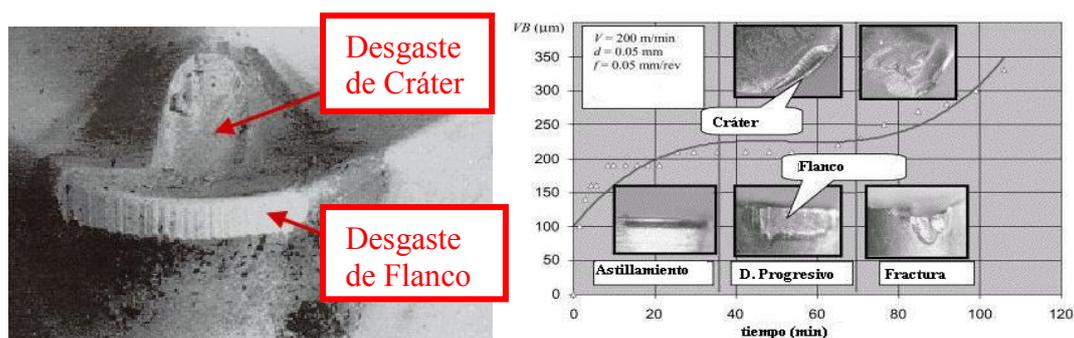


Figura 1.1 Evolución de diferentes tipos de desgaste de herramienta (Poulachon et al, 2001).

En los ensayos de desgaste, en la herramienta aparecen distintos tipos de desgaste simultáneamente no siendo posible controlar ni su nivel ni su combinación. Por ello, es difícil realizar un estudio sistemático del efecto de cada tipo de desgaste en el mecanizado (Olortegui-Yume y Kwon, 2007). Una posible solución es realizar ensayos de corte de poca duración empleando herramientas con geometría artificialmente

desgastada. También es posible emplear herramientas conformadas con geometrías correspondientes a determinados tipos y niveles de desgaste.

El desgaste de flanco tiene una especial relevancia debido a ser el más frecuente en los procesos de mecanizado industriales y por el efecto que éste tipo de desgaste produce en el acabado y dimensiones finales de la pieza mecanizada. En la literatura científica se pueden encontrar referencias relativas a ensayos de corte realizados con herramientas con distintos niveles de desgaste de flanco obtenidos artificialmente (Barata y Mesquita, 1991)(De Fillipi et al, 1969)(Elanayar y Shin, 1996) (Lin y Lo, 2006).

Para realizar el trabajo experimental de esta Tesis se desarrolló una metodología que permitió obtener mediante electroerosión, herramientas de corte con geometrías correspondientes a distintos niveles de los principales tipos de desgaste. Esta metodología no sólo permite analizar el efecto de un único tipo de desgaste, sino también obtener geometrías correspondientes a diferentes tipos de desgaste combinados.

Durante los ensayos se midieron las fuerzas de mecanizado. También se determinaron las tensiones residuales en superficie y en profundidad en las piezas mecanizadas con diferentes geometrías de herramienta desgastadas. Esto permitió analizar la influencia que tiene sobre estas magnitudes el desgaste geométrico de la herramienta. En el mecanizado de los aceros inoxidable austeníticos se producen altas tensiones residuales en la superficie mecanizada que afectan a la pieza cuando esta se encuentra en servicio. El estudio del efecto de herramientas con geometría relativa a un tipo único de desgaste en las tensiones residuales ha sido abordado en Muñoz, 2008.

En esta Tesis también se desarrolla un modelo numérico basado en elementos finitos (FEM) del corte ortogonal en seco del material ensayado (acero inoxidable AISI 316L) con distintas geometrías de herramienta desgastada. Los modelos numéricos permiten obtener información del proceso muy difícil de determinar experimentalmente.

Asimismo se ha aprovechado la potencia de la modelización numérica para analizar la influencia de factores que en un estudio experimental no es posible separar y actúan

acopladamente, como por ejemplo, el estudio de la temperatura y presiones normales en las zonas de contacto herramienta-material durante el mecanizado.

El modelo numérico permitió realizar un análisis termomecánico del mecanizado mucho más completo que el que habría sido posible realizar en base exclusivamente a los resultados experimentales. Dicho modelo fue validado experimentalmente con los resultados de fuerza y tensiones residuales. En la figura 1.2 se muestra a modo de ejemplo, una imagen del modelo numérico de elementos finitos desarrollado y 3 de las geometrías de herramienta estudiadas: herramienta sin desgaste, con desgaste de flanco y con desgaste de cráter.

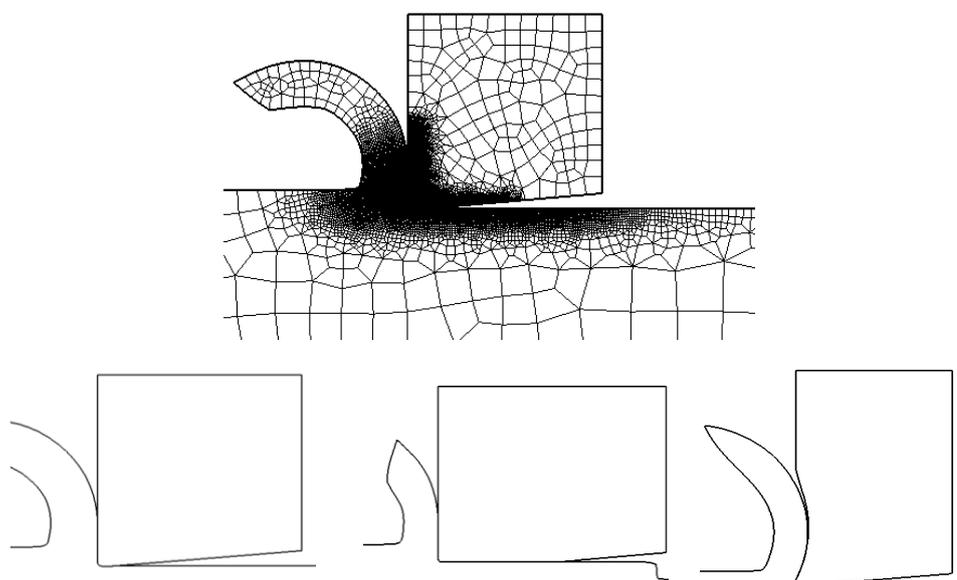


Figura 1.2 Modelo numérico de FEM con diferentes geometrías de desgaste de herramienta.

Diversos trabajos han empleado modelos numéricos de elementos finitos como parte del estudio de las tensiones residuales que se presentan tras el mecanizado del material AISI 316L (Nasr et al, 2007)(Umbrello et al, 2007)(Outeiro et al, 2006(a))(Muñoz, 2008).

El desarrollo del modelo numérico requiere realizar etapas previas de optimización y análisis de sensibilidad de distintos factores. Estas etapas incluyen una optimización del mallado, tanto de la pieza, como de la herramienta, verificando el tamaño de elemento, sobre todo en la zona de contacto. También es necesario establecer la ley de

comportamiento del material mecanizado y un modelo de fricción en las zona de contacto material-herramienta adecuado, ya que estos aspectos influyen fuertemente en los resultados del modelo (Özel, 2006).

La ley de comportamiento de un determinado material depende de diversos aspectos relacionados con su proceso de fabricación como el estado de entrega del mismo o los tratamientos térmicos a los que ha estado sometido. Estas cuestiones afectan notablemente a las propiedades del material, por lo que es necesario implementar una ley de comportamiento adecuada para que un modelo numérico pueda ser validado experimentalmente. En la literatura científica se encuentra información relativa a diferentes leyes constitutivas del material AISI 316L. En Umbrello et al, 2007 se indica que emplear diferentes valores para las constantes de la ley de Johnson-Cook de dicho material tiene una influencia significativa sobre su comportamiento.

Debido a las grandes temperaturas, deformaciones y velocidades de deformación que se presentan durante el mecanizado se hace difícil una caracterización del material adecuada (Nasr et al, 2007)(Umbrello et al, 2007)(Outeiro et al, 2006(a)). La adaptación del material AISI 316L presente en la librería del DEFORM2DTMv.9.1, con los datos proporcionados por el fabricante de los tubos de 316L utilizados durante los ensayos representa una alternativa para obtener buenos resultados.

En la mayoría de los modelos presentes en la literatura se asumen, en la zona de contacto viruta-herramienta, modelos de fricción de Coulomb o de cizalladura por adhesión del material a la herramienta. En Özel, 2006 se consideran cinco modelos de fricción aplicados numéricamente a la zona de contacto viruta-herramienta, siendo los modelos con coeficiente de fricción variable los que producen mejores resultados.

En el modelo numérico desarrollado como parte de esta Tesis se emplea una ley de contacto *híbrido-variable* en dicha interfase, obteniéndose resultados más aproximados a los experimentales Marín et al, 2009(a). En la zona cercana al filo se aplica un coeficiente de cizalladura por adhesión, mientras que en el resto del contacto se asume

un coeficiente de deslizamiento de tipo Coulomb. Ambos coeficientes son variables en función de la presión normal.

En la modelización del mecanizado, especialmente para algunas geometrías de herramienta desgastada también tiene una gran influencia las condiciones de contacto establecidas en la zona de contacto de la herramienta con la superficie mecanizada de la pieza (zona del flanco y superficie de incidencia de la herramienta). En este trabajo se ha considerado un coeficiente de Coulomb constante en esta zona, sin zona de adhesión, valorando que no es razonable la presencia de presiones normales tan elevadas como las que se encuentran en la zona de contacto viruta-herramienta.

Diferencias observadas entre los resultados numéricos y experimentales, especialmente en relación con el incremento de la fuerza de avance en algunos tipos de geometrías relativas al desgaste de herramienta han llevado a realizar análisis complementarios. Estos análisis incluyen modelos que consideran el efecto de las pasadas sucesivas y modelos en 3D.

En este trabajo se ha analizado el efecto de las pasadas de corte sucesivas, como condición que normalmente se presenta durante el mecanizado, sobre las componentes de fuerza y tensiones residuales. Los efectos combinados del calentamiento y el endurecimiento por deformación durante el mecanizado del AISI 316L tienen una influencia importante en los resultados de fuerza y tensiones residuales. En la figura 1.3 se muestra el modelo numérico de pasadas sucesivas.



Figura 1.3 Modelo numérico de pasadas sucesivas.

La modelización en 3D permite definir casos limitando o no el desplazamiento lateral del material. De esta forma se verifica el efecto que tiene la consideración de deformación plana de los modelos 2D. Este efecto suele ser limitado en los procesos de corte ortogonal, sin embargo en ciertos casos, como el mecanizado con herramientas desgastadas puede tener una influencia significativa. En la figura 1.4 se muestra el modelo 3D que permite la deformación del material en la dirección del filo de la herramienta.

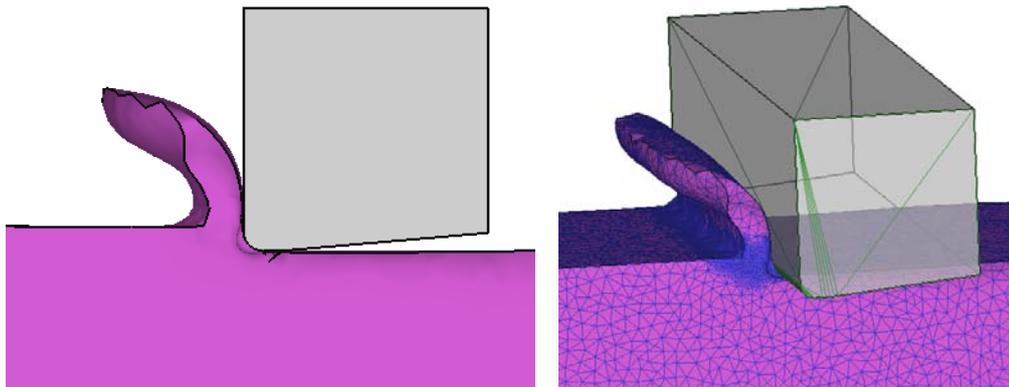


Figura 1.4 Modelo numérico 3D de corte ortogonal (sin limitación en desplazamiento lateral).

La dificultad en la obtención de un mallado suficientemente denso en los modelos 3D, además del tiempo de cálculo y la capacidad del equipo necesaria son algunas de las desventajas que presenta este tipo de modelización, por lo que los modelos 2D siguen utilizándose y sirviendo de punto de referencia en la investigación de los procesos de mecanizado.

En definitiva, en este trabajo se propone un modelo numérico adecuado para el análisis termomecánico de la influencia del desgaste geométrico de las herramientas durante el mecanizado del acero inoxidable austenítico AISI 316L.

Éste trabajo forma parte de la investigación realizada en el marco de los proyectos CYCIT con referencia DPI2005-08018 y CAM-UC3M CCG08-UC3M/DPI-4494, y desarrollado dentro del Grupo de Tecnologías de Fabricación y Diseño de Componentes Mecánicos y Biomecánicos (FabDis).

1.2 JUSTIFICACIÓN

El estudio del mecanizado de aceros inoxidables austeníticos se constituye en sí mismo en un reto para los investigadores que buscan la optimización del proceso, por ser éste de gran interés para la industria. El conocimiento de los fenómenos que intervienen durante el mecanizado de éstos materiales se hace necesario, ya que a pesar de que en la literatura se pueden encontrar numerosos trabajos relacionados, existen problemas relacionados con el mecanizado en seco y el control de la integridad superficial que no han sido solucionados.

El mecanizado en seco es una de las mejoras técnicas disponibles para el mecanizado ecológico. En ausencia de fluido de corte los factores que afectan a la integridad superficial del componente se acentúan debido a las dificultades para evacuar el calor. Este problema es crítico en componentes de elevada responsabilidad.

Existen multitud de trabajos centrados en la evolución del desgaste de la herramienta en procesos de mecanizado. Sin embargo, la influencia del desgaste sobre el proceso de mecanizado es un ámbito de investigación menos desarrollado y se limita generalmente al estudio de un único tipo de desgaste.

La utilización de modelos numéricos validados con resultados experimentales se ha extendido ampliamente como herramienta de estudio de los procesos de mecanizado (Nasr et al, 2007)(Umbrello et al, 2007)(Outeiro et al, 2006(a)). Los modelos numéricos permiten determinar magnitudes muy difíciles de medir experimentalmente y reducir la cantidad de ensayos que es necesario realizar. Generalmente corresponden a la simulación de procesos de corte con herramienta sin desgaste, aunque también es posible encontrar numerosos modelos para herramientas de corte con algún tipo de desgaste geométrico.

Sin embargo, no se han encontrado trabajos que combinen un estudio experimental y numérico considerando una variedad de desgastes tan amplia como la abordada en esta Tesis.

Las simulaciones numéricas de pasadas sucesivas de corte permiten considerar el efecto del endurecimiento por deformación y del calentamiento de la pieza en los resultados del modelo. Existen muy pocas referencias que aborden la modelización de pasadas de corte sucesivas, a pesar de que éstas son las condiciones en las que se realizan normalmente los procesos de mecanizado. En general, dichos estudios se centran exclusivamente en el efecto de las pasadas sucesivas sobre las tensiones residuales en el material. Por otra parte, no se ha encontrado ninguna referencia en la que se analice el efecto de las pasadas sucesivas para distintas geometrías de filo, por lo que no se dispone de información relativa a cómo influye sobre dicho fenómeno el estado de desgaste de la herramienta. Este efecto puede ser especialmente significativo para el mecanizado de aceros inoxidable austeníticos debido a su fuerte tendencia al endurecimiento por deformación y baja conductividad térmica.

Como análisis complementario se ha desarrollado un modelo numérico 3D con el objetivo de determinar el efecto sobre las componentes de fuerza que tiene la consideración de deformación plana en las simulaciones 2D. Este efecto no suele considerarse en las simulaciones de procesos de corte ortogonal. Sin embargo, en ciertos casos, como el mecanizado con herramientas desgastadas, puede tener una influencia significativa.

1.3 OBJETIVOS

El objetivo principal de esta Tesis es profundizar en el conocimiento de la influencia que tiene el estado de desgaste geométrico de la herramienta en el mecanizado en seco del acero inoxidable austenítico AISI 316L.

El objetivo planteado supone un estudio de una enorme amplitud por el hecho de abarcar todos los tipos de desgaste geométrico existentes, y para cada uno de ellos, considerar distintos niveles de desgaste y condiciones de corte. Este enfoque tiene el importante valor de permitir obtener resultados de amplitud general, que permiten realizar análisis comparativos de la influencia de cualquier tipo de geometría. Por otra parte, esta amplitud limita la posibilidad de realizar estudios concretos de detalle.

Para lograr este objetivo, se ha analizado la información obtenida experimentalmente y la obtenida a partir de modelos numéricos de elementos finitos. Por tanto, ha sido necesario abordar previamente los siguientes objetivos secundarios:

- Desarrollar una metodología experimental que permitiera realizar ensayos de corte ortogonal con herramientas con geometría correspondiente a distintos niveles y tipos de desgaste.
- Desarrollar un modelo numérico de corte ortogonal con herramienta sin desgaste, optimizado en base a los resultados obtenidos experimentalmente.
- Extender el modelo numérico a los casos considerados con desgaste geométrico de herramienta.
- Validar experimentalmente el modelo numérico para todas las geometrías de herramienta.

Para alcanzar los objetivos indicados ha sido necesario realizar las siguientes tareas:

- Realización de diversos ensayos de corte ortogonal en seco con herramientas sin desgaste y con diferentes tipos y niveles controlados de desgaste. Durante dichos ensayos se midieron las componentes de la fuerza de mecanizado.
- Medida de tensiones residuales en superficie y profundidad del material mecanizado con las diferentes geometrías de herramientas consideradas.
- Análisis de las fuerzas de mecanizado y tensiones residuales determinadas experimentalmente para establecer la influencia sobre las mismas del estado de desgaste de la herramienta.
- Análisis de los resultados obtenidos a partir de las simulaciones numéricas realizadas para los diferentes tipos y niveles de desgaste de herramienta:
 - Espesor de viruta.
 - Presión normal.
 - Temperatura y demás variables termomecánicas asociadas al proceso de mecanizado del acero inoxidable austenítico AISI 316L.

- Análisis del efecto de pasadas sucesivas.
- Análisis de los resultados obtenidos mediante el modelo numérico 3D.

1.4 ESTRUCTURA DE LA TESIS

Esta Tesis se ha estructurado en ocho capítulos. En el presente *capítulo* se realiza una introducción del ámbito y justificación de la Tesis, así como de los objetivos que se pretenden alcanzar con la misma. De igual forma se incluye una introducción con los conceptos teóricos básicos y el estado del arte relacionado con el contenido de esta Tesis. En concreto, se tratan aspectos relativos a los procesos de torneado en seco y de corte ortogonal. También se indican las aportaciones de otros autores en relación con la monitorización y medida de fuerzas de mecanizado, los estudios existentes relacionados con el mecanizado del acero inoxidable austenítico AISI 316L y la medida de tensiones residuales producidas por mecanizado. Así mismo se resumen los antecedentes de la modelización numérica en 2D, 3D y de pasadas sucesivas.

En el *capítulo 2*, se aborda el trabajo experimental realizado, tanto en ensayos de mecanizado en corte ortogonal, como en lo que se refiere a medida de tensiones residuales. En este capítulo se describe el sistema de medida de fuerza utilizado, el portaherramientas instrumentalizado para tal propósito, el diseño y la fabricación de plaquitas con las diferentes geometrías de desgaste, el sistema de toma de datos y el tratamiento de los mismos, así como el plan de ensayos establecido. Finalmente, se presentan y analizan los resultados experimentales obtenidos.

En lo referente a los ensayos de medida de tensiones residuales se expone el procedimiento empleado, que consiste en la utilización de la técnica de difracción de rayos X para la medida de tensiones residuales en la superficie de la pieza y en profundidad. Por último, se presentan y analizan los resultados experimentales obtenidos.

En el *capítulo 3* se aborda el trabajo relacionado con la definición y optimización del modelo numérico de corte ortogonal en 2D con herramienta sin desgaste. En este capítulo se exponen las características del modelo relativas a la configuración

geométrica, materiales, condiciones de contorno, mallado de la pieza y de la herramienta, ley de contacto y condiciones generales relativas a la simulación.

Una vez realizada la optimización del modelo correspondiente a herramienta sin desgaste, se describe la extensión del mismo a las herramientas con geometría correspondiente a los distintos niveles y tipos de desgaste considerados. También se presentan los resultados numéricos de fuerzas y tensiones residuales obtenidos. Estas magnitudes corresponden a las que fueron obtenidas experimentalmente y se emplean para el ajuste y validación del modelo. Por último, se presenta un análisis de los resultados de fuerzas y tensiones residuales obtenidas numéricamente.

En el *capítulo 4* se presenta la validación del modelo con los resultados experimentales, analizando el campo de aplicabilidad del mismo.

En el *capítulo 5* se muestra el análisis termomecánico de la influencia del desgaste de herramientas en los procesos de mecanizado objeto de estudio. El análisis correspondiente a las fuerzas y tensiones residuales se realiza en base a los resultados experimentales obtenidos que se describe en detalle en el capítulo 2. El análisis de las restantes magnitudes termomecánicas consideradas, realizado en base a los resultados numéricos, se muestra en este capítulo. En concreto el estudio se realizó en relación con el espesor de viruta, ángulo de cizalladura, longitud de contacto viruta-herramienta y presión normal en dicho contacto, temperatura y velocidad de deslizamiento.

En el *capítulo 6* se presenta la adaptación del modelo numérico, realizada para simular varias pasadas de corte sucesivas. A partir del análisis de los resultados obtenidos con dicho modelo se describe la influencia de las pasadas sucesivas sobre las componentes de fuerza y las tensiones residuales.

En el *capítulo 7* se exponen los aspectos relacionados con el modelo numérico 3D realizado para simular el corte ortogonal en seco del material AISI 316L. Dicho modelo permite determinar el efecto que tiene sobre las componentes de la fuerza el imponer condiciones de deformación plana en el material en el modelo numérico 2D.

Por último, en el *capítulo 8*, se recogen las conclusiones obtenidas en este trabajo de Tesis Doctoral, destacando especialmente las aportaciones originales de la misma. También se indican las líneas en las que se considera que tendría un mayor interés continuar trabajando en el futuro. Por último, se indican las publicaciones en Congresos y revistas en las que se han plasmado los resultados obtenidos a lo largo del desarrollo de esta Tesis.

1.5 TEORÍA DE MECANIZADO

Los procesos de mecanizado se llevan a cabo en máquinas herramienta, utilizando herramientas de corte y elementos de sujeción. En la máquina herramienta se colocan y sujetan las herramientas y las piezas a mecanizar. Las herramientas de corte deben cortar el material en forma de viruta, por lo que es preciso que soporten las fuerzas producidas en el corte y que presenten elevada dureza y resistencia al desgaste. Los elementos de sujeción permiten sujetar la pieza y la herramienta en la máquina.

El torneado es un proceso de mecanizado por arranque de viruta que consiste en una combinación de los movimientos de rotación de la pieza (corte) y de avance de la herramienta para generar superficies axisimétricas. El movimiento de avance de la herramienta puede realizarse en la dirección del eje de giro de la pieza (cilindrado), en la dirección perpendicular al eje de giro de la pieza (refrentado) o combinando ambas direcciones.

Cuando el desplazamiento relativo entre la herramienta y el material de la pieza es perpendicular al filo de corte, se dice que el corte es *ortogonal*. En el caso en que el filo de corte tenga un ángulo de inclinación, se denomina de corte *oblicuo*. En la práctica es frecuente considerar el modelo de corte ortogonal por su mayor sencillez de análisis y porque generalmente el ángulo de inclinación se aproxima bastante al valor de corte ortogonal.

Una herramienta de torneado consta, en general, de uno o varios filos, materializados por la intersección de dos superficies:

La superficie de incidencia: cara de la herramienta que queda frente a la superficie trabajada de la pieza.

La superficie de desprendimiento, que es la cara de la herramienta sobre la que desliza el material desprendido (viruta).

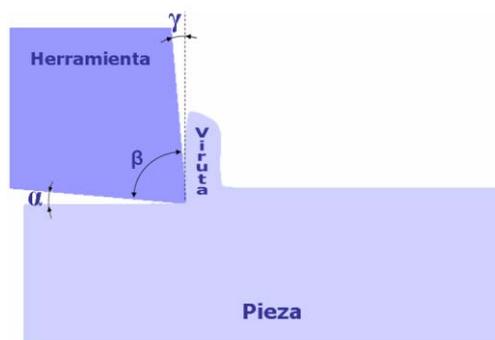


Figura 1.5 Geometría de la herramienta.

Los ángulos γ , β y α que se observan en la figura 1.5, corresponden a los ángulos de desprendimiento, de filo y de incidencia, respectivamente. Si el ángulo de incidencia es muy pequeño, el contacto con la pieza aumenta, por lo que produce un roce excesivo, un aumento de temperatura y, en consecuencia, un desgaste más rápido de la herramienta. Por el contrario, si es demasiado grande, se debilita el filo. La elección del ángulo de incidencia correcto se hace en función del material de la pieza y de la herramienta.

Un ángulo de desprendimiento grande hace que la herramienta penetre y corte bien, dando un mejor acabado superficial, pero queda muy debilitado el filo. Un ángulo de desprendimiento pequeño favorece la resistencia de la herramienta, pero la energía consumida y el calentamiento de la herramienta aumentan.

En general, el ángulo de desprendimiento más adecuado será el mayor que la herramienta pueda soportar sin romperse. Su elección estará condicionada por la resistencia del material de la herramienta, el material a mecanizar y el avance. En función del valor del ángulo de desprendimiento, las herramientas de corte se clasifican en herramientas con geometría positiva ($\gamma > 0$) y con geometría negativa ($\gamma < 0$).

1.5.1 Formación de viruta y zonas del proceso de corte

La formación de la viruta se inicia con un proceso de cizalladura en la región denominada *zona de deformación primaria*, que se extiende desde la arista de la herramienta hasta el punto en donde se unen las superficies de la viruta y de la pieza antes de ser mecanizada. La viruta, substancialmente endurecida por deformación, fluye deslizándose sobre la superficie de desprendimiento, en donde existen altas tensiones

normales y cortantes (*zona secundaria*). Entre la superficie mecanizada y el flanco se crea un área de contacto que puede inducir tensiones residuales en la pieza (*zona terciaria*).

Existen diferentes tipos de viruta, dependiendo del material y las condiciones de corte empleadas. Las virutas pueden ser *continuas*, *segmentadas* y *discontinuas*. Las virutas continuas se suelen formar durante el mecanizado de materiales dúctiles, a grandes velocidades de corte y/o a grandes ángulos de desprendimiento. Las virutas continuas pueden, por fricción, desarrollar una zona secundaria de corte en la interfase entre la herramienta y la viruta.

Las virutas segmentadas son virutas semicontinuas, con zonas de baja y alta deformación por cortante. Los metales de baja conductividad térmica y resistencia que disminuyen rápidamente con la temperatura, como el titanio, muestran este comportamiento. Las virutas tienen un aspecto de diente de sierra.

Las virutas discontinuas consisten en segmentos que pueden fijarse entre sí. Por la naturaleza discontinua de la formación de estas virutas, las fuerzas varían durante el corte. Cuando se forman virutas discontinuas, adquieren importancia la rigidez del portaherramientas, así como la máquina herramienta. Si no se tiene una rigidez adecuada, la máquina puede comenzar a vibrar, lo que es perjudicial para el acabado superficial y las dimensiones finales de la pieza mecanizada, además de que puede contribuir a un desgaste excesivo de la herramienta.

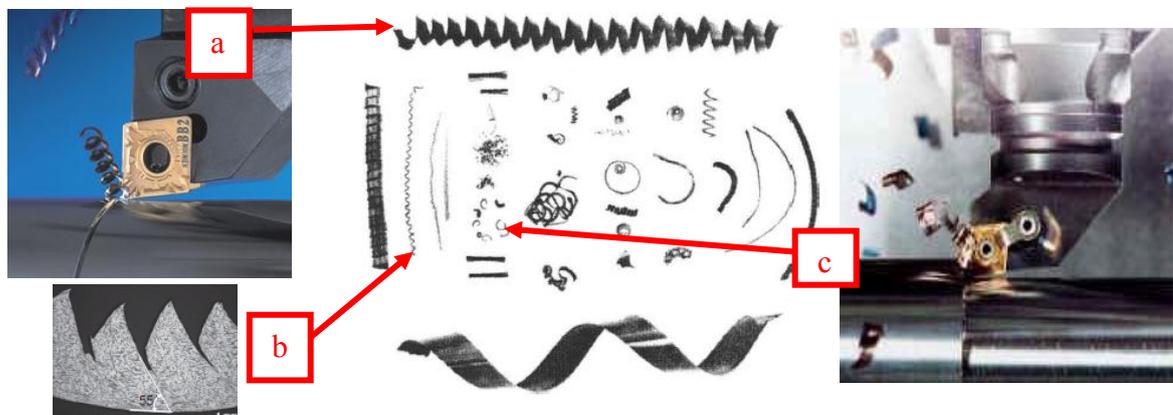


Figura 1.6 Tipos de virutas (Trent y Whright, 2000): (a) viruta continua, (b) segmentada y (c) discontinua.

Las virutas continuas pueden interferir en las operaciones de corte enredándose en la herramienta. Además, este tipo de viruta plantea mayores dificultades para su transporte y almacenamiento. La disminución del ángulo de desprendimiento o la utilización de herramientas con rompevirutas favorecen la formación de virutas segmentadas (Ceretti et al, 1996).

La modelización numérica de procesos de corte suele realizarse asumiendo la formación continua de las virutas. De esta forma se simplifica tanto el modelo, que no requiere aplicar un coeficiente de fractura del material, como el análisis de los resultados.

La zona de cizalladura o zona primaria se encuentra situada frente al filo de la herramienta y con una orientación definida por el ángulo de cizallamiento (ϕ) (ver figura 1.7). En esta zona se produce un cizallamiento severo que da lugar a la geometría de la viruta que se desliza a lo largo de la cara de desprendimiento. La deformación del material en esta zona se traduce en una enorme cantidad de energía de deformación que se convierte en calor. El 80% del calor generado en la zona de corte es debido a la deformación plástica del material en la zona primaria (López de Lacalle et al, 2000).

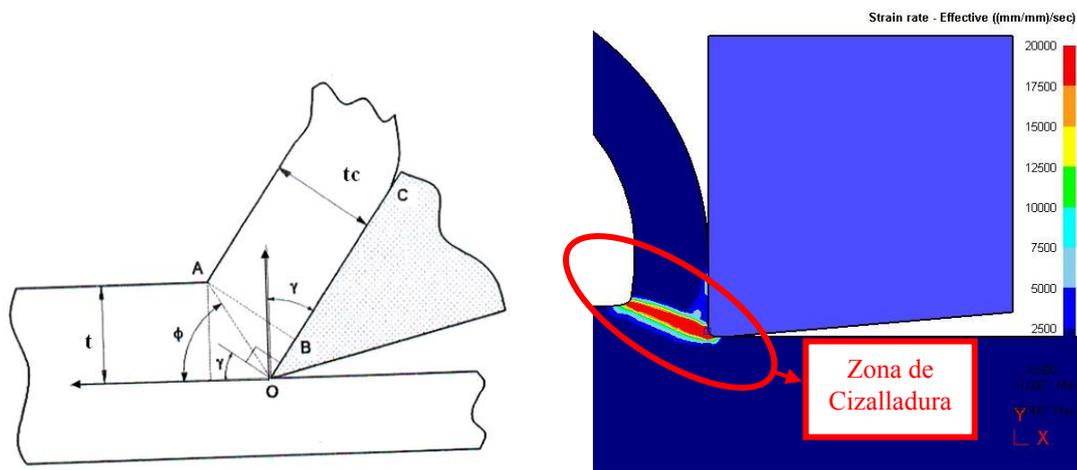


Figura 1.7 Diagrama de corte e imagen FEM de la velocidad de deformación-zona de cizalladura.

Las fuentes de calor en las zonas de formación de viruta indicadas previamente son (Rech, 2006):

- Calor generado en la zona primaria de corte por deformación plástica y disipación viscosa (1),
- Calor generado en la zona secundaria por fricción y energía cortante plástica (2),
- Calor que proviene de la fricción entre la herramienta (superficie de incidencia y flanco) y la superficie mecanizada (3).

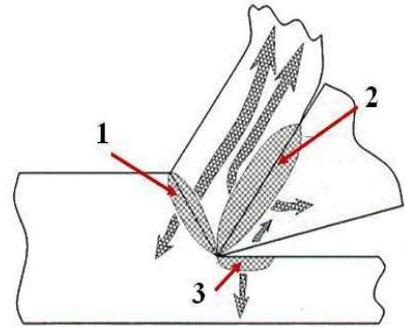


Figura 1.8 Zonas del proceso de corte.

La viruta transporta buena parte del calor generado en la zona primaria y lo conduce fuera del área de corte. El calor generado por la fricción en la superficie de desprendimiento se acumula y se difunde en gran parte, a través de la herramienta. Debido a la poca deformación plástica que se produce en la zona de corte terciaria, las temperaturas alcanzadas en la superficie de incidencia son menores que las que se observan en la superficie de desprendimiento, (Smithey et al, 2000); especialmente si no hay desgaste de flanco, de redondeo de filo o recrecimiento de filo.

Existen diversos modelos orientados a la determinación del ángulo de cizalladura. Es posible obtener dicho ángulo experimentalmente, pero la predicción del mismo analíticamente ha sido y es objeto de varios trabajos en la literatura científica (López de Lacalle et al, 2000). Asimismo, aplicando una metodología inversa, se puede calcular el valor del ángulo de cizalladura a partir de los datos obtenidos mediante modelos numéricos de mecanizado.

Si se requiere buscar valores que sirvan para definir el proceso y caracterizar el comportamiento del material frente al mecanizado, se puede calcular el ángulo de cizalladura a través de la siguiente relación geométrica:

$$\phi = \arctg \left(\frac{r \cdot \cos \gamma}{(1-r) \cdot \sin \gamma} \right) \quad (1.1)$$

Donde ϕ es el ángulo de cizalladura, γ es el ángulo de desprendimiento y r es la relación de corte definida por t/t_c ; siendo t es el espesor de viruta no deformada y t_c el

espesor de viruta. Como los casos en estudio corresponden a un análisis de corte ortogonal, el valor de t corresponde al avance.

El valor de r debe ser menor de la unidad, y frecuentemente es un valor que se encuentra entre 0,2 y 0,5 (Trent y Wright, 2000). En la simulación por el MEF (FEM) en 2D, la anchura de la viruta permanece constante.

Tanto el ángulo de cizalladura como la relación r se pueden definir una vez conocida la geometría de corte y la obtención de viruta. La relación r está estrechamente relacionada con el endurecimiento por deformación del material. A mayor valor de r , mayor es el endurecimiento por deformación del material (Childs et al, 2000). La variación, tanto de la fricción, como del estado de endurecimiento por deformación del material, afectan de igual manera el radio t/c .

En este estudio también se observó que el ángulo de cizalladura disminuye y el espesor de viruta se incrementa ligeramente con el aumento del radio de arista. De acuerdo a Childs et al, 2000, el mecanizado en seco propicia la formación de una viruta de mayor espesor y sin mucha curvatura. Al utilizar taladrina, la viruta se torna más delgada y con un mayor radio de curvatura.

Por otra parte, la fricción y el desgaste son respuestas del sistema en cuanto a la tribología, que describen el estado de contacto entre dos cuerpos (Kato, 2000). Muchos autores han tratado de explicar qué modelo de fricción es el más adecuado para el mecanizado (Ceretti et al, 1996)(Bailey, 1975)(Filice et al, 2007), pero aún no se ha comprendido en toda su extensión el fenómeno tribológico del contacto en el mecanizado.

Conceptos de deslizamiento y adhesión como condiciones de fricción

Si la carga normal aplicada a un área aumenta, la deformación plástica de las asperezas que forman parte del área ocurre para poder soportar la carga aplicada, presentándose una condición de adhesión de las asperezas, en donde el área real se aproxima al área aparente ($A_r = A_a$). En este punto se habla de una condición de adhesión.

Si por otra parte, se produce un movimiento relativo entre las dos superficies en contacto, la rotura de las asperezas soldadas da lugar a una condición de fricción por deslizamiento, en donde $A_r < A_a$. En esta zona se puede aplicar la ley de Coulomb (Bailey, 1975). Los cambios en la condición de fricción se deben a la variación en la temperatura (ablandamiento térmico).

En el caso del mecanizado, suele considerarse en la superficie de desprendimiento, existen dos zonas con diferentes tipos de contacto, una zona de adhesión con coeficiente cortante m y una de deslizamiento con coeficiente de fricción μ . Este planteamiento corresponde a lo expuesto en la Teoría de Zorev. En la zona de flanco se asume un tipo de contacto basado en la ley de Coulomb, es decir, de deslizamiento.

Para conocer la condición a la que se encuentra la interfase viruta-herramienta durante el mecanizado, existe un método de ensayo llamado *quick-stop* (ver figura 1.9). Cuando se detiene el corte súbitamente mediante la separación de la herramienta de la zona de corte, capas del material pueden observarse adheridas en la superficie desgastada de la herramienta. Este método permite el estudio de la viruta, ya que al detener rápidamente el corte se obtiene como una especie de fotografía de las condiciones existentes en el instante en que se detuvo el mecanizado. El sistema usualmente empleado en los ensayos de *quick-stop* es la propulsión de la herramienta de la posición de corte mediante carga explosiva. La carga explosiva revierte el movimiento de la herramienta relativo a la pieza y se impone en la interfase un cambio brusco de alta compresión a alta tensión. (Trent y Wright, 2000).

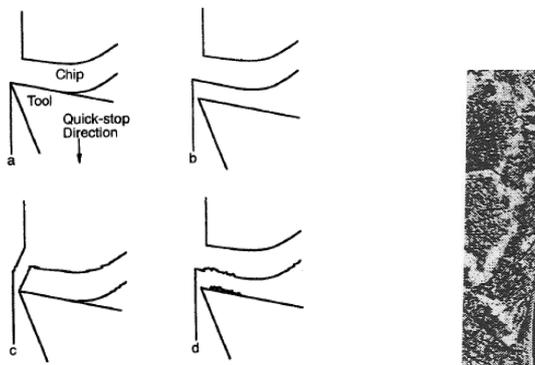


Figura 1.9 (a) Diagrama que muestra el funcionamiento de los ensayos de *quick-stop* y (b) fotografía de un ensayo *quick-stop* (Trent y Wright, 2000).

En experimentos realizados por Wallace et al, 1964, se han encontrado marcas de la herramienta impresas en la superficie de la viruta que estuvo en contacto con la cara de desprendimiento (ver figura 1.10), lo que demuestra que no hubo movimiento relativo entre ambos, más bien, ambas se encontraban adheridas (Boothroyd, 1989).

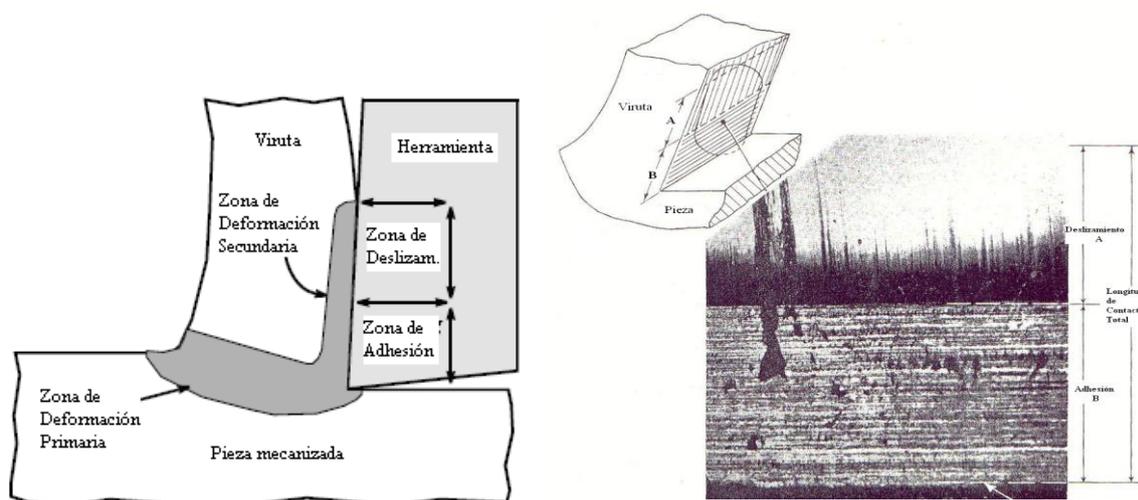


Figura 1.10 Ley de Zorev (Wallace et al, 1964).

Otros argumentos que apoyan la teoría de Zorev corresponden a las observaciones realizadas en herramientas desgastadas con material adherido a la cara de desprendimiento (en algunos casos la misma viruta se encuentra firmemente adheridas a la cara de desprendimiento) y la adición de diversos elementos al material a mecanizar favorece la aparición de la capa de adhesión (López de Lacalle et al, 2004).

El ángulo de desprendimiento es uno de los parámetros más importantes para determinar el área de contacto entre la herramienta y la viruta. Si el ángulo de desprendimiento se reduce sobre su valor óptimo, esto resulta en un acelerado desgaste. Un desgaste excesivo causa a su vez mayor contacto entre la superficie de incidencia con la superficie ya mecanizada, resultando así un incremento en las fuerzas y en la generación de calor.

1.5.2 Fuerzas de mecanizado

La fuerza de mecanizado en las operaciones de torneado suele descomponerse vectorialmente en las siguientes componentes:

Fuerza de corte (F_c): componente en la dirección del movimiento de corte y por tanto, tangencial a la superficie lateral de la pieza.

Fuerza de avance (F_a): en la dirección del eje de giro de la pieza.

Fuerza radial (F_r): en la dirección perpendicular al plano definido por F_c y F_a .

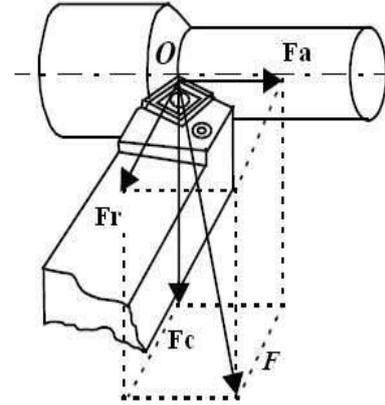


Figura 1.11 Componentes de fuerza de corte.

En el estado del arte (apartado de Antecedentes en el estudio del desgaste en función de las fuerzas) se exponen las aportaciones de diferentes autores relacionados con la medida de fuerzas y la relación entre las fuerzas y el desgaste de herramienta.

1.5.3 Tensiones residuales en piezas mecanizadas

La enorme generación de calor y la deformación plástica durante el mecanizado afectan a la superficie mecanizada originando tensiones residuales, variaciones en la microdureza, grietas, cambios microestructurales e inestabilidad dimensional (Ezugwu y Tang, 1995). La superficie de una pieza es la zona crítica donde se produce la nucleación de fisuras de fatiga y la corrosión (Okushima y Kakino, 1972), por lo que las tensiones residuales afectan considerablemente a la vida del componente, cuando este se encuentra en servicio (Guerville y Vigneau, 2002).

Las tensiones residuales se producen por la combinación de efectos térmicos y mecánicos que influyen en la distribución de las mismas en la superficie de la pieza y en profundidad. El calentamiento y la compresión que sufre el material tienen efectos contrarios en la generación de tensiones residuales.

El efecto térmico tiende a crear una capa traccionada en la superficie. Simultáneamente, el calentamiento lleva asociado el ablandamiento térmico del material, lo que está relacionado con un descenso del nivel de tensión de tracción en la superficie mecanizada.

Por otra parte, el efecto mecánico está asociados a la aparición de tensiones de compresión durante el mecanizado, que tienden a disminuir el nivel de tracción en la superficie mecanizada, lo que se relaciona con un mejor comportamiento mecánico del componente durante su vida en servicio (Muñoz, 2008). El efecto mecánico también produce un incremento de tensiones residuales por compresión en profundidad, que pueden incrementarse con el aumento en el radio de arista de la herramienta (Nasr et al, 2007).

Las tensiones residuales dependen, además de la geometría de corte de la herramienta, del uso de lubricante (Chen et al, 2004). Los efectos termomecánicos que se presentan durante el mecanizado están acoplados, por lo que la fricción en dicho proceso juega un papel de importancia en la distribución de tensiones y en la generación de calor (Miguélez et al, 2009).

Las tensiones residuales pueden medirse utilizando distintas técnicas, siendo la más utilizada la difracción de rayos X (Henriksen, 1951)(M'Saoubi et al, 1999) y el agujero ciego (Capello, 2005)(Saï et al, 2001). Las tensiones residuales se miden superficialmente y en profundidad de la pieza mecanizada, en las direcciones circunferencial, axial y radial. Las tensiones en la dirección circunferencial, correspondiente a la dirección del movimiento de corte, tienen mayores valores, por lo que son consideradas como críticas (Outeiro et al, 2006(a)).

En este trabajo se empleó la técnica de difracción de rayos X para la medida de las tensiones residuales. Para determinar los valores en profundidad, se eliminaron capas sucesivas de material mediante electroerosión. De esta forma se evita introducir nuevas tensiones a la pieza analizada. En el capítulo 2 se detallan los aspectos relacionados con la medida de las tensiones residuales realizadas en el marco de esta Tesis.

1.5.4 Materiales empleados en las herramientas de corte convencionales

Las características que deben tener los materiales para herramientas son las siguientes:

- Dureza en frío
- Dureza en caliente.

- Tenacidad
- Buena conductividad térmica
- Superficie con bajo rozamiento.
- Buenas características mecánicas que eviten deformaciones.
- Resistencia al desgaste

La dureza se relaciona con la velocidad de corte, es decir, a mayor dureza en la herramienta, mayor velocidad de corte puede emplearse. La tenacidad se relaciona con la sección de corte: mayor tenacidad en la herramienta, mayores avances y profundidades pueden emplearse.

En la figura 1.12 se exponen los materiales empleados para la fabricación de herramientas, de mayor a menor, en función de la dureza, resistencia al desgaste y velocidad de corte, y de menor a mayor en función de la tenacidad.

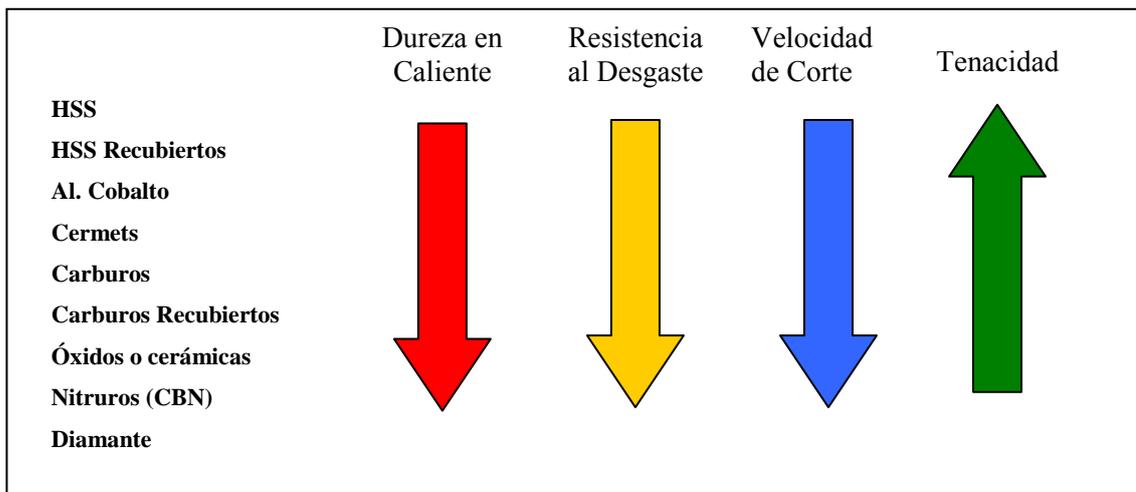


Figura 1.12 Comparación de propiedades de los materiales de herramientas de corte.

Para mejorar las propiedades de las herramientas es muy frecuente emplear recubrimientos especiales. Las principales ventajas que se obtienen mediante los recubrimientos son:

- Aumento la dureza superficial de la herramienta
- Reducción de las fuerzas de corte, por la reducción del área de contacto.
- Aislamiento térmico que permite trabajar a mayores temperaturas.

- Menor recrecimiento de filo.
- Aumentan la resistencia a la abrasión, disminuyen la afinidad herramienta-pieza.

Los materiales de corte más empleados actualmente son los metales duros, llegando a suponer un 70-80% del total. También se emplean con cierta frecuencia los aceros rápidos (*HSS* es su denominación en inglés: *High Speed Steels*) por su bajo coste y alta tenacidad.

El metal duro es un material de corte hecho de partículas duras (fundamentalmente carburos de wolframio) unidas por un aglomerante mediante técnicas pulvimetalúrgicas.. Comparados con las herramientas de acero rápido, presentan durezas muy superiores, menor tenacidad y precios superiores.

1.5.5 Desgaste de herramientas de corte

Los principales mecanismos de desgaste en herramientas de corte son:

- **Por abrasión:** desgaste que se da entre dos superficies que se rozan entre sí. Un material de corte (herramienta) más duro es recomendable.
- **Por difusión:** proceso químico en donde la combinación de calor y presión en la zona de corte producen reacciones entre la herramienta y el material, produciendo un desgaste por cráter en la superficie de desprendimiento.
- **Por oxidación:** proceso químico, en donde la interacción de la herramienta y la pieza producen un desgaste en la arista de corte de la herramienta.
- **Por fatiga:** variaciones de temperatura y presión contribuyen a que la herramienta se vuelva frágil. Puede producirse por una mala refrigeración.
- **Por adhesión:** el material de la pieza se adhiere a la arista de corte de la herramienta, cambiando así su geometría y fricción. Este mecanismo se presenta a bajas temperaturas y velocidades de corte.

Los mecanismos de desgaste están muy influenciados por la temperatura en la zona de corte (ver figura 1.13b).

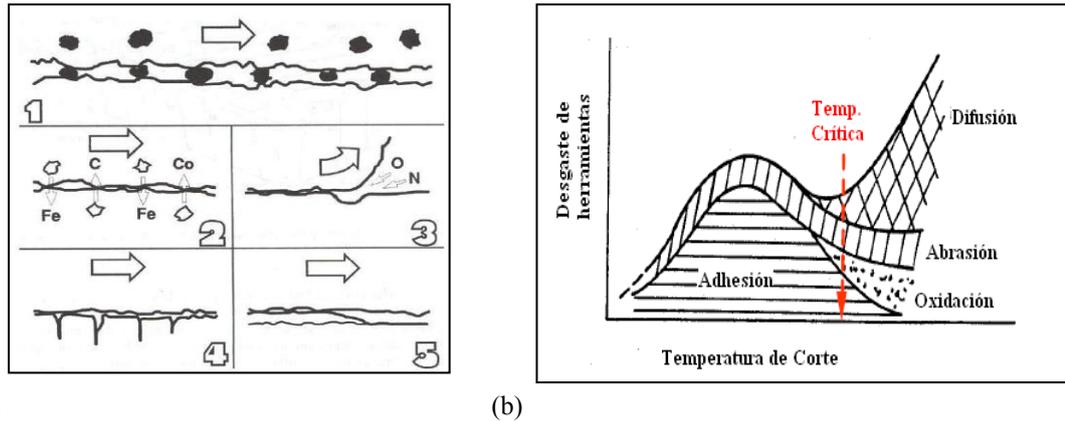


Figura 1.13 Mecanismos de desgaste: (a) 1) abrasión, 2) difusión, 3) oxidación, 4) fatiga y 5) adhesión (Sandvik, 1997) y (b) Mecanismos de desgaste de herramienta en función $T(^{\circ}\text{C})$.

Por el contacto que existe entre las superficies de la herramienta antes mencionadas y el material a lo largo del mecanizado, se presentan diferentes tipos de desgaste de herramientas (ver figura 1.14):

- **De flanco o de incidencia:** desgaste que se produce en la superficie de incidencia principalmente, a causa de un mecanismo abrasivo; generalmente se atribuye al rozamiento de la herramienta con la superficie mecanizada. Este tipo de desgaste afecta las dimensiones finales de la pieza mecanizada (acabado).
- **Por cráter:** se produce en la superficie de desprendimiento de la herramienta. Los mecanismos de desgaste son el de abrasión y de difusión; se debe a la acción simultánea de la fricción en el área de contacto viruta/herramienta, la temperatura, los fenómenos de difusión y en la formación del filo de aportación, en otras palabras, la afinidad química entre los materiales de la herramienta y la pieza.
- **Deformación plástica:** altas temperaturas y presiones hacen que la herramienta se deforme plásticamente. El material de la herramienta tiene que retener suficiente dureza en caliente para no deformarse plásticamente.
- **Desgaste de mella en la parte posterior del filo:** relacionado con los mecanismos de desgaste por adhesión y difusión, los que promueven la aparición de una muesca en la herramienta, correspondiente al final de la profundidad de corte.
- **Fisuras térmicas:** desgaste producido por variaciones térmicas durante el mecanizado. Estas fisuras se encuentran dispuestas en dirección perpendicular a

la arista de corte. En el torneado, grandes variaciones en el espesor de viruta pueden dar lugar a dichas fisuras.

- **Fisuras por fatiga mecánica:** desgaste producido por variaciones en la carga sobre la herramienta. Estas fisuras se encuentran dispuestas de forma paralela a la arista de corte.
- **Astillamiento del filo:** se produce pequeñas roturas en el filo.
- **Fractura:** destrucción del filo de la herramienta. Por lo general se debe a la mala selección de la herramienta y/o condiciones de corte.
- **Formación de filo de aportación (recrecimiento de filo=BUE) y formación de capa (BUL):** material que se adhiere a la herramienta por bajas velocidades y temperaturas en la zona de corte.

En los procesos de mecanizado, generalmente se producen distintos tipos de desgaste de herramientas simultáneamente, siendo uno de ellos el dominante.

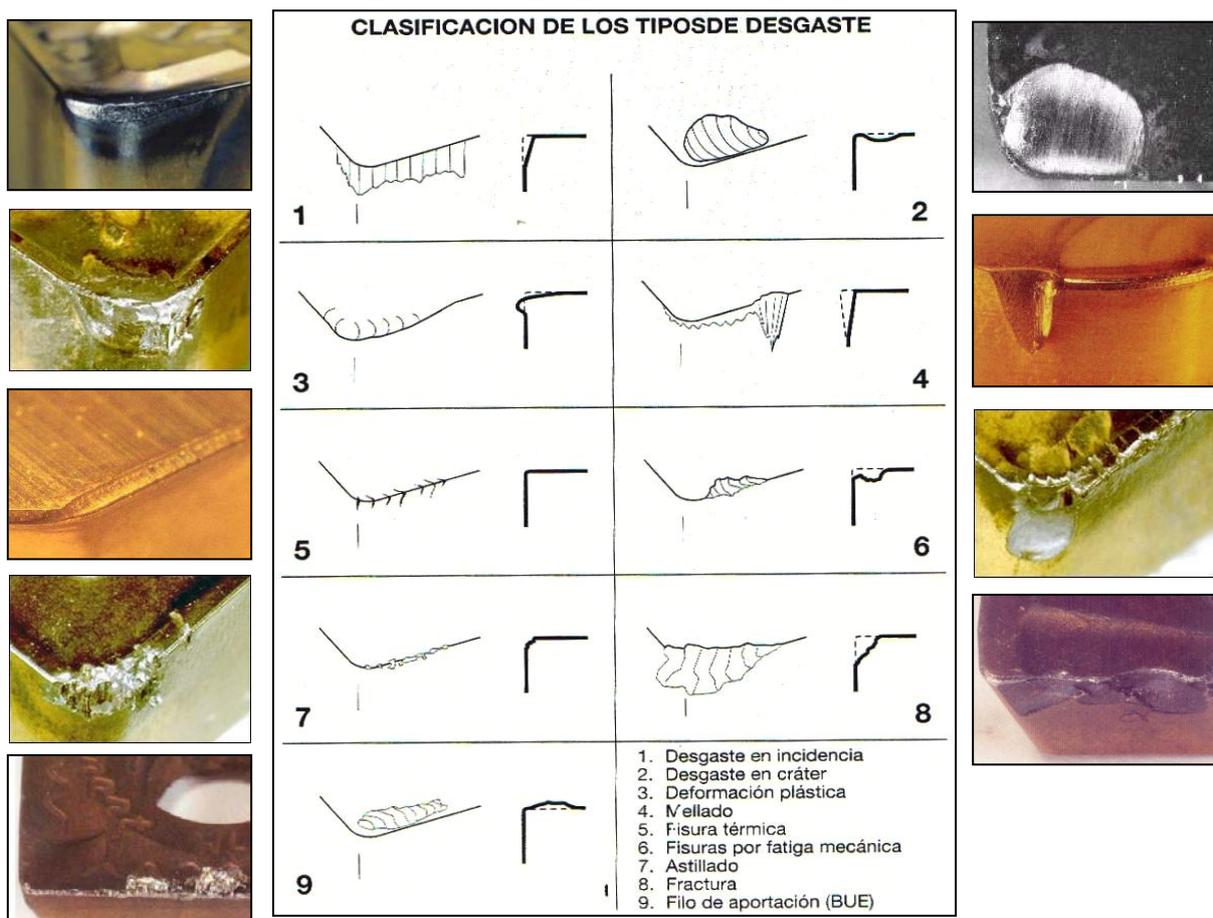


Figura 1.14 Clasificación de los tipos de desgaste de herramienta (Sandvik, 1997).

1.6 ACEROS INOXIDABLES AUSTENÍTICOS

Esta tesis se centra en el mecanizado de aceros inoxidable austeníticos. Los aceros inoxidable son básicamente aleaciones de hierro-cromo. Otros metales actúan como elementos de aleación, pero el más importante es el cromo (mínimo 12%), cuya presencia es indispensable para otorgar la resistencia a la corrosión deseada.

Los aceros inoxidable son utilizados donde es necesario resistencia a la corrosión, resistencia a altas y bajas temperaturas, resistencia a tracción, ductilidad, apariencia, etc.

Tipos de aceros inoxidable

Los aceros inoxidable están divididos en grupos de acuerdo con la micro-estructura básica formada y con la posibilidad de endurecimiento por tratamiento térmico, los grupos principales son los martensíticos, los ferríticos, los austeníticos, los dúplex y los endurecidos por precipitación.



Figura 1.15 Aceros inoxidable.

Aceros Inoxidable Martensíticos

Son Aceros aleados al cromo y endurecibles por tratamiento térmico de temple, contienen de un 13 a un 17% de cromo y del 0 al 2% de níquel, su resistencia a la corrosión es más baja que la de los otros tipos y pueden alcanzar hasta 1400 Mpa de resistencia a la tracción; los más comunes son: AISI 410, AISI 420 y AISI 440.

Aceros Inoxidables Ferríticos

Son Aceros aleados al cromo, (de un 12 a un 30%) que no endurecen significativamente por tratamiento térmico. Son magnéticos y superiores en poder anticorrosión que los martensíticos. Su coste es bajo por no contener níquel. El AISI 430 y el AISI 436 son los más representativos de este grupo.

Aceros Inoxidables Austeníticos

Son Aceros no magnéticos, aleados al cromo (16 al 25%) y al níquel (7 al 20%) que solamente endurecen por deformación en frío (endurecimiento mecánico). Son los inoxidables más ampliamente utilizados.

Su resistencia a la corrosión es superior a los demás y no son magnéticos aunque pueden adquirir una cierta imantación por deformación en frío. Los aceros de la serie 300 (AISI 304, AISI 302, AISI 304L, AISI 310, AISI 316, AISI 316L, AISI 317, AISI 321 y AISI 347) son los más significativos de este grupo, siendo el AISI 304 el más ampliamente usado y representativo.

En general, los aceros inoxidables austeníticos son un grupo de materiales de baja maquinabilidad con un uso extenso en componentes de elevada responsabilidad, debido a sus excelentes propiedades mecánicas unidas a una elevada resistencia a corrosión.

La generación de elevados niveles de tensión de tracción en la superficie mecanizada, característicos del mecanizado de este tipo de materiales, puede degradar la calidad superficial del componente reduciendo su vida útil.

Aceros Duplex

Son una combinación de los inoxidables austeníticos y de los ferríticos. Los más representativos son el tipo 2205 y el S31803, superiores en resistencia y poder anticorrosivo.

Aceros endurecidos por precipitación

Contienen cromo y níquel además de cobre, aluminio, titanio o molibdeno. Tienen alta resistencia y tenacidad y buena resistencia a la corrosión.

Designación e Identificación

Se usan tres clasificaciones generales:

- Estructura metalúrgica
- Sistema Unificado, desarrollado por Sociedad americana para Pruebas de Materiales (ASTM) y la Sociedad de Ingenieros de Automoción (SAE).
- Sistema AISI (Instituto Americano de la Siderurgia, American Iron and Steel Institute) que establece la clasificación de los aceros inoxidable en los tres grupos siguientes:
 - Aceros austeníticos al cromo-manganeso-níquel, serie 200.
 - Aceros austeníticos al cromo-níquel, serie 300.
 - Aceros ferríticos y martensíticos al cromo solo, serie 400.

Esta unificación se ha llevado a cabo para limitar la multiplicidad de tipos y prescripciones previamente existentes.

Selección de un Acero Inoxidable

La selección de un acero inoxidable depende de un grupo de propiedades, debiendo ser considerados los siguientes factores:

- Resistencia a la corrosión química: agentes corrosivos, concentración, contaminantes, temperatura.
- Propiedades mecánicas: tracción, compresión, torsión, flexión, impacto, etc.
- Características de fabricación: conformabilidad, mecanizado, deformación en frío, soldadura, etc.

- Características de acabado: apariencia, rugosidad, brillo, facilidad de limpieza, facilidad de esterilización, etc.

- Coste Total

La elección de un acero inoxidable depende de muchos factores, por consiguiente es necesario realizar un balance entre todas sus características para una correcta aplicación.

En este trabajo de investigación se ha elegido el acero inoxidable austenítico por ser el inoxidable más empleado en la industria representando este tipo más del 50% del consumo total de aceros inoxidables. Dentro de este grupo se ha escogido el AISI 316L por ser ampliamente utilizado y por tener un conjunto de propiedades que lo convierten en un acero de alta resistencia.

Entre estas propiedades destacan:

- Elevada resistencia a la corrosión.
- Elevada conformabilidad.
- Buenas características mecánicas.
- Elevada resistencia a la fluencia.
- Elevada tenacidad incluso a temperaturas criogénicas.
- Buena resistencia al desgaste.
- Buena resistencia a sollicitaciones por fatiga.
- Características elevadas de deformación en frío.
- Elevada soldabilidad.
- Altas características de higiene.
- Muy baja permeabilidad magnética, aunque aumenta por la deformación en frío.

En la siguiente figura podemos apreciar como el acero más representativo de los aceros inoxidable austeníticos es el AISI 304, y que el AISI 316 es un derivado más resistente de éste. Para proporcionarle al acero AISI 316 esta resistencia extra se le añade Molibdeno (Mo) al AISI 304 obteniendo unas mejores propiedades, por lo que este acero será más costoso.

La sensibilización (*sensitisation*) es uno de los mecanismos de corrosión que produce la precipitación de carburos de cromo en los contornos de granos de los aceros inoxidable austeníticos, cuando estos son sometidos a un incremento de temperaturas entre 400° y 800°C. Estudios realizados en el AISI 304 demuestran que la corrosión intergranular produce la fragilización de este material a los 650°C (Lima et al, 2005).

La precipitación abundante de carburos resulta en la disminución de cromo en las regiones vecinas a los bordes; regiones que tienen la resistencia a la corrosión drásticamente comprometida, tornando el material susceptible a la corrosión intergranular en ciertos medios.

Las zonas térmicamente afectadas por operaciones de soldadura son particularmente sensibles a esta forma de corrosión, ya que durante el ciclo térmico de soldadura parte del material es mantenido en el rango crítico de temperaturas.

La consideración de este fenómeno ha llevado al desarrollo de materiales con cantidades de carbono controlado, para reducir la posibilidad de corrosión intergranular.

Los aceros inoxidable del tipo L, como por ejemplo, el 304L y 316L, han sido fabricados con concentraciones de carbono menores al 0,03% de peso aproximadamente, en comparación con los valores típicos de 0,08% de peso de carbono.

En la figura 1.16 se puede observar la relación del acero 304 con los demás tipos de aceros inoxidable, entre los que se encuentra el 316L.

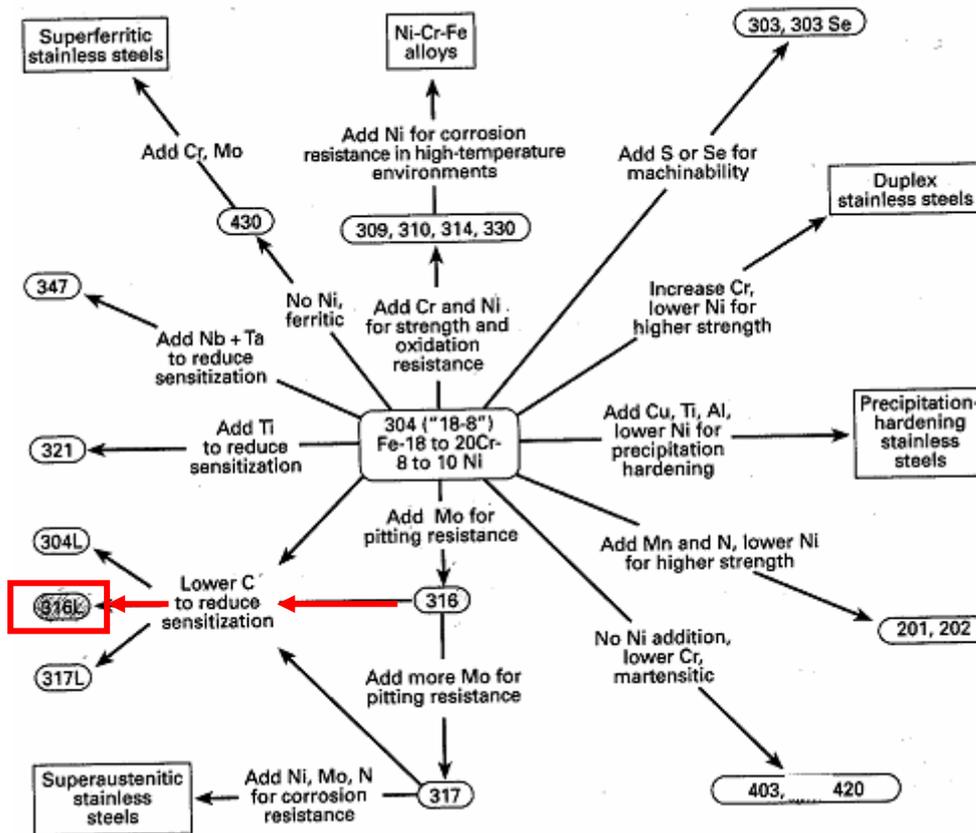


Figura 1.16 Relación del AISI 304 con los demás aceros inoxidables.

1.7 SIMULACIÓN NUMÉRICA DE LOS PROCESOS DE MECANIZADO

Los modelos numéricos representan una alternativa en el estudio de diferentes procesos, pues a través de los métodos de diferencias finitas (FD), cálculo de incrementos finitos (FIC) y elementos finitos (FEM ó MEF), se pueden estimar variables del proceso que no pueden ser medidas directamente o que son difíciles de medir durante el propio proceso.

El método de elementos finitos es el que más se ha utilizado en la modelización de procesos de mecanizado. A través de modelos de elementos finitos se pueden obtener los valores de magnitudes como la presión normal y la temperatura en la interfase viruta/herramienta y la velocidad de deslizamiento de la viruta. Los programas de elementos finitos se constituyen en un medio más económico de obtener información, que la realización de ensayos.

El análisis de la temperatura durante el mecanizado es un fenómeno que afecta tanto a la pieza mecanizada como a la herramienta, siendo las altas temperaturas causantes de cambios en la microestructura del material y por supuesto, en gran medida responsables de la aparición de varios de los mecanismos de desgaste de herramienta conocidos. En el caso de la temperatura, a pesar de que existen sistemas de medida de temperatura en la zona de contacto viruta-herramienta, se considera que son poco fiables, sobre todo por la dificultad que representa colocar sensores en dicha zona.

En la figura 1.17 se muestra la distribución de temperatura que se obtiene a través de la modelización numérica con elementos finitos de un proceso de mecanizado, con el código DEFORM2D.

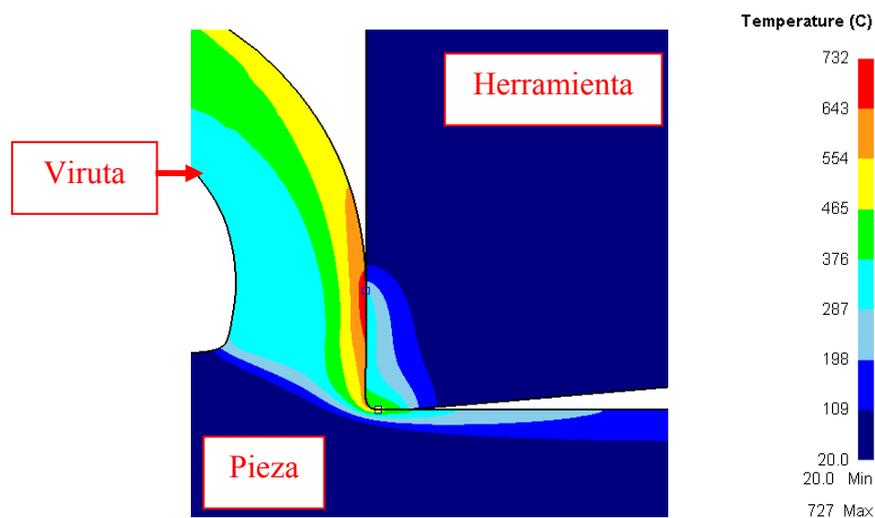


Figura 1.17 Distribución de temperatura obtenida mediante FEM.

Los modelos numéricos empleados para la simulación de corte ortogonal corresponden generalmente a los métodos Euleriano, Lagrangiano y A.L.E. (Arbitrary Lagrangian-Eulerian) (Baker, 2004)(Barge et al, 2005).

En el análisis Lagrangiano la malla computacional se deforma con el material. Esto permite modelizar la formación de la viruta desde el inicio del proceso hasta el estado estacionario. El uso de este tipo de formulación en códigos de elementos finitos que no disponen de una herramienta de remallado necesita un criterio de fallo que describa el proceso de separación de viruta.

En el análisis Euleriano la malla se encuentra fija en el espacio. Este tipo de formulación se ha utilizado con menor frecuencia en la simulación de los procesos de corte. Una de las ventajas de este método es el menor número de elementos necesarios para el modelo, lo que reduce el tiempo de cálculo, sin embargo es necesario predeterminar la forma de la viruta y el ángulo de deslizamiento a partir de experimentación. En el caso concreto de la predicción de tensiones residuales, no es una formulación adecuada, debido a la imposibilidad de tener en cuenta el comportamiento elástico del material (Nars et al, 2008).

La formulación A.L.E (Arbitrary Lagrangian Eulerian) es una técnica relativamente nueva que combina ventajas de la formulación Lagrangiana, con la las ventajas de la formulación Euleriana: el mecanizado se modeliza como un flujo de material, evitando utilizar un criterio de separación (Nars et al, 2007).

La modelización numérica por elementos finitos de los procesos de mecanizado se ha realizado básicamente considerando procesos de corte ortogonal en 2D. La modelización 2D asume la deformación plana del material. Generalmente, este tipo de modelos permite simular tiempos de corte de tan solo algunos milisegundos para lo cual se requieren varias horas de cálculo con equipos informáticos de capacidad media-alta.

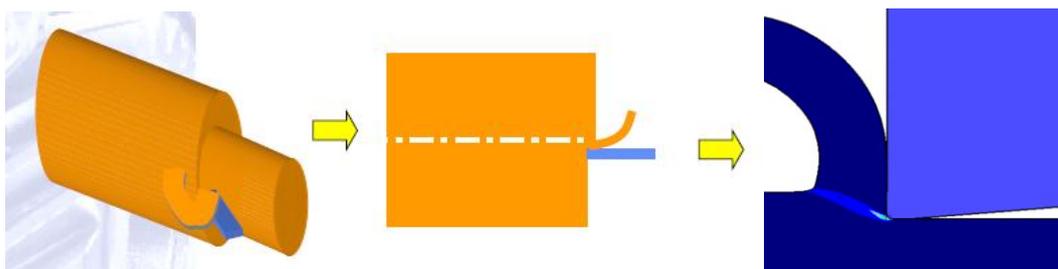


Figura 1.18 Modelización en 2D del corte ortogonal en DEFORM2D.

Durante los procesos de mecanizado aparecen fuerzas sobre el material lo deforman dando lugar a la viruta y a la superficie mecanizada de la pieza. En los procesos de corte ortogonal, dichas deformaciones se producen principalmente en planos perpendiculares al filo de la herramienta. Sin embargo, en el corte ortogonal también se producen deformaciones del material en la dirección del filo de la herramienta dando lugar a rebabas en la superficie mecanizada y a virutas con un ancho mayor que la profundidad

de corte original. En la figura 1.19, se puede observar el borde de la viruta que se forma durante ensayos de corte ortogonal del AISI 316L, a 30 m/min de velocidad de corte y herramienta de acero rápido. Estudios realizados por la Universidad de Michigan, demuestran que al aumentar el radio de arista de la herramienta se observa un significativo aumento en la anchura de la viruta y formación de rebabas.

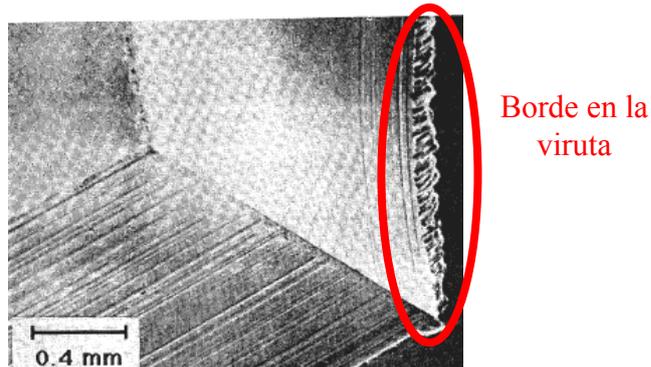


Figura 1.19 Ensayo de quick-stop en acero inox. AISI 316L a 30 m/min (Wallen et al, 1988).

Como se ha indicado, en los modelos numéricos suele considerarse deformación plana del material (modelos 2D) de forma que se asume, una sección de viruta rectangular, con ancho igual a la profundidad de corte y altura igual al ancho medio de la viruta (Trent y Wright, 2000). Las simulaciones 3D permiten simular de forma más realista la formación de rebabas y la variación del ancho de la viruta durante el mecanizado.

El incremento en la capacidad de equipos de cálculo en los últimos años, ha permitido abordar estudios relacionados con la modelización 3D de procesos de corte. A través de la modelización 3D se pueden representar procesos de corte ortogonal y oblicuo. Las principales limitaciones de estos modelos son el enorme número de elementos necesarios para realizar los mallados y que los tiempos de cálculo requeridos son mucho mayores que los correspondientes a simulaciones 2D equivalentes.

El código de elementos finitos utilizado en este trabajo es DEFORM2DTMv.9.1, para las simulaciones en 2D y DEFORM3DTMv.6.1, para las simulaciones en 3D. Ambos códigos emplean el análisis Lagrangiano con remallado automático, lo que mejora en gran medida la convergencia del cálculo numérico.

El remallado automático y continuo permite mantener la calidad de la malla durante la simulación, con una menor distorsión. También permite mantener un mallado denso en las zonas de interés, tanto en la herramienta, como en la pieza, a pesar del movimiento de la pieza durante la simulación. En la figura 1.20 se observa un mallado fino, con elementos de 3 a 5 μm de lado en la zona de contacto viruta-herramienta.

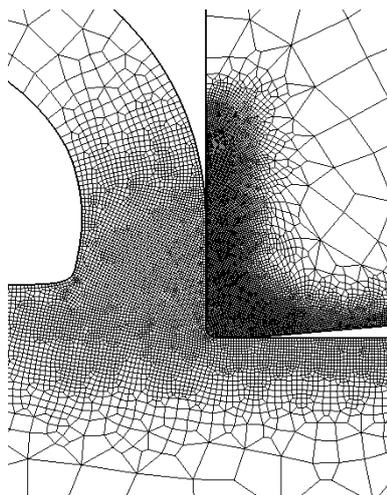


Figura 1.20 Mallado de pieza y herramienta.

1.7.1 Modelización de contactos: Leyes de fricción

Muchos autores han estudiado acerca la influencia de las leyes de contacto en la modelización de procesos de mecanizado, específicamente, en la variación de fuerzas. Özel, 2006 implementó cinco diferentes modelos de fricción en un programa de elementos finitos. Los modelos son los siguientes:

- *Modelo I:* en el que el coeficiente cortante m se mantuvo constante en toda la interfase viruta-herramienta.
- *Modelo II:* en el que el coeficiente cortante m y el coeficiente de Coulomb μ se asumen constantes, el primero, en la zona de adhesión y el segundo en la zona de deslizamiento.
- *Modelo III:* consiste en utilizar un coeficiente cortante m variable a lo largo de toda la zona de contacto entre la herramienta y la viruta a través de una relación empírica que se introduce en el FEM. m está en función de la presión en la superficie de desprendimiento.

- *Modelo IV*: consiste en un coeficiente de fricción μ variable a lo largo de toda la zona de contacto entre la herramienta y la viruta.
- *Modelo V*: modelo en el que se introducen tanto m , como μ variable, en la zona de adhesión y en la zona de deslizamiento, respectivamente.

“ m ” es el coeficiente cortante para grandes valores de σ_n , presentes en la zona de adhesión y “ μ ” es el coeficiente de fricción de Coulomb, utilizado en los casos de baja tensión en la zona de deslizamiento.

Los resultados obtenidos por Özel, 2006 sugieren que los modelos de fricción o leyes de contacto que se aproximan más a los datos obtenidos de forma experimental son los modelos III y IV, es decir, los que utilizan coeficientes variables con la presión normal.

En la figura 1.21 se observan las zonas de deslizamiento y adhesión definidas en los modelos II y V.

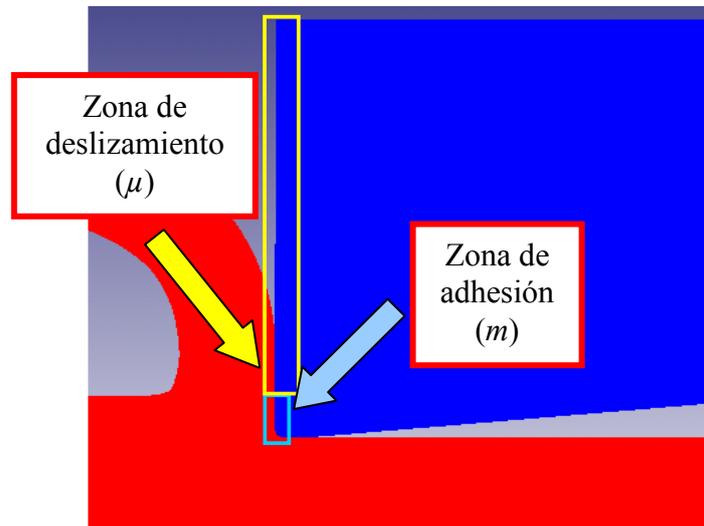


Figura 1.21 Definición de zonas de adhesión y deslizamiento en la interfase viruta-herramienta.

Este tipo de estudios resulta de importancia a la hora de modelizar el proceso de mecanizado para el estudio de la relación de fuerzas-desgaste, siendo el contacto un aspecto que afecta dicha relación.

En el capítulo 3, se expondrán los aspectos relevantes del modelo de fricción adoptado, así como la influencia del mismo en los resultados numéricos de fuerza.

1.8 ESTADO DEL ARTE

Las teorías básicas de mecanizado intentan explicar de forma analítica lo que sucede físicamente en los procesos de arranque de viruta, incluyendo la influencia de las condiciones y geometrías de corte. El desgaste de herramienta es uno de los aspectos relevantes de éste tipo de procesos y muchas son las investigaciones que se han realizado con el objetivo de incluir su influencia en modelos teóricos y empíricos.

La vida de herramienta es un factor que incide económicamente en cualquier proceso de arranque de viruta. Uno de los principales objetivos de la investigación en procesos de mecanizado es desarrollar sistemas que permitan predecir cuantitativamente, sin necesidad de realizar mediciones in situ, el desgaste de herramientas y los parámetros físicos y de proceso necesarios relacionados con la formación de viruta, fuerzas de corte, temperatura y acabado superficial (Sandvik, 1997)(Ceretti et al, 1996).

Las discrepancias encontradas entre los modelos analíticos y los resultados experimentales, debidas a las simplificaciones y asunciones en la predicción de datos, hace necesaria la búsqueda de nuevos modelos, muy particularmente, modelos que incluyan leyes de contacto y mecanismos de desgaste.

El análisis de la literatura científica ha puesto de manifiesto que el estudio de la influencia del desgaste de herramienta se ha llevado a cabo principalmente mediante estudios experimentales que incluyen la evolución del desgaste de herramienta durante el propio proceso de mecanizado.

Diferentes trabajos se han centrado en la medida de fuerzas que se presentan durante ensayos de mecanizado, con el fin de relacionarlas con la evolución del desgaste de las herramientas de corte de forma teórica o empírica (Barata y Mesquita, 1991)(De Fillipi et al, 1969)(Elanayar y Shin, 1996)(Oraby y Hayhurst, 1991)(Chouhhury y Kishore, 2000)(Cantero, 2001)(Ravindra et al, 1993)(Dimla, 2004)(Lan y Dornfeld, 1984)(Dimla, 2000)(Fang et al, 2004)(Poulachon et al, 2001)(Kanti y Chen, 2002)(Dimla y Lister, 2000)(Oraby, 1995)(Sata, 1958)(Oraby y Hayhurst, 2004).

En las últimas décadas, los elementos finitos también han sido utilizados como herramienta en el estudio de la relación desgaste-fuerza. De acuerdo a Yen et al, 2004(b), la mayor desventaja de las simulaciones numéricas de mecanizado es que no proveen información directa del incremento de desgaste o velocidad de desgaste de herramienta, tal y como sucede con los ensayos.

La implementación de una metodología orientada al ensayo de herramientas con geometrías correspondientes al desgaste ha resultado ser una opción para el estudio del fenómeno del desgaste (Muñoz, 2008), (Barata y Mesquita, 1991)(De Fillipi et al, 1969)(Elanayar y Shin, 1996) (Lin y Lo, 2006).

Los elementos finitos también han sido utilizados como parte del estudio de las tensiones residuales que se presentan tras el mecanizado de aceros inoxidable austeníticos. Estudios recientes se centran específicamente en el mecanizado del AISI 316L, material analizado en este trabajo (Nasr et al, 2007)(Umbrello et al, 2007)(Outeiro et al, 2006(a))(Muñoz, 2008).

En lo referente a la influencia que tiene la geometría de herramienta en el mecanizado de aceros austeníticos, en Nars et al, 2007 se estudia la influencia que tiene en el mecanizado del AISI 316L, la arista redondeada de la herramienta en las tensiones residuales provocadas en el material. Radios de artista mayores producen un aumento en la magnitud de las tensiones residuales superficiales por tracción. La magnitud de las tensiones residuales en profundidad, en el caso de la tensión por compresión, también se incrementa con el aumento de radio. En M'Saoubi et al, 1999 se destaca la influencia de los parámetros de corte, del material y geometría de la plaquita en las tensiones residuales que aparecen en el AISI 316L.

Sin embargo, se hace necesario el estudio de la influencia de diferentes geometrías de herramientas no sólo en las tensiones residuales, sino en las componentes de fuerza de corte, siendo estas últimas las que en general son utilizadas en el estudio del desgaste de herramienta, de acuerdo a una gran cantidad de artículos presentes en la literatura científica y para diferentes combinaciones de materiales de pieza-herramienta.

Simplificaciones y demás consideraciones tomadas en estos modelos también dejan la puerta abierta a un estudio más exhaustivo de las tensiones residuales debidas al mecanizado del AISI 316L. Aspectos críticos presentes en el mecanizado de estos materiales “difíciles de mecanizar”, a menudo son asociados con la vida y la pobre integridad superficial de la pieza mecanizada, donde el resultado son altas tensiones residuales en la superficie mecanizada que considerablemente afectan la vida del componente, cuando este se encuentra en servicio.

A continuación se exponen los antecedentes relevantes de la teoría del desgaste de herramienta, su relación con las componentes de fuerza de corte y las tensiones residuales que se presentan tras el mecanizado. También se presentan los antecedentes relacionados con la modelización numérica en 2D, así como los análisis complementarios realizados: las simulaciones de pasadas sucesivas y en 3D.

1.8.1 Modelos de desgaste

En general, en la literatura de mecanizado los modelos de desgaste de herramientas se basan en dos criterios: *Vida útil de herramienta* y *Velocidad de desgaste de herramienta*. La vida útil de herramienta se expresa en función de los parámetros de corte como entrada, que incluyen la velocidad de corte, avance y profundidad. Expresiones clásicas que se basan en el cálculo de la vida de herramienta son las ecuaciones de Taylor, básica y extendida.

Por otro lado, los modelos de desgaste correspondientes al cálculo de la velocidad a la que se desgasta la herramienta (o pérdida de volumen por unidad de área de contacto por unidad de tiempo) (Taylor, 1962), se encuentran en función de variables de salida como la temperatura en la herramienta, velocidad de deslizamiento, tensiones normales, tensiones cortantes, etc. y se basan en los mecanismos que intervienen en dicho desgaste.

El desgaste de flanco y/o cráter se puede representar en función del tiempo, la longitud de corte, el volumen del material eliminado y las fuerzas. En operaciones de desbaste, el desgaste se relaciona comúnmente con el volumen de material eliminado, que es el principal objetivo a maximizar en esta operación. En el acabado, el desgaste se presenta

en función de la longitud de pieza mecanizada, que indica cuánto ha friccionado el filo con la pieza (Taylor, 1962) (López de Lacalle et al, 2004).

Al igual que los modelos de vida de herramienta (Taylor), el modelo de desgaste de herramienta se encuentra en función de constantes que dependen del material, de la pieza y de la herramienta, expresado a través de coeficientes que se determinan por medio de datos experimentales (Yen et al, 2004(a)). Entre los modelos que forman parte de este grupo pueden citarse los de Takeyama y Murata y el modelo de Usui.

El modelo de Takeyama y Murata considera los mecanismos abrasivos y de difusión en función de los parámetros de velocidad de corte, avance, energía de activación, la constante universal de los gases y la temperatura de corte (Norma ISO 3685:1993).

Por otro lado, Usui et al, 1984 propone una ecuación derivada del mecanismo de desgaste adhesivo para la predicción analítica de la evolución del desgaste de cráter y de flanco, en función de las tensiones normales, velocidad de deslizamiento y temperaturas en la superficie de la herramienta.

A su vez, Usui desarrolla un modelo para la predicción de la formación de viruta y fuerzas de corte con datos obtenidos de ensayos de torneado en corte ortogonal.

En el modelo de Usui, la zona de baja temperatura en la curva de desgaste corresponde al desgaste de flanco. A una temperatura crítica de 877°C (1150K) las líneas cambian de la zona de desgaste de flanco a la de cráter (ver figura 1.22(a)). Este cambio se atribuye a la formación de carburos frágiles y la desaparición de los granos de WC (capa que se difunde) de la herramienta a altas temperaturas (Mathew, 1989).

La velocidad de desgaste es constante con respecto al tiempo y proporcional a la carga aplicada, siempre y cuando las condiciones químicas y metalúrgicas de la superficie no sean afectadas (Taylor, 1962).

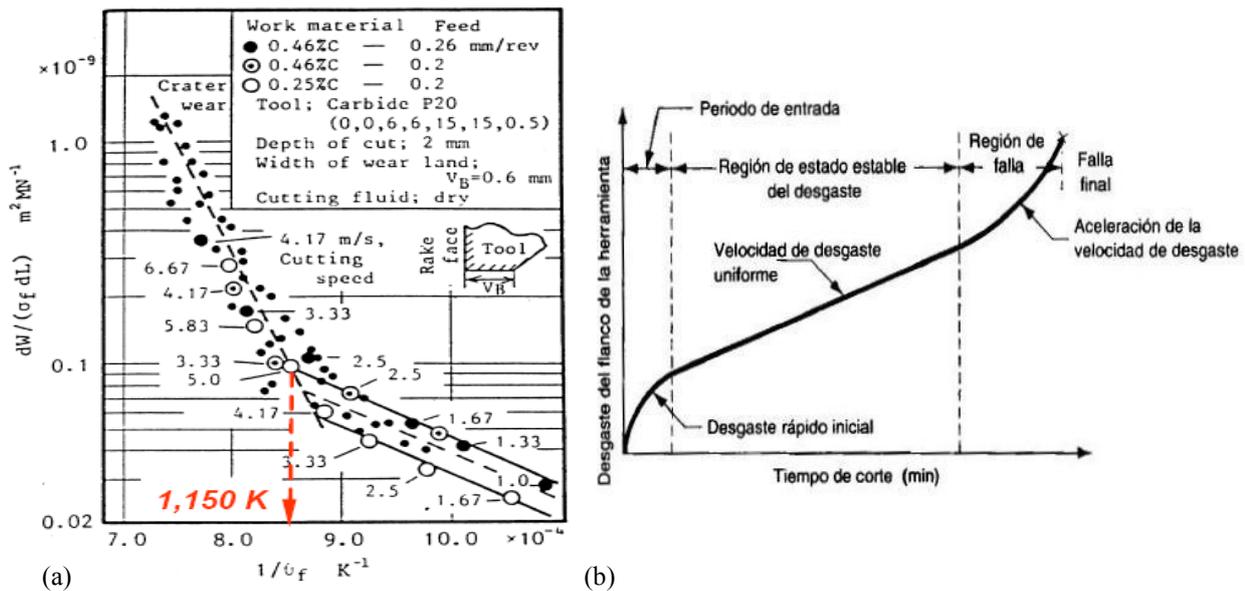


Figura 1.22 (a) Curva de Desgaste –Temperatura (Usui et al, 1984) (b) Curva de Desgaste de flanco en función del tiempo.

Este modelo describe el desgaste de flanco en una etapa avanzada del mecanizado (Taylor, 1962) (Schmidt y Yen, 2003)(Ber y Kaldor, 1973), por lo que el estudio de la relación fuerzas-desgaste representa una opción para la comprensión del desgaste en las etapas que no han sido consideradas por este modelo.

En las curvas de desgaste normalmente se distinguen tres regiones: inicio de desgaste rápido, estado estable y fractura. La mayoría de las investigaciones se centran en modelos de desgastes de la segunda etapa, pues el comportamiento lineal de la curva en esta zona permite predecir la vida de la herramienta (Taylor, 1962)(Ber y Kaldor, 1973). Sin embargo, en el trabajo de Ber y Kaldor, 1973 se realizó un estudio de los primeros 30 segundos del mecanizado (primera zona), obteniéndose como resultado un desgaste inicial en forma de astillamiento del filo de la herramienta.

Por otra parte, concretamente para el caso de desgaste de flanco, la mayoría de los modelos teóricos y empíricos propuestos en la literatura describen el desgaste de flanco en una etapa avanzada del mecanizado (Taylor, 1962)(Schmidt y Yen, 2003)(Ber y Kaldor, 1973). Generalmente, en los primeros instantes del mecanizado la herramienta se desgasta súbitamente en la zona de incidencia produciéndose un pequeño desgaste de

flanco inicial (Remadna y Rigal, 2006). A pesar de que el desgaste de la región inicial es rápido, su influencia en el nivel de desgaste es permanente (Ravindra et al, 1993). A este efecto se le denominará, de aquí en adelante, *flanco de acomodación de filo*. Este fenómeno se ha observado en los ensayos realizados como parte de este trabajo, así como en estudios realizados por otros autores.

Filice et al, 2007, aplicando el modelo de Takeyama y Murata para la determinación del desgaste de flanco indican que el desgaste inicial de flanco presenta un valor promedio de unos 0,05 mm. Esta observación coincide con las realizadas en los ensayos presentados en esta Tesis. En este trabajo se propone incluir el *flanco de acomodación de filo* en la geometría inicial de la herramienta (sin desgaste), para que de esta forma se puedan comparar, en igualdad de condiciones, los datos de las componentes de fuerza medidos y calculados numéricamente.

La acomodación de filo descrita, correspondiente a un flanco de 0,05 mm, supone un incremento de la fuerza de avance obtenida por el modelo superior al 25%. También se produce un incremento de la fuerza de corte, pero de magnitud muy inferior. Sin embargo, la aparición de este desgaste inicial, no suele considerarse en los modelos numéricos de mecanizado que emplean geometrías de herramienta sin desgaste. Este efecto es una de las razones que explica las diferencias que usualmente se presentan entre valores medidos y los obtenidos de forma numérica.

1.8.2 Antecedentes en el estudio experimental de la relación desgaste-fuerza

Existen diferentes tipos de ensayos en los que se busca separar e identificar los efectos de los diferentes tipos de desgaste en las componentes de fuerza de mecanizado:

- Ensayos iniciales para centrar los límites de las condiciones de corte para el estudio del desgaste progresivo, a partir de una herramienta nueva. Se mantiene la profundidad de corte constante y dentro de los límites para evitar el “*chatter*” o vibraciones auto-excitadas (Ravindra et al, 1993).
- Ensayos cortos para medir las componentes de fuerza en presencia del flanco desgastado artificialmente (con diferentes longitudes, por ejemplo de 0,1 a 0,5 mm)

(Barata y Mesquita, 1991)(De Fillipi et al, 1969)(Elanayar y Shin, 1996)(Sata, 1958).

- Ensayos con avance variable para verificar la influencia del avance en las componentes de fuerza (Barata y Mesquita, 1991).
- Ensayos de larga duración, los que se interrumpen a intervalos regulares para la medición del desgaste de flanco, cráter y filo recrecido (Barata y Mesquita, 1991). En ensayos de desgaste realizados con nuevos materiales de corte en Canteli et al, 2009, las herramientas de acero rápido con refuerzo de TiCN presentan dos tipos de desgaste diferentes, de flanco y de astillamiento de filo; ambos relacionados con las fuerzas medidas durante el ensayo.

En la figura 1.23, se observan dos de los tipos de ensayos documentados en las referencias, que se han realizado para relacionar la evolución de las fuerzas con el incremento del desgaste de herramienta durante el mecanizado: (a) ensayos cortos con herramientas que se desgastan artificialmente (en este caso se muestra desgaste de flanco) y (b) ensayos de desgaste de herramientas de larga duración, en los que se estudia la evolución del desgaste durante el mecanizado.

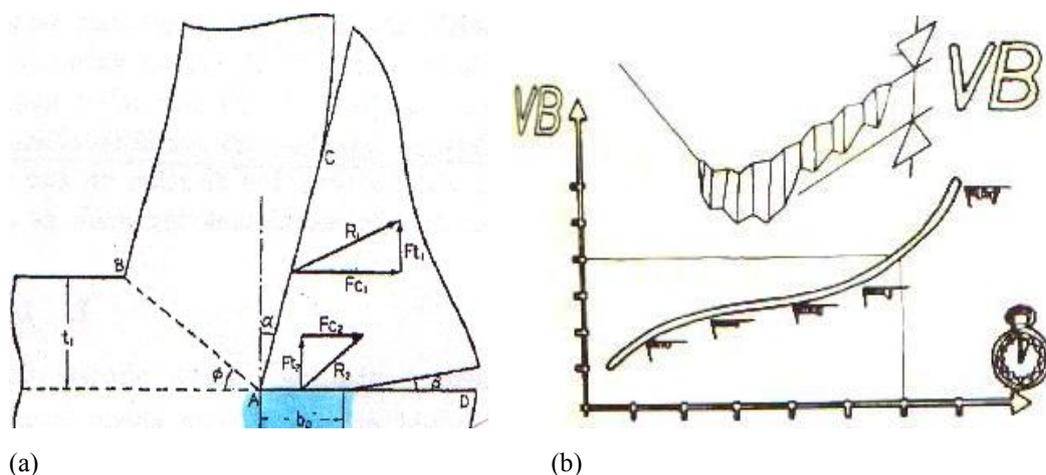


Figura 1.23 (a) Flanco generado artificialmente (Sata, 1958) (b) Evolución del desgaste de flanco en función del tiempo (Sandvik, 1997).

En la definición de ensayos realizados como parte de esta Tesis, se ha considerado un tiempo de corte suficiente para que estabilicen las fuerzas, pero no muy elevado para evitar que se produzca un desgaste adicional de la herramienta (Ravindra et al, 1993)(Barata y Mesquita, 1991). En este caso se ha establecido 2 segundos como tiempo de corte para los ensayos.

Por lo general, las mediciones de desgaste se realizan a diferentes intervalos de tiempo, para obtener la evolución del desgaste en función del tiempo de un filo en particular. De igual forma, estas mediciones se pueden realizar a diferentes intervalos de tiempo (5, 10, 15, 20 y 25 min.) con diferentes filos cada vez, para evitar el desgaste resultante del corte intermitente (enfriamiento de la herramienta), es decir, con un filo se mecaniza durante 5 minutos, luego con otro, 10 minutos y así sucesivamente (De Fillipi et al, 1969).

Para la validación de modelos teóricos (y numéricos) de corte, mediante la comparación con valores obtenidos de forma experimental existen diferentes técnicas que se han desarrollado para la medida del desgaste de la herramienta o su rotura (Cantero, 2001). Estos métodos pueden ser directos o indirectos.

Los métodos directos se basan en la medida de la pérdida de volumen de material de la herramienta, a través de técnicas ópticas, neumáticas, etc., técnicas que se aplican “off-line” (Ravindra et al, 1993).

La mayoría de los métodos utilizados son indirectos, pues miden factores que son resultado o consecuencia del desgaste de herramientas, como por ejemplo, fuerzas de corte, emisiones acústicas, temperaturas, vibración, corriente eléctrica, etc. Estos métodos monitorizan el proceso en tiempo real, con facilidad de implementación de hardware y sin interferir con el proceso de corte (Dimla, 2004).

La dificultad para determinar la distribución de fuerzas sobre la herramienta hace que generalmente se analice la resultante de la fuerza de mecanizado. Esta fuerza resultante no actúa sobre el mismo filo, sino en una zona de la superficie de desprendimiento más

alejada de él, cuanto menor sea el ángulo de desprendimiento (Childs et al, 2000). En la figura 1.24 se observan dos de los sistemas utilizados normalmente para la medida de fuerzas durante el mecanizado.

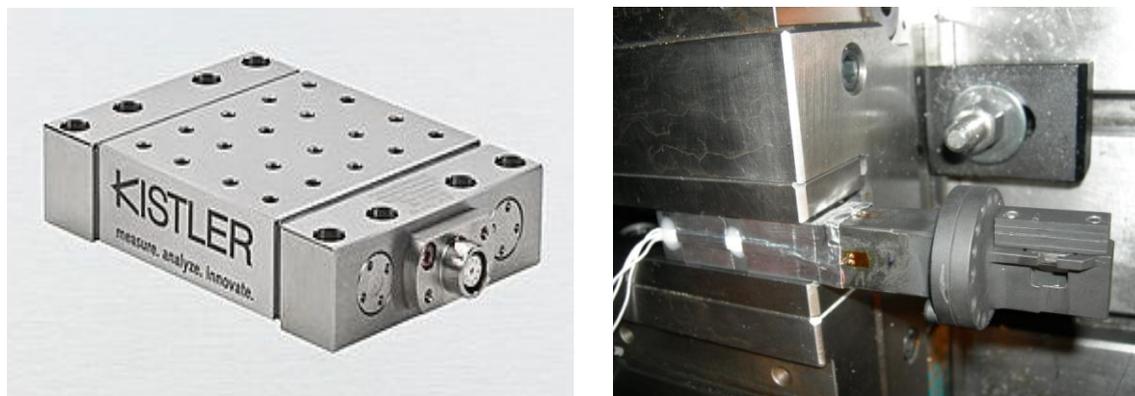


Figura 1.24 Sistemas de medida de fuerzas de mecanizado: Mesa dinamométrica (izq.) y Galgas extensométricas (der.)

En una comparación realizada en (Lan y Dornfeld, 1984) entre el método de emisiones acústicas (EA) y el de medida de fuerzas, la magnitud del cambio en ambas señales resultó ser dependiente del volumen de la herramienta que se pierde durante la fractura, aunque las señales de EA son menos sensitivas al cambio de geometría de la herramienta desgastada y más difíciles de interpretar, que las generadas por las fuerzas (Dimla, 2000). De allí que durante pruebas con emisiones acústicas se midan fuerzas, como señales de referencia.

En definitiva, las componentes de fuerza son magnitudes que pueden darnos mucha información acerca del desarrollo de un proceso de mecanizado, no sólo del desgaste, sino también información que permite:

- Optimizar el proceso mediante control adaptativo,
- Mejorar la calidad superficial de las piezas fabricadas,
- Corregir en tiempo real los errores debidos a la rigidez estructural de la máquina, al estado de lubricación (Ravindra et al, 1993) y a la flexión de la pieza y la herramienta originadas por la fuerza de mecanizado,
- Detectar la aparición de vibraciones en la herramienta (*chatter*) y
- Determinar la maquinabilidad del material mecanizado (Micheletti et al, 1968).

Muchos autores que han realizado estudios orientados a relacionar las fuerzas de mecanizado con el estado de desgaste de la herramienta de corte. En la literatura científica consultada los resultados concernientes a la relación fuerza-desgaste se refieren a diferentes combinaciones de pieza-herramienta, siendo la pieza generalmente un acero.

Las fluctuaciones en los valores de fuerza pueden ser atribuidas a las variaciones en las propiedades del material, tanto de la pieza mecanizada como de la herramienta, los cambios en la geometría de la herramienta (Ravindra et al, 1993) y las condiciones específicas de corte.

Por ejemplo, la disminución de las fuerzas de corte por la presencia del desgaste de cráter, está relacionado con el cambio del ángulo de desprendimiento (más positivo) (Fang y Zeng, 2004), la que depende de la profundidad y ancho del cráter. Al aumentar la velocidad de corte, se incrementa la velocidad de arranque de viruta, incrementándose así la temperatura. El incremento de temperatura causa la deformación y flujo fácil del material, por lo que se necesita menor fuerza de corte para cortar (Dimla, 2004).

Al incrementarse el ángulo de incidencia, el volumen del material de la herramienta disponible para conducir calor fuera de la arista de corte se reduce. Por la misma cantidad de flujo de calor a través de la herramienta, la temperatura en la interfase del área de contacto será mayor para mayores ángulos de incidencia (Taylor, 1962).

Por otra parte, al presentarse el desgaste de flanco, se incrementan las fuerzas, pues la penetración de la herramienta en el material de trabajo se torna más difícil (Poulachon et al, 2001) debido al contacto que se produce entre la herramienta y la pieza (Kanti y Chen, 2002).

Otros tipos de desgaste, como la deformación plástica, desgaste de mella, filo de aportación (BUE), astillamiento de filo y fractura de la herramienta también han sido relacionados con la variación de fuerzas:

- La deformación plástica del filo de la herramienta, sometida a una gran tensión por compresión, contribuye al aumento de la magnitud de fuerza. A su vez, la deformación plástica puede causar la pérdida de la arista de la herramienta (Lan y Dornfeld, 1984)(Dimla, 2000), produciéndose un incremento súbito de fuerzas al aproximarse la fractura (Oraby y Hayhurst, 1991).
- En procesos de corte continuo, el filo recrecido produce un aumento de fuerzas, pues el ángulo de desprendimiento se vuelve más negativo (Dimla, 2000). En condiciones de corte intermitente, el filo recrecido es un aspecto dinámico que aparece y desaparece, contribuyendo con el desgaste por astillamiento y fractura (Dimla, 2000) (Dimla, 2004).
- El desgaste de mella (Oraby y Hayhurst, 1991)(Dimla y Lister, 2000) y el astillamiento producen un aumento de fuerzas, pero no representan una justificación suficiente para el término de la vida de herramienta, es decir, que la herramienta se puede seguir utilizando, pues existen formas de desgaste más severas (Oraby, 1995).

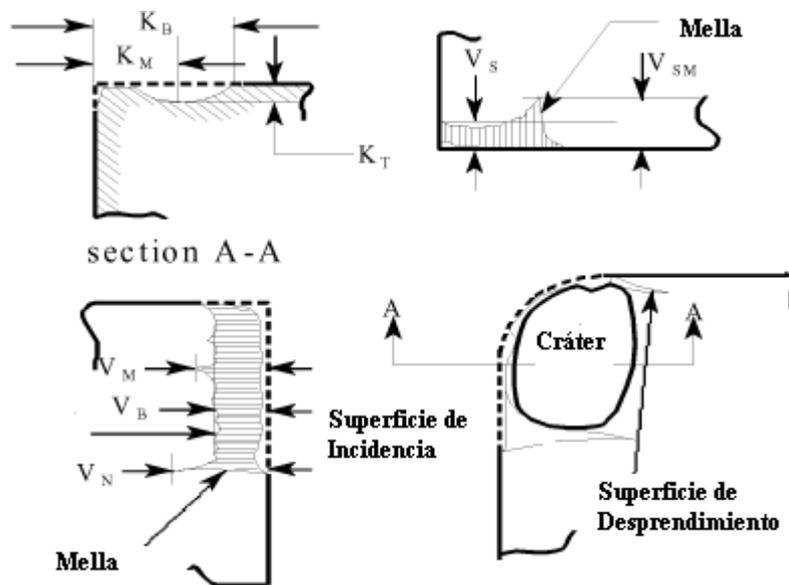


Figura 1.25 Desgastes de flanco, mella y cráter en herramientas de mecanizado.

Muchas veces estos tipos de desgaste son difíciles de medir por su forma irregular. Además, los estudios de desgaste en corte ortogonal presentes en la literatura y

reflejados en estos antecedentes generalmente están orientados a las formas de desgaste de cráter y de flanco (Dimla, 2004).

Cuando se intenta relacionar la fuerza con el desgaste, no se puede olvidar el efecto que tienen las zonas de contacto. Por ejemplo, el desgaste por cráter es el resultado de la acción de la viruta al fluir y deslizarse a lo largo de la superficie de desprendimiento de la herramienta, en donde se desarrollan muy altas presiones y temperaturas por el contacto (López de Lacalle et al, 2004).

Por otro lado, cuando se presenta el desgaste de flanco, se desarrolla una nueva área de contacto herramienta-superficie recién mecanizada, lo que incrementa la fuerza normal a la superficie de flanco (Choudhury et al, 2000). El valor del área de desgaste de flanco, la fricción de la herramienta con la pieza y la generación de calor son las causas del aumento gradual de las fuerzas de mecanizado (Kanti y Chen, 2002) (Sata, 1958).

El desgaste de flanco es al que mayor énfasis se le ha dado, por su influencia en las dimensiones finales de la pieza mecanizada y el incremento de la vibración auto-excitada (*chatter*). El desgaste de cráter origina cambios en el proceso de corte debido al cambio en el ángulo de desprendimiento y el área de contacto con la viruta, además del debilitamiento de la herramienta (Choudhury et al, 2000)(Dimla, 2000).

En la literatura se pueden encontrar modelos teóricos que relacionan linealmente el desgaste de flanco y las fuerzas de corte, expresando las componentes de fuerza de corte y fuerza de avance en función de las tensiones, criterio de desgaste de flanco y longitud de corte ($F_{cVB} = \tau_{VB} \cdot VB \cdot l$ y $F_{aHVB} = \sigma_{VB} \cdot VB \cdot l$) (Sata, 1958). Para el caso del desgaste por cráter, (Barata y Mesquita, 1991) incluye en la teoría clásica de mecanizado los parámetros de cráter para el cálculo de las fuerzas teóricas. Esta ecuación también considera la influencia del desgaste de flanco.

En De Fillipi et al, 1969 se realizaron ensayos de mecanizado con tres tipos de herramientas de metal duro, con el objetivo de ver la influencia de la combinación del material de la pieza y del material de las herramientas en la variación de las fuerzas de

mecanizado con respecto al tiempo y la evolución del desgaste de cráter y flanco, también en función del tiempo. Aunque los resultados no se mostraron a través de una expresión analítica, se presentaron conclusiones importantes que sentaron las bases para los modelos empíricos actuales, tales como los presentados por (Oraby y Hayhurst, 1991)(Oraby y Hayhurst, 2004)(Ravindra et al, 1993)(Choudhury y Kishore, 2000)(Kanti y Chen, 2002).

En los ensayos realizados por estos autores se observa claramente la importancia que tiene la selección de las condiciones de corte apropiadas, sobre todo por la influencia que tienen estas condiciones con la relación fuerza-desgaste.

De igual forma, estos modelos tienen la particularidad de mostrar la variación de la fuerza con respecto al desgaste de flanco, siendo éste, como ya se ha mencionado, el que más influye en las dimensiones finales de la pieza mecanizada. El estudio del desgaste de cráter no ha sido abordado tan detalladamente, a pesar de su importancia en el debilitamiento de la herramienta, por dificultades en la medida de la profundidad de cráter.

El reparto de las fuerzas medidas, en las fuerzas debidas a la superficie de flanco y a la cara de desprendimiento es otro aspecto que ha sido abordado y que se plantea como problema a la hora del estudio de la relación fuerza-desgaste (Sata, 1958)(Elanayar y Shin, 1996).

Oraby y Hayhurst, 1991 presentan un modelo matemático, que parte de la ecuación de Taylor extendida y el análisis de regresión lineal. Los resultados obtenidos muestran que el astillamiento y la fractura de la herramienta provocan el desarrollo de una nueva área de contacto, con lo que se incrementan las magnitudes de fuerza de avance y radial, componentes relacionadas con las condiciones de deslizamiento y fricción entre la herramienta y la pieza.

La razón entre las componentes estas componentes presenta mejores resultados en la detección de fallos y la predicción de los niveles de desgaste.

De igual forma, Ravindra et al, 1993 concluye que las relaciones de componentes de fuerza resultan ser mejores indicadores del desgaste de herramienta. La utilización de las relaciones de fuerza elimina a su vez el efecto de la variación de las propiedades de los materiales, identificada como la mayor fuente de ruido en las señales medidas.

Por su parte, Kanti y Chen, 2002 presenta un modelo matemático consistente en un polinomio de quinto orden que relaciona las componentes de fuerza de corte con el área de desgaste de flanco, mediante el análisis tridimensional de la superficie de flanco desgastada con la ayuda de un perfilómetro. Al igual que Oraby y Hayhurst, 1991 y Ravindra et al, 1993, Kanti y Chen, 2002 concluye acerca del aumento brusco de las componentes de fuerza de avance y radial con el inicio de la fractura de la herramienta.

Choudhury y Kishore, 2000, utiliza el modelo de vida útil de Taylor para relacionar el desgaste de flanco con los parámetros de corte y la razón de fuerza de avance/fuerza de corte (F_a/F_c). Los parámetros que utiliza en su relación son la velocidad de corte, avance, profundidad de corte y diámetro de la pieza.

Por otra parte, las relaciones de las componentes de fuerza contribuyen al estudio de la influencia de la geometría de desgaste, de acuerdo a la literatura científica revisada (Oraby y Hayhurst, 2004)(Choudhury y Rath, 2000). De acuerdo a (Oraby, 1995), la componente de fuerza de corte no es tan sensible al desgaste progresivo de herramienta, como las componentes de fuerza de avance y radial.

En Choudhury y Kishore, 2000 se utiliza la relación F_a/F_c para la medida de la evolución del desgaste de flanco. La relación de la fuerza de avance y de corte parece estar mejor relacionada con el estado de desgaste de la herramienta en su totalidad. La relación aumenta su valor al incrementarse el desgaste de flanco.

En Oraby y Hayhurst, 1991 de todas las componentes de fuerza, la tangencial (de corte) parece ser la menos afectada por el desgaste. De los tipos de desgaste, el desgaste de mella es el que menor influencia tiene sobre las componentes de fuerza. El desgaste de flanco tiene la misma influencia sobre las componentes radial y de avance. Las

componentes de fuerza radial y avance son principalmente de cargas de penetración y fricción, por lo que son sensibles al desgaste, en comparación con la componente de fuerza tangencial. En este estudio no se consideraron los efectos del desgaste de cráter.

En el capítulo 2 y 3 de esta Tesis se presentan los resultados experimentales y numéricos, respectivamente, representados a través de la relación de fuerza de avance y fuerza de corte (F_a/F_c). Cada una de las gráficas expone los resultados de las componentes de fuerza relativas a un tipo de desgaste, siendo en todo caso el primer valor en cada una de las condiciones de corte la herramienta sin desgaste. De esta forma se observa la evolución de la relación de componentes de fuerzas con la geometría desgastada de herramienta. En estos capítulos también se representan y analizan las componentes de fuerza por separado.

En conclusión, de acuerdo a los estudios previos, la relación entre las fuerzas y el desgaste depende de las propiedades del material, la uniformidad en su composición, tanto de la pieza, como de la herramienta, además de las variaciones en las condiciones de corte relacionadas con la formación de viruta, tales como el avance, la profundidad y la geometría de corte (Micheletti et al, 1968)(De Fillipi et al, 1969).

El efecto de la geometría de la arista de corte durante el mecanizado también ha recibido mucha atención en los últimos años debido al desarrollo de nuevas técnicas de mecanizado, como el acabado en materiales duros y el micromecanizado (Fang y Wu, 2005). En general, puede afirmarse que al incrementarse el radio de arista de corte, se incrementan las fuerzas.

Las herramientas de corte con chaflán son usualmente utilizadas en el mecanizado de materiales duros debido a la resistencia que la geometría de chaflán proporciona a la herramienta (Choudhury et al, 2005)(Movahhedy et al, 2002). Las herramientas con chaflán actúan como herramientas con ángulo de desprendimiento negativo, por lo que reducen la posibilidad de fractura de la herramienta. Al incrementarse la longitud de chaflán, las fuerzas se incrementan.

A pesar de la mejora que supone el chaflán en la herramienta de corte para el mecanizado de materiales duros, existen muy pocas investigaciones relacionadas con el mecanizado de aceros inoxidable (Choudhury et al, 2005) (Movahhedy et al, 2002).

1.8.3 Antecedentes en el estudio numérico de la relación desgaste-fuerza

Los elevados tiempos de cálculo que normalmente presentan los modelos numéricos dificultan simular los tiempos de corte empleados experimentalmente (en general, las simulaciones numéricas corresponden a tiempos de pocas milésimas de segundo). Esta limitación dificulta simular de forma directa la evolución del desgaste de herramienta. Existen algunos modelos en 2D, como el propuesto por Yen et al, 2004(b), que a partir de los resultados de la simulación estiman el desgaste de herramienta, actualizando la geometría de corte.

A pesar de los inconvenientes antes mencionados, la modelización numérica en 2D del proceso de corte ortogonal para el estudio de la relación fuerza-desgaste durante los procesos de mecanizado presenta un gran interés. Normalmente se definen geometrías de herramienta en el modelo correspondientes a diferentes tipos y niveles de desgaste, tal y como sucede en los ensayos cortos de desgaste. Este sistema permite el estudio de la influencia de la geometría de desgaste, separando los efectos de los diferentes tipos de desgaste que normalmente se presentan de forma acoplada durante el mecanizado.

Por otra parte, debido al incremento en la capacidad de los equipos de cálculo y la eficiencia de programas de elementos finitos, la modelización del proceso de mecanizado en 3D se ha presentando en los últimos años como una alternativa para la modelización del procesos en corte ortogonal y en corte oblicuo. Aunque los modelos 3D permiten una representación más real del proceso, se requiere un tiempo de cálculo muy alto con respecto al tiempo empleado para simular procesos en 2D.

En la bibliografía pueden encontrarse numerosas referencias de autores que han realizado este tipo de estudios como Yen et al, 2004(a), Ravindra et al, 1993, Marín-Calvo et al, 2008(a), Ranganath et al, 2007, Movahhedy et al, 2002, Choudhury et al, 2005.

Por ejemplo, en Yen et al, 2004(a) se analizan, aparte del efecto de radio de redondeo del arista, el ángulo y ancho del chaflán en la formación de viruta, fuerzas de mecanizado y variables como la temperatura, la tensión y la deformación con el fin de minimizar el desgaste de herramienta para unos parámetros de corte, materiales de pieza y herramienta determinados.

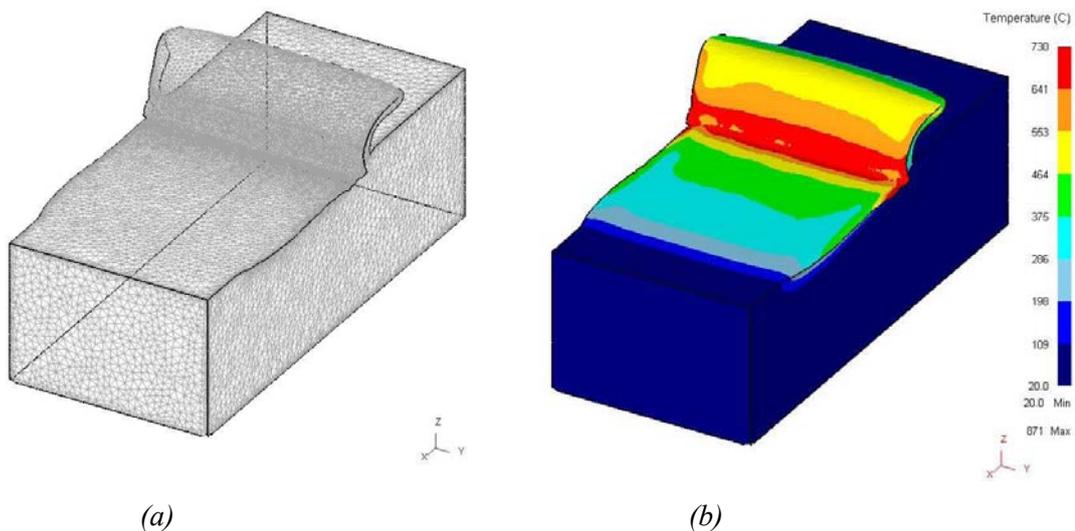
Por otra parte, un incremento en el ángulo de chaflán tiene una fuerte influencia, cuando se utiliza una longitud de chaflán grande. Con el incremento del ancho de chaflán, tanto la fuerza de corte, como la de avance se incrementan, siendo más significativo el aumento de la fuerza de avance (Choudhury et al, 2005).

En Ceretti et al, 2000 se presenta un estudio mediante modelización numérica 3D de un proceso de corte por cepillado, para la predicción de fuerzas, temperatura y distribuciones de tensión, además de la formación de viruta relativa al mecanizado de una aleación de aluminio en condiciones ortogonales y el mecanizado de acero de bajo carbono con configuración de corte oblicuo.

En Guo y Liu, 2002 se propone un modelo en 3D para el estudio del mecanizado del AISI 52100 utilizando herramientas PCBN. Este modelo se utilizó para predecir las fuerzas, la distribución de temperatura en la arista de corte y la distribución de tensiones residuales en la superficie mecanizada. Soo et al, 2004 utilizan ABAQUS/Explicit para el estudio en 3D del mecanizado de Inconel 718, la predicción de viruta segmentada y la obtención de las componentes de fuerza de mecanizado.

Aurich y Bil, 2006 presentan dos modelos en 3D para el estudio de la formación de viruta segmentada, utilizando el código DEFORMTM3D en su versión 5.1. En Attanasio et al, 2008 se emplean modelos 3D para la predicción de desgaste de herramientas durante el torneado. Özel, 2009 utiliza la modelización en 3D para la predicción de las fuerzas, formación de viruta, tensiones, temperaturas y desgaste de herramienta, en el mecanizado del AISI 4340 con herramientas PCBN (con cuatro diferentes geometrías de herramienta). Este modelo estudia el efecto de la geometría de herramienta (uniforme y micro-geometría referente al diseño de arista) en las variables del proceso de torneado.

Entre los artículos, que mediante la utilización de la modelización 3D realizan estudios de mecanizado con diferentes geometrías de herramienta se encuentran: Klocke y Kratz, 2005 que utilizan un modelo 3D para la investigación del diseño de herramienta con chaflán y la identificación de los puntos de altas temperaturas en la herramienta, Karpat y Özel, 2008 presentan resultados experimentales y en modelización 3D del mecanizado del AISI H13 utilizando herramientas con chaflán y arista redondeada y Özel et al, 2008 presentó un modelo 3D correspondiente al torneado de acero endurecido con plaquitas de micro-geometría variable. Estos artículos y el trabajo que aquí se presenta dejan la puerta abierta para seguir avanzando en el conocimiento a través de la modelización 3D de los procesos de mecanizado.



(a) (b)
 Figura 1.26 Ejemplo de modelización en 3D: (a) mallado de la pieza y (b) distribución de temperatura obtenido tras la simulación.

1.8.4 Antecedentes en el estudio de las tensiones residuales en piezas mecanizadas

Diversos estudios relativos a la medición de tensiones residuales generadas por mecanizado han sido realizados en diferentes materiales como aceros (Henriksen, 1951)(Capello, 2005)(Saï et al, 2001)(Sridhar et al, 2003) materiales cerámicos (Rechy Moisan, 2003)(Mantle y Aspinwall, 2001) y materiales compuestos (Genzel et al, 2005). Algunos de los efectos observados pueden resumirse como sigue.

En los experimentos de corte ortogonal en acero de bajo contenido de carbono, realizados por Liu y Barash, 1982, se observó que la geometría de la herramienta es

determinante en el nivel de tensión residual en la superficie. En Liu et al, 2004 se observó un aumento en las tensiones residuales con el incremento del radio de punta de la herramienta, tras el mecanizado con metal duro.

La influencia de la geometría de la herramienta también fue confirmada por Thiele et al, 2000 en el mecanizado del acero AISI 52100 y por Arunachalam et al, 2004(a) en la aleación Inconel 718, donde el incremento del radio de punta de la herramienta tienen un efecto directo en el incremento de las tensiones de tracción. Se observa la influencia que tiene la velocidad de corte en los resultados de tensiones residuales de tracción, utilizando herramienta de carburo de tungsteno en el mecanizado acero AISI 316L (Henriksen, 1951) o las herramientas de nitruro de boro cúbico (CBN) en la aleación Inconel 718 (Arunachalam et al, 2004 (b)). En este trabajo, un aumento en la profundidad de pasada conduce a una reducción de las tensiones de compresión en profundidad y el aumento de la resistencia a la tracción en la superficie, sin embargo existen otros trabajos que concluyen que el efecto de la profundidad de pasada en las tensiones residuales es mínima (M'Saoubi et al, 1999).

El incremento del ángulo de incidencia hace que aumente la tensión residual de tracción en la dirección de corte (Lo, 2000). El efecto de la longitud del desgaste de flanco es investigada por Lin et al, 1997, y en dicho trabajo se concluye que el aumento de desgaste de flanco producen un aumento en las tensiones de compresión. Lin et al, 2000 también investigan la influencia de la profundidad de pasada y de la velocidad de corte.

En Hua et al, 2005 y Hua et al, 2006 se estudia el torneado de acero endurecido y de acuerdo a sus resultados, un valor de avance alto, dureza elevada del material de la pieza o un incremento en el radio de punta inducen elevadas tensiones de compresión. En esta investigación se presta especial atención al efecto de la geometría de filo (chafilán y redondeo), así como la profundidad de pasada en la tensión residual de la superficie mecanizada, para definir los parámetros óptimos de mecanizado.

El incremento de la velocidad en el mecanizado del AISI 316L conlleva un aumento de la tensión residual superficial y una disminución del espesor de la capa traccionada

(M'Saoubi et al, 1999). Estos resultado están de acuerdo con los obtenidos por Wiesner, 1989 en el mecanizado ortogonal del AISI 304.

Özek et al, 2006 realizan una investigación experimental sobre la maquinabilidad del acero inoxidable austenítico AISI 304 en un proceso de torneado. En los ensayos, se utilizan diferentes valores de velocidad de corte (100 m/min, 150 m/min y 200 m/min), de avance (0,1 mm/rev, 0,2 mm/rev y 0,4 mm/rev) y de profundidad de pasada (0,5mm, 1 mm, 2 mm) para estudiar su efecto sobre la rugosidad superficial, el desgaste de flanco de la herramienta y la temperatura entre pieza y herramienta.

Outeiro et al, 2002 estudian las tensiones residuales inducidas en el torneado del acero AISI 316L. Se presta especial atención a la influencia de los parámetros de corte, tales como la velocidad de corte, el avance y la profundidad de corte. Se miden las tensiones residuales utilizando la técnica de difracción de rayos X (en la superficie de la pieza y en profundidad).

Los efectos de las condiciones de corte en las tensiones residuales se analizan en asociación con los valores de las fuerzas de mecanizado obtenidas experimentalmente. Las tensiones residuales superficiales y las componentes de fuerza tienen la misma tendencia a decrecer con el incremento de la velocidad de corte, y de aumentar con el incremento del avance.

En un trabajo posterior, Outeiro et al, 2006(a) demuestran que las tensiones residuales crecen con la mayoría de los parámetros de corte (velocidad de corte avance y radio de filo). Cabe destacar que para el rango de velocidades estudiadas, entre 100 y 200 m/min, el parámetro que tiene una mayor influencia sobre las tensiones residuales es el avance. Por medio de un modelo analítico se muestra el efecto del radio de filo en las tensiones residuales en el mecanizado.

En Nasr et al, 2007, se desarrolla un modelo de elementos finitos para la predicción de las tensiones residuales en la dirección axial, para un rango de radios de filo

(20–100 μm), en el AISI 316L. Un incremento en el radio de filo implica un incremento en las tensiones residuales, lo cual es consistente con los todos los trabajos previos.

Outeiro et al, 2008 extiende el estudio para el Inconel y realiza una comparativa con el AISI 316L para mecanizado en seco, con herramientas con y sin recubrimiento.

También se han desarrollado diversos estudios relativos a la determinación de las tensiones residuales a partir de modelos numéricos.

En M'Saoubi et al, 1999 se llevó a cabo un importante estudio acerca de las tensiones residuales generadas tras el torneado ortogonal de AISI 316L. Este trabajo ha sido utilizado para validar modelos numéricos desarrollados por otros autores (Salio et al, 2006)(Nasr et al, 2007) y constituye una referencia en este campo.

En Salio et al, 2006 se desarrolló un modelo 2D, utilizando el código de elementos finitos MSC Marc. En Nasr et al, 2007 se desarrolló un modelo en 2D basado en la formulación A.L.E y el código de uso general ABAQUS/Explicit. En este artículo se estudió la influencia del redondeo de arista de corte en las tensiones residuales. Por su parte, en Outeiro et al, 2002 se analizó la correlación entre las tensiones residuales y los parámetros de corte, en el mecanizado del AISI 316L.

En Umbrello et al, 2007 se recoge un trabajo experimental y de modelización numérica utilizando el código comercial DEFORM2D. En él se analiza la influencia de la geometría de la herramienta, resultando en un aumento del nivel de tensión de tracción en la superficie mecanizada con el aumento del ángulo de desprendimiento de la herramienta, el redondeo de arista de corte y el avance.

En Outeiro et al, 2006 (a) se analiza la influencia del recubrimiento en de la herramienta en las tensiones residuales, siendo el aumento del nivel de tensión de tracción el resultado del incremento del redondeo de arista de corte que supone el recubrimiento de la herramienta y a la función del recubrimiento que actúa como aislante térmico, causando que una mayor cantidad de calor fluya hacia la pieza de trabajo.

En Outeiro et al, 2006 (a) se analiza el efecto de las pasadas sucesivas de herramienta en la distribución de tensiones residuales en la superficie mecanizada y en la zona cercana a la misma. Este trabajo muestra un incremento de las tensiones residuales debido a la repetición del corte en la superficie que se ha mecanizado previamente. El modelo utilizado se desarrollo en el código específico DEFORM2D, validado con resultados experimentales. En Outeiro et Diaz, 2006 se analiza la influencia de las propiedades mecánicas del material a mecanizar en el caso del AISI 316L y el AISI 1045.

1.8.5 Antecedentes del estudio del punto y zona de estancamiento del material

Durante la formación de viruta frecuentemente se forman zonas en donde se acumula material frente a la arista de la herramienta. Estas zonas pueden tener una influencia sobre la vida de la herramienta, rugosidad y dimensiones finales de la pieza mecanizada. Este efecto es especialmente significativo en el mecanizado con herramientas con ciertos tipos de desgaste geométricos.

La zona de estancamiento de material es la zona en el que el material de la viruta tiene una velocidad aproximadamente nula, debido la adhesión que se produce en la zona de la interfase herramienta-viruta más cercana al filo de corte. Esta zona define la posición (denominado punto de estancamiento) donde el material de la pieza se separa en dos partes: la que forma parte de la viruta y la que fluye por debajo de la herramienta y que se constituye en la superficie recién mecanizada (Nars et al, 2007)(Yen et al, 2004(a)).

El material que fluye bajo la herramienta produce una fuerza denominada *ploughing force*. Esta fuerza es debida a la deformación del material y al efecto de su recuperación elástica (Ranganath et al, 2007)(Aramcharoen y Mativenga, 2009). Este efecto influye de forma muy significativa en los procesos de mecanizado con avances pequeños en relación con el radio de filo (micromecanizado, mecanizado con herramientas con gran redondeo de filo, etc.) (Son et al, 2005) (Woon et al, 2008). Por ello, es un fenómeno especialmente relevante en procesos de corte con herramientas con ciertos tipos de desgaste geométrico.

De acuerdo a Jacobson y Wallen, 1988, la zona de estancamiento puede ser clasificada de acuerdo a la localización del punto de separación en: capa de estancamiento, recrecimiento de filo en superficie de incidencia, recrecimiento de filo en superficie de desprendimiento y recrecimiento de filo doble (en ambas superficies).

El proceso de formación de estas estructuras tiene dos pasos importantes: nucleación y crecimiento. La nucleación consiste en la adhesión del material estancado o acumulado frente a la herramienta. El crecimiento consiste en el incremento del material adherido. A partir de un corte con viruta continua, la capa de estancamiento se forma cuando dentro de la viruta se produce cizalladura y parte del material de la viruta se adhiere a la superficie de desprendimiento de la herramienta. Si la capa de estancamiento crece y afecta significativamente la geometría de la herramienta, entonces se trata de como zona de estancamiento.

El material adherido a la herramienta actúa como filo de corte. Este filo recrecido puede separarse de la herramienta dependiendo de la superación de un límite crítico, ya sea en la zona secundaria y/o terciaria. De allí que la separación puede iniciarse en la superficie de desprendimiento, en la de incidencia o en ambas superficies. Esto da lugar a los tres últimos tipos de zona de estancamiento arriba mencionados.

En la figura 1.27 se pueden apreciar las 3 zonas de cizalladura principales (primaria, secundaria y terciaria), además de las zonas de transición correspondientes al flujo de material durante el mecanizado.

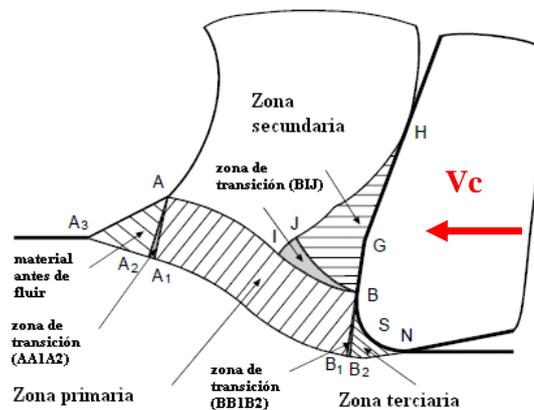


Figura 1.27 Definición de zonas principales y de transición presentes durante el mecanizado (Fang, 2003).

En la figura 1.28 se muestran dos ejemplos relacionados con la acumulación de material frente a la herramienta: la primera imagen (izquierda) muestra la formación de una capa de estancamiento y la segunda (derecha) una condición de zona de estancamiento. El material empleado en estos ejemplos es el AISI 316L, mecanizado con una herramienta de acero rápido M2. Las velocidades de corte en estos casos fueron 30 y 40 m/min, respectivamente. En la capa de estancamiento se observa la parte interior de la viruta con un buen acabado superficial. Por otra parte, con la zona de estancamiento se observa una viruta con superficie más irregular.

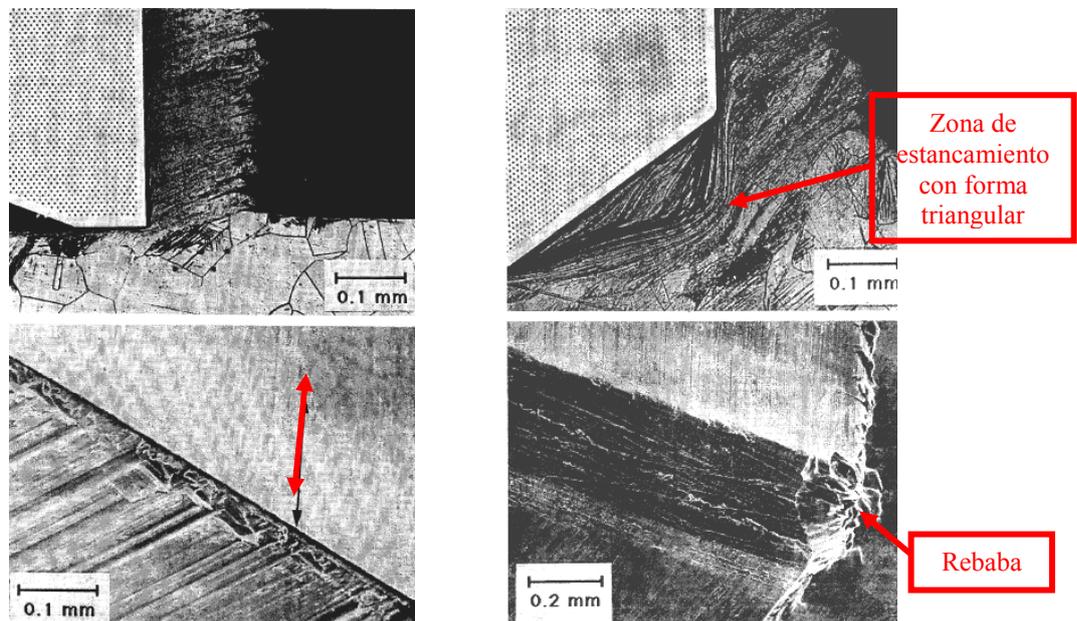


Figura 1.28 Capa (izq.) y zona de estancamiento (der.); ensayos quick-stop con AISI 316L (Jacobson y Wallen, 1988).

La estructura de la viruta es el resultado de la recuperación y recristalización del material, luego de ser sometido a grandes deformaciones y temperaturas a su paso por la zona de contacto con la herramienta. El comportamiento del material es más el de un fluido extremadamente viscoso, que el de un metal sólido (Trent y Wright, 2000).

La presencia del punto de estancamiento esta relacionado con la condición de adhesión en dicha zona. La presencia de la zona de estancamiento demuestra la presencia de la adhesión entre la herramienta y el material mecanizado.

1.8.6 Antecedentes del estudio del efecto de pasadas sucesivas en las simulaciones numéricas de procesos de corte

Existen estudios en los que proponen modelos con pasadas sucesivas de la herramienta de corte para la verificación del efecto del endurecimiento por deformación en las tensiones residuales superficiales y en profundidad producidas durante el mecanizado. En el trabajo de Outeiro et al, 2006 (a), simulando pasadas de corte sucesivas con una herramienta con redondeo de filo 0,03mm se obtiene un significativo incremento de las tensiones residuales circunferenciales.

En Liu et Guo, 2000 se analiza el efecto de las pasadas sucesivas con herramienta de corte con arista viva, sobre el ángulo de cizallamiento, las fuerzas, las temperaturas y las tensiones residuales que se producen por el mecanizado del AISI 304. Las tensiones residuales superficiales se vuelven compresivas en la simulación de segunda pasada. Las fuerzas de corte, geometría de viruta y temperatura de la superficie mecanizada se ven ligeramente afectadas por las tensiones residuales. Sasahara et al (1996) indican resultados similares para la simulación de pasadas sucesivas con herramienta con arista viva para el mecanizado de bronce.

No se ha encontrado ninguna referencia en la que se analice el efecto de las pasadas sucesivas para distintas geometrías de filo, por lo que no se dispone de información relativa a cómo influye sobre dicho fenómeno el estado de desgaste de la herramienta.

1.9 CONCLUSIONES DEL CAPÍTULO

En este capítulo se han expuesto los aspectos más relevantes que justifican el estudio propuesto en esta Tesis, sobre el análisis termomecánico de la influencia del desgaste geométrico de las herramientas en los procesos de corte ortogonal en seco de los aceros inoxidables austeníticos.

A raíz del análisis de la bibliografía consultada, se concluye que:

- Existen numerosos estudios numéricos y experimentales de procesos de corte ortogonal en seco con herramientas con geometría con y sin desgaste. Sin embargo, no se han encontrado trabajos que consideren una variedad de tipos de desgaste tan amplia como la abordada en esta Tesis. La amplitud del ámbito del trabajo desarrollado permite extraer conclusiones generales relativas a la influencia de cualquier tipo de desgaste y avanzar en el desarrollo de modelos numéricos aplicables a cualquier geometría de herramienta con o sin desgaste.
- La realización de ensayos de corte con herramientas con geometrías correspondientes a distintos niveles y tipos de desgastes geométricos, permite analizar por separado la influencia de cada uno de dichos tipos de desgaste sobre el mecanizado, así como el efecto combinado de varios de ellos.
- Las fuerzas y las tensiones residuales generadas por el mecanizado son magnitudes relativamente fáciles de medir experimentalmente y que aportan información relevante y muy relacionada con el estado de desgaste de la herramienta de corte.
- La modelización numérica 2D de procesos de corte ortogonal con geometrías de herramienta desgastada permite analizar la influencia del estado de desgaste sobre diferentes variables termomecánicas difíciles de determinar experimentalmente.
- La modelización numérica de pasadas sucesivas de corte permite verificar el efecto de las pasadas previas sobre el proceso de mecanizado. Existen muy pocos trabajos que aborden este estudio y todos ellos se centran en una única geometría de arista de corte. Por ello, no se dispone de información relativa a cómo influye el estado de desgaste de la herramienta sobre el efecto de la simulación de pasadas sucesivas.
- Prácticamente la totalidad de los modelos numéricos de corte ortogonal consideran condiciones de deformación plana del material (modelos 2D). Sin

embargo, las deformaciones en la dirección del filo de la herramienta pueden tener un efecto significativo en los resultados del modelo, especialmente en el caso de herramientas desgastadas. No se ha encontrado ningún trabajo en el que se analice el efecto indicado.

Capítulo 2: Trabajo Experimental y Análisis de Resultados

En este capítulo se describe el trabajo experimental realizado en relación con los procesos de corte ortogonal en seco de acero inoxidable austenítico AISI 316L considerando diferentes condiciones de corte y geometrías de herramienta correspondientes a distintos niveles y tipos de desgaste.

En los ensayos se midieron las componentes de la fuerza de mecanizado y las tensiones residuales producidas debido al proceso de corte. En este capítulo se presenta el análisis realizado para determinar la influencia del desgaste de la herramienta sobre dichas magnitudes.

Los resultados obtenidos en esta campaña de ensayos también se emplearon para la validación del modelo descrita en el capítulo 4.

En resumen, el trabajo experimental presentado en este capítulo se divide en dos grandes apartados:

- Ensayos de mecanizado en seco y en condiciones de corte ortogonal de tubos de acero inoxidable austenítico AISI 316L, con herramientas con geometría correspondiente a diferentes tipos y niveles de desgaste. Durante estos ensayos se midieron las componentes de fuerza de corte y avance.
- Medida de tensiones residuales en la superficie de la pieza mecanizada y en profundidad utilizando la técnica de difracción de rayos X, para diferentes casos de geometría de desgaste de herramienta.

2.1 ENSAYOS DE MECANIZADO

Para este estudio se realizaron ensayos de corte ortogonal en seco sobre tubos de acero inoxidable austenítico AISI 316L, con herramienta sin desgaste y herramientas con geometría correspondiente a diferentes tipos y niveles de desgaste. Los ensayos de mecanizado se han llevado a cabo en un torno de control numérico Pinacho CNC mod. Smart-turn 6/165. Se empleó una herramienta de corte de plaquita intercambiable cuyo portaplaquitas está instrumentado mediante galgas extensométricas de forma que permite determinar la fuerza de corte y la fuerza de avance. El diseño geométrico del portaplaquitas y la instrumentación, que se detallan a continuación, son resultado del trabajo realizado dentro del grupo de investigación en el que se ha desarrollado esta Tesis.



Figura 2.1 Torno de control numérico Pinacho CNC mod. Smart-turn 6/165.

2.1.1 Descripción de los ensayos

Los ensayos de corte consistieron en el desplazamiento de la herramienta de corte en dirección paralela al eje de giro de la pieza de forma que se eliminan los 2 mm de espesor del tubo en una única pasada. Debido a que el filo de la herramienta está orientado perpendicularmente al eje de giro de la pieza el mecanizado se produce en condiciones de corte ortogonal.

A continuación se detallan los aspectos relacionados con el material mecanizado, las herramientas, las condiciones de corte y los parámetros de corte establecidos en los

ensayos. Así mismo se describe el sistema de medida de fuerzas, la toma y registro de datos, la calibración del sistema y un resumen del plan de ensayos.

Los resultados de las componentes de fuerza de mecanizado también se muestran en este apartado.

Material mecanizado

Para los ensayos se han seleccionado tubos sin soldadura de 28 mm de diámetro exterior y 2 mm de espesor, de acero AISI 316L. En la Tabla 2.1 se detalla la información específica del material empleado.

Tabla 2.1 Datos y características de los tubos mecanizados durante el ensayo.

Material	Acero Inoxidable Austenítico AISI 316L	
Fabricante	SANDVIK	
Especificaciones	ASTM A-213-06AE1 AW	
	ASTM A-269-04	
Tolerancia	D4/T3	
Dimensiones	Diámetro ext. = 28 mm	Espesor = 2 mm
Certificado de calidad	EN 10204 / 3,1,B nº 6002525 del Bureau Veritas	
Límite elástico $R_p=0,2\%$	295 N/mm ²	
Carga de rotura	567 N/mm ²	
Alargamiento	60 %	
Dureza HRB	79	

Herramientas de corte

Como ya se ha comentado, no es posible obtener mediante ensayos de corte convencionales la situación ideal en la que se tiene una herramienta con un desgaste de un único tipo, homogéneo a lo largo del filo y con un nivel de desgaste controlado. Esta dificultad ha motivado la utilización de una metodología experimental de análisis de la influencia del desgaste de herramienta, mediante la generación por electroerosión de

geometrías de filo correspondientes a desgaste de herramientas controlados, tal y como se expuso en la introducción.

Como parte de este estudio se realizaron ensayos de corte ortogonal sobre los tubos de acero inoxidable austenítico AISI 316L antes mencionados, con herramienta sin desgaste y con herramientas correspondiente a diferentes geometrías de desgaste conocidas, como son el desgaste de flanco, el desgaste de cráter, y recrecimiento de filo.

También se incluyen en este estudio herramientas con redondeo de arista y con chaflán, puesto que determinados tipos de desgaste pueden corresponderse con geometrías similares. Para cada tipo de desgaste se generaron dos niveles de desgaste.

También se incluyeron en el estudio dos geometrías de desgaste combinado con el objeto de determinar su efecto acoplado: desgaste flanco-radio de arista y flanco-chaflán.

Las diferentes geometrías de plaquitas fueron fabricadas mediante electroerosión por hilo a partir de una barra prismática de metal duro K20–K30 Submicron (0,5 a 0,8 μm). En la Tabla 2.2 se detalla la información específica del material empleado.

Tabla 2.2 Datos y características del metal duro.

Material	Metal Duro: 91% WC, 9% Co
Fabricante	HARTMETALL (Suiza)
Dimensiones	5,3 x 10,3 x 310 mm ³
Densidad	14520 kg/m ³
Dureza	91,5 HRA, 1550 Hv30

En la figura 2.2 se muestran las barras de metal duro una vez que se extrajeron las plaquitas (ver figura 2.3).

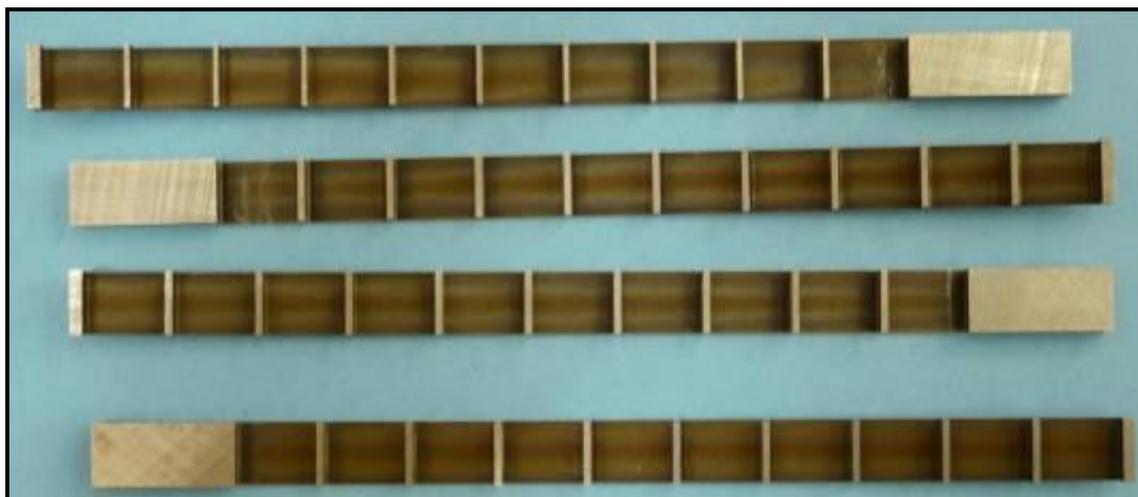


Figura 2.2 Barras con las plaquitas ya extraídas.

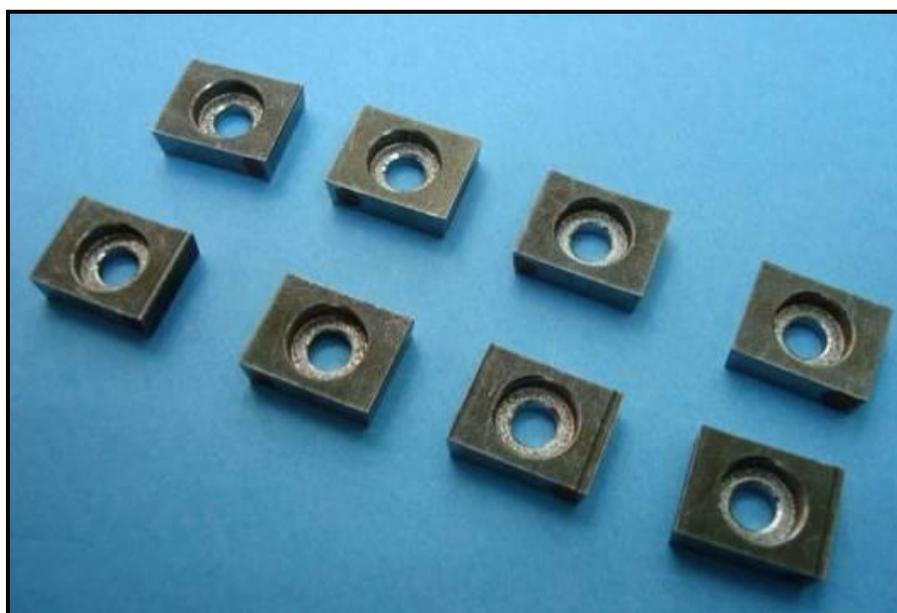


Figura 2.3 Plaquita cuya geometría de filo fue obtenida por electroerosión de hilo.

Dimensiones generales de las plaquitas de corte

Las plaquitas obtenidas por electroerosión tienen dos filos de corte y presentan la geometría general mostrada en la figura 2.4.

Se generaron plaquitas con ambos filos correspondientes a geometría sin desgaste y plaquitas con ambos filos con el mismo tipo de desgaste; cada uno de estos filos con uno de los dos niveles de desgaste considerado.

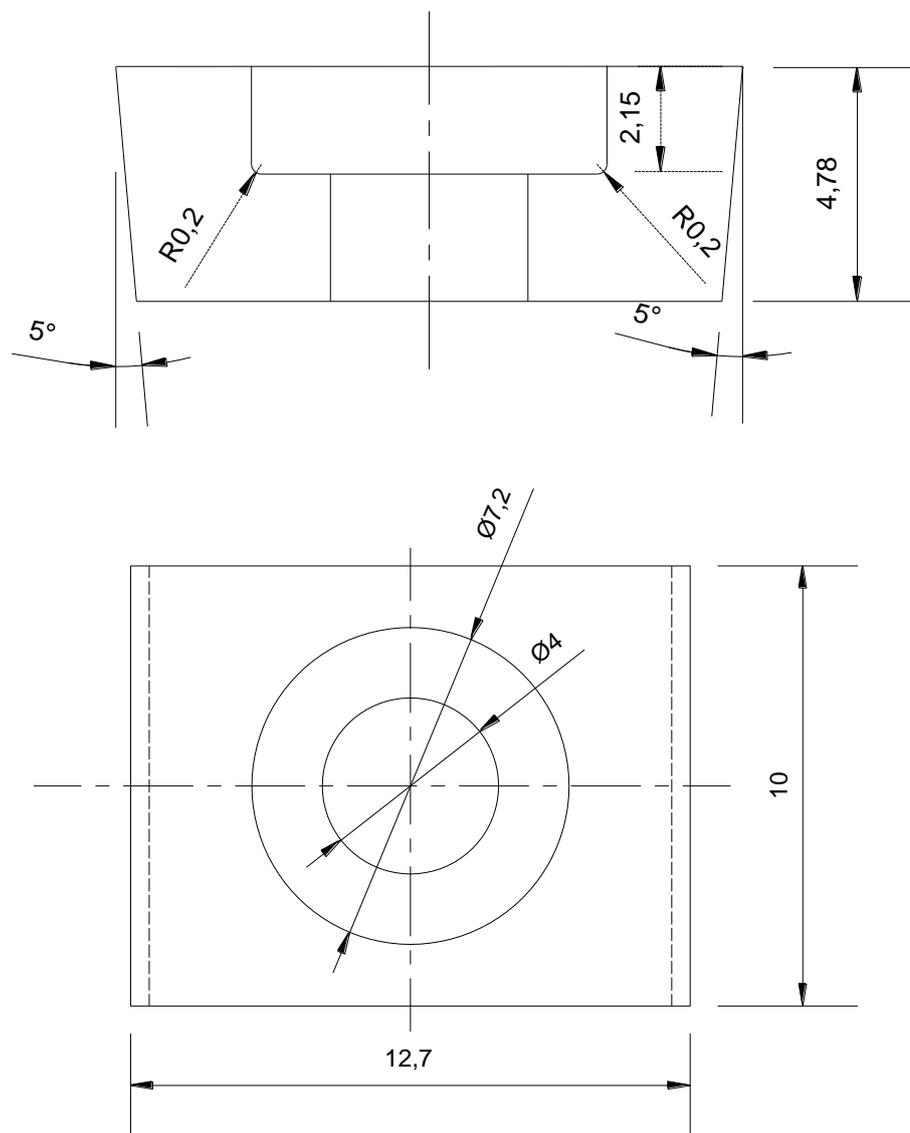


Figura 2.4 Dimensiones generales de las plaquitas obtenidas por electroerosión.

Geometría correspondiente a herramienta sin desgaste

La geometría de filo establecida como geometría de herramienta sin desgaste se ha definido con ángulo de desprendimiento (γ) 0° , ángulo de incidencia (α) 5° y radio de filo 0,02 mm.

En la figura 2.5 se muestra esquemáticamente la geometría de los filos de las plaquitas correspondientes a herramienta sin desgaste.



Figura 2.5 Geometría de los filos de las plaquitas sin desgaste.

Geometría correspondiente a herramientas con desgaste de flanco

El desgaste de flanco tiene una especial relevancia debido a ser el más frecuente en los procesos de mecanizado industriales y a su influencia en el acabado y dimensiones finales de la pieza mecanizada.

En Lin y Lo, 2006 estudian la influencia de la longitudes de flanco de hasta 0,4 mm en las fuerzas de corte. Se ha tomado este trabajo como referencia para las longitudes del flanco así como el desarrollado por Shahabi y Ratnam, 2008.

Las plaquitas con geometría correspondiente al desgaste de flanco mantienen la misma geometría que la herramienta sin desgaste, incluyendo, en este caso, una zona paralela a la superficie mecanizada en la superficie de incidencia de 0,4 y 0,8 mm (niveles medio y alto de desgaste de flanco, respectivamente)(Ver figura 2.6).

Además de mantenerse el radio en la arista de corte de 0,02mm, también se ha definido ese mismo redondeo en la zona de acuerdo entre el flanco y la superficie de incidencia.

En general, se han establecido estos redondeos en todas las geometrías de herramienta con desgaste para evitar las aristas vivas en la geometría de la herramienta.

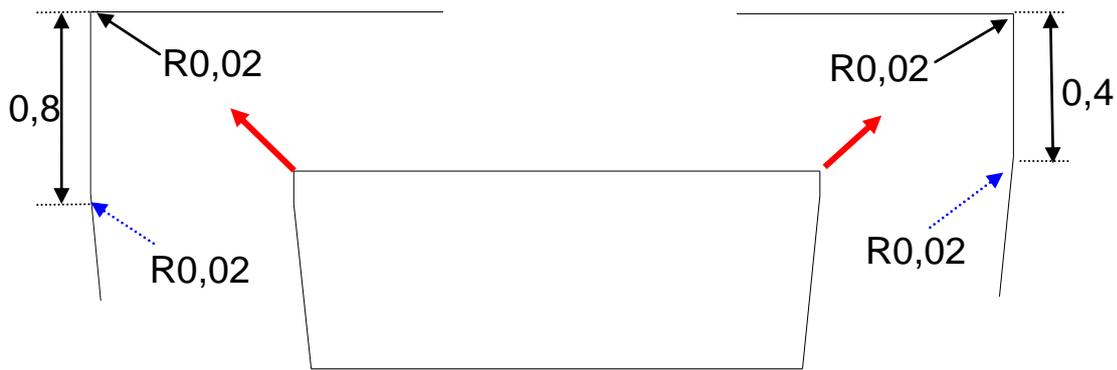


Figura 2.6 Geometría de los filos de las plaquitas con 2 tipos de desgaste de flanco.

Geometría correspondiente a herramientas con desgaste de cráter

El desgaste de cráter aparece en la superficie de desprendimiento de la herramienta, modificando la geometría de la superficie de contacto herramienta-viruta y afectando consecuentemente al proceso de corte.

Tal y como indica en la Norma ISO 3685:1993, el nivel de desgaste de cráter de una herramienta de corte debe cuantificarse indicando la profundidad de cráter (KT) y la distancia entre el filo y el centro del cráter (KM). Los 2 niveles de desgaste de cráter considerados en los ensayos corresponden a los siguientes valores: Cráter 1: $KT = 0,04$ mm, $KM = 0,2$ mm y Cráter 2: $KT = 0,08$ mm, $KM = 0,4$ mm (ver figura 2.7). Para determinar estas dimensiones de cráter, se han tomado como referencia los estudios llevados a cabo por Devillez et al, 2004 y Nouari y Molinari, 2005.

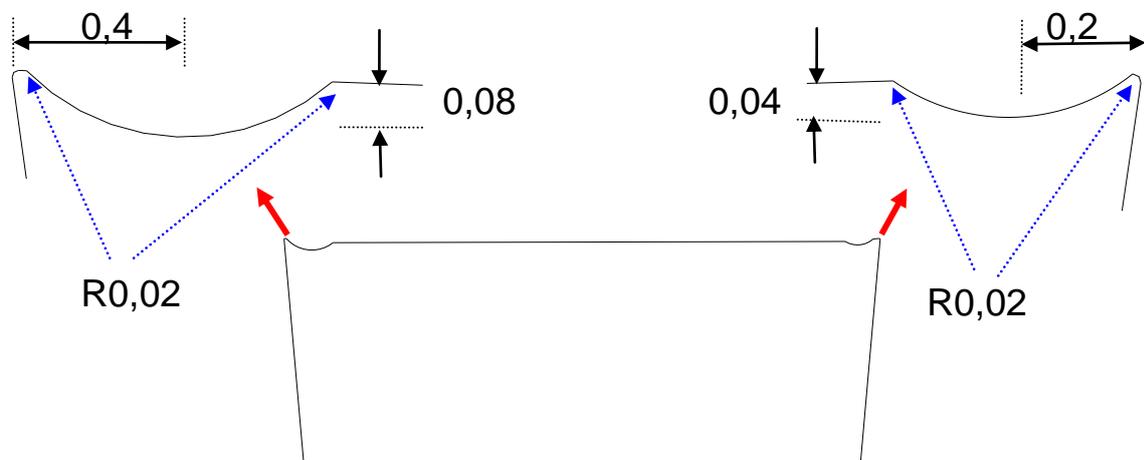


Figura 2.7 Geometría de los filos de las plaquitas con 2 tipos de desgaste de cráter.

Geometría correspondiente a herramientas con redondeo de arista

Una de las geometrías de filo de herramienta más estudiadas es el radio de arista de corte. Considerando los datos de las referencias bibliográficas consultadas, se han establecido como niveles de redondeo de filo, radios de 0,05 y 0,08 mm, tal y como se muestra en la figura 2.8.

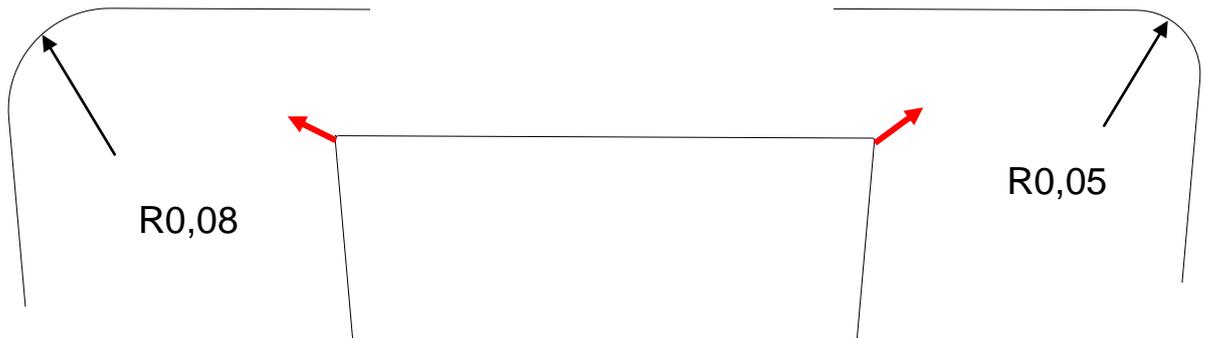


Figura 2.8 Geometría de los filos de las plaquitas con 2 tipos de redondeos de arista.

Geometría correspondiente a herramientas con recrecimiento de filo

Cuando se mecanizan aceros inoxidable austeníticos, normalmente existe un campo de velocidades en el cual se produce filo de aportación (Sandvik, 1994). A bajas velocidades, el filo de aportación se hace mayor que el formado a más altas velocidades.

A mayor velocidad de corte, la temperatura en la zona de corte se incrementa y paulatinamente, ablanda y disminuye la resistencia del filo recrecido. Por lo tanto se observa una menor fuerza de adhesión entre el material recrecido y la herramienta a altas velocidades. Esto implica menos fuerza de adhesión en el filo de corte y por lo tanto una menor fuerza de mecanizado (Cassier et al, 2004).

Apesar de que la aparición del filo de aportación puede ser inestable y su geometría puede variar al cambiar la velocidad de corte, debe considerarse no obstante que la aparición del filo de aportación tiene un efecto importante en el mecanizado de aceros inoxidable austeníticos.

Considerando los mecanismos que dan lugar al recrecimiento de filo y observaciones de herramientas con este tipo de desgaste, se ha establecido que dicha geometría de

desgaste puede aproximarse mediante un arco de circunferencia, tal que uno de sus extremos sea el filo de la herramienta. De esta forma, un recrecimiento de filo queda definido indicando su altura respecto a la superficie de desprendimiento y su radio (ver figura 2.9).

Se han establecido dos niveles de recrecimiento de filo: el primero de altura 0,1 mm y radio de recrecimiento igual a 0,2 mm, y el segundo de altura 0,2 mm y radio de 0,5 mm (Ver figura 2.9).

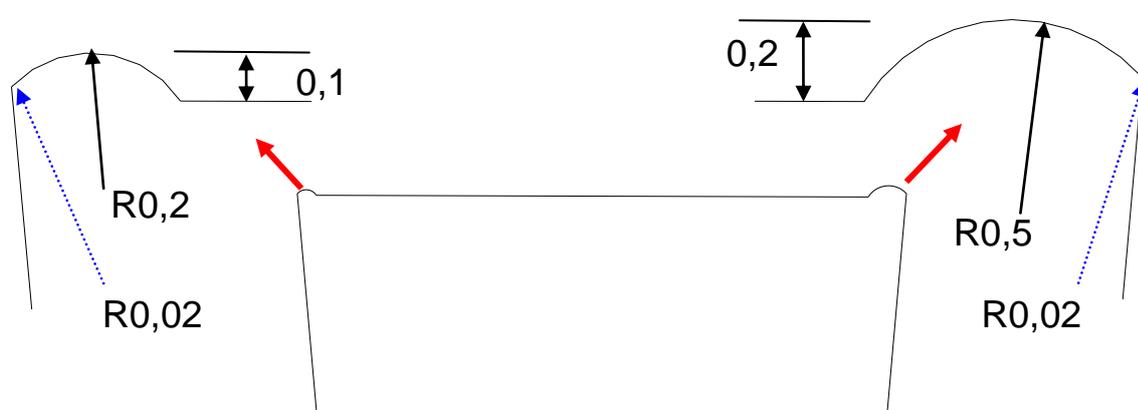


Figura 2.9 Geometría de los filos de las plaquitas con 2 tipos de recrecimiento de filo.

Geometría correspondiente a herramientas con Chaflán

Se ha incluido el estudio de herramientas con chaflán en su arista de corte por considerarse que determinados tipos de desgaste (por ejemplo, astillamientos o pequeñas fracturas del filo) pueden presentar geometrías similares a un chaflán.

Se han establecido chaflanes a 45° , respecto de la superficie de desprendimiento, con longitudes de chaflán de 0,075 mm y 0,15 mm, tal y como se muestra en la figura 2.10.

En las plaquitas con chaflán se han considerado los redondeos de arista de $r = 0,02$ mm, para evitar el efecto de aristas vivas.

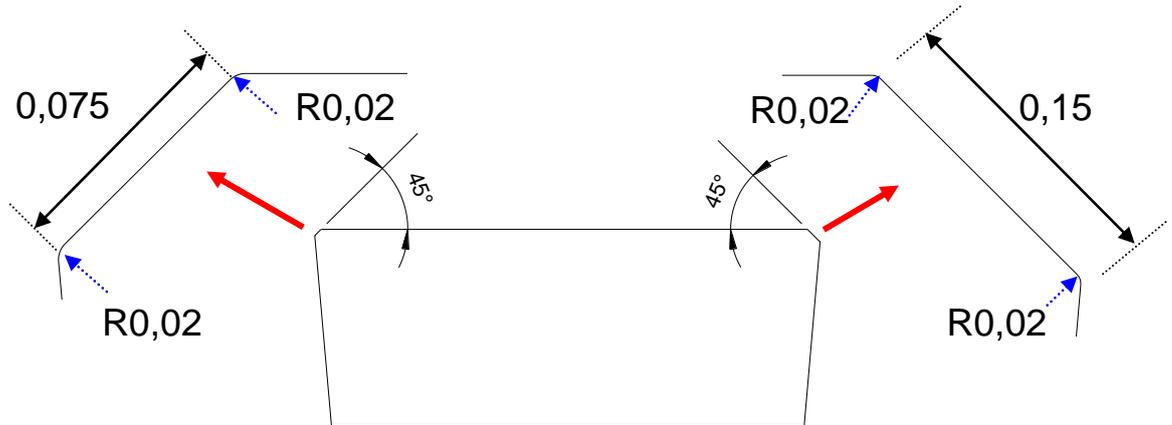


Figura 2.10 Geometría de los filos de las plaquitas con 2 tipos de chaflán.

Geometría correspondiente a herramientas con desgaste mixto o combinado

Para verificar el efecto acoplado que tienen algunas de las geometría de filo consideradas, se realizaron los siguientes ensayos con geometrías correspondientes a 2 tipos de desgaste de herramientas combinados:

- Geometría con desgaste de flanco y redondeo de arista.
- Geometría con chaflán y desgaste de flanco.

El primer filo considera el efecto combinado de un flanco de 0,8 mm de longitud con un radio de arista de 0,08 mm, mientras que el segundo filo mantiene la longitud de desgaste de flanco de 0,8 mm, con un radio de arista de 0,02 mm y una longitud de chaflán de 0,15 mm (ver figura 2.11).

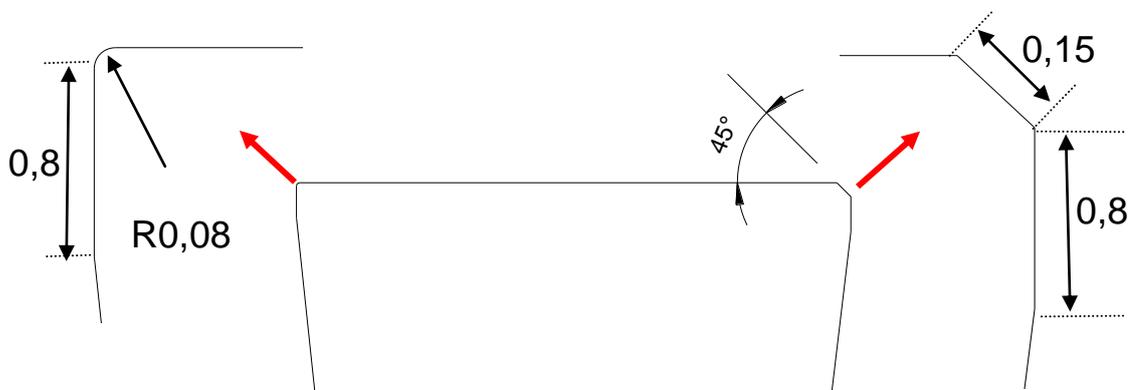


Figura 2.11 Geometría de los filos de las plaquitas con 2 tipos de desgaste mixto.

Identificación de las herramientas de corte:

Las plaquitas correspondientes a las geometrías descritas se han organizado de acuerdo a un código alfanumérico que hace alusión a su número de identificación, tipo de geometría y medidas básicas de la geometría de desgaste, tal y como se muestra en la siguiente tabla.

Tabla 2.3 Codificación de las herramientas.

Código de la Herramienta	Desgaste	Código de la Herramienta	Desgaste
01HRe2F0	Herramienta sin desgaste	17HFaP	Chañlón
04HRe5F0	Redondeo de arista	18FaG	
05HRe8F0		20HFFG	Chañlón y desgaste de flanco
02HRe2F4	Desgaste de flanco de incidencia de 0,4mm	10HCra4	Desgaste de cráter
		11HCra8	
03HRe2F8	Desgaste de flanco de incidencia de 0,8mm y diferentes radios de filo	12HTe2	Recrecimiento de filo
09HRe8F8		13HTe4	

Refrigeración

Esta Tesis se centra en el estudio del mecanizado del material AISI 316L en seco, por ser una solución a los problemas medioambientales y económicos que plantean los fluidos de corte. Por ello, todos los ensayos se han realizado en seco. Se ha empleado un dispositivo de refrigeración por aire con objeto de enfriar la pieza y la herramienta después de cada ensayo.

Se ha definido una duración de 2 segundos para los ensayos de corte realizados. Este tiempo es suficiente para alcanzar condiciones estacionarias en la zona de corte (temperaturas, fuerzas y tensiones residuales en la superficie mecanizada). Al mismo tiempo, es suficientemente pequeño para evitar un desgaste significativo de la herramienta (a excepción del desgaste que se produce en los primeros instantes de cualquier mecanizado denominado *asentamiento o flanco de acomodación de filo*).

En la figura 2.12 se muestra el portaplaquitas y el sistema de refrigeración por aire empleado para enfriar la pieza y la herramienta después de cada ensayo.

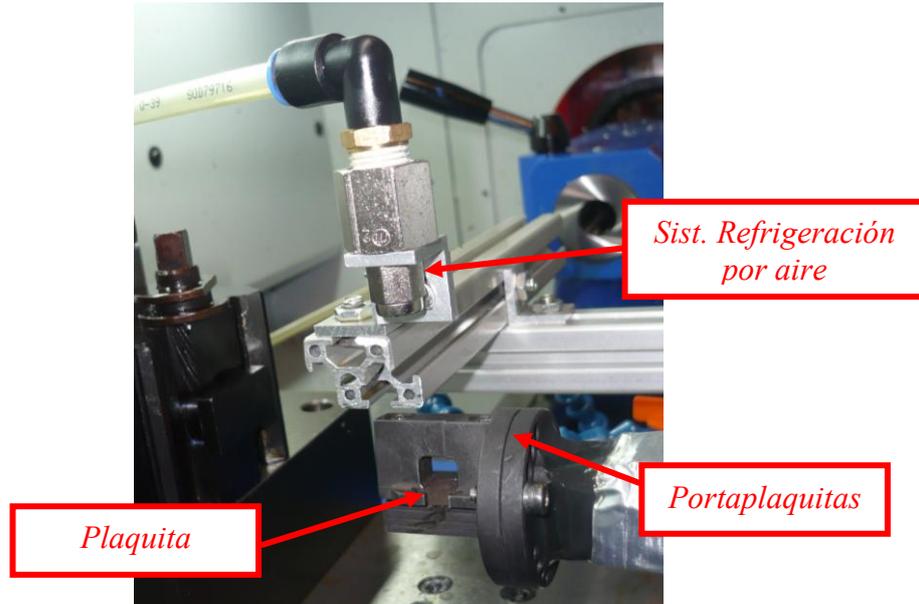


Figura 2.12 Portaplaquitas y disposición del sistema de refrigeración.

Parámetros de corte

Como se ha indicado, los ensayos de corte consistieron en el desplazamiento de la herramienta de corte en dirección paralela al eje de giro de la pieza de forma que se eliminan los 2 mm de espesor del tubo en una única pasada. Por ello, la profundidad de pasada corresponde al espesor del tubo (2 mm).

Para cada geometría de herramienta se realizaron 4 ensayos combinando 2 avances (0,05 y 0,1 mm/rev.) y 2 velocidades de corte (120 y 240 m/min). Se estableció el mismo tiempo de corte para todas las condiciones (2 segundos) por lo que, tal y como se observa en la tabla 2.4, la longitud de mecanizado fue distinta en función de las condiciones de corte.

Tabla 2.4 Parámetros de corte empleados durante los ensayos.

V_c (m/min)	a (mm/rev.)	t_c (s)	L_c (mm)
120	0,1	2	4,9
120	0,05	2	2,4
240	0,1	2	9,8
240	0,05	2	4,9

Cada filo se ensayó en las 4 condiciones de corte indicadas, empleando 3 zonas distintas del mismo. Por ello, 2 de estas condiciones se ensayaron en una misma zona del filo, siendo esta la zona central. De esta forma, con la zona central del filo se mecanizó durante 4s correspondientes a las condiciones en las que menor desgaste se produce: $V_c=120$ m/min; $a=0,1$ mm/rev y $V_c=120$ m/min; $a = 0,05$ mm/rev.



Figura 2.13 Portaplaquitas y tubo mecanizado.

Sistema de Medida de Fuerzas

Los componentes de la cadena de medida de fuerzas utilizada durante los ensayos son los siguientes:

- Portaplaquitas instrumentado con galgas extensométricas.
- Sistema de acondicionamiento, filtrado y amplificación de la señal de salida.
- Sistema de adquisición de datos.

Portaplaquitas

El portaplaquitas utilizado durante los ensayos está instrumentado mediante galgas extensométricas dispuestas para la medida de fuerzas de mecanizado en corte ortogonal, siendo las fuerzas de corte y avance las únicas componentes medidas. El portaplaquitas es recto con sección transversal cuadrada de dimensiones $b=20$ mm (base), $t = 20$ mm (altura) y $l = 141$ mm (longitud). La distancia de la zona central del filo al centro de las galgas es de 37 mm. Las 4 galgas están situadas en la línea media de las 4 caras del

mango del portaplaquitas, con un voladizo de herramienta tal que la distancia de las galgas al agarre de herramienta es de 15 mm. Las galgas están orientadas en la dirección longitudinal del mango del portaplaquitas.

Las bandas empleadas tienen las siguientes características: longitud de las galgas (l)=3,2 mm; resistencia (R)= $350\pm 0,3\Omega$; factor de la galga (K)= $2,145\pm 0,5\%$; factor de sensibilidad transversal (K_t)= $+0,9\pm 0,2\%$; valor deformación máxima (ϵ_{max})=5%; compensadas en temperatura para aceros; rango de temperaturas de trabajo de $-75\text{ }^\circ\text{C}$ a $175\text{ }^\circ\text{C}$.

El factor K , es un factor adimensional que depende del material de la galga. Las bandas extensométricas están diseñadas para responder en una dirección determinada, sin embargo si se someten a deformaciones transversales pueden proporcionar una pequeña variación de resistencia. Esto se conoce como sensibilidad transversal, K_t . Las bandas extensométricas pueden llegar a medir deformaciones del orden del 5%, lo que puede representar incrementos de resistencia que no es posible despreciar al compararlos con el valor nominal de la resistencia.

El pegado de las galgas se debe realizar siguiendo las instrucciones del fabricante de las mismas, con un adhesivo de muy buena calidad. Asimismo, previamente la superficie del portaplaquitas (superficie receptora) debe ser tratada a fin de obtener la máxima eficiencia del adhesivo.

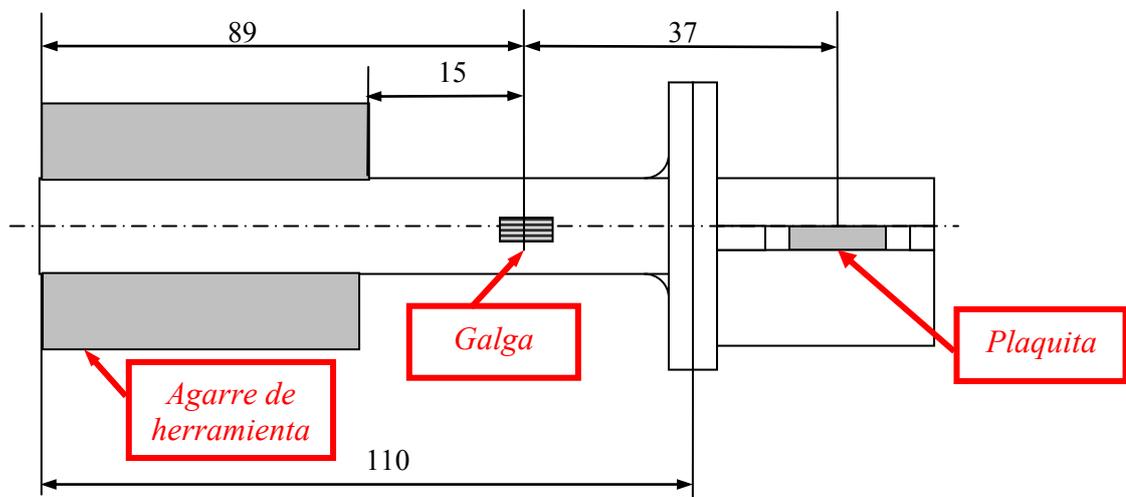


Figura 2.14 Portaplaquitas y disposición de galgas extensométricas.

Para medir las variaciones de resistencia eléctrica de las galgas extensométricas se utiliza un puente de Wheatstone (ver figura 2.15) que permite obtener una tensión de salida como función lineal de la variación de la resistencia.

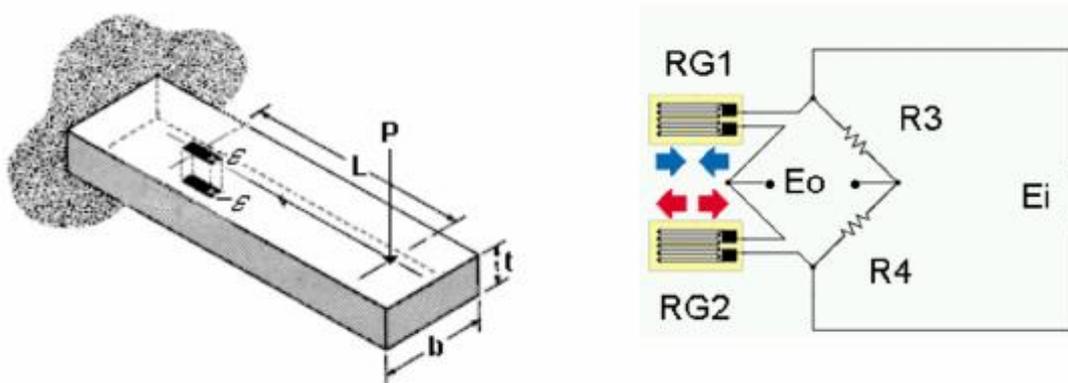


Figura 2.15 Determinación de fuerzas mediante galgas extensométricas.

El sistema formado por la herramienta de torneado y las componentes de fuerza de corte y fuerza axial es similar tensionalmente a una viga en voladizo sometida a flexión simple según dos direcciones perpendiculares entre sí, por lo que se propone la utilización de dos circuitos de $\frac{1}{2}$ puente con galgas en brazos contiguos; montaje que permite obtener respuestas a la flexión. Se denomina puente n° 1 al formado por las galgas situadas en las caras superior e inferior del portaplaquitas y cuya tensión de salida es proporcional a la fuerza de corte. Se denomina puente n° 2 al formado por las galgas situadas en las caras laterales del portaplaquitas y cuya tensión de salida es proporcional a la fuerza de avance.

Cabe destacar que la instrumentación mediante galgas extensométricas es un sistema de medida de fuerzas no intrusivo, es decir, que evita modificaciones en la cadena cinemática del torno. Este sistema de medida de fuerzas ha sido desarrollado por Cantero, 2001.

Sistema de toma y registro de datos

Se ha utilizado el modelo AS2503 del DC *bridge system dynamic strain amplifiers*, desarrollado por NEC San-ei Instruments, Ltd. De acuerdo a lo recomendado por el fabricante, el voltaje suministrado al puente (BV) es 10V, con frecuencia de corte de 20Hz y ganancia de 2000.



Figura 2.16 Amplificador/filtro de señal.

Para el muestreo, visualización y registro de la señal de salida del puente de Wheatstone se empleó un ordenador con tarjeta de adquisición de datos (DAQ). La tarjeta de adquisición de datos utilizada es Data Acquisition Digital I/O, modelo-3100, de Keithley. La tarjeta de Adquisición de Datos o DAQ es el dispositivo encargado de efectuar la comunicación entre el ordenador y el sistema a controlar. El programa (software) que utiliza para tal propósito es QuickDAQ Data Collecting Software, de Keithley Instruments. La conexión entre el DAQ en el interior del ordenador y la tarjeta bornero ubicada fuera del mismo, se realiza mediante un cable apantallado de aproximadamente 1 m de longitud.



Figura 2.17 Tarjeta de adquisición de datos.

Se ha empleado el programa quickDATA para la adquisición correspondientes a las fuerzas de corte y avance. El programa permite que el usuario defina la frecuencia de muestreo y que active o desactive la grabación de los datos adquiridos. La información de la tensión de salida del puente se almacena en ficheros, que luego pueden ser tratados en Excel. La frecuencia de adquisición de datos se fijó en 32Hz, para ambos canales.

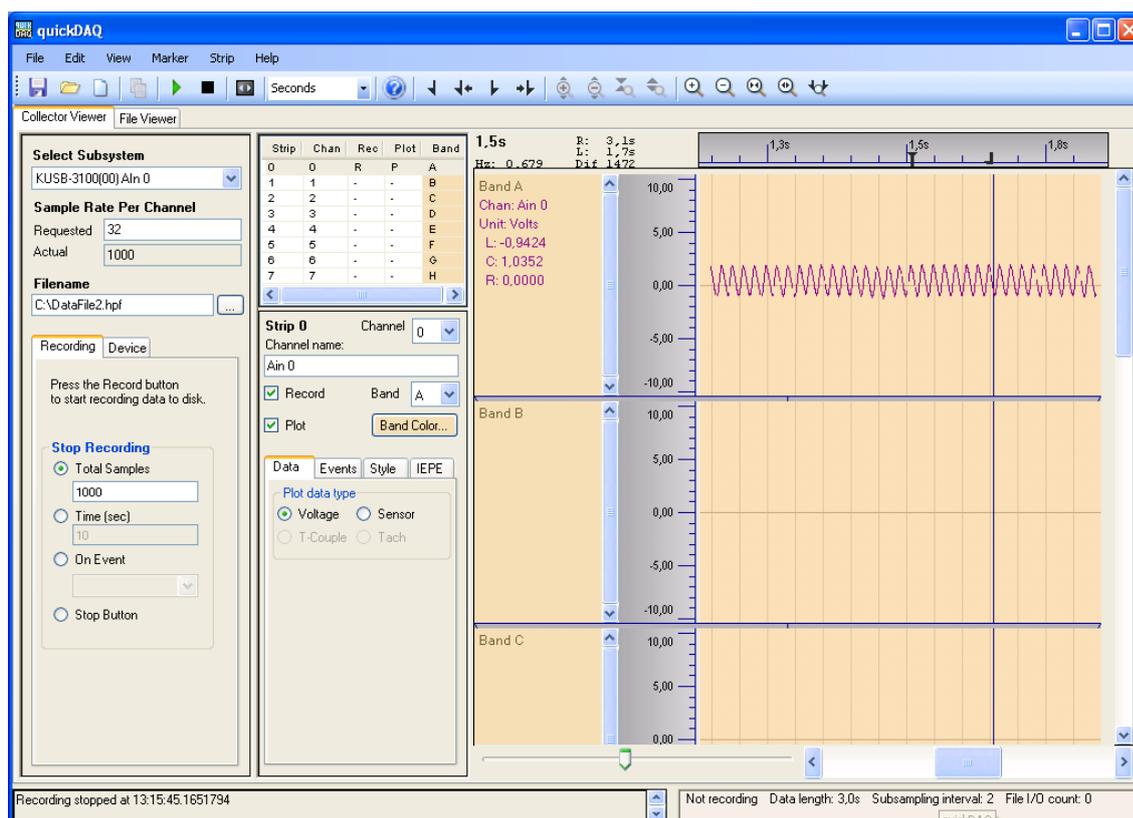


Figura 2.18 Panel principal del programa de adquisición de datos quickData.

Calibración

Para caracterizar el sistema de medida determinando la relación entre las tensiones de salida de los puentes de Wheastone y las fuerzas de mecanizado, así como la incertidumbre de medida correspondiente se diseñó y fabricó un útil de calibración. Este útil permite aplicar sobre la herramienta fuerzas en la dirección de la fuerza de corte y de la fuerza de avance, dependiendo de la orientación de la herramienta en el útil de calibración. En la figura 2.19, se muestra el útil de calibración con la herramienta dispuesta para la medida de la componente de fuerza de corte. La fuerza se aplica a través de una célula de carga calibrada de la cual se conoce su incertidumbre de medida.

Para poder regular con precisión el valor de la fuerza aplicada se desplaza un eje roscado que actúa sobre un muelle.

Para la orientación correspondiente a la fuerza de corte, se realizaron 10 series aplicando 10 valores de fuerzas equidistantes entre 0 y 1200N. En el caso de la calibración de la componente axial, también se realizaron 10 series, aplicando 10 valores de fuerzas equidistantes entre 0 y 800 N. En todos los casos se registraron las salidas de tensión del sistema de medida correspondiente a la fuerza aplicada y la lectura de la célula de carga.

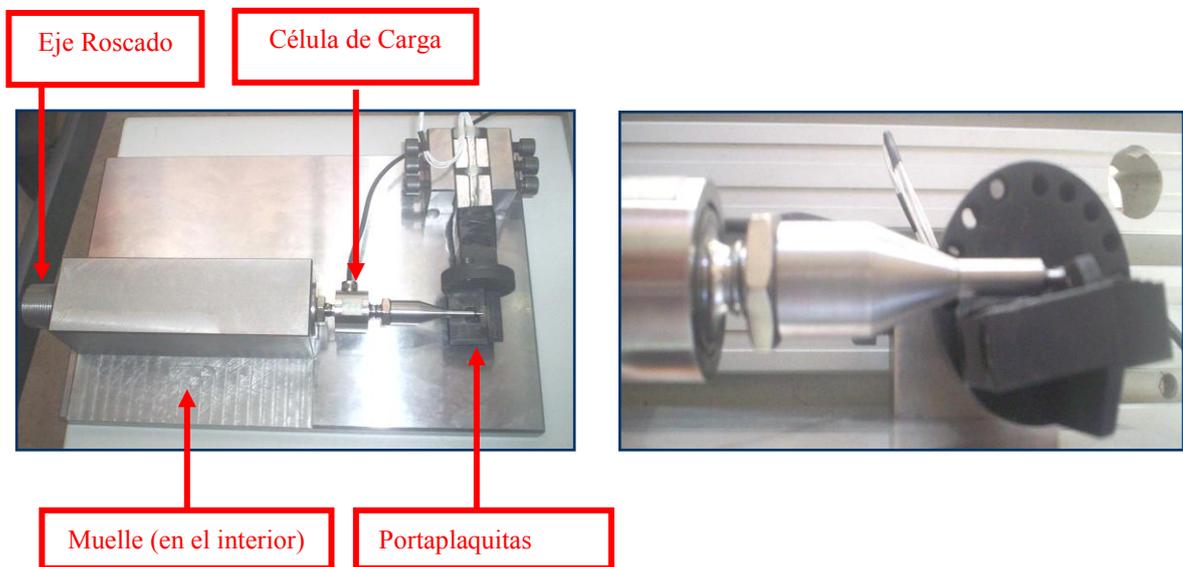


Figura 2.19 Útil de calibración: calibración de fuerza de corte: Vista general (izq.) y detalle de la zona de aplicación de fuerzas sobre la herramienta (der.).

Mediante regresión lineal se determinaron las ecuaciones 2.1 y 2.2 que relacionan respectivamente la fuerza de corte y la fuerza de avance con las tensiones de salida de los puentes de Wheatstone 1 y 2.

$$F_c = 256,41 \cdot E_{01} + 0,74 ; R^2 = 0,99 \quad (2.1)$$

$$F_a = 260,01 \cdot E_{02} - 3,45 ; R^2 = 0,96 \quad (2.2)$$

En la figura 2.20 se observan los valores de tensión de salida de los puentes de Wheatstone obtenidos en el proceso de calibración y las rectas de regresión

correspondientes. Las gráficas muestran una elevada linealidad en el sistema de medida extensométrico descrito, obteniéndose un error máximo debido a la no linealidad del 1,7%.

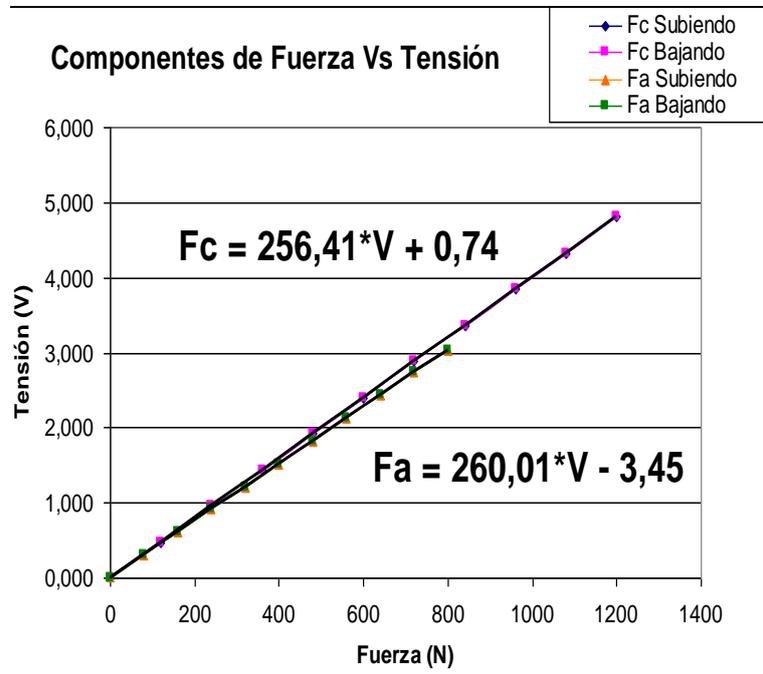


Figura 2.20 Componentes de fuerza vs tensión.

De las ecuaciones presentadas se obtienen los coeficientes de calibración, que son similares a los valores obtenidos de forma analítica para un Módulo de Young de 200GPa: $F_c = F_a = 261,43 \cdot E$. Se puede observar que existe una diferencia media de 1,3% entre la constante de proporcionalidad obtenidos mediante la calibración y los obtenidos analíticamente.

Procedimiento para el cálculo de la incertidumbre

El resultado de una medición es solo una estimación del valor del mesurando, y únicamente se halla completo cuando está acompañado de una incertidumbre “U” de dicha estimación. El Vocabulario de Metrología Internacional, VIM (BIPM, 1993), define la incertidumbre como: “un parámetro, asociado al resultado de una medida, que caracteriza el intervalo de valores que puede ser razonablemente atribuidos al mensurando”. En esta definición el mensurando indica: “la propiedad sujeta a medida” (BIPM, 1993).

Calibrar un sistema de medida consiste en determinar la incertidumbre de medida asociado al mismo.

Las componentes de la incertidumbre se clasifican en dos categorías A y B, según su método de evaluación. Ambos métodos de evaluación se basan en distribuciones de probabilidad y sus componentes resultantes se cuantifican mediante varianzas (u^2) o desviaciones típicas (s).

Las incertidumbres del tipo A se calculan a partir de observaciones repetidas y se establece que (u), la raíz cuadrada de la varianza obtenida estadísticamente, es la desviación típica (s) y, a veces, se denomina incertidumbre típica de tipo A.

Para las incertidumbres del tipo B, la varianza u^2 , se evalúa a partir de la información existente y la desviación típica estimada u se denomina incertidumbre típica de tipo B.

La incertidumbre típica de tipo A se obtiene a partir de una función de densidad de probabilidad derivada de una distribución de frecuencia observada, mientras que una incertidumbre típica de tipo B se obtiene a partir de una función de densidad de probabilidad supuesta o asumida.

Cuando el resultado de una medición se obtiene a partir de los valores de otras magnitudes, la incertidumbre típica, que se denomina incertidumbre típica combinada, se representa por u_c , y se calcula por la raíz cuadrada de la varianza combinada. Ésta se calcula con las varianzas y covarianzas, por medio de la ley de propagación de las incertidumbres.

Esta incertidumbre, normalmente, se multiplica por un factor de cobertura k , obteniendo la incertidumbre expandida U , para ampliar la cantidad de valores incluidos en el mesurando. Este coeficiente suele tomar el valor de 2 ó 3 para niveles de confianza del 95 ó 99%, respectivamente.

A continuación se aplican estos conceptos para la calibración del sistema de medida realizada.

Según la ley de propagación de incertidumbres, la expresión para la incertidumbre típica combinada:

$$u^2(C_j) = u_{oj}^2 + u^2(rep) + u^2(res) + u^2(alin) \quad (2.3)$$

Donde u_{oj} es la incertidumbre debida al patrón (Tipo B), que se calcula a partir del certificado de calibración de la célula de carga:

$$u_{oj} = \frac{I_{oj}}{2} \quad (2.4)$$

La incertidumbre que proporciona el certificado de calibración de la célula de carga empleada en el útil de calibración, proporcionado por el Laboratorio Oficial de Metrología de Galicia es 0,5 N. Esto da un valor de incertidumbre debida al patrón igual a 0,25 N.

La incertidumbre de Tipo A, $u(rep)$ corresponde a la repetitibilidad de las medidas de fuerza (F_{ij}):

$$u(rep) = \frac{1}{\sqrt{n}} \cdot \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_1^n (F_{ij} - \overline{F}_j)^2} \quad (2.5)$$

Donde, F_{ij} es la fuerza registrada en la medida i del punto de calibración j ($i = 1, \dots, 10$; $j = 1, \dots, 10$). El valor medio de las $n_c = 10$ medidas tomadas en el punto de calibración j , se calcula con la ecuación 2.6:

$$\overline{F}_j = \frac{1}{n_c} \sum_1^{n_c} F_{ij} \quad (2.6)$$

Para la determinación de la incertidumbre de repetitibilidad en relación con la medida de F_c y F_a , se han tomado diez series de medidas de fuerzas equidistantes en los puntos de calibración j .

La $u(res)$ es la incertidumbre debida a la resolución del equipo a calibrar. Esta incertidumbre es del tipo B. Puede describirse por una distribución rectangular, cuyo valor se expresa a través de la ecuación 2.7:

$$u(res) = \frac{res}{2\sqrt{3}} \quad (2.7)$$

donde res es la resolución de medida del sistema, igual a 1 N. Con esta resolución se obtiene una $u(res) = 0,29$ N

La $u(alin)$, debida al posible error de alineamiento entre la línea de acción de la fuerza aplicada y la dirección de medida de fuerzas de la célula de carga. Dicha componente se estima como:

$$u(alin) = \frac{\Delta F}{2\sqrt{3}} \quad (2.8)$$

Donde ΔF es la variación en la fuerza ejercida debido al error de alineamiento, que dada la naturaleza del utillaje fabricado, resulta despreciable.

La incertidumbre expandida U se obtiene multiplicando la desviación típica por un factor de cobertura k relacionado con la probabilidad deseada. La incertidumbre expandida asociada al resultado final se determina por la relación:

$$I = \pm U = \pm k \cdot u(C_j) \quad (2.9)$$

Donde k es el factor de cobertura asociado a la probabilidad de que la magnitud en la que se encuentra el intervalo $\pm U$. En la actualidad, el valor k de los instrumentos calibrados, suele ser 2, siendo este valor el más utilizado en Europa.

En la siguiente tabla se muestra el valor de la incertidumbre de repetitibilidad, incertidumbre típica combinada, incertidumbre expandida de F_c , y el porcentaje que dicha incertidumbre supone en relación con el correspondiente valor patrón.

Tabla 2.5 Incertidumbre de medida de la Fuerza de corte (F_c).

Patrón (N)	Promedio (N)	u (rep.) (N)	u (Cj) (N)	U (N)	U (%)
120	120	0,96	1,03	2,06	1,71
240	243	1,20	1,26	2,53	1,05
360	366	1,76	1,80	3,60	1,00
480	488	1,67	1,71	3,42	0,71
600	607	2,40	2,43	4,85	0,81
720	730	3,28	3,30	6,60	0,92
840	852	3,44	3,46	6,92	0,82
960	976	4,16	4,18	8,36	0,87
1080	1099	3,65	3,67	7,34	0,68
1200	1207	3,86	3,88	7,76	0,65

Un estudio análogo se realizó para F_a . En la tabla 2.6 se muestran los resultados correspondientes.

Tabla 2.6 Incertidumbre de medida de la Fuerza de avance (F_a).

Patrón (N)	Promedio (N)	u (rep.) (N)	u (Cj) (N)	U (N)	U (%)
80	84	0,85	0,93	1,86	2,33
160	163	1,23	1,29	2,58	1,61
240	243	1,20	1,26	2,53	1,05
320	329	2,74	2,76	5,52	1,73
400	408	1,22	1,27	2,55	0,64
480	488	1,67	1,71	3,42	0,71
560	568	1,24	1,30	2,60	0,46
640	648	1,90	1,94	3,88	0,61
720	730	3,28	3,30	6,60	0,92
800	807	1,31	1,36	2,73	0,34

La incertidumbre relativa correspondiente a las series de medidas realizadas decrece cuando el sistema mide valores de fuerza elevadas. Así se observó que para la

componente de fuerza de corte se tienen incertidumbres relativas de entre un 1,7 y un 0,7%. Para la componente de avance las incertidumbres relativas van de 2,3 a 0,3%.

Además de las fuentes de incertidumbre cuantificadas mediante el procedimiento de calibración, al emplear el sistema de medida de fuerzas en los ensayos de mecanizado aparecen errores adicionales: deriva temporal, punto de aplicación de la resultante de la fuerza de mecanizado, ruido, etc.

Se considera que la posición del punto de aplicación de la fuerza puede variar en un rango $\pm 0,5$ mm, respecto del punto de aplicación de fuerzas en el proceso de calibración. Esto supone una fuente de incertidumbre adicional del 1,4% del valor de la fuerza.

Considerando la incertidumbre determinada en la calibración se obtiene una incertidumbre global del sistema entre 1,7 y 3,7% del valor medido. En el caso de no considerar la curva de calibración, suponiendo un comportamiento lineal del sistema de medida se debería añadir el error adicional de no linealidad de valor máximo 1,7%.

Plan de ensayos

Las 8 geometrías de herramientas estudiadas fueron ensayadas con las 4 condiciones de corte establecidas, lo que da un total de 52 ensayos.

El tiempo de corte con cada una de estas condiciones fue de 2 segundos. De esta manera se asegura que la geometría de herramienta ensayada no sufre un desgaste significativo que modifique su geometría.

Tabla 2.7 Parámetros de corte empleados durante los ensayos.

Herramienta	Condiciones de corte: <i>V_c</i> (m/min) / <i>a</i> (mm/rev.)				N° Ensayos
	<i>120 /0,1</i>	<i>120/0,05</i>	<i>240/0,1</i>	<i>240/0,05</i>	
Sin desgaste	X	X	X	X	4
Flanco 0,4	X	X	X	X	4
Flanco 0,8	X	X	X	X	4
Cráter 0,04	X	X	X	X	4
Cráter 0,08	X	X	X	X	4
Radio 0,05	X	X	X	X	4
Radio 0,08	X	X	X	X	4
Recrec. 0,2	X	X	X	X	4
Recrec. 0,5	X	X	X	X	4
Chaflán 0,075	X	X	X	X	4
Chaflán 0,15	X	X	X	X	4
Flanco-Red.	X	X	X	X	4
Flanco-Chaflán	X	X	X	X	4
N° Ensayos:	13	13	13	13	52

2.1.2 Resultados de Medida de Fuerzas

A continuación se presentan los resultados de fuerzas obtenidas durante los ensayos de mecanizado con las diferentes geometrías de herramientas y parámetros de corte considerados. Cada gráfica corresponde a uno de los tipos de desgaste de herramienta ensayados y en todas ellas se incluyen los valores de fuerza correspondientes a la herramienta con radio de arista 0,02 mm (sin desgaste) para facilitar el análisis de resultados.

Ensayos correspondientes al desgaste de flanco

En la figura 2.21 se puede comprobar que la tendencia general de las fuerzas, especialmente de la de avance (F_a), es aumentar a medida que se incrementa la longitud del flanco. Comparando los ensayos con desgaste máximo de flanco y con la herramienta sin desgaste se obtuvo un incremento medio de la fuerza de avance del 96% y del 20% para la fuerza de corte. Estas tendencias son similares a las indicadas en

referencias bibliográficas. El incremento de las fuerzas es debido a que al incrementarse el desgaste de flanco, se incrementa el área de contacto, principalmente, de la herramienta con la superficie mecanizada de la pieza (Sata, 1958).

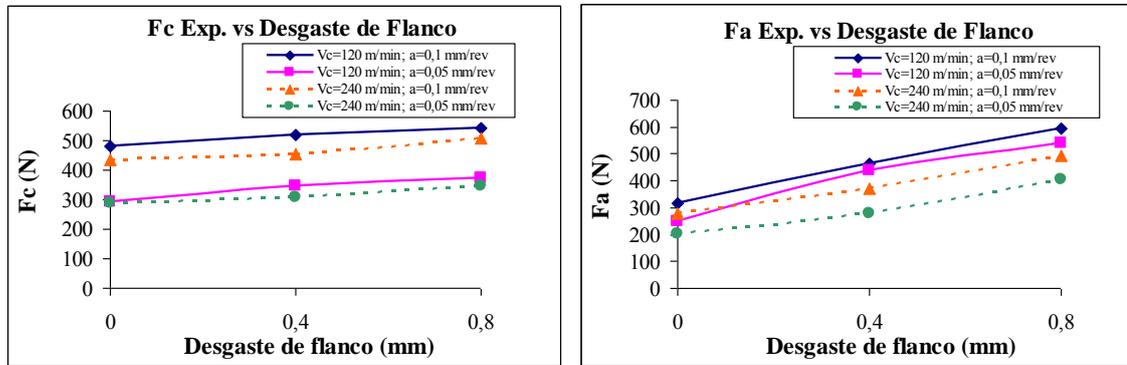


Figura 2.21 Evolución de F_c y F_a con herramientas sin desgaste y 2 niveles de flanco.

En Dimla y Lister, 2000 se realiza un estudio de la monitorización de las fuerzas durante el torneado en seco y en corte ortogonal de una aleación de acero de bajo contenido de carbono. Los resultados muestran un aumento de la componente de fuerza de avance del 200% del valor de fuerza obtenido con herramienta sin desgaste (para desgaste de flanco de 0,15 mm de longitud).

En Wang et al, 2003 se realizaron ensayos de torneado de acero al carbono CS1020 con herramientas con flanco desgastado artificialmente. La fuerza de avance muestra incrementos de hasta 116% del valor de fuerza obtenido sin desgaste, con un flanco de 0,6 mm de longitud.

En Ravindra et al (1993) se concluye que la relación entre las componentes de la fuerza es mejor indicador del tipo y nivel de desgaste de la herramienta que los valores absolutos de fuerza. Esto es debido a que considerar la relación entre distintas componentes de la fuerza elimina el efecto de la variación en las propiedades del material con la temperatura.

En la figura 2.22 se presentan las gráficas correspondientes a la relación F_a/F_c , obtenida en los ensayos con herramientas con desgaste de flanco para las diferentes

condiciones de corte estudiadas. La relación F_a/F_c para la herramienta con flanco 0,8 mm presenta un incremento medio del 64% en relación con los resultados para la herramienta sin desgaste.

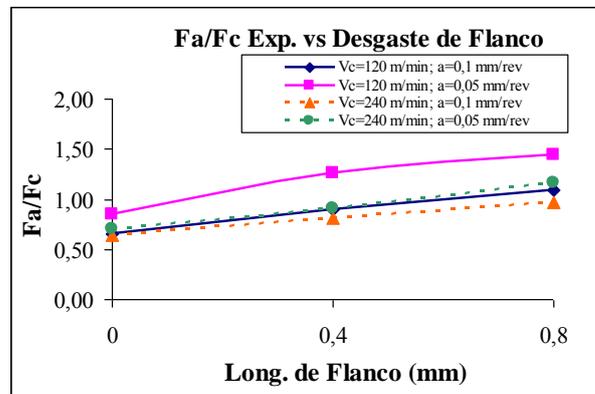


Figura 2.22 Evolución de F_a/F_c con herramientas sin desgaste y 2 niveles de flanco.

Ensayos correspondientes al desgaste de cráter

En la figura 2.23 se muestra la evolución de las fuerzas al aumentar el nivel del desgaste de cráter. Tanto la fuerza de corte como la fuerza de avance disminuyen al aumentar este tipo de desgaste. Esta tendencia es similar a la que se presenta en la bibliografía (Fang y Zeng, 2004).

En los resultados para el cráter máximo se observa una disminución media de la fuerza de avance obtenida en relación con la herramienta sin desgaste del 33%. En cuanto a la fuerza de corte, su valor disminuye en un 18%.

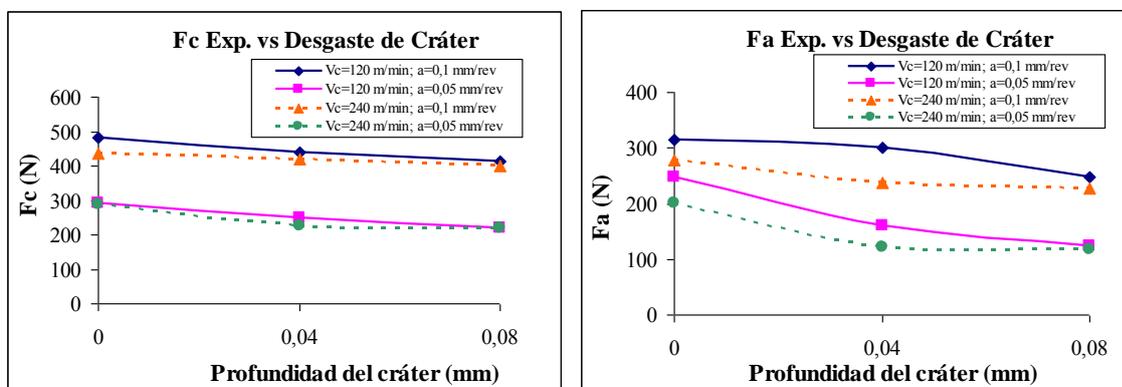


Figura 2.23 Evolución de F_c y F_a con herramientas sin desgaste y 2 niveles de cráter.

Al igual que en el caso del desgaste de flanco, en la figura 2.24 se muestran las gráficas correspondientes a la relación F_a/F_c , para las diferentes condiciones estudiadas con la herramienta sin desgaste y los 2 niveles de desgaste de cráter estudiados. Para el nivel de desgaste de cráter máximo se obtiene un descenso medio de la relación F_a/F_c del 19% en relación con la herramienta sin desgaste.

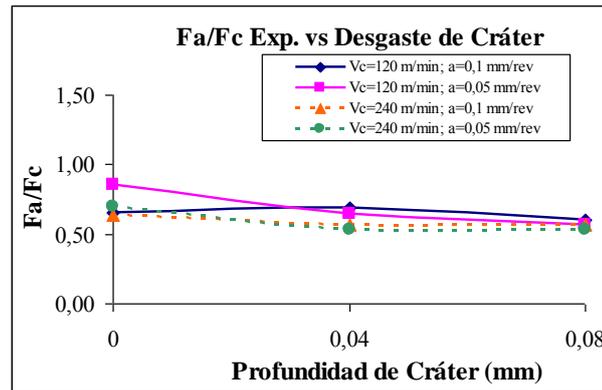


Figura 2.24 Evolución de F_a/F_c con herramientas sin desgaste y 2 niveles de cráter.

Ensayos correspondientes a distintos redondeos de arista

Tal y como muestran las gráficas de la figura 2.25, los resultados experimentales mostraron que al aumentar el redondeo de arista, aumenta la fuerza de avance, mientras que la fuerza de corte mantiene un valor constante o aumenta ligeramente. En concreto, en los ensayos con redondeo 0,08 mm se obtuvo un incremento medio de la fuerza de avance del 30% respecto de los ensayos con herramienta radio igual a 0,02 mm. El incremento medio de la fuerza de corte es poco significativo (1%).

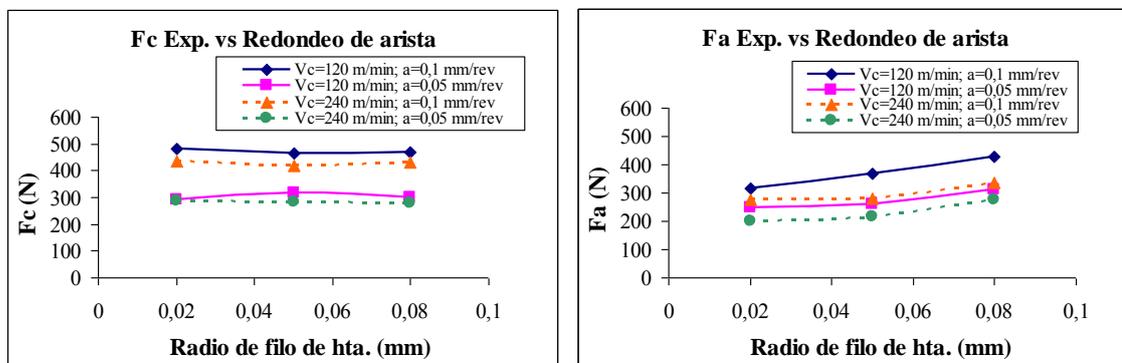


Figura 2.25 Evolución de F_c y F_a con herramientas sin desgaste y 2 niveles de redondeo de arista.

Estas tendencias coinciden con las observadas por Shatla et al, 2001. En diversos estudios se argumenta que el aumento del redondeo de arista provoca un incremento de temperatura en la zona de corte, que a su vez produce un ablandamiento del material de la pieza. Este efecto compensa la mayor dificultad para la formación de la viruta de herramientas con radios de arista mayores y hace que la fuerza de corte sea aproximadamente constante o incluso llegue a disminuir.

De acuerdo a la literatura científica analizada, el redondeo de arista de corte está relacionado con geometrías de herramienta en las que se ha perdido la agudeza inicial del filo. El redondeo de arista tiene mayor influencia en la componente de fuerza de avance que en la componente de fuerza de corte. En Shatla et al, 2001, se muestran resultados de ensayos de corte con herramientas con redondeos de filos de 0,01, 0,05, 0,1 y 0,2 mm. En ellos, el porcentaje que supone la fuerza de avance en relación con la fuerza de corte es 55, 61, 71 y 85%, respectivamente. Es decir, al incrementarse el redondeo de arista, la fuerza de avance se incrementa más rápidamente que la fuerza de corte llegando prácticamente a igualarla.

En la figura 2.26 se muestra la evolución de la relación de fuerzas F_a/F_c , para los 3 niveles de redondeo de filo considerados. La tendencia no es muy clara para el caso con redondeo de filo 0,05 mm, velocidad de corte 120 m/min y avance 0,05 mm/rev., en donde se observa un ligero descenso de F_a/F_c . Considerando los redondeos mínimo y máximo (0,02 y 0,08 mm) se obtuvo un incremento medio de la relación F_a/F_c del 32%.

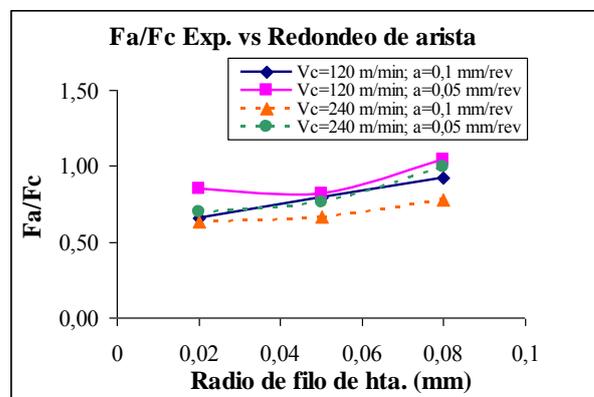


Figura 2.26 Evolución de F_a/F_c con herramientas sin desgaste y 2 niveles de redondeo de arista.

Ensayos correspondientes al desgaste de recrecimiento de filo (BUE)

En la figura 2.27 se presenta la variación de la fuerza de corte y de avance para las condiciones estudiadas. Se observa que los valores de ambas componentes de la fuerza de mecanizado se incrementan con el aumento del filo recreado. El incremento de la fuerza de avance es más acusado (incremento medio para el recrecimiento de filo mayor del 128%, frente al 23% de la fuerza de corte). Esto es debido al aplastamiento que se produce en el material de la pieza que se acumula frente a la zona del recrecimiento. El caso con que considera velocidad de corte 120 m/min y avance 0,05 mm/rev., presenta una tendencia diferente con el radio de recrecimiento de 0,2 mm.

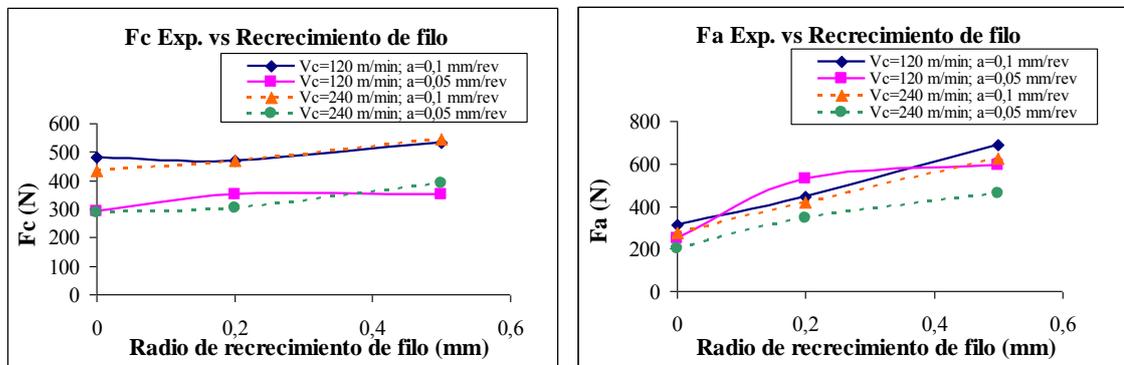


Figura 2.27 Evolución de F_c y F_a con herramientas sin desgaste y 2 niveles de recrecimiento de filo.

A pesar de que no existen referencias relativas a este tipo de desgaste, como geometría que se mantiene durante el mecanizado, el incremento de las componentes de mecanizado se considera coherente si se comparan los resultados con los obtenidos con otros tipos de geometría de herramienta desgastada.

En la figura 2.28 se presenta la relación F_a/F_c que se obtuvo con las herramientas con recrecimiento de filo. En los ensayos con la herramienta con mayor recrecimiento se obtuvo un incremento medio de la relación F_a/F_c del 86% respecto a la herramienta sin desgaste.

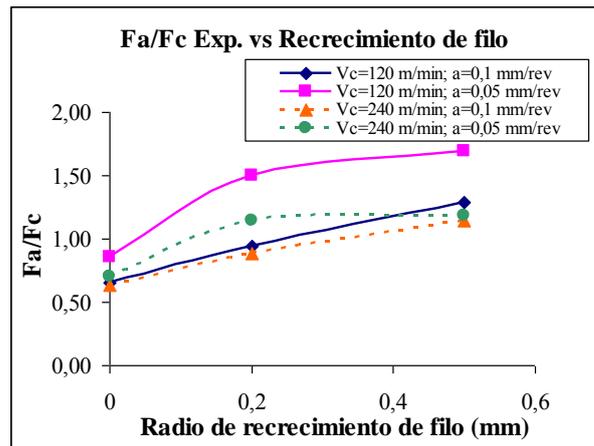


Figura 2.28 Evolución de F_a/F_c con herramientas sin desgaste y 2 niveles de recrecimiento de filo.

Ensayos correspondientes a herramientas con chaflán

Los resultados de fuerzas de mecanizado con herramientas con chaflán, presentados en la figura 2.29, concuerdan con resultados análogos reflejados en la literatura científica. La fuerza de avance para el chaflán máximo muestra un incremento promedio de 46% respecto del valor obtenido con herramienta sin desgaste. La fuerza de corte se incrementa de media un 9%.

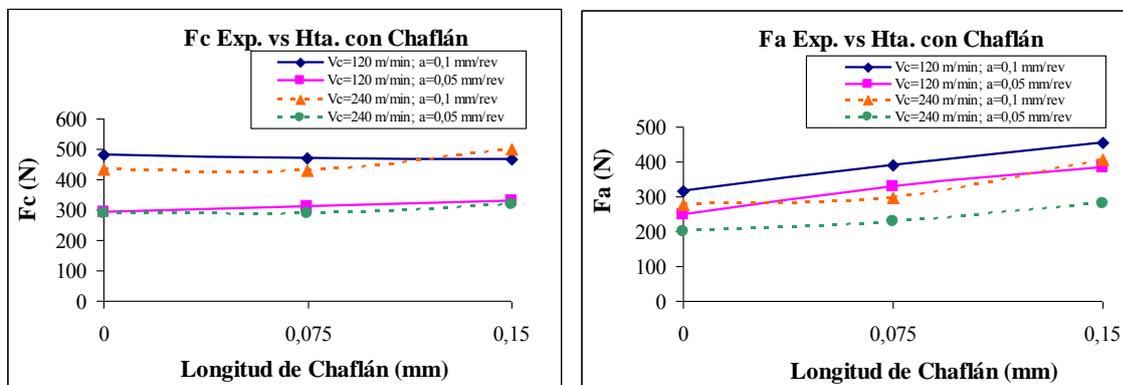


Figura 2.29 Evolución de F_c y F_a con herramientas sin desgaste y 2 longitudes de chaflán.

De acuerdo a (Choudhury et al, 2005) y (Movahhedy et al, 2002) las herramientas con chaflán presentan una mayor cantidad de material atrapado frente a la arista de corte que actúan como nuevo filo de corte. A esa zona se la denomina zona de estancamiento del material. Este efecto produce un incremento de las fuerzas, especialmente de la fuerza de avance, debido al material que fluye bajo la herramienta. En (Choudhury et al, 2005)

se indica que los chaflanes con anchos menores de 0,14 mm no producen un incremento significativo de la fuerza de corte. El incremento de la fuerza de avance es mayor cuanto mayor es la longitud del chaflán y cuanto mayor es la velocidad de corte.

En la figura 2.30 se muestra la relación F_a/F_c correspondiente a los resultados experimentales con herramientas con chaflán. El incremento medio para el chaflán máximo es del 34% respecto a la herramienta sin desgaste.

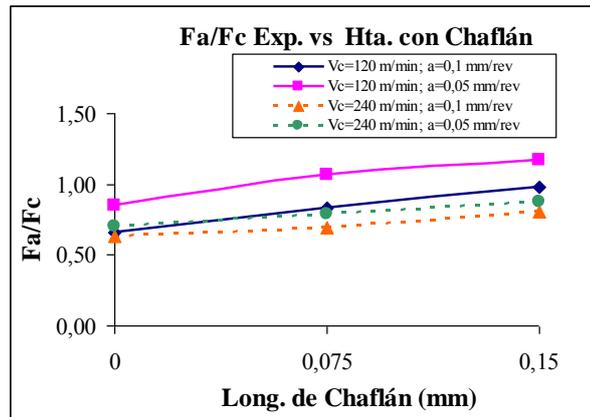


Figura 2.30 Evolución de F_a/F_c con herramientas sin desgaste y 2 longitudes de chaflán.

Ensayos correspondientes a herramientas con desgaste mixto

Para verificar el efecto acoplado que tienen dos tipos de desgaste simultáneos sobre el proceso de mecanizado, se realizaron ensayos con herramientas con las siguientes combinaciones de desgastes geométricos:

- Herramienta con desgaste de flanco 0,8 mm y redondeo de arista 0,08mm (niveles máximos considerados para el análisis individual de dichas geometrías).
- Herramienta con chaflán de longitud 0,15 mm y desgaste de flanco 0,8 mm (valores máximos considerados previamente).

En las gráficas de las figuras 2.31 se representan las fuerzas correspondientes a la geometría de herramienta con radio de filo 0,02 mm, flanco de 0,8 mm y herramienta mixta con flanco de 0,8 mm y redondeo 0,08 mm, representados en el eje de abscisas como 1, 2 y 3, respectivamente.

Como era de esperar, al tener una herramienta con geometría de desgaste mixto, ambas componentes de la fuerza se mantienen con incrementos medios de fuerza altos, con respecto a la herramienta de radio 0,02 mm. Dichos incrementos son de 129% para la fuerza de avance y del 41% para la fuerza de corte.

El incremento de la fuerza de avance es similar a los incrementos combinados correspondientes a cada geometría analizada por separado (96% para el flanco 0,8 mm y 30% para el redondeo 0,08 mm).

En el caso de la fuerza de corte, el incremento obtenido con la herramienta con desgaste flanco-radio de filo es bastante superior al que correspondería si se combinan directamente los incrementos observados para el flanco y redondeo de arista máximo por separado (20% para el flanco 0,8 mm y -1% para el redondeo 0,08 mm). Esta tendencia puede deberse a que el incremento de la fuerza de avance adicional debido al mayor redondeo de filo, produce una mayor fricción en el flanco de la herramienta, y por tanto un aumento adicional de la fuerza de corte.

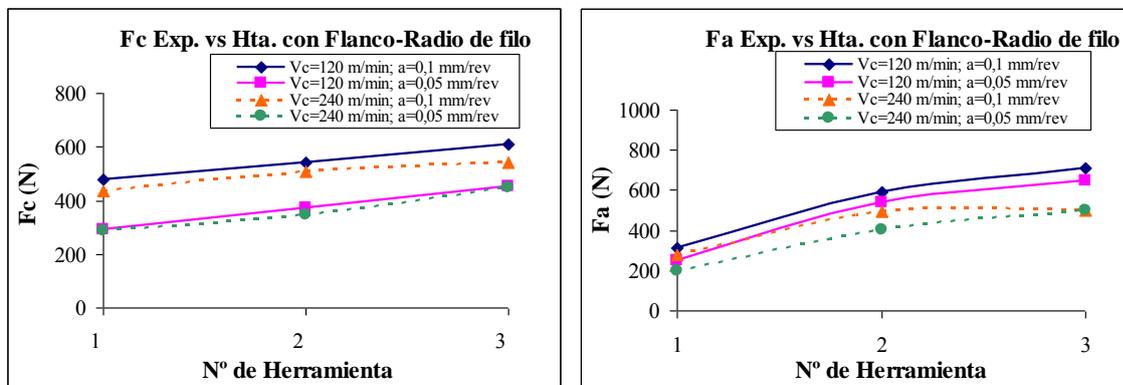


Figura 2.31 Evolución de F_c y F_a, con herramientas sin desgaste, flanco máximo y flanco-redondeo máximo.

En las gráficas de las figuras 2.32 se representan las fuerzas correspondientes a la geometría sin desgaste (0,02 mm de radio), flanco de 0,8 mm y herramienta mixta con chaflán de longitud 0,15 mm y flanco de 0,8 mm, representados en el eje de abscisas como 1, 2 y 3, respectivamente.

El incremento medio que se obtiene con la herramienta con desgaste mixto chaflán-flanco máximo, respecto de la herramienta sin desgaste, es del 84% para la fuerza de avance y del 34% para la fuerza de corte. El incremento de la fuerza de avance es menor que el que se obtiene si se combinan directamente los incrementos obtenidos con las geometrías de herramienta de flanco y chaflán por separado (96% para el flanco 0,8 mm y 46% para el chaflán de 0,15 mm).

En el caso de la fuerza de corte, el incremento obtenido con la herramienta con desgaste flanco-chaflán es muy similar al que correspondería la combinación de los incrementos observados para los desgastes por separado (20% para el flanco 0,8 mm y 9% para el chaflán de 0,15 mm).

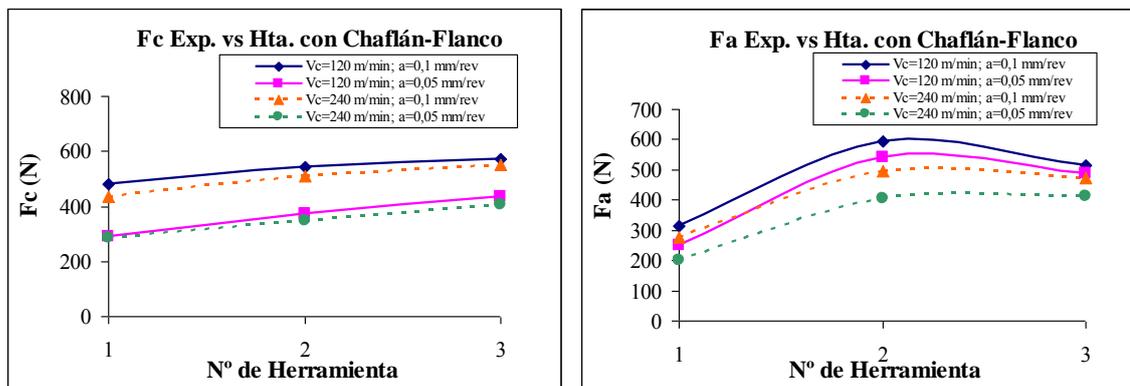


Figura 2.32 Evolución F_c y F_a con herramientas sin desgaste, flanco máximo y flanco-chaflán máximo.

En la figura 2.33 se muestran gráficas correspondientes a la relación F_a/F_c para las geometrías de herramienta sin desgaste, con desgaste de flanco 0,8 mm y con desgaste mixto, denominadas en la gráfica, herramientas 1, 2 y 3 respectivamente. La gráfica situada a la izquierda de la figura 2.33 corresponde al desgaste mixto flanco-redondeo y la gráfica situada a la derecha, al desgaste mixto flanco-chaflán.

Para la herramienta con desgaste mixto flanco-redondeo, el incremento medio de la relación F_a/F_c fue del 62%. Los incrementos de dicha relación para las herramientas con dichas geometrías por separado fueron del 64% para el flanco máximo y del 32% para el redondeo máximo.

Para la herramienta con desgaste mixto flanco-chaflán, el incremento medio de la relación Fa/Fc fue del 38%. Los incrementos de dicha relación para las herramientas con éstas geometrías por separado fueron del 64% para el flanco máximo y del 34% para el chaflán máximo.

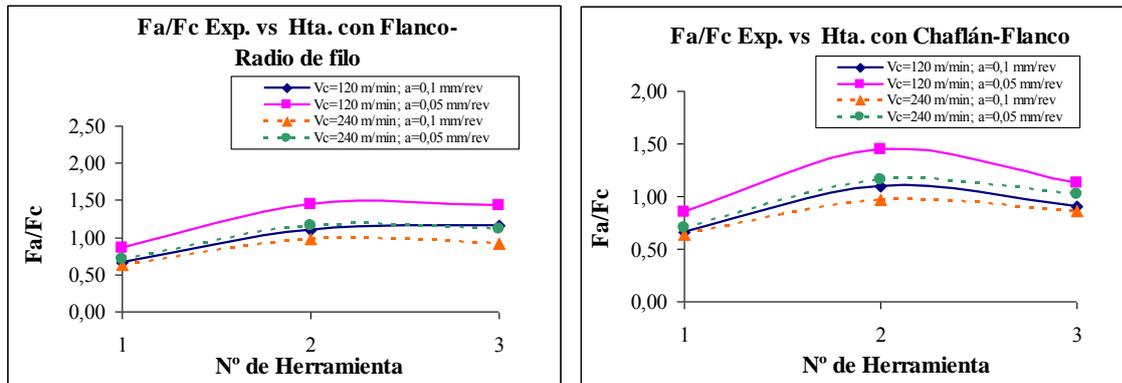


Figura 2.33 Evolución de Fa/Fc con el desgaste mixto: (izq.) Flanco-radio de filo; (der.) Flanco-chaflán máximo.

En las tablas 2.6, 2.7, 2.8 y 2.9 SE muestran los resultados numéricos de las componentes de fuerzas obtenidas durante los ensayos realizados.

Tabla 2.8 Datos obtenidos de los ensayos experimentales realizados a velocidad de corte 120 m/min y avance 0,1 mm/rev.

Desgaste	Magnitud (mm)	Vc (m/min)	a (mm/rev)	Fc (N)	Fa (N)	Fa/Fc
Hta.sin desgaste	0,02	120	0,1	480	315	0,66
Flanco	0,4			519	465	0,90
Flanco	0,8			543	593	1,09
Redondeo	0,05			467	369	0,79
Redondeo	0,08			468	430	0,92
Cráter	0,04			439	301	0,69
Cráter	0,08			413	248	0,60
BUE	0,2			471	444	0,94
BUE	0,5			533	688	1,29
Chaflán	0,075			470	390	0,83
Chaflán	0,15			465	455	0,98
Radio/flanco	0,8/0,08			611	713	1,17
Chaflán/flanco	0,15/0,8			571	516	0,90

Tabla 2.9 Datos obtenidos de los ensayos experimentales realizados a velocidad de corte 120 m/min y avance 0,05 mm/rev.

<i>Desgaste</i>	<i>Magnitud (mm)</i>	<i>Vc (m/min)</i>	<i>a (mm/rev)</i>	<i>Fc (N)</i>	<i>Fa (N)</i>	<i>Fa/Fc</i>
Hta.sin desgaste	0,02	120	0,05	291	248	0,85
Flanco	0,4			348	438	1,26
Flanco	0,8			373	540	1,45
Redondeo	0,05			317	260	0,82
Redondeo	0,08			300	312	1,04
Cráter	0,04			249	160	0,64
Cráter	0,08			220	125	0,57
BUE	0,2			351	528	1,50
BUE	0,5			351	595	1,70
Chañlán	0,075			310	330	1,06
Chañlán	0,15			330	385	1,17
Radio/flanco	0,8/0,08			453	649	1,43
Chañlán/flanco	0,15/0,8			434	489	1,13

Tabla 2.10 Datos obtenidos de los ensayos experimentales realizados a velocidad de corte 240 m/min y avance 0,1 mm/rev.

<i>Desgaste</i>	<i>Magnitud (mm)</i>	<i>Vc (m/min)</i>	<i>a (mm/rev)</i>	<i>Fc (N)</i>	<i>Fa (N)</i>	<i>Fa/Fc</i>
Hta.sin desgaste	0,02	240	0,1	435	277	0,64
Flanco	0,4			454	371	0,82
Flanco	0,8			508	494	0,97
Redondeo	0,05			420	280	0,67
Redondeo	0,08			432	337	0,78
Cráter	0,04			421	238	0,57
Cráter	0,08			400	226	0,57
BUE	0,2			471	416	0,88
BUE	0,5			547	627	1,15
Chañlán	0,075			430	298	0,69
Chañlán	0,15			500	405	0,81
Radio/flanco	0,8/0,08			542	500	0,92
Chañlán/flanco	0,15/0,8			551	474	0,86

Tabla 2.11 Datos obtenidos de los ensayos experimentales realizados a velocidad de corte 240 m/min y avance 0,05 mm/rev.

<i>Desgaste</i>	<i>Magnitud (mm)</i>	<i>Vc (m/min)</i>	<i>a (mm/rev)</i>	<i>Fc (N)</i>	<i>Fa (N)</i>	<i>Fa/Fc</i>
Hta.sin desgaste	0,02	240	0,05	287	201	0,70
Flanco	0,4			309	280	0,91
Flanco	0,8			348	404	1,16
Redondeo	0,05			283	217	0,77
Redondeo	0,08			278	277	1,00
Cráter	0,04			226	121	0,53
Cráter	0,08			220	117	0,53
BUE	0,2			302	346	1,14
BUE	0,5			389	461	1,18
Chaflán	0,075			290	230	0,79
Chaflán	0,15			320	280	0,88
Radio/flanco	0,8/0,08			449	500	1,11
Chaflán/flanco	0,15/0,8			406	414	1,02

2.2 MEDIDA DE LAS TENSIONES RESIDUALES

Diferentes aspectos presentes en el mecanizado de los aceros inoxidable austeníticos, como son la baja conductividad térmica y un elevado endurecimiento por deformación, a menudo son asociados con la vida y la integridad superficial de la pieza mecanizada. En concreto, el proceso de corte genera elevadas tensiones residuales en la superficie mecanizada, y hasta una cierta profundidad, que afectan considerablemente a la vida de la pieza, cuando este se encuentra en servicio.

En este sentido, el control de las tensiones residuales producidas por los procesos de mecanizado debe considerarse para establecer las condiciones de corte en los procesos de mecanizado de componentes de alta responsabilidad.

Como parte de esta Tesis Doctoral se han realizado medidas de tensiones residuales en el material AISI 316L mecanizados con herramienta sin desgaste y diferentes tipos y niveles de desgaste de herramienta. El efecto de las 4 condiciones de corte sobre las tensiones residuales se ha analizado con la herramienta sin desgaste.

2.2.1 Descripción de la medida de tensiones residuales

Las tensiones residuales en el material mecanizado fueron medidas mediante el método de difracción de rayos X. Estas mediciones se han realizado sobre probetas, obtenidas a partir de material previamente mecanizado con diferentes geometrías de herramienta y parámetros de corte.

A continuación se expone la metodología empleada, así como el plan de medida y los resultados obtenidos.

En un material sometido a tensión, o que posee tensiones residuales, las deformaciones elásticas resultantes causan cambios en los espacios interatómicos de la estructura cristalina del material. El método de difracción de rayos X es un método de inspección no destructivo, que mediante un difractómetro mide éstos espacios interatómicos en el material. Estos espacios son indicativos de la deformación elástica producida en el material. Los valores de tensión pueden ser calculados a partir de estas deformaciones, conociendo las constantes elásticas del material y asumiendo tensiones proporcionales a las deformaciones (Totten et al, 2002).

La difracción de rayos X es el método más aceptado para la medida no destructiva de deformaciones residuales (y en consecuencia de tensiones residuales) en materiales cristalinos con un tamaño de grano relativamente pequeño. El material a medir puede ser metálico o cerámico, siempre que exista un pico de difracción bien definido y aislado de los picos vecinos. Este pico de difracción es el que se utiliza para la medida de tensiones.

Las tensiones residuales determinadas mediante la difracción de rayos X corresponden a la tensión media aritmética en un volumen de material definido por el área irradiada. Esta área puede variar, dependiendo de la geometría del haz, de centímetros cuadrados a menos de un milímetro cuadrado. Los rayos X penetran una cierta distancia en el material, que depende de la longitud de onda de la radiación incidente, el material y el ángulo de incidencia. En las técnicas comúnmente usadas para la medición de tensiones en probetas de hierro, níquel, y aleaciones de aluminio, el 50% de la radiación es

difractada a una capa menor de 5 μm de profundidad (Prevéy, 1996) (Lin et al, 1997). Por ello, la deformación que se mide es un promedio sobre unas pocas micras de profundidad por debajo de la superficie de la muestra.

Existen diferentes fuentes de error que producen los valores de incertidumbre obtenidos. Una de las fuentes más importantes es la incertidumbre de la medida debida al tamaño del grano del material analizado, textura o interferencia del rayo X con la geometría de la probeta. Tanto superficie como en profundidad, los gradientes de tensión son comunes en procesos de mecanizado y pueden causar errores de hasta 500 MPa, incluso cambiando el signo de tensión superficial (Prevéy, 1996).

Los errores también pueden provenir de la desalineación del difractor por un mal posicionamiento o desplazamiento de la probeta. La norma ASTM E915 proporciona un procedimiento simple para verificar la alineación del instrumento de medida con la probeta (Prevéy, 1996). Para verificar la alineación del difractor se emplea una probeta plana de material sin tensiones, lo que produce una difracción en la región angular del pico de difracción, que será usado para la medida de tensión. La probeta debe tener granos finos, de modo que el gran número de cristales individuales contribuyen al pico de difracción producido. El método propuesto por la norma ASTM E 915, contempla la preparación y posicionamiento de la probeta plana sin tensiones con el objetivo de comprobar el error sistemático causado por la desalineación del instrumento o la colocación de muestra en el difractor con el ángulo de difracción apropiado.

Metodología

El estado de tensiones residuales en la superficie mecanizada y en profundidad de la pieza se analizó en el centro tecnológico IDEKO, mediante la técnica de difracción de rayos X. Las medidas se realizaron sobre probetas del material AISI 316L mecanizado previamente en los ensayos de corte descritos previamente. Las mediciones de tensiones fueron realizadas en dos direcciones: la que corresponde al movimiento de corte o dirección circunferencial (eje x) y la dirección radial (eje z). La colocación de la muestra y la disposición de los ejes de medida se muestran en la figura 2.34. El tiempo

de exposición fue de 50 segundos. El voltaje y corriente equipo fue de 30 kV y 6,7 mA, respectivamente, para todas las probetas analizadas.



Figura 2.34 Posición de la probeta respecto al difractómetro. Punto de medición.

Para determinar los perfiles de tensiones residuales en profundidad, se eliminaron capas sucesivas de material mediante electroerosión. Este procedimiento permite eliminar material evitando introducir nuevas tensiones residuales en las probetas. Las tensiones residuales fueron evaluadas con $\sin^2\psi$, método correspondiente a la distribución de deformación elástica, obtenida de los espacios en el plano interatómico.

Las constantes radio cristalográficas elásticas (*elastic radicrystallographic constants*) $\frac{1}{2} S_2\{hkl\}$ y $S_1\{hkl\}$ se muestran en la tabla siguiente con el resto de parámetros relacionados con el estudio mediante difracción de rayos X.

Tabla 2.12 Parámetros relacionados con el análisis de difracción de rayos X.

Parámetros	Condición
Equipo	StressTech/ Xstress 3000
Potencia	30 kV, 6,7 mA
Fase del Material	Fey (ferrita)
Diámetro del punto (mm)	2
$\frac{1}{2} S_2\{hkl\}$ (MPa ⁻¹)	7,04E ⁻⁰⁶
$S_1\{hkl\}$ (MPa ⁻¹)	-1,60E ⁻⁰⁶
Longitud de onda-Radiación	Mn - K α
Filtro	Cr
Ángulo de Braga	152,26

Probetas

Mediante el corte de los tubos de acero AISI 316L utilizados durante los ensayos de mecanizado realizados se obtuvieron probetas cilíndricas de 2 mm de espesor y 15 mm de altura (ver figura 2.35). Se obtuvieron 12 probetas, correspondientes a las condiciones (geometrías de herramienta y/o parámetros de corte) estudiadas. La metodología experimental aplicada no permite determinar la zona de la superficie mecanizada correspondiente a la retirada de la herramienta. Por ello, existe una cierta incertidumbre relativa al valor del avance en la última pasada de corte en el punto en el que se determinan las tensiones residuales. Evitar esta fuente de error presenta una gran dificultad por lo que es frecuente encontrarla en otros estudios de tensiones residuales debidas a corte ortogonal.



Figura 2.35 Probetas para la medición de tensiones residuales.

Plan de medida de tensiones residuales

En la tabla 2.13 se muestran las condiciones de corte y geometrías de herramientas para las cuales se determinaron las tensiones residuales después del mecanizado.

Tabla 2.13 Descripción de probetas tensiones residuales.

<i>Probeta</i>	<i>Desgaste</i>	<i>Magnitud (mm)</i>	<i>Vc (m/min)</i>	<i>a (mm/rev)</i>
1-1012	No	Radio de filo = 0,02	120	0,1
1-1024	No	Radio de filo = 0,02	240	
1-512	No	Radio de filo = 0,02	120	0,05
1-524	No	Radio de filo = 0,02	240	
2	Flanco	Longitud de flanco =0,4	120	0,1
3	Flanco	Longitud de flanco =0,8		
4	Redondeo	Radio de filo = 0,05		
5	Redondeo	Radio de filo = 0,08		
10	Cráter	Longitud de cráter =0,2		
11	Cráter	Longitud de cráter =0,4		
12	BUE	Radio recrecido=0,1		
13	BUE	Radio recrecido =0,2		

En todas las probetas se realizaron medidas superficiales en el centro de la corona plana de 2 mm de anchura, tanto en el eje circunferencial, como en la radial.

Además, se realizaron medidas de tensiones en la dirección de corte, a distintas profundidades, en las probetas correspondientes al mecanizado, con los parámetros de corte estándar, con herramienta sin desgaste (referencia 1-1012) y con redondeo de filo máximo (referencia 5).

Las medidas correspondieron a profundidades de aproximadamente 0,05, 0,1, 0,15, 0,2, 0,3, 0,4 y 0,5 mm.

2.2.2 Resultados de las medidas de tensiones residuales en superficie

Los resultados obtenidos de las medidas superficiales se muestran en la tabla 2.14. La primera columna indica la magnitud nominal y la segunda, la incertidumbre obtenida en cada caso. Cabe destacar que en general, la incertidumbre de las medidas de tensión residual es bastante elevada, situándose entre el 10 y el 20% del valor nominal de la medida.

Los valores de tensión residual superficial circunferencial que se obtienen tras el mecanizado del AISI 316L suele encontrarse en torno a 1000 MPa (Outeiro et al,

2006(a)), para velocidad de corte 200 m/min y avance 0,1 mm/rev. En este sentido, en las condiciones de corte analizadas, las tensiones residuales circunferenciales experimentales muestran valores similares.

Tabla 2.14 Tensiones residuales en la superficie de las probetas.

Probeta	Tensiones residuales			
	0°(*) – Eje Z		-90° (***) – Eje X	
	MPa	MPa +/-	MPa	MPa +/-
1-1012	1184,1	128,8	1098,2	153,2
1-1024	1041,8	73,4	979,1	68,5
1-512	1163,6	76,0	1130,1	215,6
1-524	1055,9	63,0	976,5	118,1
2	1207,3	12,9	1109,6	173,8
3	1300,8	73,5	1020,1	156,0
4	1221,7	76,8	1127,7	229,9
5	1211,5	43,3	927,6	124,6
10	1225,6	89,5	1110,0	236,7
11	1053,7	50,1	1116,8	184,4
12	1388,5	49,2	1040,7	175,8
13	1359,6	45,1	1040,2	161,5

* 0° medida en el eje Z, es decir, a la dirección radial

** -90° medida en el eje X, es decir, a la dirección circunferencial

En la figura 2.36 se muestran las tensiones residuales correspondientes al mecanizado con herramienta sin desgaste, en las 4 condiciones de corte consideradas. Se observa que los valores nominales de tensión residual superficial en ambas direcciones prácticamente no varían con el avance. Sin embargo, las tensiones nominales en ambas direcciones disminuyen al aumentar la velocidad de corte (variaciones situadas entre un 9 y un 14%). No obstante, es preciso indicar que considerando las elevadas incertidumbres de estas medidas, reflejadas en la tabla 2.14, no es posible asegurar que efectivamente se produzca la tendencia indicada.

En M'Saoubi et al, 1999 se realizó un estudio relativo a las tensiones residuales que se presentan tras el mecanizado del acero inoxidable AISI 316L en corte ortogonal, a velocidades de corte entre 100 y 200 m/min y avances entre 0,1 y 0,25 mm/rev. En este estudio se concluye que las tensiones residuales superficiales circunferenciales prácticamente no varían con el avance, pero se incrementan al aumentar la velocidad de

corte. En Muñoz, 2008, se indica que no es posible predecir de forma sencilla el efecto de los incrementos de la velocidad de corte sobre las tensiones residuales. En estas condiciones se produce un acoplamiento entre el efecto del ablandamiento térmico del material y el efecto de las mayores tensiones debidas a la expansión térmica. Por ello, en general, puede afirmarse que los resultados mostrados en esta Tesis son coherentes con los encontrados en la bibliografía.

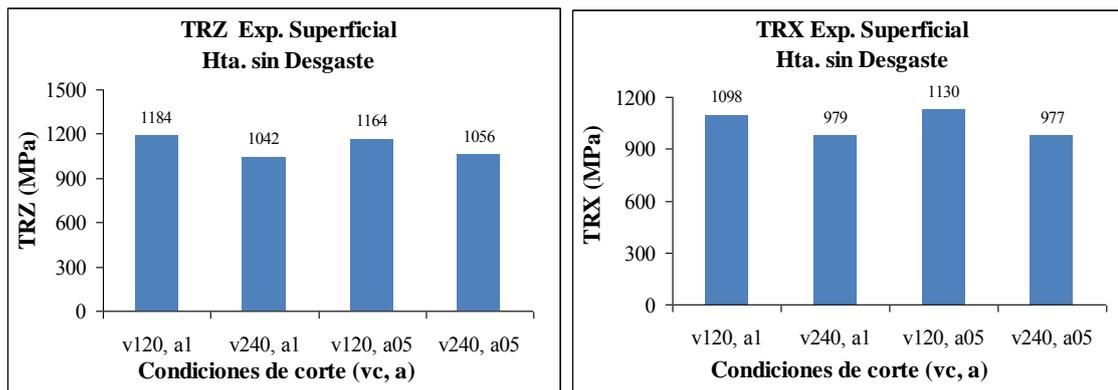


Figura 2.36 Evolución de TRZ y TRX experimentales con herramientas sin desgaste y las 4 condiciones de corte estudiadas.

Se han encontrado referencias con información relativa al efecto del redondeo de arista en las tensiones residuales. Para el resto de geometrías de herramienta relativas al desgaste no se han encontrado referencias comparables.

En el caso de la herramienta con desgaste de flanco (figura 2.37), se nota un incremento de la tensión residual radial obtenida con herramienta sin desgaste (radio 0,02 mm) de 9,8 %, para el flanco de 0,8 mm. Para el flanco de 0,4 mm, la tensión radial se mantiene prácticamente constante.

La tensión residual circunferencial también presenta una variación poco significativa para el flanco de 0,4 mm, mientras que para el flanco de 0,8 mm, la tensión residual se reduce 7%.

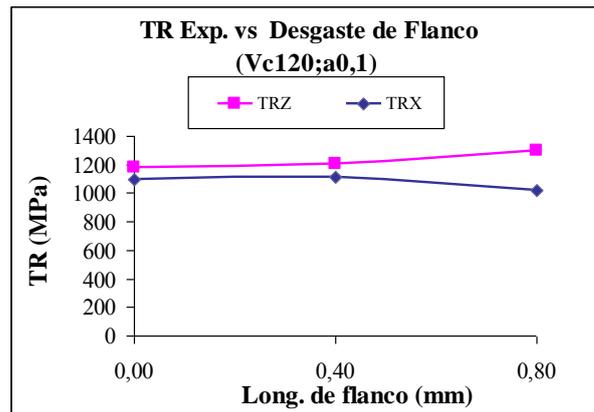


Figura 2.37 Evolución de TRZ y TRX con herramientas sin desgaste y 2 niveles de flanco.

En relación con el mecanizado con distintos redondeos de filo (ver figura 2.38), la tensión residual radial se mantiene prácticamente constante. La tensión residual circunferencial presenta valores similares con el radio de arista 0,05 mm, mientras que con el radio de 0,08 mm la tensión residual circunferencial se reduce un -15,5%. Esta tendencia es coherente con la indicada por otros autores (Thiele et al, 2000).

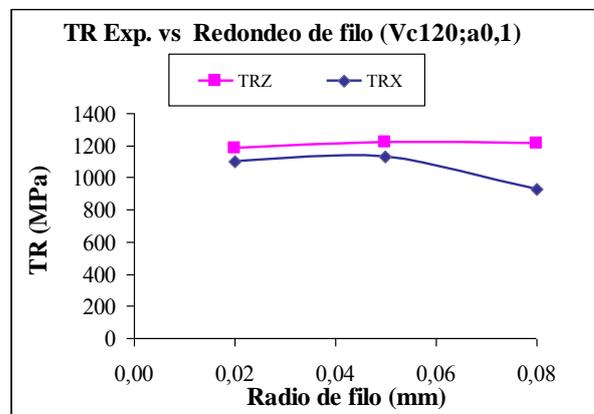


Figura 2.38 Evolución de TRZ y TRX con herramientas sin desgaste y 2 radios de arista.

Las tensiones residuales que se generan durante el mecanizado de aceros inoxidables son causadas por la deformación plástica que se produce enfrente de la herramienta y por un efecto térmico localizado. El contacto entre la herramienta con radio de arista grande y la pieza genera mayor calor por fricción en esta zona. Debido a la baja conductividad térmica de los aceros inoxidables, el efecto térmico en la zona de corte es mayor que para los aceros al carbono.

Sin embargo, al mecanizar con radios de arista mayores también se generan altas tensiones en la superficie mecanizada. El efecto mecánico en la superficie mecanizada produce un fuerte endurecimiento por deformación y un considerable incremento de los defectos microestructurales cerca de la superficie mecanizada, lo que causa una gran relajación elástica (Jang et al, 1996). Este efecto combinado produce un descenso en las tensiones residuales circunferenciales superficiales.

Para las herramientas con cráter se observa un ligero incremento de la tensión residual radial para el cráter con profundidad 0,04 mm, mientras que con profundidad 0,08 mm se observa un descenso de la tensión residual radial superficial del 11%. La tensión residual circunferencial se mantiene prácticamente constante al aumentar la profundidad de cráter.

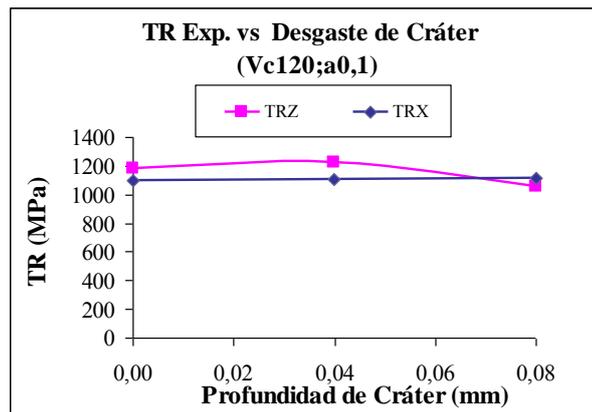


Figura 2.39 Evolución de TRZ y TRX con herramientas sin desgaste y 2 niveles de cráter.

Con el recrecimiento de filo (figura 2.40) se observa un incremento de las tensiones residuales radiales del 17 y 15%, para los radios de filo de 0,05 y 0,08 mm, respectivamente. Las tensiones residuales circunferenciales para ambos casos se reducen ligeramente (-5,2%) con respecto al valor de tensión con herramienta sin desgaste, es decir, con los dos niveles de recrecimiento de filo analizados la tensión se mantiene prácticamente constante.

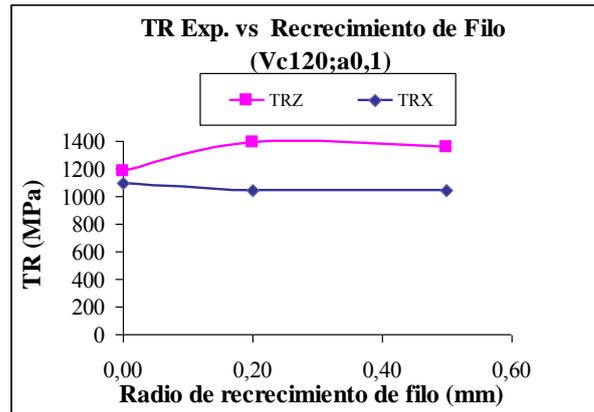


Figura 2.40 Evolución de TRZ y TRX con herramientas sin desgaste y 2 niveles de recrecimiento de filo.

2.2.3 Resultados de las medidas de tensiones residuales en profundidad

Los ensayos de tensiones residuales en profundidad se realizaron sobre el material mecanizado con herramienta sin desgaste y con radio de arista de 0,08 mm, ambas con velocidad de corte 120 m/min y avance 0,1 mm/rev. Se tomaron medidas hasta profundidades de 400 micrómetros.

Los resultados correspondientes a la herramienta sin desgaste y con herramienta con redondeo de filo máximo se muestran en las tablas y figuras siguientes.

La limitación en el número de ensayos de tensiones residuales en profundidad se debe a su elevado coste. Por ello se ha determinado obtener las medidas con la herramienta sin desgaste, siendo el este valor el de referencia. En segundo lugar se ha elegido la herramienta con mayor redondeo de arista, por considerarse que potencialmente representa la variación de geometría de filo con mayor influencia sobre las tensiones residuales.

En la figura 2.41 se observan los perfiles de tensiones residuales en profundidad obtenidos para ambas herramientas. Las tensiones debidas a una herramienta sin desgaste, muestran una disminución importante de las tensiones residuales radiales (TRZ) por tracción a mayor profundidad. Se puede observar, que la reducción de las tensiones residuales es brusca y se estabiliza rápidamente, mientras que en la dirección

circunferencial (*TRX*), las tensiones residuales son más de compresión (valores negativos).

En el caso de las tensiones correspondientes al mecanizado con herramienta con redondeo de arista de 0,08 mm, se observa una progresiva disminución de las tensiones residuales a medida que se aumenta la profundidad, teniendo valores de tracción en la superficie y valores de compresión a partir de 100 micras en la dirección circunferencial (*TRX*). En la dirección radial (*TRZ*), el perfil de las tensiones residuales muestra muy poca compresión. En ambas direcciones, las tensiones residuales, a partir de una cierta profundidad son aproximadamente constantes.

El perfil de tensiones circunferenciales estabiliza en valores negativos, siendo estos los valores de tensiones que posiblemente se tenían en el material ensayado antes del mecanizado. Se observa que al aumentar el radio de arista se obtienen tensiones residuales de compresión estabilizadas a menores profundidades.

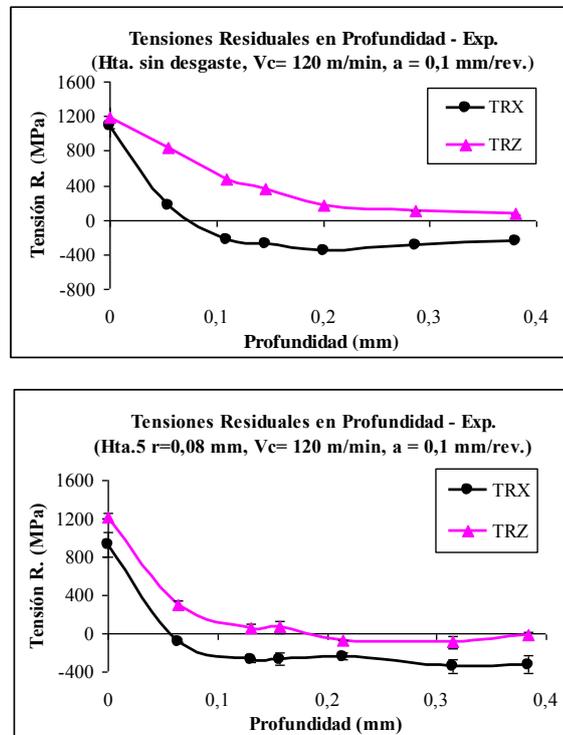


Figura 2.41 Perfiles de tensiones residuales en profundidad para herramientas sin desgaste y de radio 0,08 mm.

Tabla 2.15 Tensiones residuales en profundidad inducidas por herramienta sin desgaste (redondeo de filo 0,02 mm), $V_c = 120$ m/min y $a = 0,1$ mm/rev.

Geometría de herramienta	Prof. (μm)	Tensiones residuales			
		$0^\circ(*)$ – Eje Z		$-90^\circ(**)$ – Eje X	
		MPa	MPa +/-	MPa	MPa +/-
Herramienta sin desgaste (radio 0,02 mm)	0	1184,1	128,8	1098,2	153,2
	55	836,2	37,3	169,4	28,3
	109	464,8	38,0	-231,2	44,2
	146	357,4	42,8	-275,3	24,7
	200	167,5	27,5	-354,1	43,6
	287	112,7	7,8	-286,0	30,7
	381	70,2	12,1	-236,2	25,3

* 0° medida en el eje Z, es decir, a la dirección radial

** -90° medida en el eje X, es decir, a la dirección circunferencial

Tabla 2.16 Tensiones residuales en profundidad inducidas por herramienta con desgaste de redondeo de arista 0,08 mm, $V_c = 120$ m/min y $a = 0,1$ mm/rev.

Geometría de herramienta	Prof. (μm)	Tensiones residuales			
		$0^\circ(*)$ – Eje Z		$-90^\circ(**)$ – Eje X	
		MPa	MPa +/-	MPa	MPa +/-
Herramienta con radio 0,08 mm	0	1211,5	43,3	927,6	124,6
	64	296,7	46,7	-91,7	6,8
	130	54,8	44,5	-277,0	16,3
	157	64,5	59,5	-264,7	65,6
	215	-71,2	4,3	-239,5	35,7
	315	-89,0	66,8	-341,8	70,5
	384	-14,5	25,4	-325,2	96,2

* 0° medida en el eje Z, es decir, a la dirección radial

** -90° medida en el eje X, es decir, a la dirección circunferencial.

2.3 CONCLUSIONES DEL CAPÍTULO

En este capítulo se ha descrito el trabajo experimental realizado para la medida de fuerzas de mecanizado y tensiones residuales correspondientes al corte ortogonal en seco del material AISI 316L con distintas geometrías de herramienta desgastada. Para ello se ha desarrollado una metodología novedosa que permite realizar ensayos de corte ortogonal con herramientas con geometrías correspondientes a distintos tipos y niveles de desgaste.

También se han mostrado y analizado los resultados obtenidos en dichos ensayos, verificándose su coherencia con los resultados de estudios similares presentes en referencias científicas. Los resultados experimentales de fuerzas y tensiones residuales obtenidos se corresponden con una gran variedad de geometrías de herramienta representativas de todos los tipos de desgaste. Por ello suponen una aportación novedosa de interés para el conocimiento de los procesos de mecanizado en seco del material AISI 316L con herramientas desgastadas.

En relación con la fuerza de mecanizado, se han presentado, para todos los ensayos de corte realizados, los valores de la fuerza de corte (F_c), fuerza de avance (F_a) y la relación entre ambas expresada como F_a/F_c .

Se han determinado las tensiones residuales superficiales en las direcciones circunferencial y radial para ciertos parámetros de corte y geometrías de herramienta. Para los mecanizados con herramienta sin desgaste (radio 0,02 mm) y con redondeo de filo máximo (0,08 mm) también se han obtenido valores de tensiones residuales en profundidades de hasta 400 micrómetros.

En base al análisis de los valores de fuerzas y tensiones residuales obtenidos se pueden extraer las siguientes conclusiones:

- En general, todas las geometrías de desgaste de herramienta consideradas, excepto las correspondientes al desgaste de cráter, muestran un incremento de la fuerza corte y de la fuerza de avance al aumentar el nivel del desgaste. El incremento de la fuerza de avance es superior, por lo que también la relación F_a/F_c aumenta con el nivel de desgaste. Esta conclusión es por tanto aplicable a las siguientes geometrías de herramienta: flanco, redondeo de filo, chaflán, recrecimiento de filo y desgastes mixtos flanco-chaflán y flanco-redondeo.
- Al aumentar el nivel de desgaste de cráter de la herramienta disminuyen la fuerza de corte, la fuerza de avance y la relación F_a/F_c . La presencia de cráter

en las herramientas de corte influye sobre el proceso de formación de viruta de forma análoga al aumento del ángulo de desprendimiento.

- La combinación en una misma herramienta de desgaste de flanco y redondeo de arista de corte produce un incremento de F_a similar a la combinación de los incrementos correspondientes a dichos desgastes por separado. Sin embargo, el incremento de F_c es bastante superior para la herramienta con desgaste mixto flanco-redondeo. Esto puede ser debido a que el incremento adicional de F_a debido al mayor redondeo de filo produce una mayor fricción en el flanco de la herramienta y por tanto un aumento de F_c .
- La combinación en una misma herramienta de chaflán en el filo y desgaste de flanco produce un incremento de F_a inferior al que se obtendría combinando directamente los incrementos correspondientes a dichos desgastes por separado. El incremento de F_c es similar a la combinación de los incrementos obtenidos para dichos desgastes por separado.
- Para los mecanizados con herramienta sin desgaste, las tensiones residuales superficiales radial y circunferencial no varían con el avance, y disminuyen al aumentar la velocidad de corte.
- Las herramientas con desgaste de flanco y redondeo de filo producen una ligera disminución de las tensiones residuales circunferenciales. No se observan cambios significativos en las tensiones radiales.
- Las herramientas con desgaste de cráter muestran una ligera disminución de las tensiones radiales, mientras que las circunferenciales se mantienen constantes.
- Las herramientas con recrecimiento de filo presentan mayores tensiones radiales, mientras que las circunferenciales prácticamente no varían.

- El perfil de tensiones circunferenciales estabiliza en valores negativos, siendo estos los valores de tensión que posiblemente se tenían en el material ensayado antes del mecanizado. Se observa que al aumentar el radio de arista se obtienen tensiones residuales de compresión estabilizadas a menores profundidades.

Capítulo 3: Definición y Optimización del Modelo Numérico 2D

La modelización de procesos de mecanizado mediante Elementos Finitos (FEM) permite el estudio de magnitudes de difícil determinación mediante técnicas experimentales, como el flujo del material en la zona de corte o la distribución de la temperatura en el material y la herramienta. Por ello, y debido al rápido incremento de la capacidad de cálculo de los equipos informáticos, éstas técnicas se emplean cada vez con mayor frecuencia.

En el primer apartado de este capítulo se exponen los aspectos relevantes del código de elementos finitos empleado en la modelización del proceso de mecanizado del AISI 316L: DEFORM2DTMv.9.1. Este código está basado en elementos finitos de formulación Lagrangiana y remallado automático, diseñado para el análisis de procesos de conformado y de tratamientos térmicos.

En este capítulo se aborda el trabajo de modelización, incluyendo la evolución del modelo paso a paso, a partir de un modelo con herramienta sin desgaste.

En primer lugar se procede a la caracterización del material y a la configuración geométrica, tanto de la pieza como de la herramienta sin desgaste. Se establecieron las condiciones de contorno, así como la ley de contacto inicial, el mallado de la pieza y de la herramienta y el resto de condiciones necesarias para la modelización.

A continuación se realiza un análisis de sensibilidad de mallado para comprobar la densidad mínima de mallado requerida para obtener valores de fuerza constantes.

En un tercer apartado se describe el proceso de optimización del modelo con herramienta sin desgaste. Se introduce el flanco de *acomodación de filo*, cuyo valor se ajusta a 0,05 mm de longitud; valor que se obtuvo después de realizar un análisis de los datos experimentales y referencias bibliográficas (Filice et al, 2007). La *acomodación de filo* se implementa en la herramienta no desgastada, en todas las condiciones de corte estudiadas.

También se realiza un análisis del efecto de la ley de fricción en la zona de contacto viruta-herramienta en las componentes de fuerza. Se comparan los resultados de fuerza obtenidos con diferentes coeficientes de fricción constantes y un modelo de coeficientes de fricción variables en función de la presión normal. Este último modelo de fricción denominado *hibrido-variable* consiste en la definición de diferentes tipos de rozamientos con coeficientes de fricción variables en la zona de contacto viruta-herramienta. En la zona de contacto herramienta-superficie mecanizada se aplica un coeficiente de Coulomb constante.

A partir del modelo definido y optimizado para la geometría de herramienta sin desgaste, se procede a la definición del modelo numérico para las herramientas con geometría correspondiente a los distintos tipos y niveles de desgaste considerados. En el cuarto apartado se presenta esta definición, el ajuste del mallado y de la ley de contacto para las herramientas con geometría desgastada.

Por último, se presentan los resultados de fuerza y tensiones residuales obtenidos con el modelo numérico optimizado para todos los casos y condiciones de corte estudiadas.

3.1 EL CÓDIGO NUMÉRICO

En la actualidad existen una gran cantidad de códigos numéricos de propósito general que se utilizan en la modelización de diferentes procesos industriales. Así mismo, existen códigos específicos para la modelización de procesos como el mecanizado. Con el objeto de simplificar estos modelos numéricos de mecanizado, generalmente se

imponen condiciones de deformación plana del material, impidiéndose el flujo lateral del material.

DEFORM2D es un código basado en elementos finitos de formulación Lagrangiana y remallado automático, diseñado para analizar procesos de conformado y de tratamientos térmicos. Al simular estos procesos de fabricación mediante ordenador, esta herramienta permite a los diseñadores reducir el coste y tiempo de ensayos y prevenir errores en el rediseño de herramientas y procesos.

Los ordenadores utilizados para el cálculo con DEFORM2D pueden tener un sistema operativo Windows 2000, XP, Vista o bien, Linux. Los requerimientos mínimos computacionales incluyen 512 MB de RAM y espacio de disco libre de 20 GB.

DEFORM2D permite realizar análisis en 2 dimensiones, asumiéndose condiciones de deformación plana. Es decir, el modelo se define en un plano, y durante la simulación, se asume que el flujo del material se produce en dicho plano y es idéntico en todos los planos paralelos al plano de análisis. Se considera que, en general, esta simplificación es adecuada para modelización de procesos de corte ortogonal.

En los modelos bidimensionales de corte ortogonal, el material no puede deformarse en la dirección del filo de la herramienta. Es decir, el material, tanto en la viruta como en la pieza, no puede desplazarse lateralmente.

En la figura 3.1 se observa la ventana general de DEFORM2D, con sus tres partes básicas: pre-procesador, simulación y post-procesador.

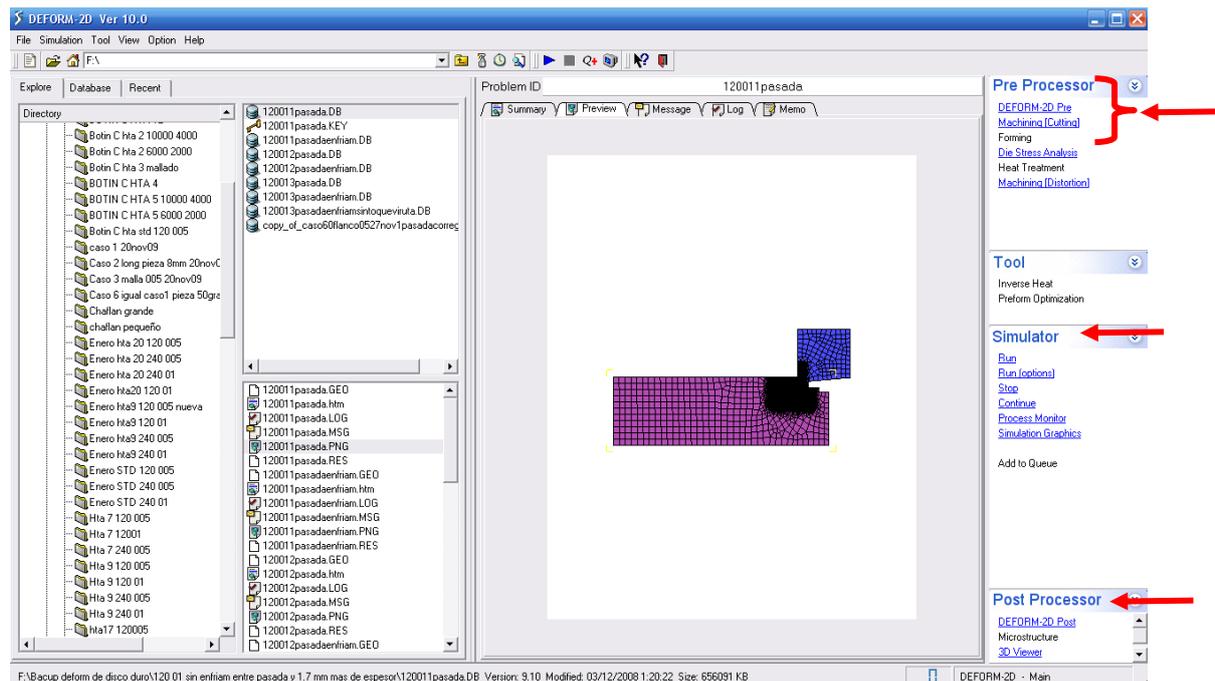


Figura 3.1 Ventana de general de DEFORM2D.

El módulo *Machining* presente en el código DEFORM2D™ v.9.1 permite definir con mayor facilidad modelos de procesos de mecanizado mediante la introducción de la información tecnológica correspondiente. En concreto, se indican los parámetros de corte, la definición de la configuración geométrica de la pieza y de la herramienta, de los materiales, del coeficiente de fricción en las zonas de contacto, del mallado, de las condiciones de contorno y del tiempo de corte. Esta definición del proceso se realiza en la parte de *pre-procesado* (pre-processor).

En el pre-procesado también se definen parámetros que emplea DEFORM2D para la simulación del problema (simulation controls): definición de unidades, tipo de geometría, incremento de tiempo por paso, criterios para la convergencia en el cálculo, coeficiente de convección con el ambiente y criterio de remallado. También se definen otras condiciones del proceso como la temperatura ambiente, el coeficiente de convección, etc. La definición de las condiciones generales antes mencionadas y que se mantienen en todos los casos se presentan en el apartado 3.2.6.

En la figura 3.2 se observa la ventana principal correspondiente a los controles de la simulación.

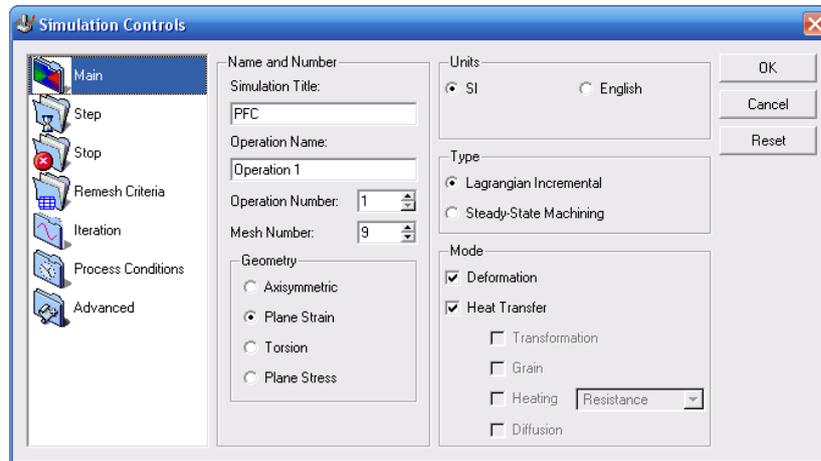


Figura 3.2 Ventana de controles de la simulación principal.

DEFORM2D resuelve problemas no-lineales dependientes del tiempo, generando soluciones a incrementos de tiempo discretos. El incremento de tiempo por paso se define en función de la cantidad total de pasos simulados, longitud de pieza a mecanizar, velocidad de corte y tamaño de los elementos de la malla del material.

En la figura 3.3 se observan los datos relativos a los pasos de la simulación: la cantidad de pasos totales, incremento de pasos a guardar y el incremento de tiempo por paso en segundos.

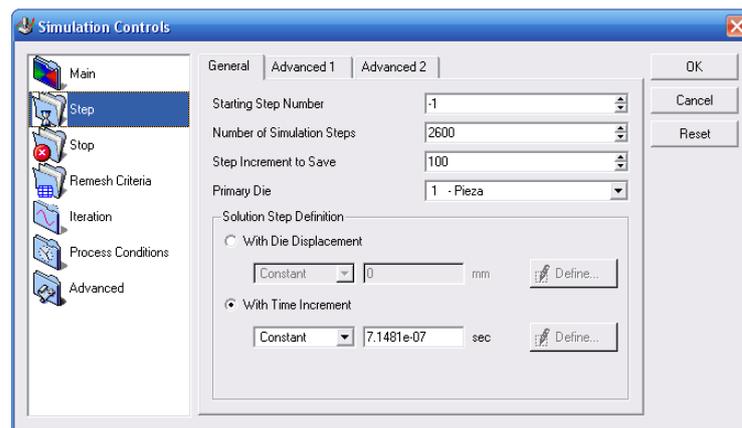


Figura 3.3 Ventana de controles de la simulación: datos relativos a los pasos de la simulación.

Después de definir el problema mediante el módulo *Machining*, a través del pre-procesador general de DEFOR2D, se pueden modificar con más detalle los distintos parámetros que permiten realizar una definición más completa del modelo. Tal es el

caso de la modificación de ventanas de mallado y las ventanas de fricción, entre otros. En la figura 3.4 se presentan las ventanas de mallado modificadas en el preprocesado de DEFORM2D.

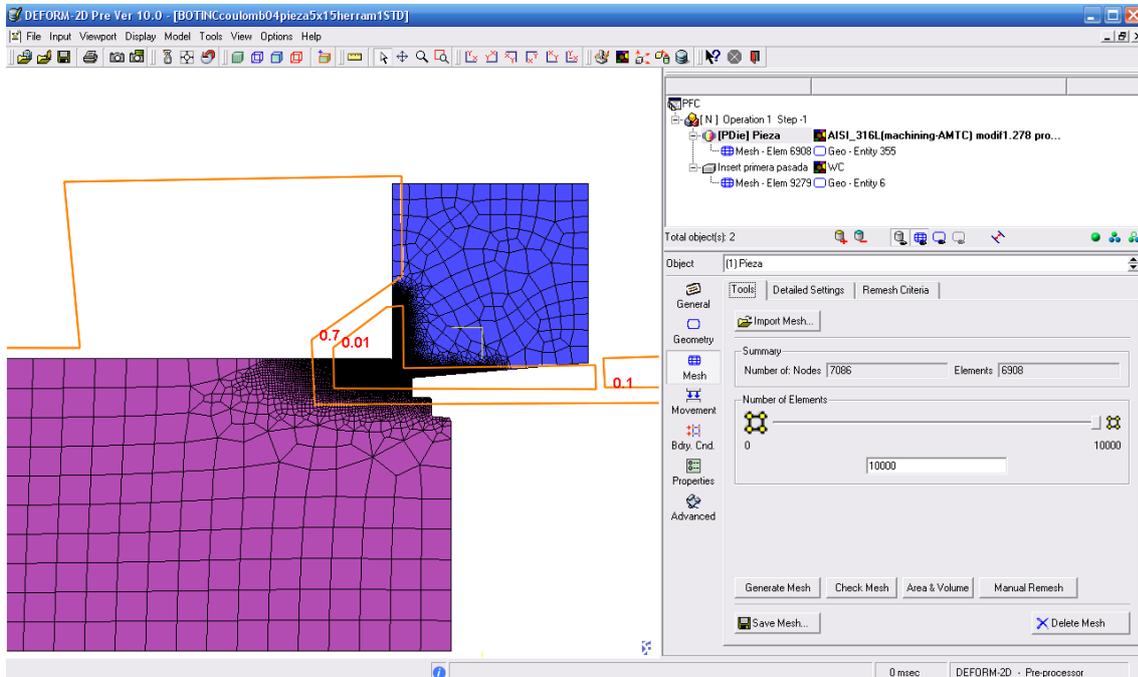


Figura 3.4 Mallado de pieza modificado en el pre-procesado de DEFORM2D.

DEFORM2D permite realizar simulaciones considerando que el material presenta un comportamiento elastoplástico o exclusivamente plástico. Simulando el comportamiento elastoplástico se considera la recuperación elástica del material y las deformaciones debidas a la expansión térmica. Esto es necesario para el cálculo de tensiones residuales.

Por otra parte, al considerar comportamiento elastoplástico, las simulaciones se realizan sin incluir la influencia de la velocidad de deformación a altas temperaturas en las propiedades del material (condiciones del programa DEFORM2D). Al simular un comportamiento elastoplástico se requiere un mayor tiempo de cálculo.

Durante la parte de *simulación* (simulation engine o simulator) se realizan los cálculos requeridos para el análisis del problema planteado. En las simulaciones realizadas como parte de este trabajo, DEFORM2D utiliza skyline solver, que es una solución de matriz

invertida básica y el método de iteraciones Newton-Raphson recomendado para la mayoría de los problemas por su buena convergencia en pocas iteraciones.

DEFORM2D posee un sistema de remallado automático durante el cálculo, diseñado para problemas que implican grandes deformaciones, lo que mejora en gran medida la convergencia del cálculo numérico.

En la tercera y última parte, llamada *post-procesado* (post-processor), se pueden visualizar y extraer los datos obtenidos mediante la simulación numérica, para su posterior análisis.

Entre las variables que se pueden obtener en el *post-procesado* se encuentran: las componentes de fuerza de corte y de avance, temperatura, presión normal, deformaciones, tensiones, velocidad, desplazamiento, entre otras, que se muestran en la figura 3.5.

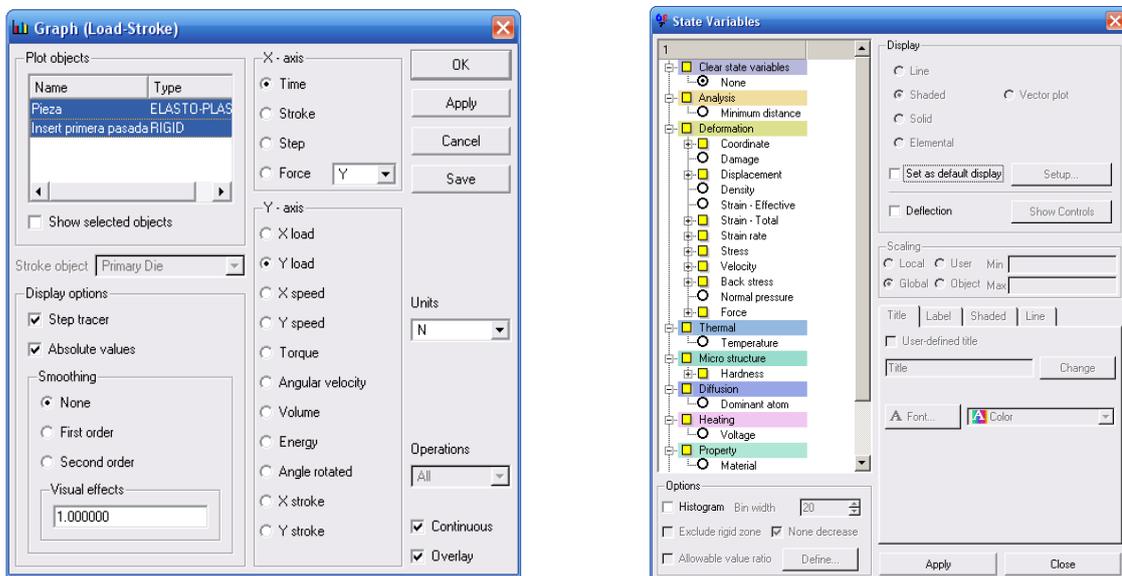


Figura 3.5 Variables que se obtienen en DEFOM2D tras la simulación.

3.2 DEFINICIÓN DEL MODELO NUMÉRICO 2D

En primer lugar se ha desarrollado un modelo numérico correspondiente a los ensayos de corte ortogonal y en seco de AISI 316L con una herramienta sin desgaste (radio de filo 0,02 mm), con velocidad de corte (V_c) 120 m/min y avance (a) 0,1 mm/rev (condiciones denominadas como estándar). Tal y como se describió en el capítulo 2, los ensayos de mecanizado de corte ortogonal se realizaron en tubos de espesor 2 mm, por lo que la profundidad de corte indicada en la definición del modelo fue 2 mm.

3.2.1 Geometrías

La geometría de la pieza fue definida como un rectángulo de dimensiones 1,5 de altura x 5 mm de longitud, según las direcciones del movimiento de avance y de corte, respectivamente. La longitud de 5 mm corresponde al doble de la longitud de corte simulada. Con estas dimensiones se asegura que las condiciones de contorno impuestas a la pieza no afectarán a la zona de corte.

En la geometría de la pieza se han considerado 3 escalones en el lado derecho para las simulaciones de pasadas sucesivas. Los escalones tienen una altura igual al avance. En el modelo inicial, estos escalones tienen una altura de 0,1 mm, tal y como se observa en la figura 3.6.

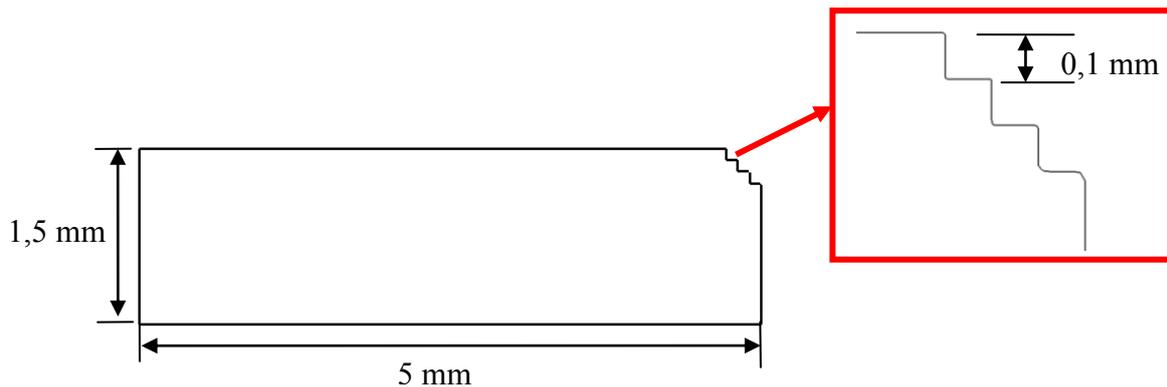


Figura 3.6 Geometría de la pieza.

La geometría de la herramienta sin desgaste se modelizó tal y como se muestra en la figura 3.7. La herramienta tiene un tamaño de 1 x 1 mm, ángulo de desprendimiento de 0°, ángulo de incidencia de 5° y radio de filo igual a 0,02 mm.

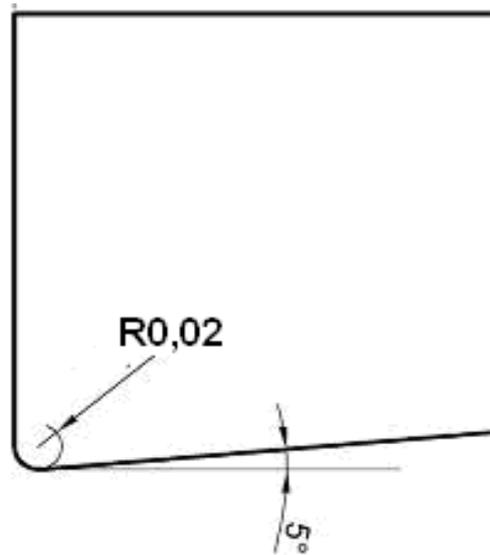


Figura 3.7 Geometría de herramienta sin desgaste.

3.2.2 Materiales

Considerando que los ensayos se realizaron con herramientas de metal duro, el material definido para la herramienta corresponde a un carburo de wolframio (tungsteno) obtenido de la biblioteca del DEFORM2DTMV9.1. El material de corte (metal duro) se modeliza como rígido. Este material tiene las siguientes propiedades:

Tabla 3.1 Propiedades del Carburo de Wolframio (Umbrello et al, 2007)

WC-Co	<i>Densidad (kg/m³): 14520 (del WC-Co ensayado)</i>
	<i>Conductividad térmica (W/(mK)): 62,7</i>
	<i>Calor específico (J/(kgK)): 234</i>

Para la definición de las propiedades mecánicas del material de la pieza se empleó una ecuación constitutiva de Johnson-Cook correspondiente al material AISI 316L, disponible en el código numérico. Dicha ecuación constitutiva se ajustó con los datos proporcionados por el fabricante de los tubos de acero utilizados durante los ensayos.

En la literatura científica se encuentran diferentes constantes correspondientes al material AISI 316L. En Umbrello et al, 2007 se estudió la influencia de diferentes constantes de la ley de Johnson-Cook para el AISI 316L y se obtuvieron diferencias significativas en el comportamiento de dicho material.

Las leyes de comportamiento del material dependen del estado de entrega del mismo, de los tratamientos térmicos a los que ha estado sometido, entre otros procesos involucrados en la fabricación del material estudiado que afectan notablemente las características finales del material.

Las elevadas temperaturas, deformaciones y velocidades de deformación que se producen en los procesos de mecanizado hacen que sea necesario emplear una ley constitutiva apropiada para que sea posible validar experimentalmente los modelos numéricos (Nasr et al, 2007)(Umbrello et al, 2007)(Outeiro et al, 2006(a)).

El módulo de Young del material y las constantes termomecánicas asociadas al material se han extraído de Umbrello et al, 2007.

En la tabla 3.2 y en las figuras 3.8 a 3.11 se muestran sus expresiones y valores en función de la temperatura. Como se ha indicado anteriormente, se estableció que el modelo considerase un comportamiento del material elastoplástico durante las simulaciones.

Tabla 3.2 Propiedades termomecánicas del AISI 316L (Umbrello et al, 2007).

Acero AISI 316L	<i>Densidad (kg/m³):</i> $\rho(T)=7921-0,614 \cdot T+0,0002 \cdot T^2$
	<i>Conductividad térmica (W/(mK)):</i> $k(T)=14,307 + 0,0181 \cdot T - 6 \times 10^{-6} \cdot T^2$
	<i>Calor específico (J/(kgK)):</i> $c(T)=440,79 + 0,5807 \cdot T - 0,001 \cdot T^2 + 7 \times 10^{-7} \cdot T^3$

Las unidades fueron transformadas para poder ser introducidas de forma apropiada en DEFORM2D: MPa, mm/mm°C, N/s°C y N/mm²/°C, respectivamente. El valor el coeficiente de Poisson es de 0,3.

Cabe destacar que la mayoría de los códigos de elementos finitos emplean sus unidades expresadas en milímetros, por las dimensiones que normalmente se manejan en los procesos modelizados.

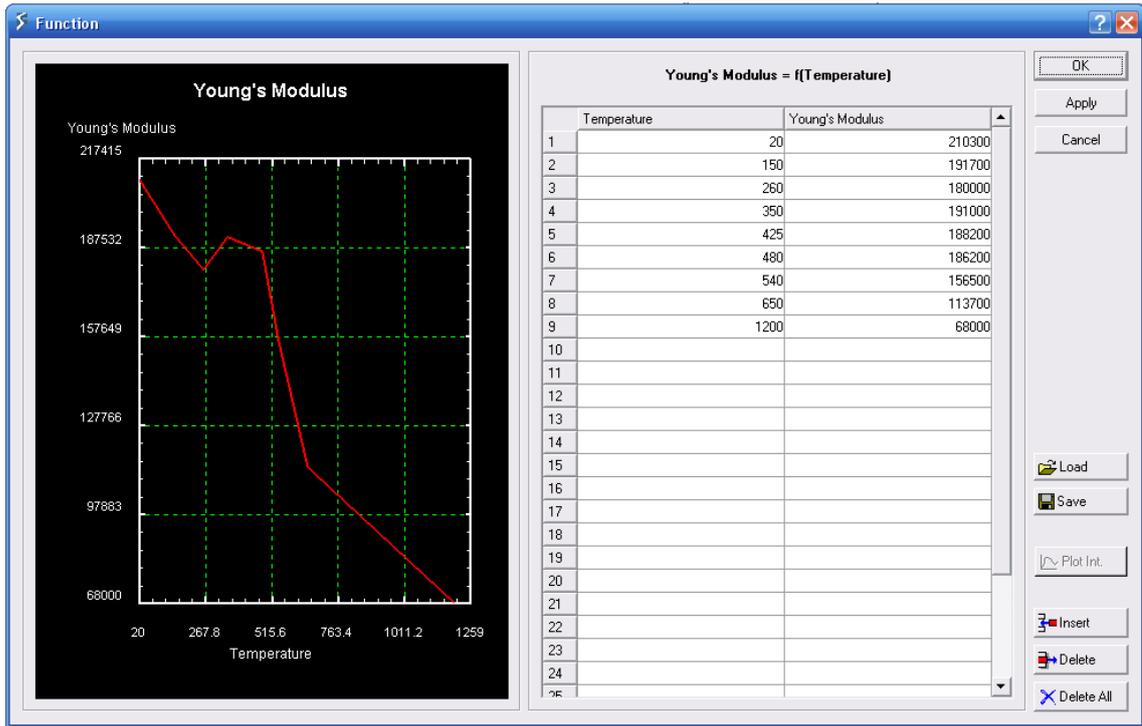


Figura 3.8 Definición del módulo de Young (MPa) en función de la temperatura (°C).

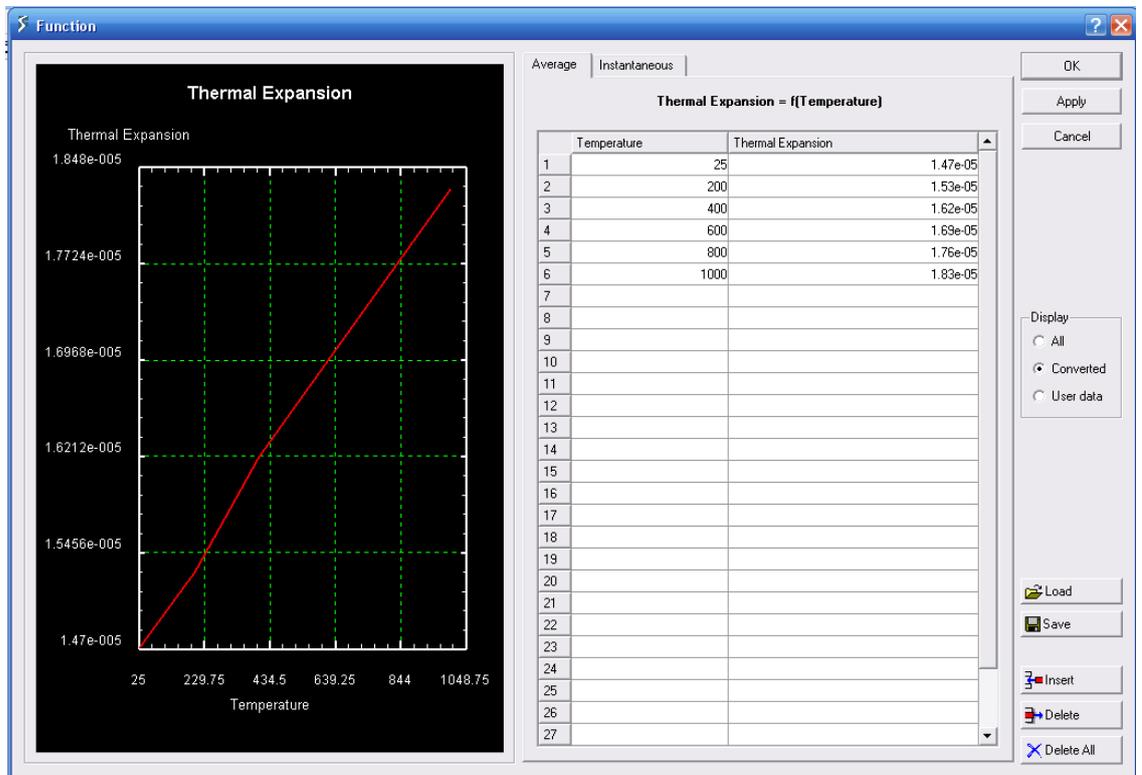


Figura 3.9 Definición de la expansión térmica (mm/mm°C) en función de la temperatura (°C).

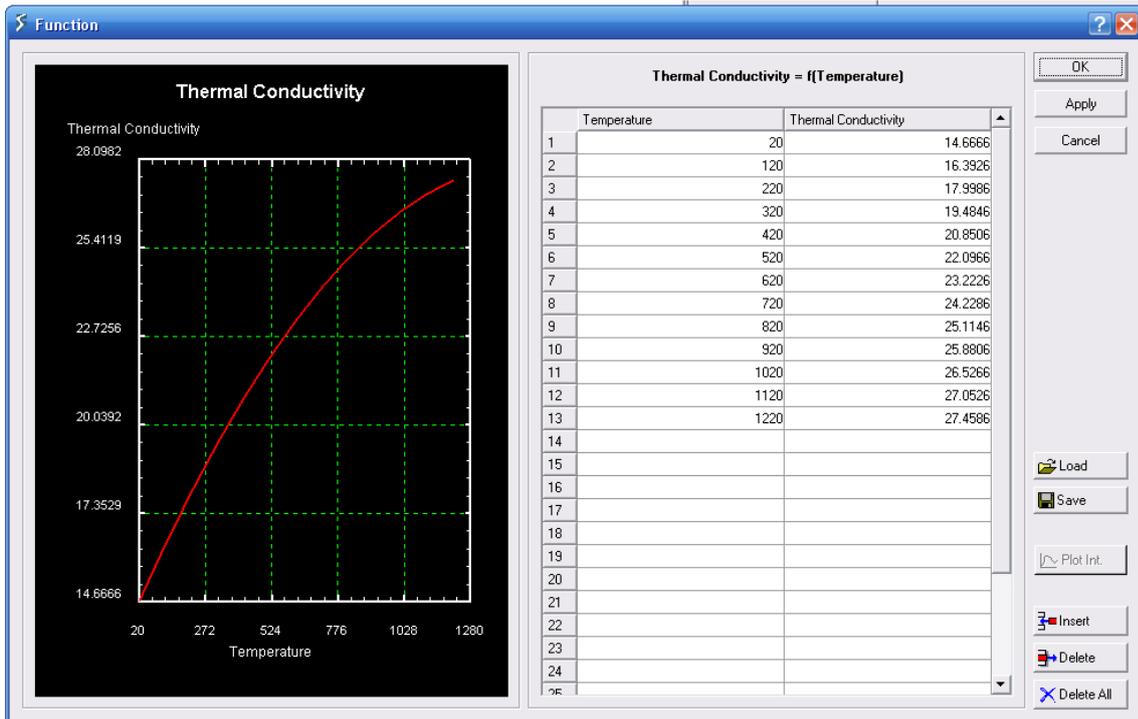


Figura 3.10 Definición de la conductividad térmica (N/s/°C) en función de la temperatura (°C).

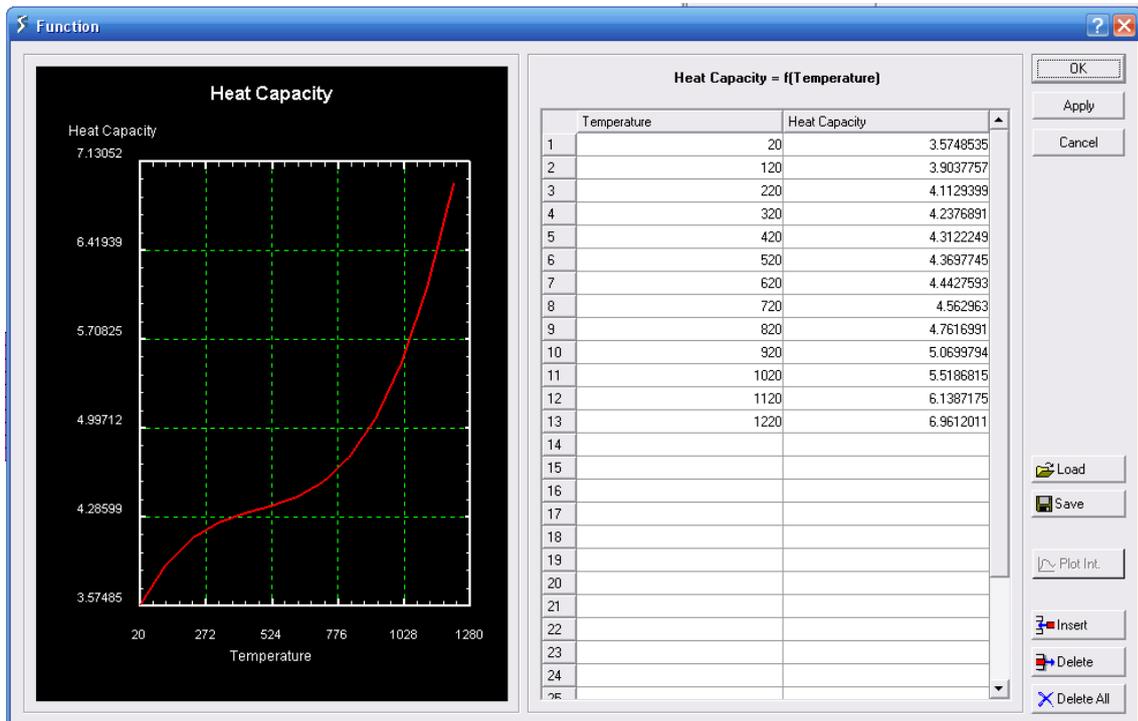


Figura 3.11 Definición del calor específico (N/mm²/°C): en función de la temperatura (°C).

En la tabla 2.2 se mostraron las características del material AISI 316L de los tubos empleados en los ensayos de mecanizado. Según se obtiene de estos datos, la carga para la cual se produciría la rotura es 567 N/mm^2 , que corresponde a una deformación del 60% en una curva de tensión-deformación ingenieril.

Para determinar las diferencias en las propiedades mecánicas del material empleado en los ensayos de mecanizado (tubos AISI 316L) y las propiedades correspondientes a la ley constitutiva disponible en la librería de DEFORM2D, se calculó aproximadamente el valor de tensión-deformación ingenieril suponiendo dicha deformación con un valor 2% mayor al de rotura, resultando 580 N/mm^2 y 58%, respectivamente. Estos valores se adaptan a los términos que se definen en la curva tensión-deformación verdadera, convirtiéndose en $916,4 \text{ N/mm}^2$ y en 42,7%, respectivamente. El valor de deformación verdadera para este caso corresponde a 0,457.

Interpolando este valor en las curvas del AISI 316L de la librería del DEFORM, se obtiene un valor de tensión de 730 N/mm^2 , mientras que de acuerdo a los datos concretos proporcionados por el fabricante para el tubo empleado en los ensayos, la tensión correspondiente a la deformación de 0,457 es de $916,4 \text{ N/mm}^2$.

Según la estimación del punto de máxima tensión y de su deformación, se puede deducir que la resistencia a temperatura ambiente y baja velocidad de deformación del AISI 316L utilizado durante los ensayos es entre el 25 y 30% superior al AISI 316L de la librería. Se toma y se extiende a todos los valores de las curvas tensión-deformación del material de la librería un coeficiente de 1,275 (independientemente de la temperatura y la velocidad de deformación).

No se puede certificar la validez de la extensión del coeficiente de 1,275 a todos los rangos de temperatura y velocidad de deformación, dado que su cálculo se ha realizado con los datos disponibles para el lote de tubo ensayado y éstos son sólo a temperatura ambiente. La dificultad y alto coste de su extensión a todos los rangos queda como trabajo futuro.

A continuación se presentan las gráficas correspondientes a la caracterización del material, para las diferentes temperaturas y velocidades de deformación. Por ejemplo, para una velocidad de deformación de 1000 s^{-1} , se presentan las curvas de tensión-deformación de material, para el rango de temperaturas definido (ver figura 3.12).

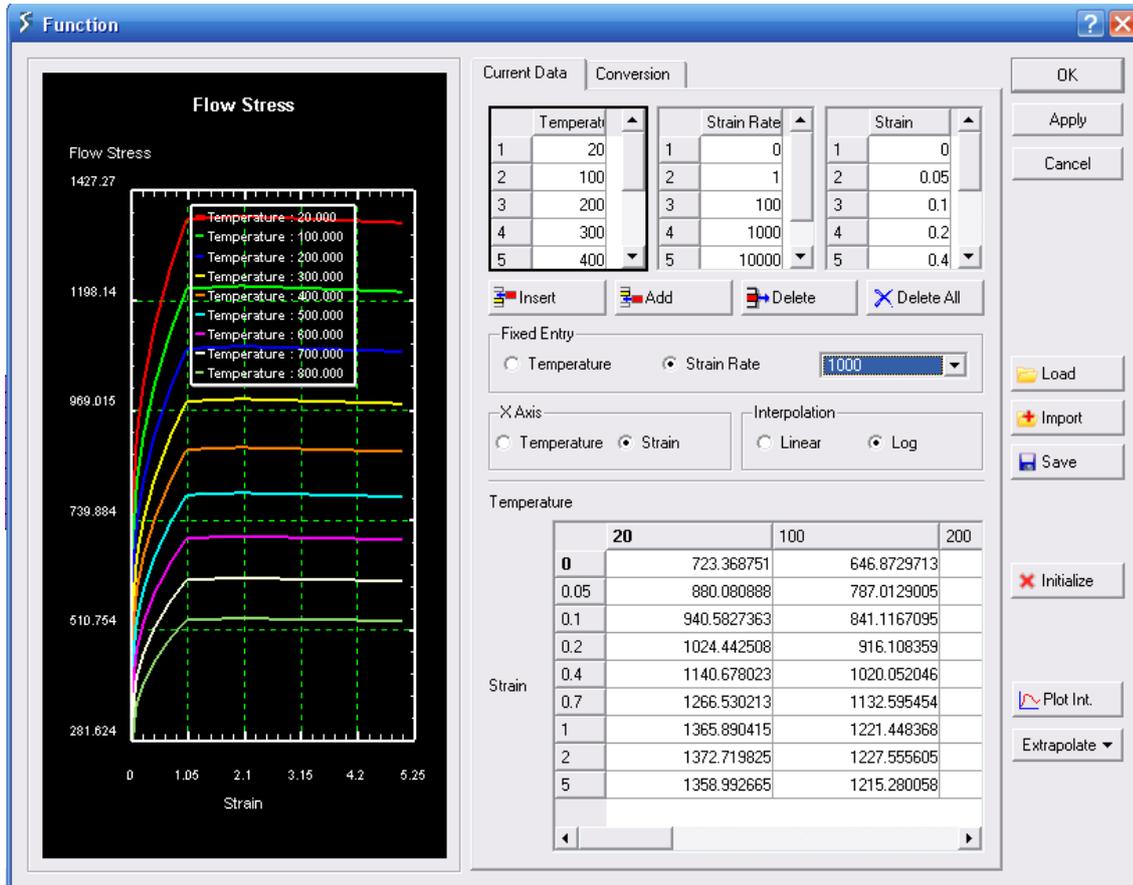


Figura 3.12 Gráfica tensión-deformación para la velocidad de deformación de 1000 s^{-1} .

En la figura 3.13 se observan los valores de la curva tensión-deformación para la temperatura de 500°C . Las 5 gráficas corresponden a los 5 valores del rango de velocidades de deformación definidos.

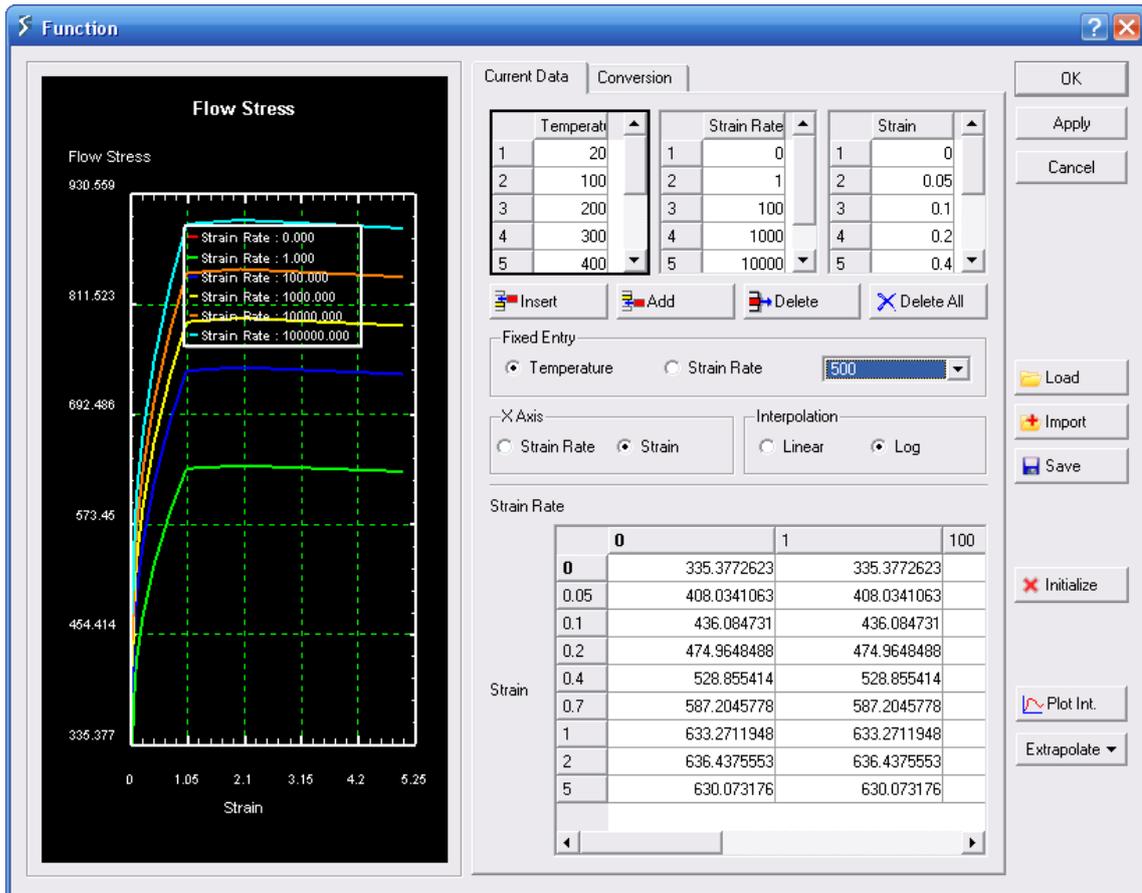


Figura 3.13 Gráfica tensión-deformación para la temperatura de 500 °C.

Como parte de este trabajo también se realizaron simulaciones con el material AISI 316L (*Machining*), presente en la librería del DEFORM2D. Los valores de fuerza obtenidos en las simulaciones numéricas realizadas con la ecuación constitutiva ajustada del AISI 316L se acercan más al valor experimental, que los obtenidos empleando la ecuación del AISI 316L disponible en la librería de DEFORM2D. Cabe destacar que el modelo general se optimizó con la herramienta y condiciones consideradas como estándar.

3.2.3 Mallado de pieza y herramienta

En el modelo se emplearon elementos rectangulares isoparamétricos de 4 nodos para mallar tanto la herramienta como la pieza. La definición del mallado de la herramienta y la pieza incluyó la realización de un análisis de sensibilidad exhaustivo, en donde se determinó el tamaño de elemento óptimo, con el que se obtienen buenos resultados en un tiempo razonable. Debe considerarse que aumentar el número de elementos mejora

la precisión de los resultados, pero incrementa el tiempo necesario para realizar la simulación.

Para determinar qué densidad de mallado es la óptima se realizaron diferentes pruebas con diferentes mallados de pieza y herramienta hasta encontrar la densidad mínima a partir la cual los resultados de la simulación no varían.

Para generar un mallado que se adapte a las necesidades del modelo y permita obtener buenos resultados se deben tener en cuenta las dimensiones características del proceso y en consecuencia de ello, mallar la herramienta y la pieza con un tamaño de elemento notablemente inferior.

Para evitar que el número de elementos de la malla sea innecesariamente elevado, con el consiguiente incremento del tiempo de procesamiento, se concentra la malla en las zonas de interés, es decir, en aquellas en las que las tensiones, deformaciones, gradientes de temperatura, etc. son máximos.

Para conseguir la concentración de los elementos en las zonas deseadas se utiliza un sistema de ventanas que ofrece el DEFORM2D, consistente en el posicionamiento de ventanas (regiones delimitadas en el plano), en las que el mallado tiene una densidad determinada.

En los modelos 2D se recomiendan elementos (en la zona de corte) de $1/4$ y $1/16$ el avance. Si con elementos de lado igual a $1/16$ el avance se obtienen diferencias con las fuerzas resultantes experimentales mayores al 10%, entonces se requieren elementos de dimensiones menores (Fischer, 2009). En Fischer, 2009 se emplean elementos de $5 \mu\text{m}$, en un modelo que considera un radio de arista de herramienta de $0,03 \text{ mm}$ y avance de $0,08 \text{ mm/rev}$.

En la figura 3.14 se muestra la posición de las ventanas de mallado de la pieza y el tamaño relativo de los elementos que contienen. Se observa que la densidad de elementos en la zona de corte es notablemente superior. Para la pieza se fijan tres

ventanas con los siguientes tamaños de elemento, establecidos a partir del correspondiente análisis de sensibilidad:

- La ventana #1 de mallado fino en la zona de corte y contacto entre la herramienta y el material. Los elementos iniciales en esta zona tienen entre 4 y 5 μm de lado.
- La ventana #2 tiene elementos que aumentan progresivamente hacia los extremos de la pieza y alcanzan dimensiones de hasta 0,2 mm.
- La ventana #3 tiene elementos de 0,02 mm de lado. Esta ventana contempla toda la zona mecanizada de la pieza y tiene una profundidad de 0,04 mm. Esta ventana es fija, y permite el estudio de las tensiones residuales y temperaturas en la zona mecanizada.

El mallado del material descrito anteriormente requiere de aproximadamente 6000 elementos para toda la pieza.

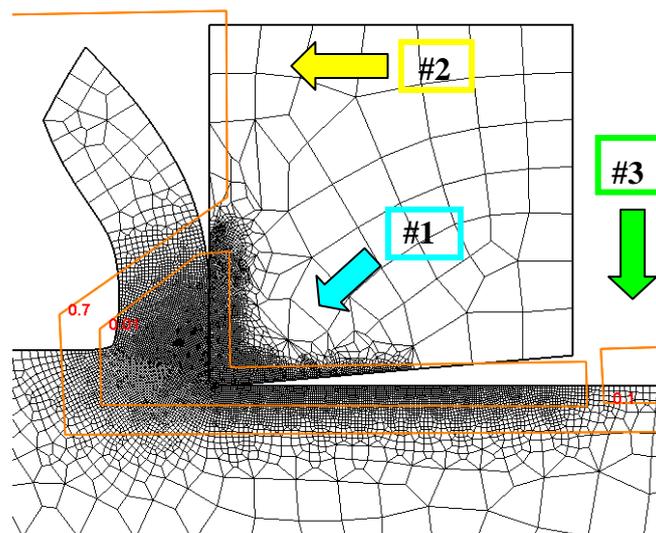


Figura 3.14 Posición de las ventanas de mallado en la pieza.

En la figura 3.15 se muestran las 2 ventanas de mallado de la herramienta:

- La ventana marcada como A, tiene elementos de 5 μm . Dentro de esta ventana se encuentran las zonas de contacto de la herramienta con la pieza.
- La ventana marcada como B, tiene elementos que aumentan progresivamente desde la ventana A, hasta alcanzar 0,14 mm de lado.

El mallado de la herramienta descrito anteriormente requiere de aproximadamente 2000 elementos.

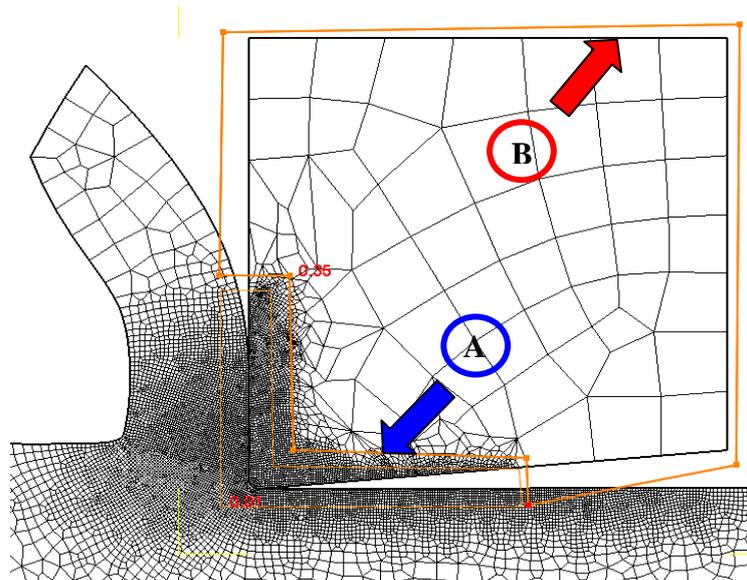


Figura 3.15 Posición de las ventanas de mallado en la herramienta.

El tiempo de cálculo de las simulaciones en un ordenador de tipo medio, con los mallados indicados para la herramienta y la pieza, es de entre 5 y 6 horas.

En la figura 3.16 se muestra un detalle correspondiente al mallado en la zona de corte en la que la densidad de la malla es máxima.

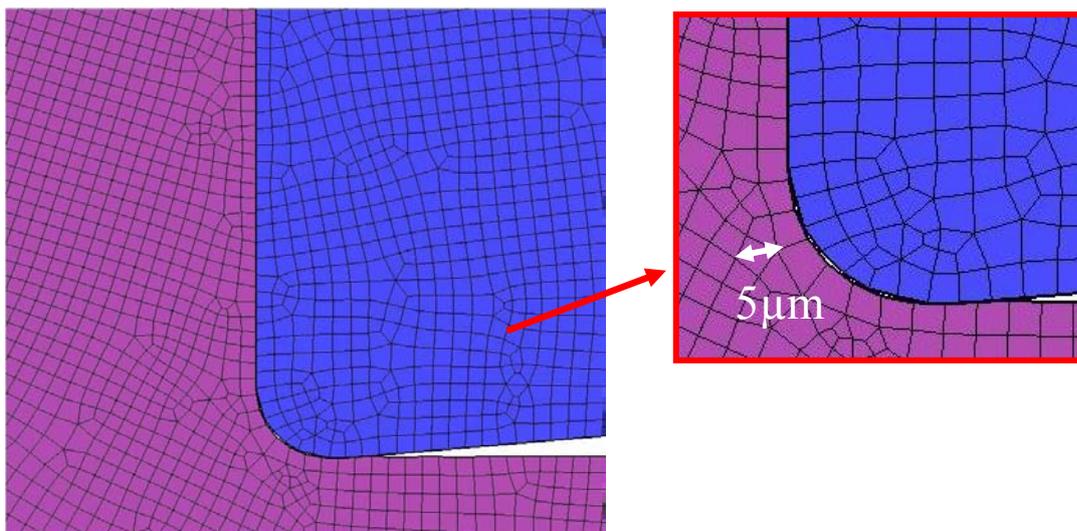


Figura 3.16 Detalle de la malla de la herramienta sin desgaste con elementos de 5 μm de lado en la zona de contacto.

3.2.4 Condiciones de contorno

Para proporcionar movimiento relativo a la pieza y a la herramienta se deben aplicar una serie de condiciones de contorno de velocidad que proporcionen o fijen el movimiento en las diferentes direcciones del espacio.

En relación con las condiciones de contorno de movimiento de la herramienta, se impidió el desplazamiento de los nodos correspondientes a los laterales de la misma opuestos al filo (ver figura 3.17).

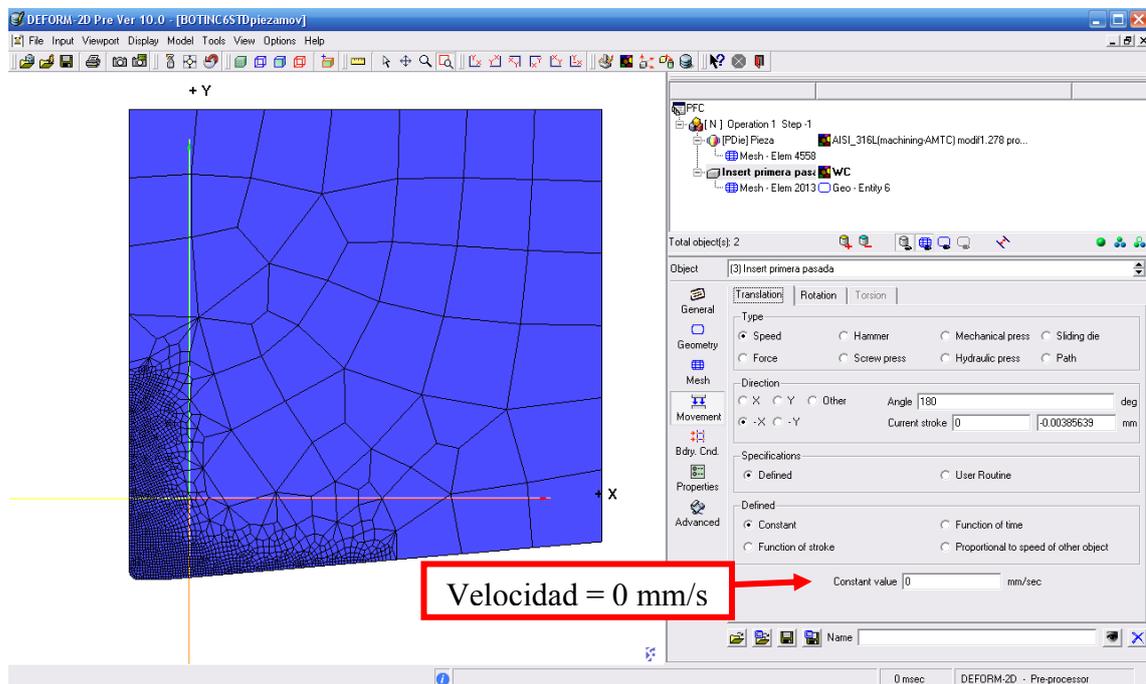


Figura 3.17 Condiciones de movimiento impuestas en la herramienta.

Por otro lado, se impusieron las siguientes condiciones de contorno en los nodos de la pieza situados en su cara inferior y en sus 2 laterales (ver figura 3.18):

- Fijación del movimiento vertical (eje Y) correspondiente a la dirección del movimiento de avance para impedir desplazamientos en ese sentido.
- Movimiento horizontal (eje X), correspondiente a la dirección de movimiento de corte, a una velocidad igual a la velocidad de corte.

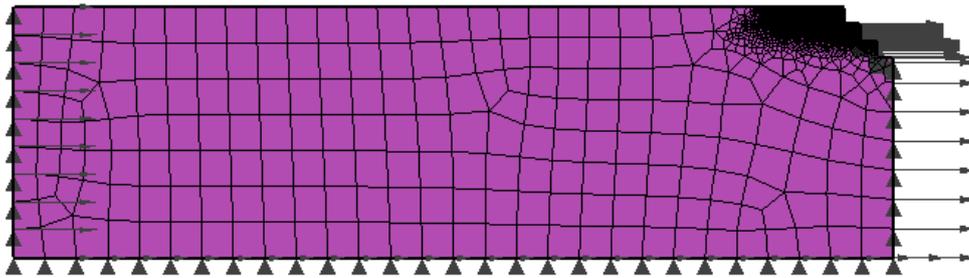


Figura 3.18 Condiciones de contorno de la pieza.

Tal y como se comentó en el apartado 3.2.1, los escalones de la pieza se han realizado para facilitar la simulación de varias pasadas sucesivas. Las condiciones de contorno definidas en los ejes X e Y no se aplican sobre los nodos del escalón cuyo mecanizado se vaya a simular.

Las ventanas que definen las distintas densidades de mallado de la herramienta y de la pieza se mantienen inmóviles (fijadas con la posición de la herramienta) durante la simulación. De esta forma, se mantiene su posición relativa respecto de la zona de corte.

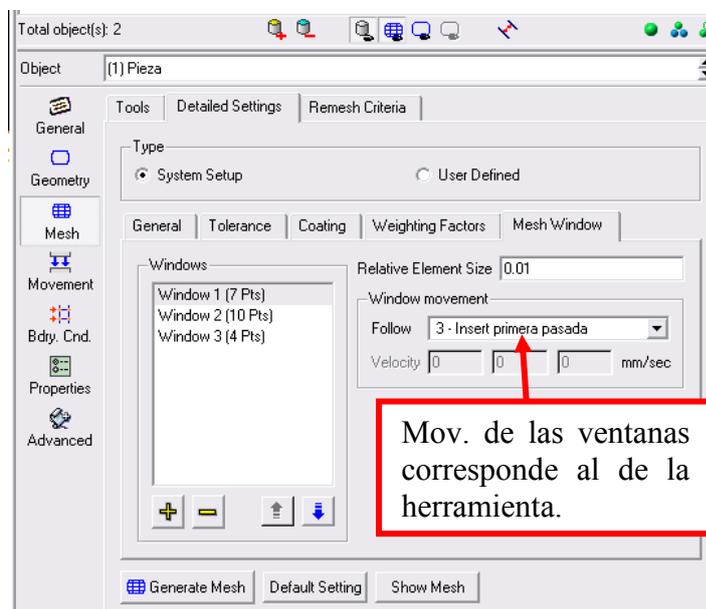


Figura 3.19 Condiciones de movimiento de ventanas de mallado.

En cuanto a las condiciones de contorno térmicas, en la mayoría de las simulaciones se establece que inicialmente el material esté a la temperatura ambiente (20 °C). También se establece un coeficiente de convección constante de 0,08 N/sec/mm/°C, que

corresponde al valor de disipación de calor al aire por convección forzada y representa adecuadamente las condiciones propias de procesos de torneado en seco. Ambos valores, se han definido en el menú de controles de la simulación. Estos valores se han definido en todas las superficies de la pieza. La radiación ha sido despreciada durante la modelización del proceso.

3.2.5 Ley de contacto herramienta-material

Inicialmente se estableció para todas las superficies de contacto herramienta-material un coeficiente de fricción constante, correspondiente a un coeficiente de cizalladura por adhesión m igual 0,8, utilizado por Outeiro et al, 2006(a) para la modelización del mecanizado del AISI 316L.

Como parte de la optimización del modelo con herramienta sin desgaste, se realizó una comparación detallada de modelos con diferentes coeficientes de fricción que se describe en el apartado 3.3.

En cuanto al coeficiente de transferencia de calor en la zona de contacto herramienta-material, el valor empleado es 45 N/sec/mm/°C (utilizado por defecto en el Módulo de Machining de DEFORM2D). Por otra parte, por defecto el reparto de calor se encuentra definido en DEFORM2D con un 50% de calor para la pieza y 50% para la herramienta.

3.2.6 Condiciones de simulación

Como se ha indicado, el modelo se desarrolló inicialmente para las condiciones de corte denominadas como estándar, con avance 0,1 mm/rev. y velocidad de corte de 120 m/min. Con el modelo se han simulado 4 condiciones de corte, con 2 velocidades de corte y 2 avances, las mismas consideradas en el estudio experimental. Se estableció una longitud de corte de 2,5 mm, igual a la mitad de la longitud total de la pieza.

Se fijaron 2600 pasos para la realización de la simulación, con incrementos de tiempo por paso iguales a $4,80e^{-7}$ segundos. Para el *post-procesado* posterior se estableció que el programa guardase 1 de cada 100 pasos. En estas condiciones las simulaciones dieron lugar a ficheros de datos de unos 500 MB y tardaron unas 5 horas de cálculo.

En la optimización se consideran 3 condiciones de corte adicionales, correspondientes a las combinaciones posibles al incluir una velocidad de corte y un avance adicional: 240 m/min y 0,05 mm/rev. Para todos los casos se ajustó el incremento de tiempo por paso, a fin de lograr el mecanizado de los 5 mm de longitud de la pieza (en lugar de 2,5 mm): $9,6e^{-7}$ segundos para los casos con velocidad de 120 m/min y $4,80e^{-7}$ segundos para la velocidad de corte de 240 m/min. En todos los casos se fijan 2600 pasos. Cada una de estas simulaciones pueden tardar un poco más de 8h de tiempo de cálculo.

El remallado está definido como automático. Se establece un criterio de remallado basado en la interferencia entre elementos de la pieza y la herramienta igual a $1,67 \mu\text{m}$, correspondiente a una interferencia del orden de $1/3$ del tamaño del elemento más pequeño, tal y como se recomienda en el manual de DEFORM2D. El modelo remalla cuando la penetración de un elemento de la herramienta en otro de la pieza alcanza el valor máximo de interferencia permitido.

Por otra parte, las deformaciones progresivas de los elementos por el movimiento también originan remallados automáticos cuando la forma del elemento alcanza ángulos en los nodos demasiado agudos, que pueden afectar la convergencia y los resultados del cálculo.

Al realizarse un remallado de la pieza se actualizan los valores térmicos y mecánicos correspondientes a la posición de los nuevos nodos de la malla.

La herramienta, al estar definida como rígida, mantiene su mallado durante toda la simulación, actualizándose tan solo los valores de temperatura de sus nodos.

Como ya se ha mencionado, DEFORM2D utiliza skyline solver, que es una solución de matriz invertida básica y el método de iteraciones Newton-Raphson recomendado para la mayoría de los problemas. Los errores de convergencia de velocidad y de fuerza se fijan en 0,01 mm/s y 1 N, respectivamente.

3.3 OPTIMIZACIÓN DEL MODELO CON HERRAMIENTA NO DESGASTADA

La optimización del modelo con geometría de herramienta sin desgaste, tiene como objetivo obtener un modelo que represente con mayor detalle las condiciones que se producen en los procesos de mecanizado, así como la obtención de un mejor ajuste de los modelos numéricos con respecto a los resultados de fuerza experimentales.

Como parte de la optimización del modelo se introduce un flanco de *acomodación del filo* en la geometría de la herramienta no desgastada. También se analiza el efecto de diferentes coeficientes de fricción constantes y variables en los resultados de fuerza de corte y avance.

3.3.1 Acomodación de filo

En los primeros instantes de los procesos de mecanizado, la herramienta se desgasta súbitamente en la zona de incidencia produciéndose un pequeño desgaste de flanco inicial. Este efecto, denominado *acomodación de filo*, se ha observado en los ensayos realizados como parte de este trabajo, así como en estudios realizados por otros autores.

Filice et al, 2007 aplicando el modelo de Takeyama y Murata para la determinación del desgaste de flanco indican que el desgaste inicial de flanco presenta un valor promedio de unos 0,05 mm. Esta observación coincide con las realizadas en los ensayos presentados en este trabajo.

A pesar de que el efecto de este desgaste inicial es significativo, no suele considerarse en los modelos numéricos de mecanizado. En el modelo numérico correspondiente a la herramienta no desgastada se incluyó la acomodación de filo descrita, correspondiente a un flanco de 50 μm (ver figura 3.20).

Al incluir la acomodación de filo, se observa un incremento de la fuerza de corte de entre un 7% y un 13%, mientras que la fuerza de avance muestra incrementos de entre un 29% y un 58%.

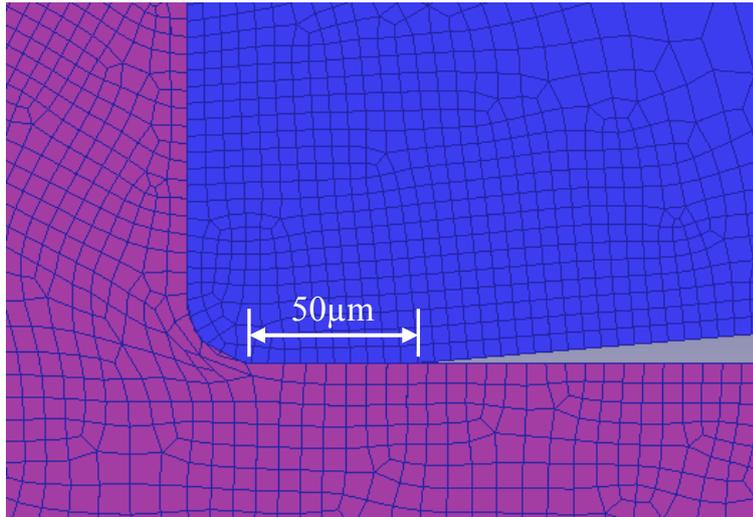


Figura 3.20 Herramienta sin desgaste con flanco de acomodación de filo.

En general, los modelos numéricos suelen dar valores de la fuerza de avance pequeños en relación con la fuerza de corte. Por ello, el efecto de la acomodación de filo indicado mejora los resultados numéricos con respecto a los resultados experimentales (ver tabla 3.3).

En concreto, la diferencia media para la fuerza de corte se reduce del 8 al 1% y la diferencia media para la fuerza de avance se reduce del 37 a 11%.

Tabla 3.3 Efecto del fenómeno de acomodación de filo en las fuerzas.

<i>Modelo Numérico Hta. sin desgaste</i>		<i>S/A.filo</i>		<i>C/A. filo</i>		<i>Resultados Exp.</i>	
<i>Vc (m/min)</i>	<i>a (mm)</i>	<i>Fc (N)</i>	<i>Fa (N)</i>	<i>Fc (N)</i>	<i>Fa (N)</i>	<i>Fc (N)</i>	<i>Fa (N)</i>
120	0,1	460	205	490	265	480	315
120	0,05	255	140	285	210	291	248
240	0,1	440	185	470	250	435	277
240	0,05	240	130	270	205	287	201

En la figura 3.21 se aprecia la reducción de la fuerza de avance con respecto a los datos experimentales, con la implementación del flanco de acomodación de filo.

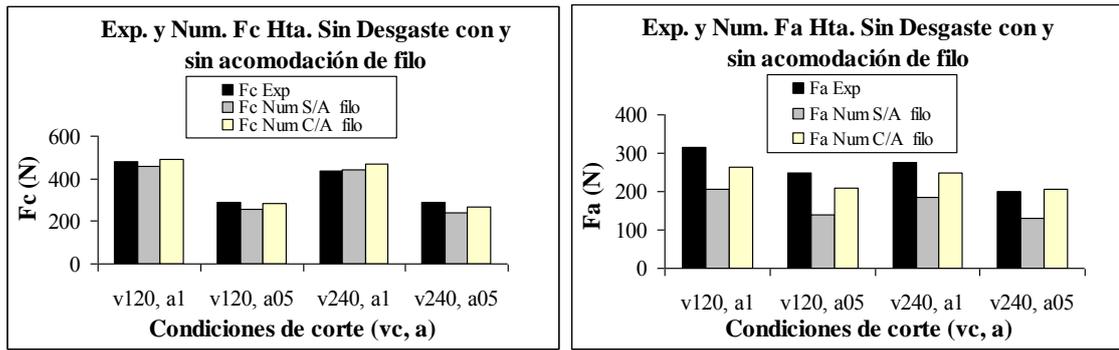


Figura 3.21 Fuerzas experimentales y numéricas con la herramienta sin desgaste, con y sin flanco de acomodación de filo.

3.3.2 Ley de contacto híbrido - variable

Uno de los fenómenos más complejos de modelizar en los procesos de corte es el contacto viruta-herramienta, y en menor medida el contacto herramienta-superficie mecanizada.

Respecto al contacto herramienta-superficie mecanizada se estableció un coeficiente de Coulomb constante de valor 0,4 (Marín-Calvo et al, 2009(a)). No se considera zona de adhesión, valorando que no es razonable la presencia de presiones normales tan elevadas como las que se encuentran en la zona de contacto viruta-herramienta. Este contacto tiene especial relevancia en la modelización del mecanizado con herramientas con desgaste de flanco, en las que el contacto herramienta-superficie mecanizada se da en una superficie mucho mayor que para otras geometrías de herramienta.

En la mayoría de los modelos presentes en la literatura se establecen en la zona de contacto viruta-herramienta, modelos de fricción de Coulomb con coeficiente de rozamiento (μ) constante o modelos de cizalladura por adhesión del material con coeficiente de cizalladura (m) constante. En Özel, 2006 se consideran cinco modelos de fricción aplicados en la zona de contacto viruta-herramienta, siendo los modelos con coeficiente de fricción variable los que producen mejores resultados.

Como parte de la optimización del modelo desarrollado se analizaron distintas leyes de contacto viruta-herramienta optándose finalmente por una ley *híbrido-variable*. Esta ley representa de forma adecuada el modelo de fricción expuesto por Zorev y permite obtener resultados de fuerzas de mecanizado similares a los experimentales.

Tal y como se expuso en el capítulo 1, de acuerdo a la Teoría de Zorev, en la superficie de desprendimiento existen dos zonas con diferentes tipos de contacto. En la zona más cercana al filo de la herramienta, en la que las tensiones normales son muy elevadas, el material de la viruta se adhiere a la superficie de desprendimiento de la herramienta de forma que la fricción corresponde a la resistencia al cizallado del material de la viruta y. En el resto del contacto, la viruta desliza sobre la superficie de desprendimiento, de forma que la fricción se relaciona con un coeficiente de fricción de Coulomb μ . Analíticamente, este modelo se expresa como sigue:

Fricción en zonas de adhesión:

$$\tau_f = \tau_p = cte.; \quad (\text{cuando } \mu \cdot \sigma_n \geq \tau_p) \quad (3.1)$$

τ_p : tensión de cizalladura media de la viruta en la interfase viruta-herramienta.

τ_f : tensión de fricción entre la viruta y la herramienta.

σ_n : tensión normal en la interfase viruta-herramienta.

Fricción de tipo Coulomb (zonas con deslizamiento):

La relación entre la tensión normal (σ_n) y la tensión de fricción (τ_f) en la superficie de desprendimiento viene dada por el coeficiente de rozamiento (μ):

$$\tau_f = \mu \cdot \sigma_n; \quad (\text{cuando } \mu \cdot \sigma_n < \tau_p) \quad (3.2)$$

El modelo de Usui y Shirakashi, 1982, modificado por Dirikolu et al, 2001, presenta la siguiente ley de fricción, aplicable a toda la superficie de contacto:

$$\tau_f = m \cdot k \cdot \left[1 - \frac{1}{e^{(\mu \cdot \sigma_n / m \cdot k)^n}} \right]^{1/n} \quad (3.3)$$

Donde:

k : tensión de cizalladura del material en la zona primaria de formación de la viruta.

m : relación entre la tensión de cizalladura media del material en la interfase viruta-herramienta y la tensión de cizalladura en la zona primaria de formación de la viruta ($m = \tau_p / k$).

n : exponente que afecta la determinación de la tensión de fricción (τ), en la zona de transición entre la zona de deslizamiento y adhesión.

Con el objeto de determinar la ley de fricción más adecuada para el modelo numérico desarrollado en esta Tesis, se analizan los resultados de fuerzas correspondientes a considerar las siguientes leyes de fricción en el contacto viruta-herramienta:

- Ley de fricción de tipo Coulomb con coeficiente de rozamiento constante. Se consideraron 3 leyes correspondientes a los valores: $\mu = 0,3$; $\mu = 0,5$ y $\mu = 0,8$;
- Ley de fricción por adhesión con coeficiente de cizalladura constante. Se consideraron 3 leyes correspondientes a los valores: $m = 0,3$; $m = 0,5$ y $m = 0,8$;
- Ley de fricción híbrido-variable con coeficientes de rozamiento y de cizalladura variables con la presión normal.

Definición de la ley de fricción híbrido-variable considerada:

La ley de fricción híbrido-variable está basada en el trabajo de Özel, 2006, que propone establecer dos zonas de contacto, correspondientes a las zonas de adhesión y deslizamiento definidas en el modelo de Zorev. Las leyes de fricción correspondientes a dichas zonas son las siguientes:

- Zona de adhesión: ley de fricción definida por el modelo de Usui Shirakashi (ecuación 3.4). Para poder establecer dicha ley en el programa DEFORM2D es necesario definir una ley de fricción por cizalladura con coeficiente m , función de la presión normal, en base a la siguiente expresión:

$$m = \frac{\tau_p}{k} \cdot \left[1 - \frac{1}{e^{(\mu \cdot \sigma_n / \tau_p)^n}} \right]^{1/n} \quad (3.4)$$

- Zona de deslizamiento: La ley de Usui Shirakashi es aplicable a todo el contacto viruta-herramienta. Sin embargo, Özel propone aplicarla únicamente en la zona de adhesión. En la zona de deslizamiento se aplica una ley de fricción de Coulomb con coeficiente de rozamiento variable con la presión normal determinado experimentalmente.

La longitud de dichas zonas de contacto se ha establecido en base a las siguientes consideraciones.

En general, para las simulaciones del modelo desarrollado, la pérdida de contacto viruta-herramienta se produce a una altura igual al doble del avance. Esto coincide con los resultados obtenidos en S. Kato et al, 1972 y Toropov y Ko, 2003.

La longitud de contacto correspondiente a la zona de adhesión depende de la geometría de la herramienta, material de la pieza y la herramienta, así como de las condiciones de corte del proceso (Trent y Wright, 2000).

Existen estudios que indican que la zona de adhesión se corresponde aproximadamente con la mitad de la zona de contacto (Trent y Wright, 2000)(Buryta et al, 1994). Estos estudios incluyen el análisis del mecanizado de aceros inoxidable y condiciones de corte similares a las empleadas en este trabajo. Por ello, en el modelo se ha definido una ley de fricción con cizalladura hasta una altura igual al avance y fricción de tipo Coulomb desde la altura igual al avance hasta la pérdida de contacto viruta-herramienta.

Para simular estas dos zonas de rozamiento, junto con el contacto herramienta-superficie mecanizada, se recurre al sistema de ventanas de fricción que ofrece el programa DEFORM2D, definiendo en cada una de ellas el modelo de rozamiento correspondiente. La posición de las ventanas se muestra en la figura 3.22.

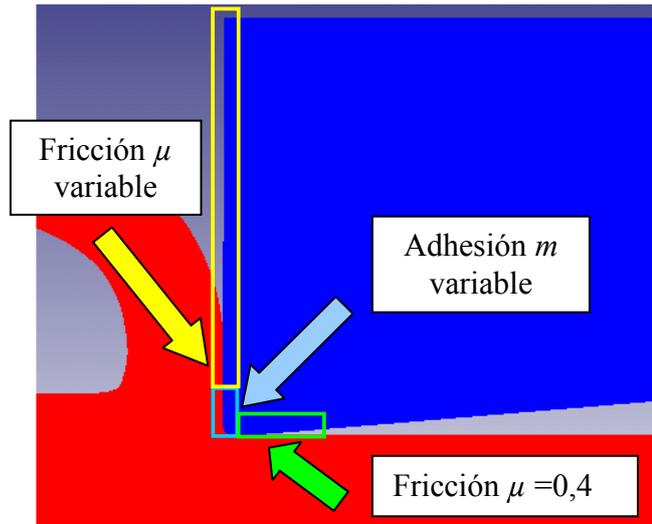


Figura 3.22 Ventanas de fricción para herramienta sin desgaste.

A continuación se exponen los aspectos relevantes correspondientes a la determinación de los coeficientes μ y m que definen la ley de fricción híbrido-variable.

Determinación de μ (coeficiente de fricción de Coulomb, zona con baja presión normal)

Para la zona del contacto viruta-herramienta más alejada del filo se considera una ley de fricción de deslizamiento:

$$\tau_f = \mu \cdot \sigma_n \quad (3.5)$$

Donde:

τ_f : es la tensión de fricción en la interfase viruta-herramienta.

σ_n : es la tensión normal en la interfase viruta-herramienta.

El coeficiente μ , variable con la tensión normal, se determinó a través de los resultados experimentales de la bibliografía correspondientes al material AISI 304 (Buryta et al, 1994), a través de la expresión:

$$\mu = \tau_f / \sigma_n \quad (3.6)$$

En la figura 3.23, se muestra la distribución de tensiones normales y de fricción experimentales en la superficie de desprendimiento, obtenida por (Buryta et al, 1994), para el mecanizado de acero inoxidable AISI 304.

Distribución de Tensiones S. Desprendimiento

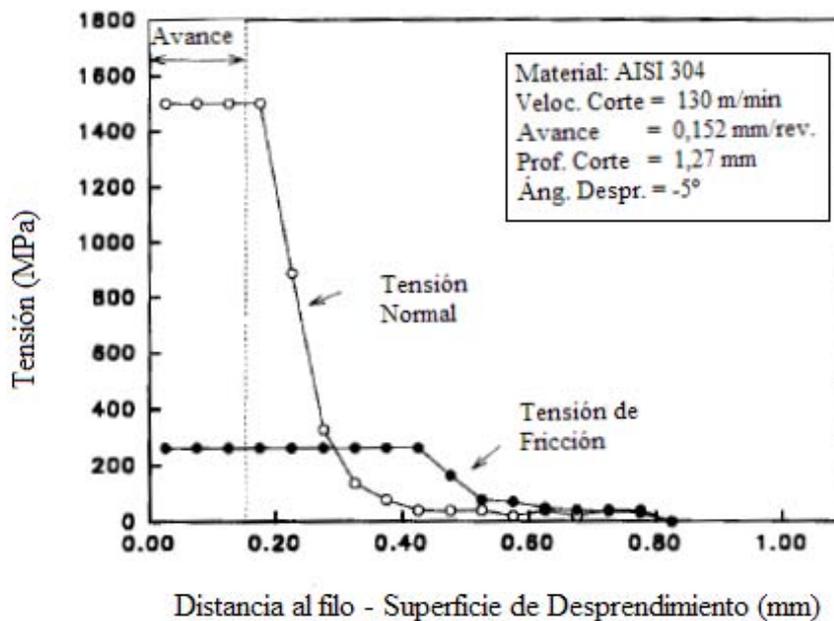


Figura 3.23 Distribución de tensiones en la superficie de desprendimiento (Buryta et al,1994).

De la distribución de tensiones de Buryta et al, 1994, se calcularon los valores del coeficiente μ en la zona de baja tensión normal, que se presentan en el gráfico de la figura 3.24.

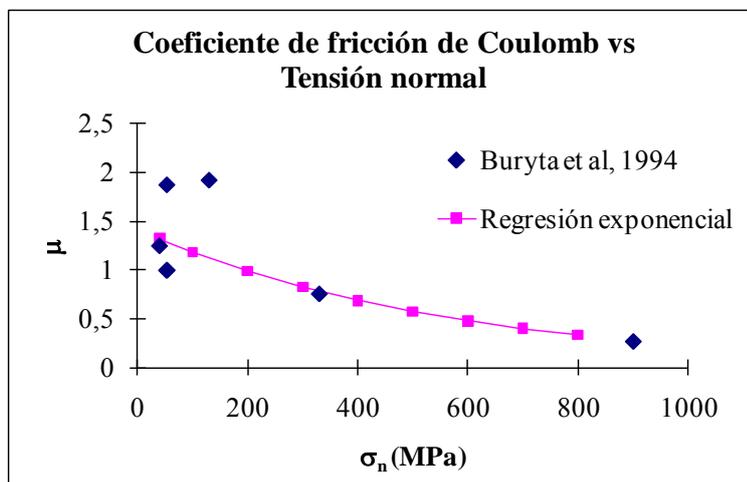


Figura 3.24 Valores de μ variables con la presión en la interfase viruta-herramienta.

Mediante regresión exponencial se determinó la siguiente expresión que relaciona μ con σ_n (ver figura 3.23):

$$\mu = 1,42 \cdot e^{-0,0018 \cdot \sigma_n} \tag{3.7}$$

Determinación de m (fricción de cizalladura, zona de alta presión normal)

Como se indicó anteriormente, el coeficiente de cizalladura se define mediante la ecuación 3.4. En dicha expresión, τ_p , k , μ y n son constantes. De esta forma m queda en función de la presión normal (σ_n). Las presiones normales consideradas varían entre 0 y 1800 MPa, correspondientes a los valores obtenidos en las simulaciones numéricas realizadas.

Por otra parte, tras realizar una serie de pruebas como parte de la optimización del modelo numérico, y considerando los datos proporcionados por referencias científicas consultadas, se ha llegado a las siguientes conclusiones y valores:

- El artículo de Buryta et al, 1994 indica un valor de tensión de cizalladura en la zona primaria (k) de 570MPa. Este valor es coherente con información para aceros inoxidables austeníticos del libro de Childs (Childs et al, 2000). En el modelo desarrollado se ha tomado $k = 600\text{MPa}$.
- Tal y como muestra la figura 3.22, en Buryta et al, 1994, se indican valores experimentales de tensión de fricción en la zona de adhesión de aprox. 250MPa. Este valor es muy inferior a los obtenidos en las simulaciones numéricas realizadas en esta Tesis y a los que cabría esperar en base a las referencias bibliográficas consultadas. Por tal motivo, **no se emplean los resultados de Buryta para determinar τ_p y establecer la ley de fricción en la zona de adhesión.**
- En la referencia Childs et al, 2000, se indica que m suele presentar valores de entre 1 y 0,5 ($m = 0,8$ para el mecanizado de aceros). Este valor es empleado también en los artículos de Outeiro (Outeiro et al, 2006(a)) para modelización de corte de aceros inoxidables austeníticos. Por ello, en esta Tesis se considera para la zona de máxima presión normal $m = 0,8$. En consecuencia, se obtiene el valor $\tau_p = 480\text{Mpa}$, determinado a partir de $\tau_p = m \cdot k$. Este valor es coherente con los obtenidos a partir de los modelos desarrollados en esta Tesis.

- En cuanto al coeficiente n , se probaron varios valores dentro del rango $1 < n < 3$ y se observó que tenía una influencia moderada en el resultado de m . Se tomó el valor $n = 1,7$ empleado en el artículo de Özel, 2006. Emplear otros valores de n produce Las variaciones inferiores al 15% en el valor final de m .
- En el artículo de Dirikolu et al, 2001 se presentan valores de μ entre 0,7 y 1,7 (para mecanizado de distintos tipos de aceros al carbono a distintas velocidades de corte). Estos valores son coherentes con los encontrados en diversas referencias (Childs et al, 2000)(Dirikolu et al, 2001). También los resultados experimentales presentados en el trabajo de Buryta indican valores de entre 1 y 2 para el coeficiente de rozamiento (ver figura 3.23). Para el modelo de fricción se estableció un valor $\mu = 1,3$, razonable para el mecanizado en seco de materiales con alta resistencia y sin elementos en su composición que mejoren su maquinabilidad. Para presiones normales elevadas (propias de la zona en la que se ha establecido fricción por adhesión), valores de μ entre 1 y 1,7 tienen una influencia pequeña en el valor de m (variaciones inferiores al 5%).
- **Combinando los posibles errores en los valores de μ y n . En el caso más desfavorable, las variaciones máximas en el valor de m serían inferiores al 15%.**

En la figura 3.25 se muestran los valores de m en función de σ_n . El valor de m se encuentra en torno a 0,83, en la zona de alta tensión normal (zona de adhesión).

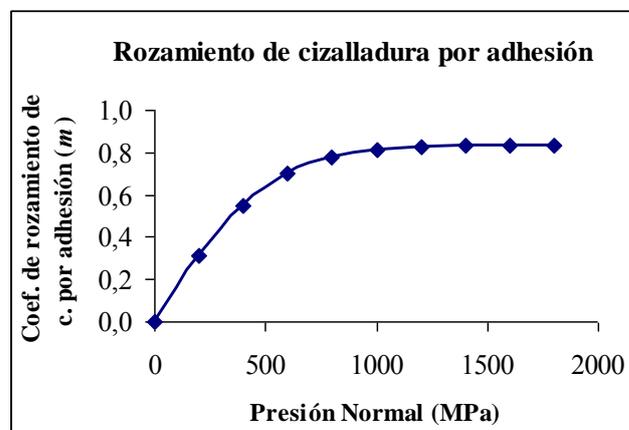


Figura 3.25 Valores m variables con la presión en interfase viruta-herramienta.

Efecto de la ley híbrido-variable, ley de Usui y Shirakashi y ley de Coulomb

Para comparar el efecto de considerar la ley *híbrido-variable* o una única ley de fricción en todo el contacto (de tipo Usui y Shirakashi o de tipo Coulomb), se calculó un coeficiente de fricción de Coulomb equivalente (μ_{eq}) a partir de la relación entre las tensiones de fricción y normal (relación 3.6).

La tensión de fricción en las zonas en las que se considera fricción de tipo Coulomb se determinó a partir de la expresión: $\tau_f = \mu \cdot \sigma_n$. En las zonas en las que se considera fricción por cizalladura se empleó la expresión: $\tau_f = m \cdot \kappa$.

En la figura 3.26 se observa la evolución del coeficiente de fricción equivalente (μ_{eq}) considerando la ley híbrido-variable, o únicamente 1 de las leyes que la constituyen en todo el contacto (sólo Coulomb o sólo Usui-Shirakashi). Los resultados indicados en dicha figura corresponden al caso con geometría de herramienta sin desgaste y parámetros de corte $v_c=120\text{m/min}$ y $a=0,1\text{mm/rev}$,

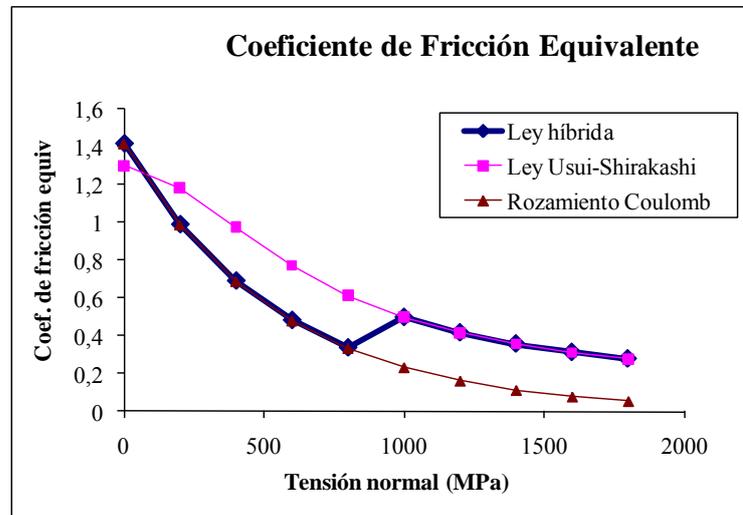


Figura 3.26 Coeficiente de fricción equivalente

En la zona de alta tensión normal (zona de adhesión), aplicando la ley de Coulomb en todo el contacto se obtienen valores de μ_{eq} en torno a 0,1. Aplicando la ley de Usui-Shirakashi o la híbrido-variable, μ_{eq} se encuentran en torno a 0,4.

En la zona de baja tensión normal (zona de deslizamiento) las diferencias relativas son menores. En general, los valores de μ_{eq} son ligeramente menores para la ley *híbrido-variable* y ley de Coulomb, que para ley de Usui-Shirakashi. Para valores muy bajos de σ_n las diferencias entre las leyes se reducen, obteniéndose valores de μ_{eq} de 1,3 y 1,4, cuando la tensión normal se aproxima a cero.

Como ya se ha comentado, valores altos de μ se han obtenido en la zona de tensiones normales bajas, siendo estos valores razonables para el mecanizado en seco de materiales de alta resistencia y sin elementos en su composición que mejoren su maquinabilidad.

En todos los casos se observa que el coeficiente μ_{eq} se incrementa con el descenso en las tensiones normales que se presentan en la superficie de desprendimiento de la herramienta.

Análisis comparativo de los resultados obtenidos con las distintas leyes de fricción estudiadas:

En la figura 3.27, se muestran los resultados obtenidos con la herramienta sin desgaste ensayada con las 4 condiciones de corte y diferentes leyes de fricción descritas previamente: ley *híbrido-variable*, 3 coeficientes de Coulomb (μ) constantes y 3 coeficientes de cizalladura por adhesión (m) constantes.

Se puede observar que en general, los valores obtenidos con la ley *híbrido-variable* (*H.V.*) tienen una buena correlación con los resultados experimentales (marcados con una línea azul marino), sobre todo con la componente de fuerza de corte (*F_c*).

La fuerza de avance (*F_a*), en este modelo y en muchos otros analizados en la bibliografía, muestra diferencias mayores respecto a los resultados experimentales. En este caso, los errores medios de *F_a* son del 11% lo que supone un resultado aceptable.

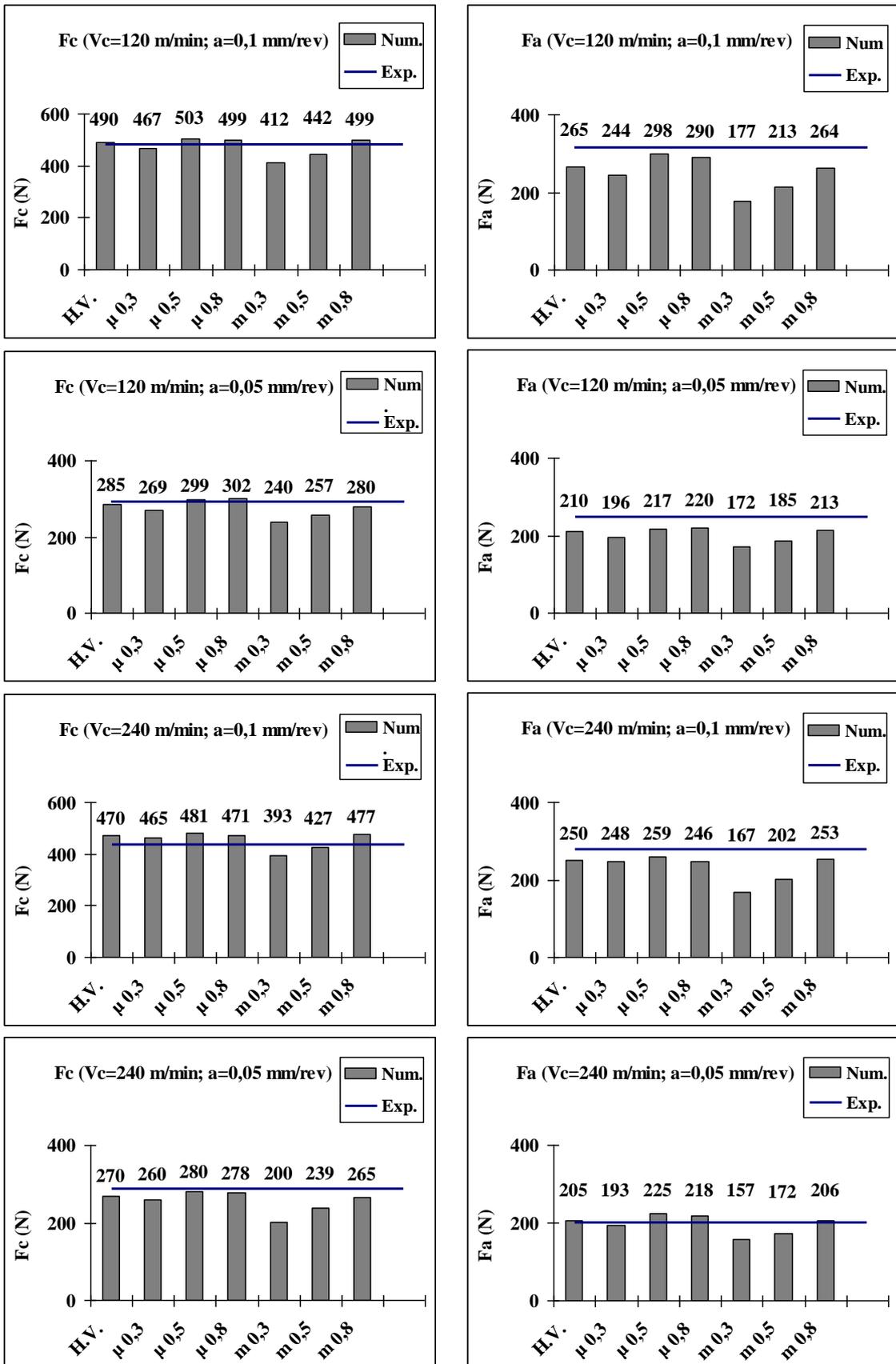


Figura 3.27 Fuerzas obtenidas con diferentes leyes de fricción y herramienta sin desgaste.

En las tablas 3.4 y 3.5 se muestra la media de los errores relativos de fuerza de corte y fuerza de avance, obtenidas con las leyes de contacto analizadas.

A pesar de que con los coeficientes de Coulomb de 0,5 y 0,8 y el coeficiente de adhesión de 0,8 se obtiene una media de error muy similar a los obtenidos con el modelo *hibrido-variable*, se ha considerado que el modelo *hibrido-variable* representa de forma más realista las condiciones de contacto que se producen en el mecanizado, de acuerdo a la teoría de Zorev y a la evidencia de ensayos *quick-stop*, presentes en la bibliografía consultada.

Tabla 3.4 Tabla de la media de errores en porcentaje (%) de la fuerza de corte (F_c) con las leyes de contacto estudiadas.

Condiciones de Corte		Leyes de Contacto - Fuerza de Corte (F_c)						
		HV	$\mu = 0,3$	$\mu = 0,5$	$\mu = 0,8$	$m = 0,3$	$m = 0,5$	$m = 0,8$
V_c (m/min)	a (mm/rev.)	F_c (%)	F_c (%)	F_c (%)	F_c (%)	F_c (%)	F_c (%)	F_c (%)
120	0,1	-2	2	-5	-4	14	8	-4
120	0,05	2	8	-3	-4	18	12	4
240	0,1	-8	-7	-11	-8	10	2	-10
240	0,05	6	9	2	3	30	17	8
Error Medio =		5	7	5	5	18	10	6

Tabla 3.5 Tabla de la media de errores en porcentaje (%) de la fuerza de avance (F_a) con las leyes de contacto estudiadas.

Condiciones de Corte		Leyes de Contacto - Fuerza de Avance (F_a)						
		HV	$\mu = 0,3$	$\mu = 0,5$	$\mu = 0,8$	$m = 0,3$	$m = 0,5$	$m = 0,8$
V_c (m/min)	a (mm/rev.)	F_a (%)	F_a (%)	F_a (%)	F_a (%)	F_a (%)	F_a (%)	F_a (%)
120	0,1	16	22	5	8	44	33	16
120	0,05	15	21	13	11	31	26	14
240	0,1	10	11	6	11	40	27	9
240	0,05	-2	4	-12	-8	22	14	-2
Error Medio =		11	15	9	10	34	25	10

3.4 DEFINICIÓN DEL MODELO NUMÉRICO PARA HERRAMIENTAS CON GEOMETRÍA DESGASTADA

Una vez optimizado el modelo con una herramienta no desgastada se procedió a la simulación del mecanizado con herramientas con distintos estados de desgaste variando la geometría de la herramienta. A continuación se presenta la información relacionada con la geometría y el ajuste del mallado y de la ley de contacto en cada uno de los tipos de desgaste estudiado.

3.4.1 Geometría de herramienta desgastada

Los modelos con herramientas desgastadas corresponden a los tipos y niveles de desgaste ensayados, descritos en el capítulo 2.

Recapitulando, las geometrías desgastadas incluyen herramientas con un solo tipo de desgaste: desgaste de flanco, de cráter, redondeo de arista, recrecimiento de filo y chaflán. Se incluyen dos niveles de desgaste para cada una de éstas geometrías relacionadas con desgastes de herramienta.

Con objeto de analizar la influencia combinada de dos tipos de desgaste, en este estudio, también se han considerado dos herramientas con geometrías de desgaste mixtas: redondeo máximo-flanco máximo y chaflán máximo-flanco máximo.

Todas las herramientas del modelo tienen las mismas dimensiones exteriores de 1 x 1 mm². Las herramientas con geometría correspondiente al desgaste presentan el mismo tamaño y ángulos de desprendimiento e incidencia que la herramienta sin desgaste.

En el caso de las 2 geometrías correspondientes a desgaste de flanco, se incluye en la superficie de incidencia una zona paralela a la superficie mecanizada de longitud 0,4 y 0,8 mm respectivamente (ver figura 3.28).

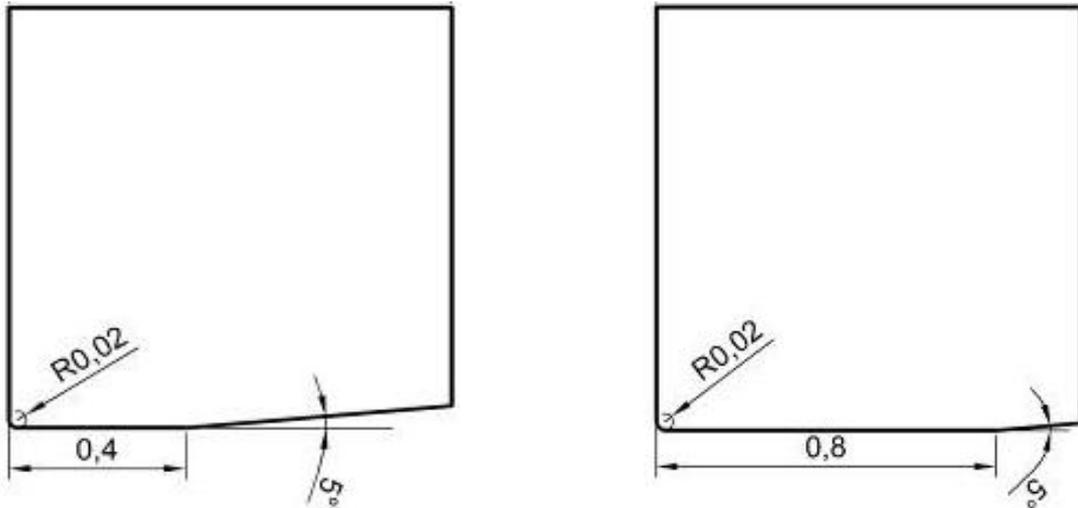


Figura 3.28 Herramientas con 2 niveles de desgaste de flanco.

En la figura 3.29 se muestra la geometría correspondiente a los 2 niveles de desgaste de cráter. En la superficie de desprendimiento se consideran cráteres de 0,04 y 0,08 mm de profundidad, estando la posición de máxima profundidad a una distancia del filo de 0,2 y 0,4 mm respectivamente.

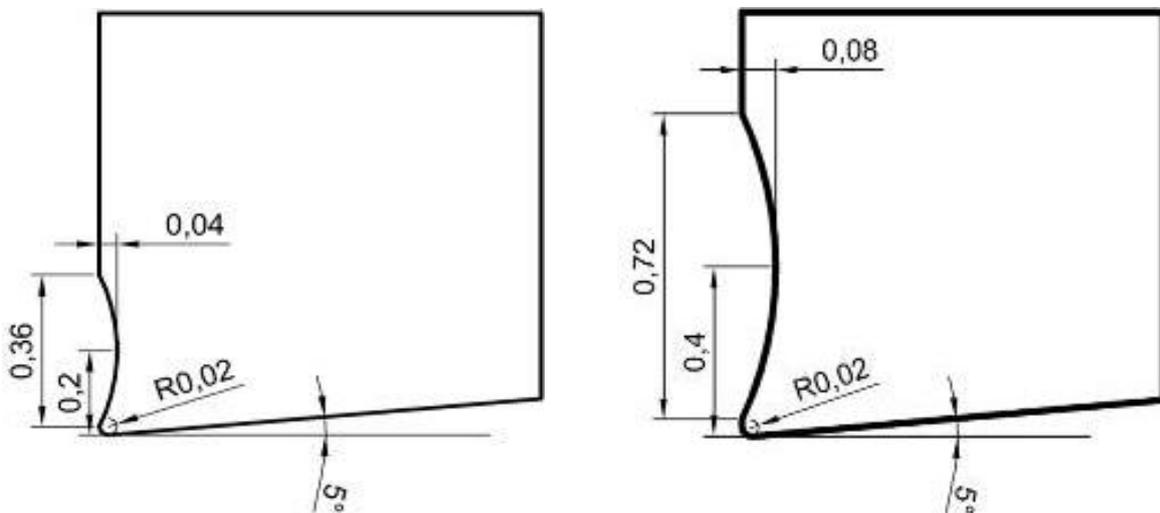


Figura 3.29 Herramientas con 2 niveles de desgaste de cráter.

Se definieron 2 geometrías de herramienta con redondeo de arista de 0,05 y 0,08 mm (ver figura 3.30) y 2 geometrías relativas a 2 niveles de recrecimiento de filo de radios 0,2 y 0,5 mm y altura 0,1 y 0,2 mm respectivamente (ver figura 3.31).

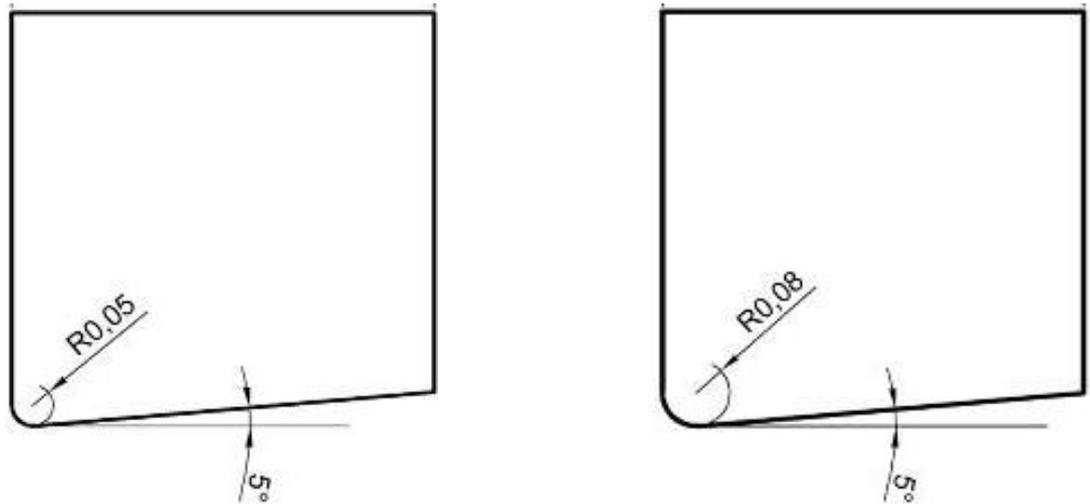


Figura 3.30 Herramientas con 2 niveles de radio de arista.

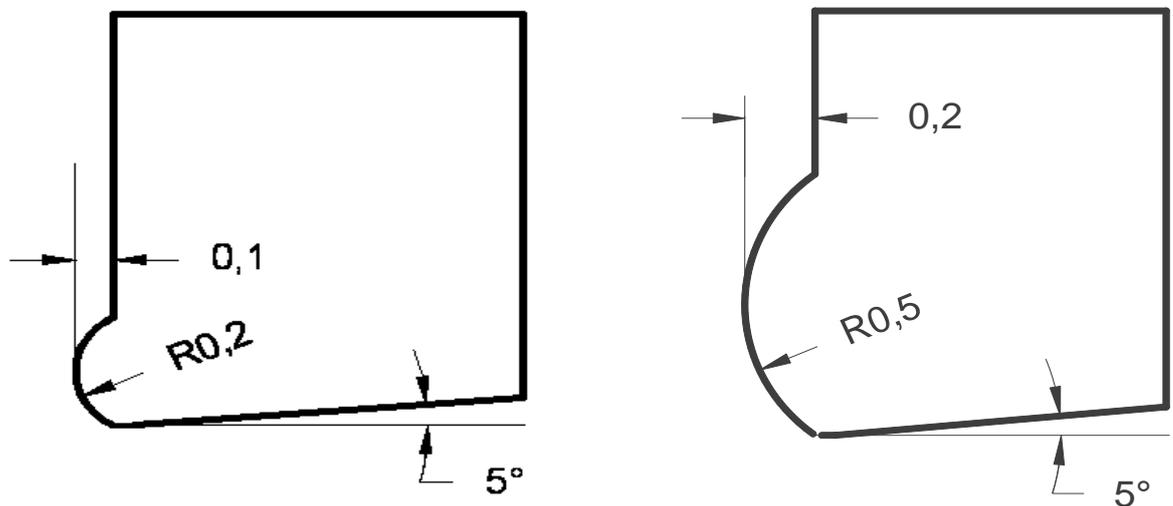


Figura 3.31 Herramientas con 2 niveles de recrecimiento de filo.

Las geometrías de chaflán consideradas se muestran en la figura 3.32. Ambos chaflanes se establecieron con ángulo de 45° y sus longitudes son de 0,075 y 0,15 mm.

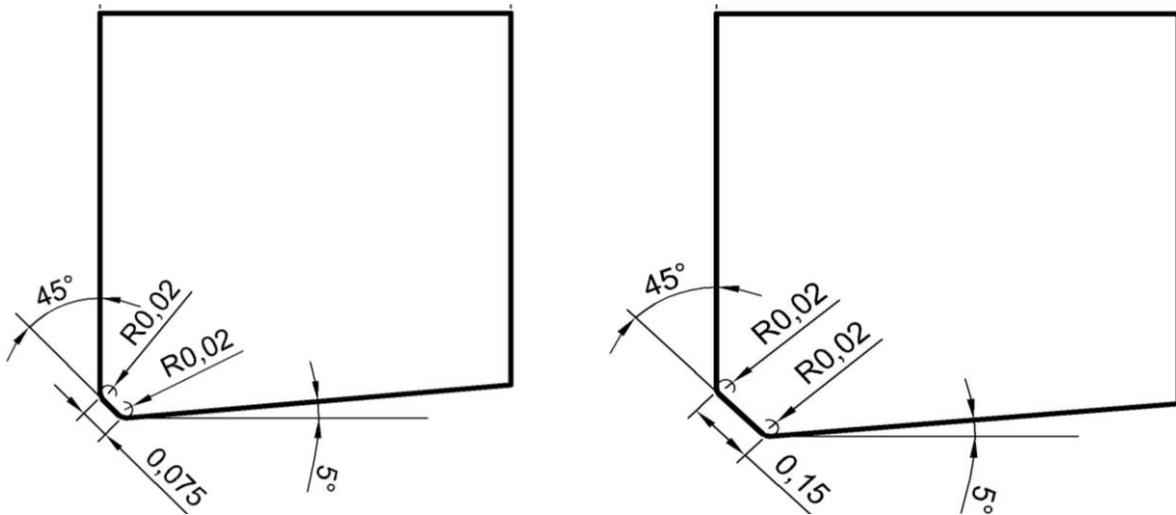


Figura 3.32 Geometrías de herramienta con 2 longitudes de chaflán.

Las herramientas con desgaste mixto consideradas presentan un flanco de 0,8 mm combinado con un redondeo de filo de 0,08 mm (figura 3.33, izquierda) o con un chaflán de longitud 0,15 mm (figura 3.33, derecha).

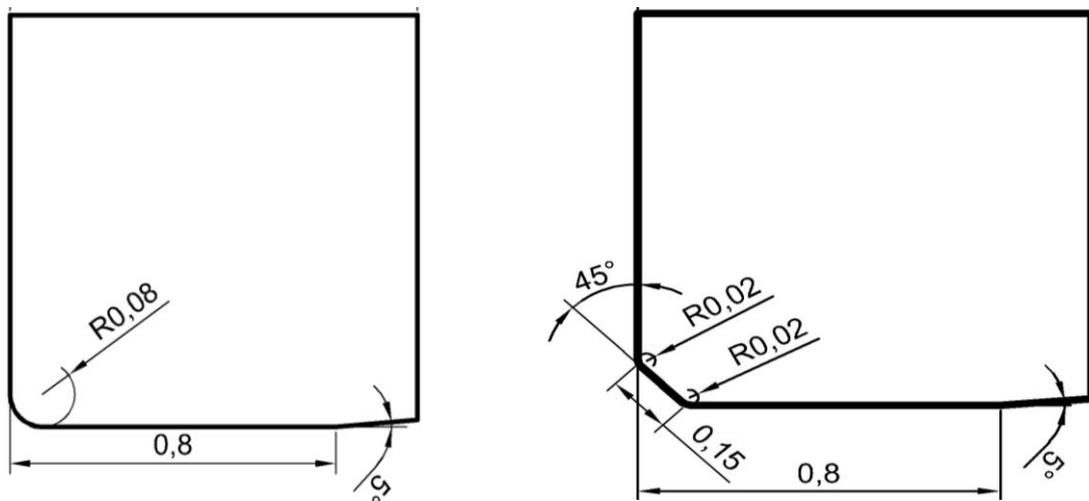


Figura 3.33 Geometría de la herramienta redondeo-flanco máximo y chaflán-flanco máximo.

Los modelos definidos para todas las geometrías de herramienta indicadas se simularon con las 4 condiciones de corte consideradas en los ensayos descritos en el capítulo 2.

3.4.2 Mallado en los modelos con geometría de herramienta desgastada

En todos los casos se trata de obtener elementos de 3 a 5 μm en la zona de corte y zonas de contacto de la herramienta con la viruta o la pieza. En el caso de las herramientas con

desgaste de flanco se puede observar que las ventanas de mallado fino de la herramienta, incluyen la zona de corte y la longitud total del flanco (ver figura 3.34). Las ventanas del material son análogas a las que se muestran en la figura 3.14.

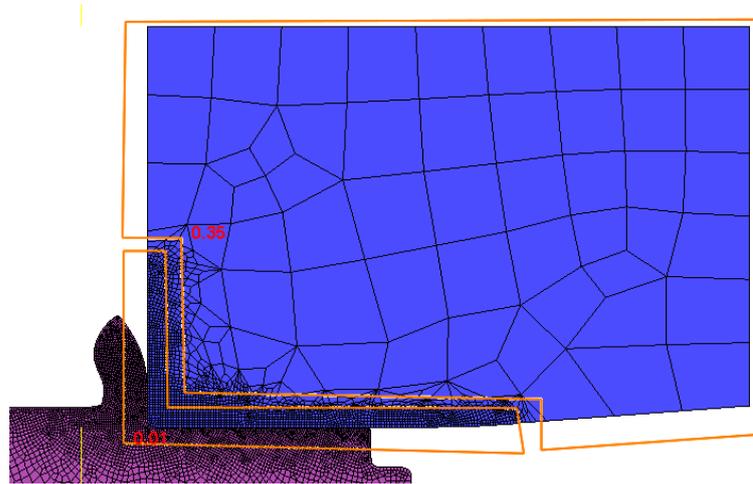


Figura 3.34 Ventanas de mallado para la herramienta con desgaste de flanco de 0,8 mm.

En la figura 3.35 se observa un acercamiento del mallado en la zona de corte y contacto para la herramienta sin desgaste y para la herramienta con desgaste de flanco. En ambos casos se obtienen elementos de aproximadamente $5 \mu\text{m}$ en la herramienta. Se han obtenido elementos en la pieza un poco más pequeños, considerando que durante la simulación del proceso, por las grandes deformaciones y el remallado automático, los elementos de la pieza tienden a hacerse más grandes. Al finalizar la simulación, los elementos de la pieza en la zona de corte suelen tener elementos en torno a 5 y $6 \mu\text{m}$.

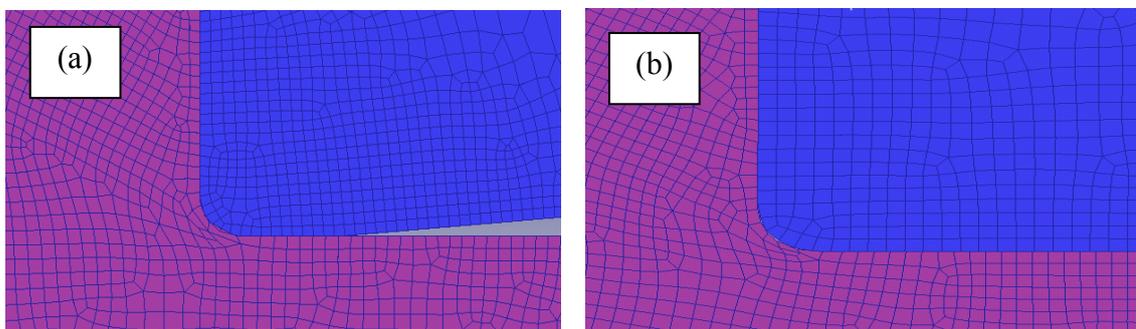


Figura 3.35 Malla de herramientas (a) sin desgaste y (b) con desgaste de flanco de 0,8 mm.

En todos los casos, se incluyen dentro de la ventana de mallado fino los aspectos geométricos relevantes de cada una de las herramientas desgastadas.

A modo de ejemplo, en la figura 3.36 se expone el mallado de las herramientas con desgaste máximo de cráter, redondeo de arista, recrecimiento de filo, chaflán, así como los 2 desgastes mixtos considerados.

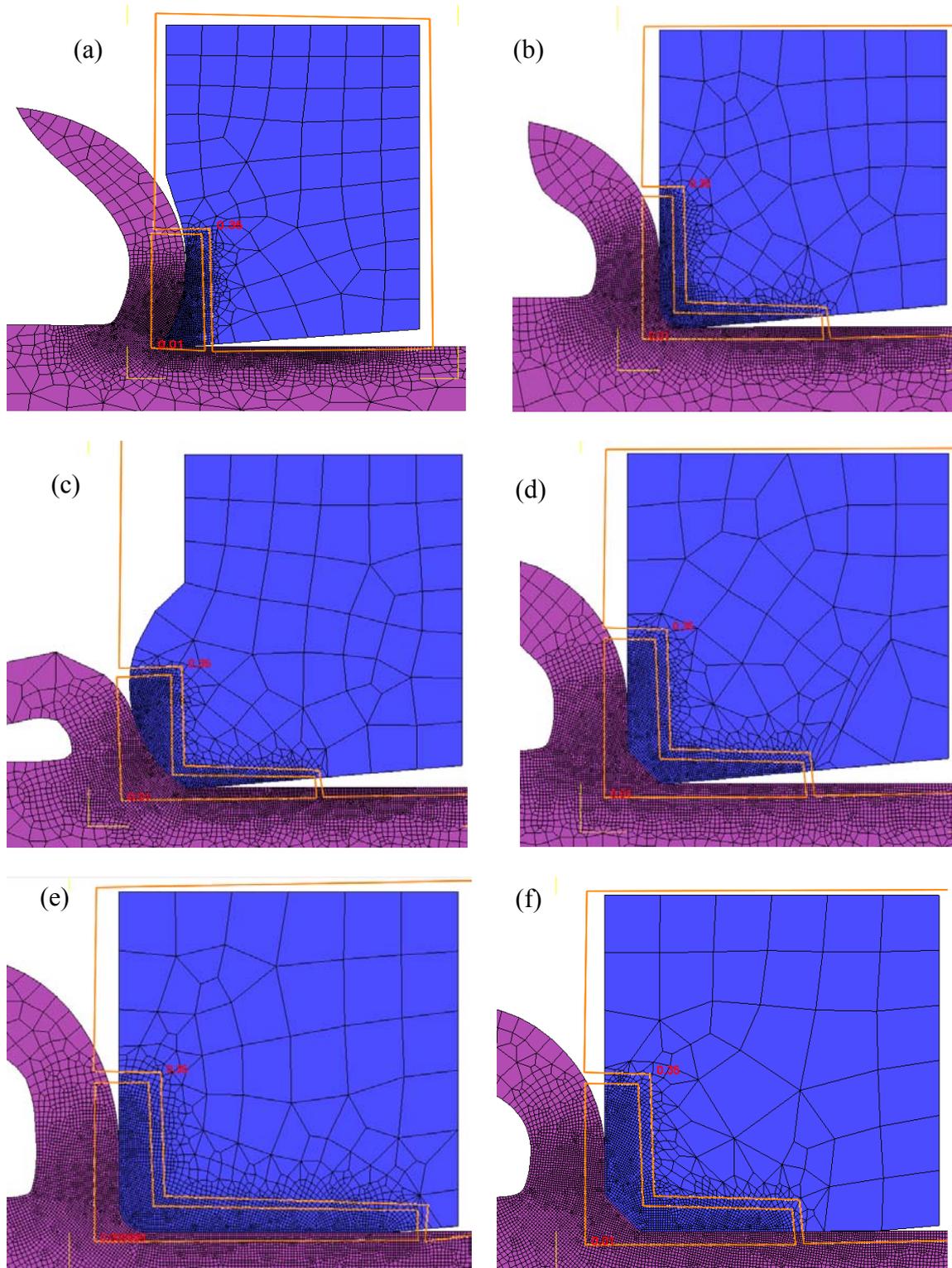


Figura 3.36 Malla de herramientas desgastadas: (a)cráter, (b)redondeo, (c)recrecimiento, (d)chaflán, (e)radio-flanco y (f)chaflán-flanco.

3.4.3 Ley de contacto

Para cada una de las herramientas desgastadas analizadas, se realiza una adaptación de las ventanas de mallado del modelo de fricción *híbrido-variable*, considerando los aspectos geométricos relativos al desgaste de las herramientas estudiadas. En la adaptación de las ventanas, también se considera el avance; recordando que la zona de adhesión por cizalladura (m) tiene una altura igual al avance. A continuación se exponen las ventanas de mallado ajustadas para los casos con nivel de desgaste máximo.

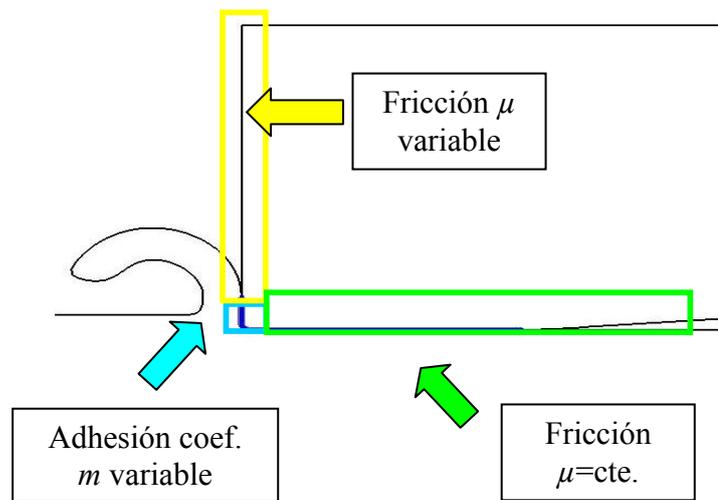


Figura 3.37 Ventanas de fricción para herramienta con flanco de 0,8 mm.

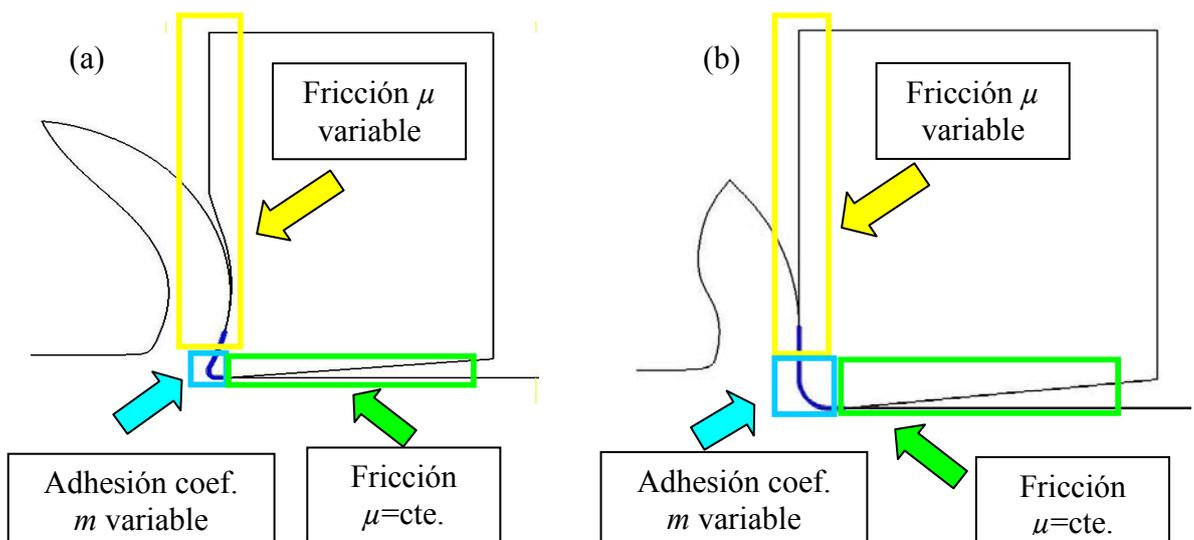


Figura 3.38 Ventanas de fricción para las herramientas con (a) cráter 0,08 mm de profundidad y (b) radio de 0,08 mm.

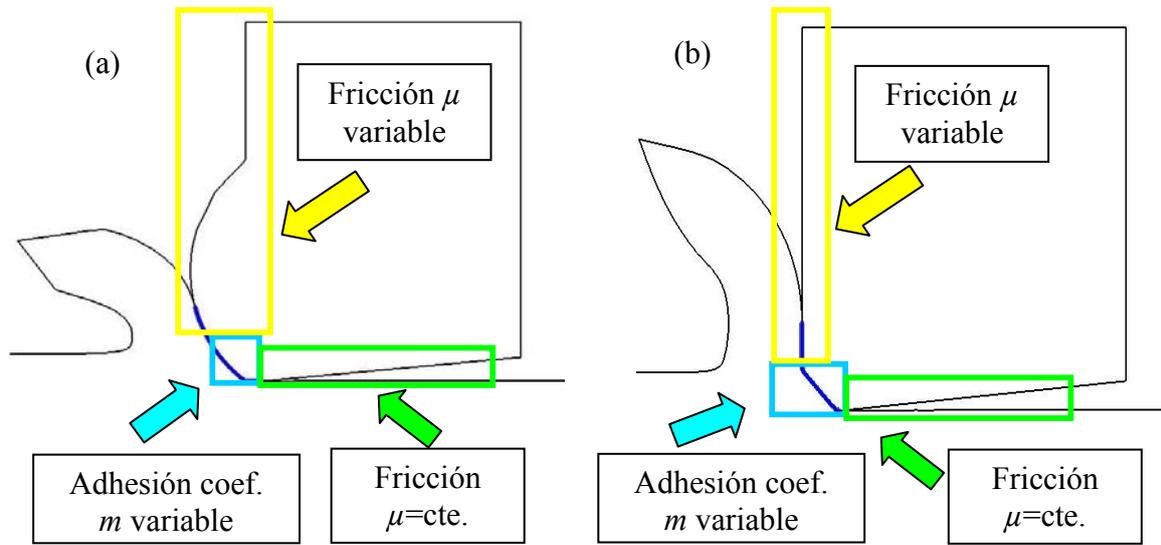


Figura 3.39 Ventanas de fricción para las herramientas con (a) recrecimiento filo 0,05 mm y (b) chaflán de 0,15 mm de longitud.

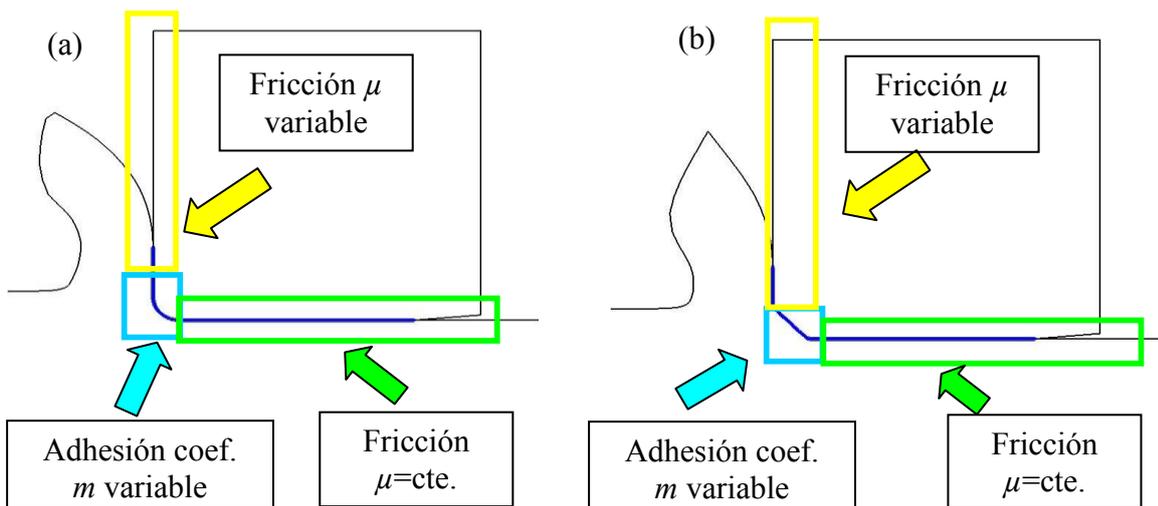


Figura 3.40 Ventanas de fricción para las herramientas mixtas con (a) flanco-radio máx. y (b) flanco-chaflán máx.

3.5 RESULTADOS DE LOS CÁLCULOS NUMÉRICOS

En este apartado se presentan los resultados de fuerzas de mecanizado y tensiones residuales obtenidos numéricamente. Estas magnitudes también fueron determinadas experimentalmente y se emplearon para el ajuste y validación del modelo numérico. En el capítulo 2 se mostraron los resultados experimentales de fuerzas, el análisis de los mismos y los resultados correspondientes indicados en otros estudios reflejados en la bibliografía.

3.5.1 Resultados numéricos de fuerzas

A continuación se presentan los resultados de fuerzas obtenidos durante las simulaciones de mecanizado con las diferentes geometrías de herramientas estudiadas. El primer valor en todas las gráficas que se muestran a continuación representa los valores de fuerza obtenidos con la herramienta sin desgaste.

Resultados correspondientes al desgaste de flanco

En la figura 3.41 se muestran las componentes de fuerza obtenidas a partir de las simulaciones correspondientes a la geometría de herramienta sin desgaste y con desgaste de flanco.

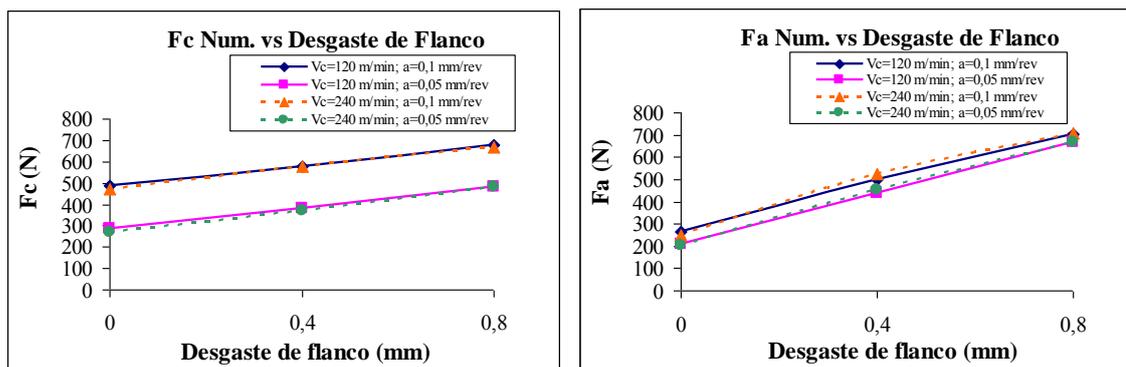


Figura 3.41 Evolución de F_c y F_a con herramientas sin desgaste y con 2 niveles de desgaste de flanco.

Comparando los valores correspondientes a la herramienta sin desgaste y con desgaste de flanco máximo, el incremento medio de la fuerza de corte es de un 57% y el de la fuerza de avance de un 198%.

En la figura 3.42 se representa la relación F_a/F_c . El incremento medio para el flanco máximo respecto de la herramienta sin desgaste es del 90%.

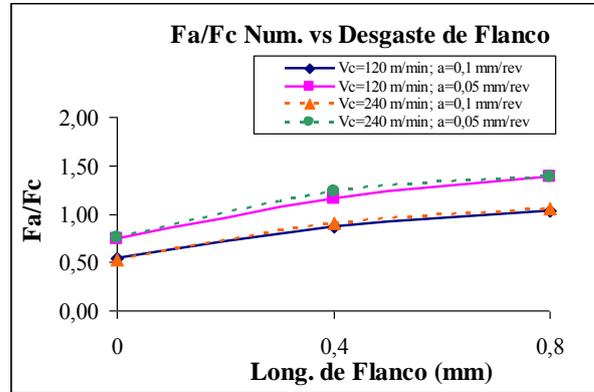


Figura 3.42 Evolución de F_a/F_c con herramientas sin desgaste y 2 niveles de desgaste de flanco.

Resultados correspondientes al desgaste de cráter

Tal y como muestra la figura 3.43, la evolución de las componentes de la fuerza para las herramientas con geometría de desgaste de cráter no muestra una tendencia tan clara como la observada para el desgaste de flanco.

Considerando las variaciones medias entre la geometría con cráter máximo y sin desgaste, se observa una disminución de la fuerza de corte del 15% y una disminución de la fuerza de avance del 31%.

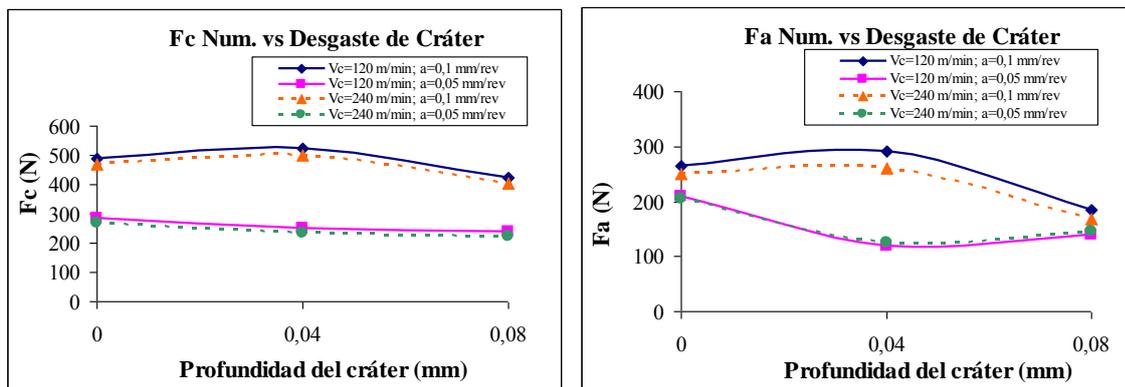


Figura 3.43 Evolución de F_c y F_a con herramientas sin desgaste y 2 niveles de desgaste de cráter.

En la figura 3.44 se exponen las gráficas correspondientes a la relación Fa/Fc , para la herramienta sin desgaste y con los 2 niveles de desgaste de cráter estudiados. Se obtiene un descenso medio de la relación Fa/Fc del 19% para la herramienta con cráter máximo respecto del valor correspondiente a la herramienta sin desgaste.

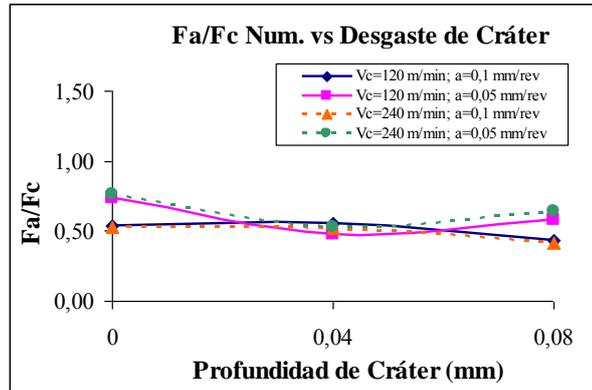


Figura 3.44 Evolución de Fa/Fc con herramientas sin desgaste y 2 niveles de desgaste de cráter.

Resultados correspondientes a distintos redondeos de arista

El incremento medio de las fuerzas para el redondeo máximo es del 13% para la fuerza de corte y del 83% para la fuerza de avance.

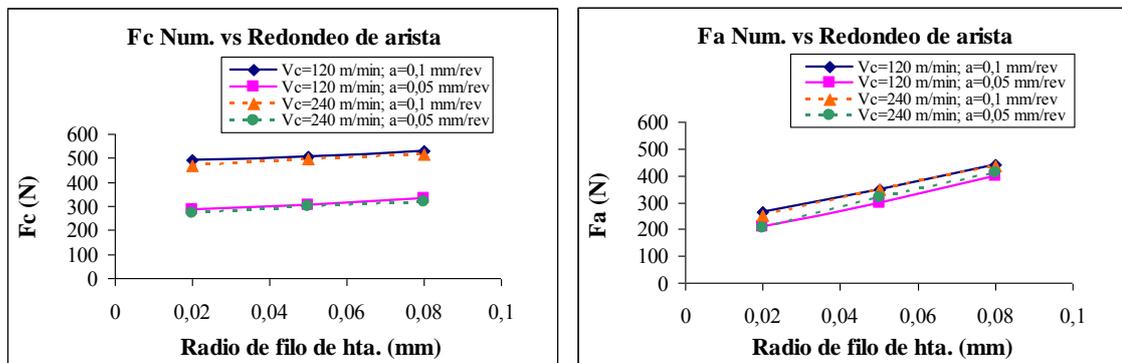


Figura 3.45 Evolución de Fc y Fa con herramientas sin desgaste y 2 niveles de radio de arista.

En la relación de Fa/Fc representada en la figura 3.46, se obtiene un incremento del valor medio de la relación Fa/Fc del 61% para la herramienta con radio de filo 0,08 mm respecto de la herramienta con redondeo 0,02 mm.

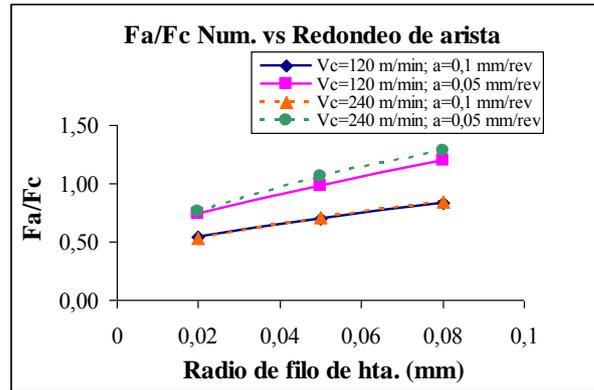


Figura 3.46 Evolución de F_a/F_c con herramientas sin desgaste y 2 niveles de radio de arista.

Resultados correspondientes al desgaste de recrecimiento de filo (BUE)

El incremento medio de las fuerzas para el caso con recrecimiento de filo máximo es del 43% para la fuerza de corte y de 202% para la fuerza de avance.

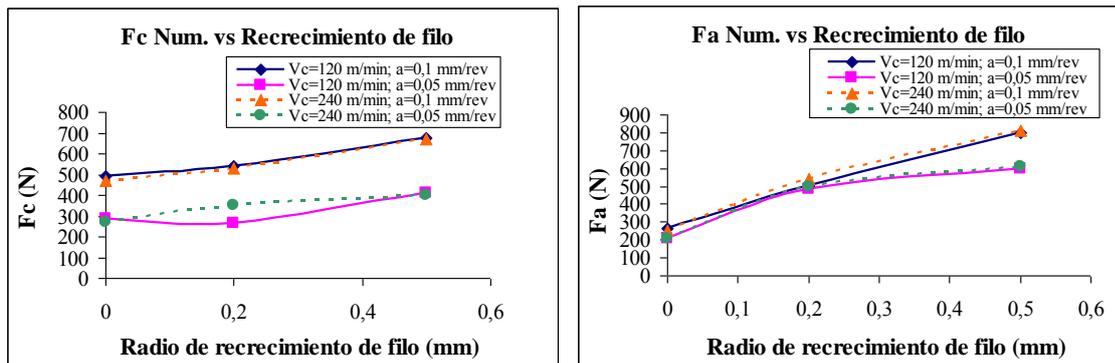


Figura 3.47 Evolución de F_c y F_a con herramientas sin desgaste y 2 niveles de recrecimiento de filo.

En la figura 3.48 se presenta la relación F_a/F_c que se obtuvo con las herramientas con recrecimiento de filo. En general se observa un incremento progresivo al aumentar el recrecimiento de filo.

En las gráficas se obtiene un incremento del valor medio de la relación F_a/F_c del 111% para el recrecimiento de filo máximo respecto de la herramienta sin desgaste.

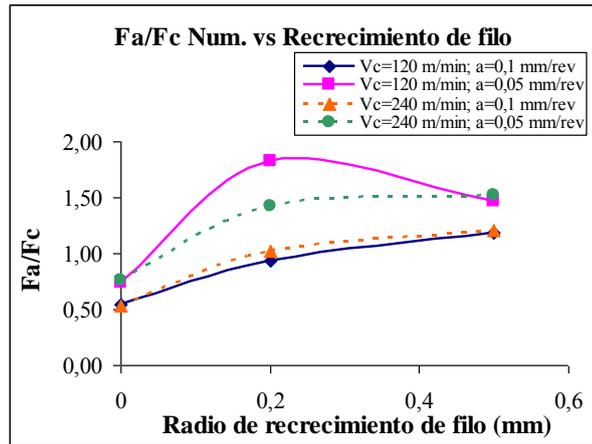


Figura 3.48 Evolución de F_a/F_c con herramientas sin desgaste y 2 niveles de recrecimiento de filo.

Resultados correspondientes a herramientas con chaflán

El incremento medio que se observa con el chaflán máximo es del 18% para la fuerza de corte y del 80% para la fuerza de avance.

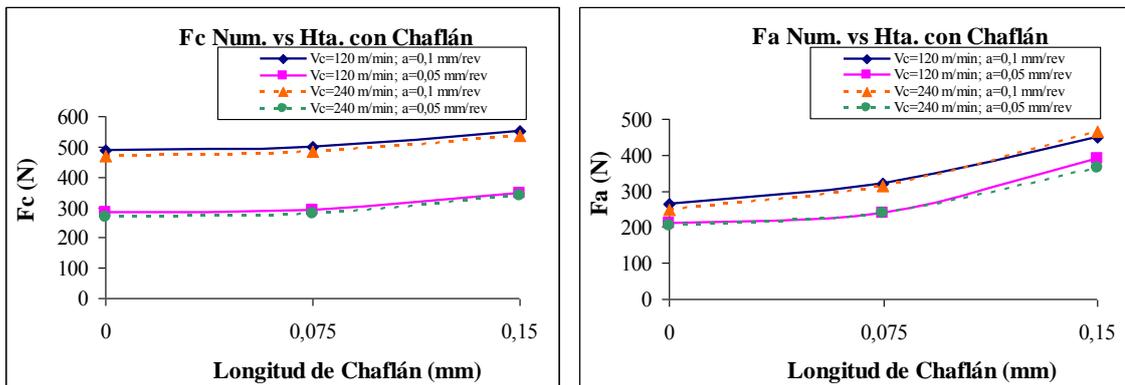


Figura 3.49 Evolución de F_c y F_a con herramientas sin desgaste y 2 longitudes de chaflán.

En la figura 3.50 se presenta la relación F_a/F_c que se obtuvo con las herramientas con chaflán. En las gráficas se obtiene un incremento del valor medio de la relación F_a/F_c del 52% para la herramienta con chaflán máximo respecto de la herramienta sin desgaste.

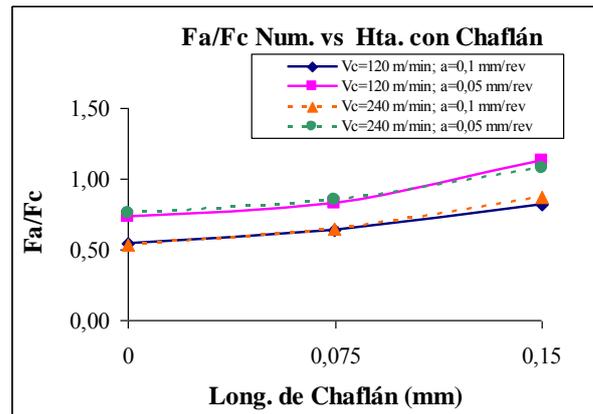


Figura 3.50 Evolución de F_a/F_c con herramientas sin desgaste y 2 longitudes de chaflán.

Resultados correspondientes a herramientas con desgastes mixtos

En la figura 3.51, se representan las fuerzas correspondientes a la herramienta no desgastada, la herramienta con flanco máximo de 0,08 mm y la herramienta con desgaste mixto flanco-redondeo máximo. En el eje horizontal de dichas gráficas se ha identificado a dichas herramientas como 1, 2 y 3, respectivamente.

El incremento medio que se observa para la herramienta con flanco-redondeo máximo, respecto de la herramienta sin desgaste, es del 105% para la fuerza de corte y del 446% para la fuerza de avance.

El incremento de la fuerza de avance para la herramienta con geometría de desgaste mixto es mucho mayor que los incrementos combinados correspondientes a cada desgaste por separado (198% para el flanco 0,8 mm y 83% para el redondeo de filo 0,08 mm). Este efecto puede ser debido a que al aumentar el redondeo, una mayor cantidad de material fluye bajo la herramienta, y debido a su recuperación elástica, realiza una importante presión sobre el flanco (*ploughing force*) incrementando la fuerza de avance.

También el incremento de la fuerza de corte con la herramienta con desgaste mixto flanco-redondeo es bastante superior al que se obtendría mediante la combinación directa de los incrementos correspondientes a los desgastes por separado (57% para el flanco 0,8 mm y 13% para el redondeo 0,08 mm). Considerando la magnitud del incremento de la fuerza de corte y el tipo de geometrías consideradas, es razonable

pensar que es debido al incremento del rozamiento flanco-superficie mecanizada originado por el incremento de F_a .

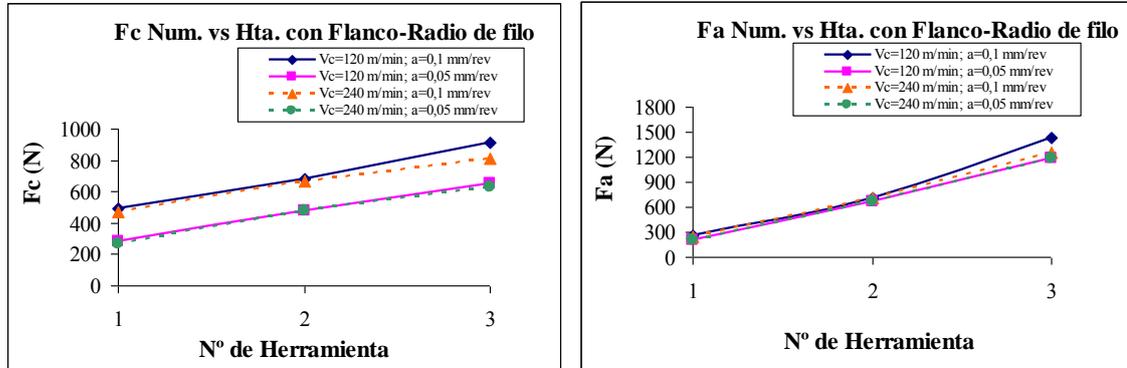


Figura 3.51 Evolución de F_c y F_a , con herramientas sin desgaste, flanco máximo y flanco-redondeo máximo.

En la figura 3.52, se representan las fuerzas correspondientes a la herramienta no desgastada, la herramienta con flanco máximo de 0,08 mm y la herramienta con desgaste mixto flanco-chaflán máximo. En el eje horizontal de dichas gráficas se ha identificado a dichas herramientas como 1, 2 y 3, respectivamente.

El incremento medio que se observa para la herramienta con flanco-chaflán máximo, respecto de la herramienta sin desgaste, es del 96% para la fuerza de corte y del 410% para la fuerza de avance.

El incremento de la fuerza de avance para la herramienta con geometría de desgaste mixto flanco-chaflán es mucho mayor que los incrementos combinados correspondientes a cada desgaste por separado (198% para el flanco 0,8 mm y 80% para el chaflán 0,08 mm). La explicación más razonable es la misma indicada para el desgaste mixto flanco-redondeo de filo. El chaflán también aumenta la cantidad de material que fluye bajo la herramienta, que, debido a su recuperación elástica, presiona sobre el flanco de la herramienta (*ploughing force*) incrementando la fuerza de avance.

También el incremento de la fuerza de corte con la herramienta con desgaste mixto flanco-chaflán, es bastante superior al que se obtendría mediante la combinación directa de los incrementos correspondientes a los desgastes por separado (57% para el flanco

0,8 mm y 18% para el chaflán 0,15 mm). Este efecto también se observó para la herramienta mixta flanco-redondeo y la explicación más razonable es la misma.

El incremento de la fuerza de empuje sobre el flanco de la herramienta (*ploughing force*) produce un incremento de la fuerza de rozamiento en dicho contacto, y por tanto, un incremento de la fuerza de corte.

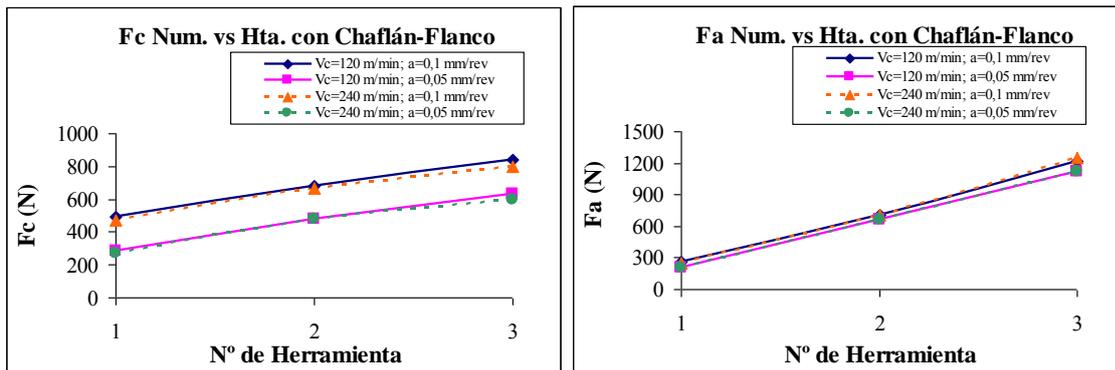


Figura 3.52 Evolución F_c y F_a con herramientas sin desgaste, flanco máximo y flanco-chaflán máximo.

En la figura 3.53 se pueden apreciar las gráficas correspondientes a la relación F_a/F_c para cada una de las condiciones de corte y geometrías de desgaste mixto analizadas. En la figura 3.53 (izq.) se muestran los valores correspondientes a la herramienta sin desgaste (1) y con los 2 niveles de desgaste flanco-redondeo considerados (2 y 3). El incremento medio de F_a/F_c para el desgaste flanco-redondeo máximo, respecto de la herramienta sin desgaste, es del 169%.

En la figura 3.53 (dcha.) se muestran los valores correspondientes a la herramienta sin desgaste (1) y con los 2 niveles de desgaste flanco-chaflán considerados (2 y 3). El incremento medio de F_a/F_c para el desgaste flanco-chaflán máximo, respecto de la herramienta sin desgaste, es del 162%.

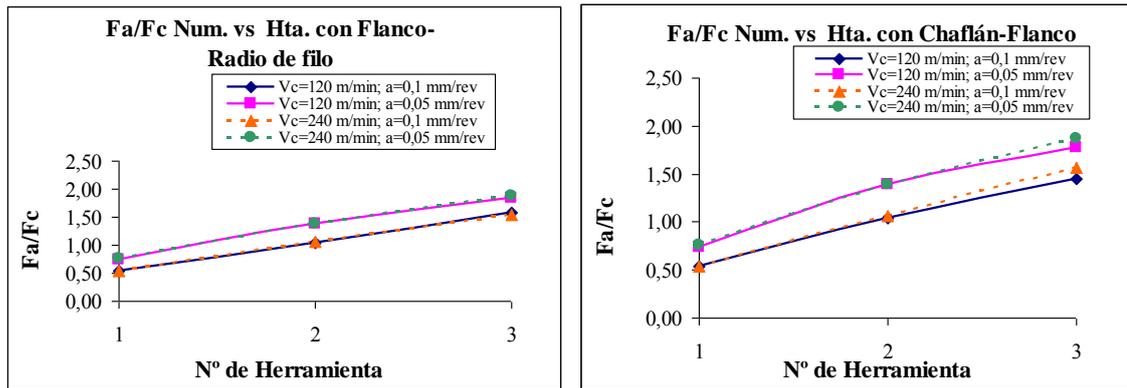


Figura 3.53 Evolución de F_a/F_c con el desgaste mixto: (izq.) Flanco-radio de filo; (der.) Flanco-chañón máximo.

Los resultados de las componentes de fuerza de corte (F_c) y de avance (F_a), así como la relación F_a/F_c , correspondientes a las simulaciones numéricas realizadas se presentan de la tabla 3.6 a la 3.9. Las 4 tablas representan las 4 condiciones de corte estudiadas en las simulaciones con diferentes tipos y niveles de desgaste de herramienta.

Tabla 3.6 Resumen de los datos obtenidos de las simulaciones realizados:
A velocidad de corte 120 m/min y avance 0,1 mm/rev.

Desgaste	Magnitud (mm)	Vc (m/min)	a (mm/rev)	Fc (N)	Fa (N)	Fa/Fc
Hta.sin desgaste	0,02	120	0,1	490	265	0,54
Flanco	0,4	120	0,1	580	500	0,86
Flanco	0,8	120	0,1	680	705	1,04
Redondeo	0,05	120	0,1	505	350	0,69
Redondeo	0,08	120	0,1	530	440	0,83
Cráter	0,04	120	0,1	523	291	0,56
Cráter	0,08	120	0,1	425	184	0,43
BUE	0,2	120	0,1	540	505	0,94
BUE	0,5	120	0,1	675	800	1,19
Chañón	0,075	120	0,1	500	320	0,64
Chañón	0,15	120	0,1	550	450	0,82
Radio/flanco	0,8/0,08	120	0,1	910	1430	1,57
Chañón/flanco	0,8/0,15	120	0,1	840	1220	1,45

Tabla 3.7 Resumen de los datos obtenidos de las simulaciones realizados:
A velocidad de corte 120 m/min y avance 0,05 mm/rev.

Desgaste	Magnitud (mm)	Vc (m/min)	a (mm/rev)	Fc (N)	Fa (N)	Fa/Fc
Hta.sin desgaste	0,02	120	0,05	285	210	0,74
Flanco	0,4	120	0,05	380	440	1,16
Flanco	0,8	120	0,05	480	665	1,39
Redondeo	0,05	120	0,05	305	300	0,98
Redondeo	0,08	120	0,05	335	400	1,19
Cráter	0,04	120	0,05	250	120	0,48
Cráter	0,08	120	0,05	240	140	0,58
BUE	0,2	120	0,05	265	485	1,83
BUE	0,5	120	0,05	410	600	1,46
Chaflán	0,075	120	0,05	290	240	0,83
Chaflán	0,15	120	0,05	345	390	1,13
Radio/flanco	0,8/0,08	120	0,05	650	1190	1,83
Chaflán/flanco	0,8/0,15	120	0,05	630	1120	1,78

Tabla 3.8 Resumen de los datos obtenidos de las simulaciones realizados:
A velocidad de corte 240 m/min y avance 0,1 mm/rev.

Desgaste	Magnitud (mm)	Vc (m/min)	a (mm/rev)	Fc (N)	Fa (N)	Fa/Fc
Hta.sin desgaste	0,02	240	0,1	470	250	0,53
Flanco	0,4	240	0,1	580	525	0,91
Flanco	0,8	240	0,1	670	710	1,06
Redondeo	0,05	240	0,1	495	350	0,71
Redondeo	0,08	240	0,1	515	435	0,84
Cráter	0,04	240	0,1	500	260	0,52
Cráter	0,08	240	0,1	405	169	0,42
BUE	0,2	240	0,1	530	540	1,02
BUE	0,5	240	0,1	670	810	1,21
Chaflán	0,075	240	0,1	485	315	0,65
Chaflán	0,15	240	0,1	535	465	0,87
Radio/flanco	0,8/0,08	240	0,1	815	1260	1,55
Chaflán/flanco	0,8/0,15	240	0,1	800	1250	1,56

Tabla 3.9 Resumen de los datos obtenidos de las simulaciones realizadas:
A velocidad de corte 240 m/min y avance 0,05 mm/rev.

<i>Desgaste</i>	<i>Magnitud (mm)</i>	<i>Vc (m/min)</i>	<i>a (mm/rev)</i>	<i>Fc (N)</i>	<i>Fa (N)</i>	<i>Fa/Fc</i>
Hta.sin desgaste	0,02	240	0,05	270	205	0,76
Flanco	0,4	240	0,05	370	455	1,23
Flanco	0,8	240	0,05	480	665	1,39
Redondeo	0,05	240	0,05	300	320	1,07
Redondeo	0,08	240	0,05	320	410	1,28
Cráter	0,04	240	0,05	235	125	0,53
Cráter	0,08	240	0,05	225	145	0,64
BUE	0,2	240	0,05	350	500	1,43
BUE	0,5	240	0,05	400	610	1,53
Chaflán	0,075	240	0,05	280	240	0,86
Chaflán	0,15	240	0,05	340	365	1,07
Radio/flanco	0,8/0,08	240	0,05	630	1180	1,87
Chaflán/flanco	0,8/0,15	240	0,05	600	1120	1,87

3.5.2 Resultados numéricos de tensiones residuales

Dentro del trabajo desarrollado en esta Tesis se incluye la determinación experimental de las tensiones residuales producidas en el material por el efecto del proceso de mecanizado. Los resultados obtenidos, su análisis y su correlación con los resultados de otros estudios encontrados en la bibliografía se reflejaron en el capítulo 2. Estas magnitudes también fueron determinadas experimentalmente y se emplearon para el ajuste y validación del modelo numérico.

A continuación, para cada caso, se muestran los valores obtenidos numéricamente de las tensiones circunferenciales (correspondientes a la dirección del movimiento de corte, eje x) y radiales (eje z). Al tratarse de un modelo numérico bidimensional, las tensiones residuales más representativas del estado real del material mecanizado son las circunferenciales. Las radiales estarán afectadas por la limitación de deformación plana impuesta al material en el modelo. Estos valores de tensiones residuales se presentan en dos formas: tensiones residuales superficiales y tensiones residuales en profundidad.

En primer lugar se presenta el procedimiento realizado para el determinación de las tensiones residuales a partir del modelo numérico.

Procedimiento para el análisis numérico de tensiones residuales

En este apartado se describe el procedimiento empleado para extraer los valores de tensiones residuales en la superficie mecanizada y los perfiles de tensiones residuales en profundidad que se obtienen de simulaciones numéricas y cómo estas son comparables con las medidas experimentales.

La comparación es válida solamente si la predicción de tensiones residuales a través de la simulación y durante la extracción de los datos se realiza bajo las mismas condiciones presentes en los ensayos. En Outeiro et al, 2006(b) se presentan recomendaciones relacionadas con esta comparación entre valores numéricos y experimentales:

1. Los valores de tensiones residuales deben ser extraídos del modelo numérico en una zona alejada de la zona de formación de viruta.
2. Los valores de tensiones residuales numéricos deben ser promediados sobre un volumen finito de material, siendo el valor principal el que se utiliza para el análisis.
3. Las tensiones residuales deben ser extraídas del modelo numérico después de varias pasadas de corte sucesivas.
4. El desgaste de herramienta debe ser monitorizado durante el ensayo de mecanizado. El desgaste debe ser considerado cuando se modelizan y calculan las tensiones residuales.

Las recomendaciones 1, 2 y 4 se han considerado en la modelización numérica y en los ensayos, como parte de lo expuesto en los capítulos 2 y 3.

En primer lugar, una de las ventajas del modelo desarrollado es la posibilidad de simular una longitud de mecanizado aceptable de tal forma que las tensiones residuales se estabilicen y puedan ser extraídas en una posición alejada de la zona de formación de viruta.

En relación con la tercera recomendación, en este apartado se presentan los resultados correspondientes a la simulación de una única pasada. El análisis del efecto de la simulación de pasadas sucesivas se muestra en el capítulo 6 de esta Tesis.

De acuerdo a Outeiro et al, 2006(b), las tensiones residuales obtenidas mediante la simulación numérica de una única pasada son inferiores a las medidas experimentalmente.

Para la determinación de tensiones residuales mediante el modelo numérico deben seguirse las siguientes etapas de cálculo:

- Simulación del proceso de mecanizado correspondiente a la longitud de corte establecida previamente.
- Separación de la herramienta de la zona de corte. En esta etapa se le asigna movimiento a la herramienta, con ángulo de 45° y velocidad de 3000 mm/s. Esta separación se realiza en 100 pasos, con un tiempo por paso de $7,1481e^{-07}$ s. En esta etapa de cálculo la pieza no realiza ningún movimiento.
- Enfriamiento de la pieza hasta temperatura ambiente para poder obtener el valor de tensiones residuales superficiales y en profundidad. En esta etapa de simulación se aplicaron coeficientes térmicos muy elevados, para acelerar el enfriamiento de la pieza, y por tanto reducir el tiempo de cálculo: convección (500 N/s/mm/°C), emisividad (0,9) y flujo de calor (100 N/mm/s). Se verificó que este enfriamiento con coeficientes tan elevados no tiene un efecto significativo sobre los resultados de tensiones residuales. En esta etapa, tanto la herramienta como la pieza, permanecen inmóviles.

A modo de ejemplo, en la figura 3.55 se muestran imágenes y gráficas correspondientes a las tensiones residuales producidas debido al mecanizado del material. Se determinan las tensiones en la dirección del movimiento de corte (eje x) y en la dirección radial (eje z).

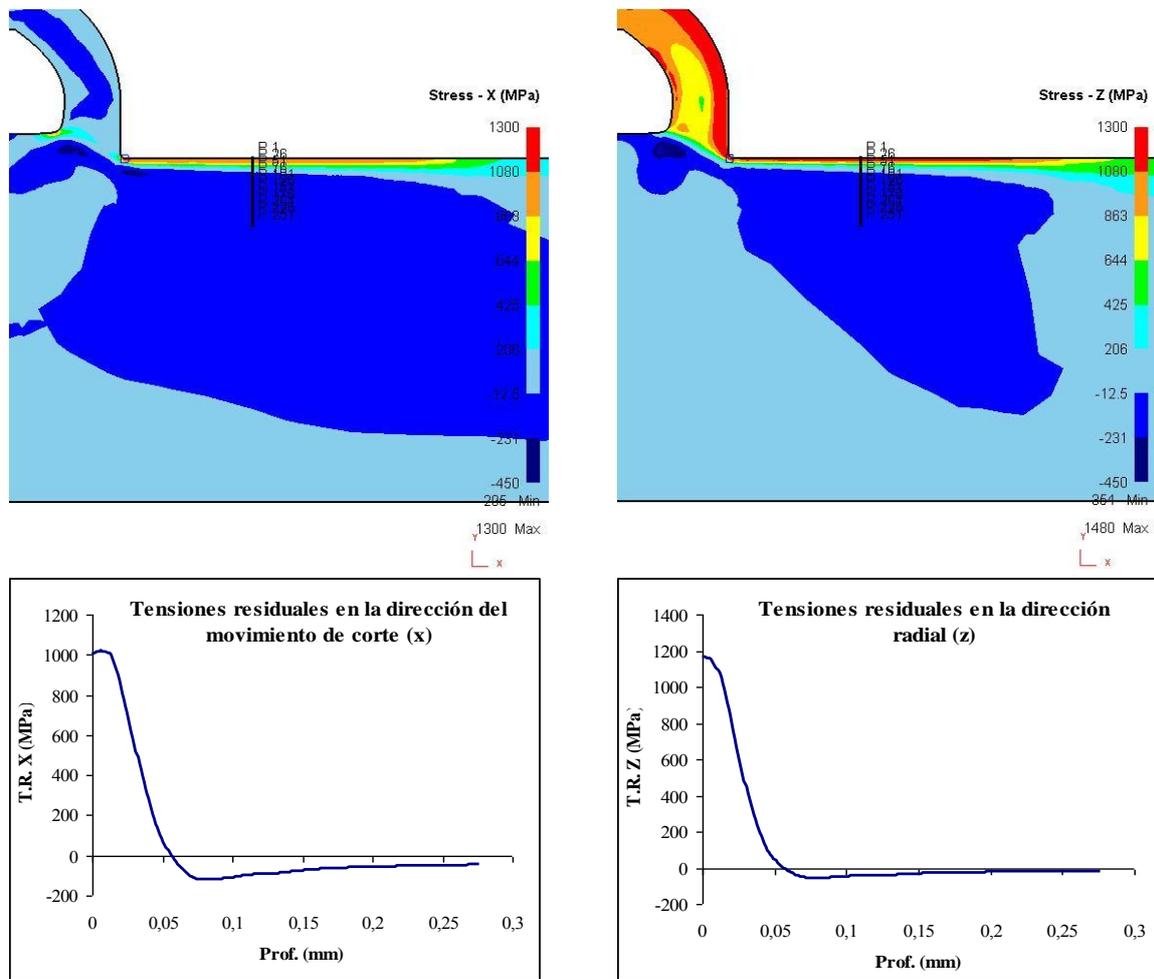


Figura 3.54 Tensiones residuales superficiales y en profundidad en la dirección del movimiento de corte (x) y en la dirección radial (z), herramienta sin desgaste.

Resultados de las tensiones residuales superficiales:

Las tensiones residuales obtenidas numéricamente en la superficie de la pieza mecanizada, se presentan en la tabla 3.10.

En el trabajo de Outeiro et al, 2006(a) se alcanzaron tensión superficiales circunferenciales de hasta 1000 MPa en procesos de mecanizado de AISI 316L, con herramienta sin desgaste, velocidad de corte 200 m/min y avance 0,1 mm/rev. Como puede observarse en la tabla 3.10, los resultados obtenidos con el modelo numérico descrito son similares.

Tabla 3.10 Tensiones residuales en la superficie obtenidas numéricamente

Geometría de herramienta	Tensiones residuales	
	0°(*)- Eje Z	-90° (**)- Eje X
	MPa	MPa
Sin Desgaste (Vc120a0,1)	1060	1040
Sin Desgaste (Vc240a0,1)	1110	1020
Sin Desgaste (Vc120a0,05)	1080	1100
Sin Desgaste (Vc240a0,05)	1080	1040
Flanco 0,4 mm	1080	1080
Flanco 0,8 mm	1090	1050
Radio filo 0,05 mm	1150	1090
Radio filo 0,08 mm	1130	987
Cráter 0,04 mm	1160	1000
Cráter 0,08 mm	1030	860
BUE 0,2 mm	1100	1086
BUE 0,5 mm	1156	1020

* 0° medida en el eje Z, es decir, a la dirección radial

** -90° medida en el eje X, es decir, a la dirección circunferencial

En la figura 3.55 se indican las tensiones superficiales en la dirección del movimiento de corte (eje x) y en la dirección radial (eje z) correspondientes al mecanizado con la herramienta sin desgaste en las 4 condiciones de corte consideradas.

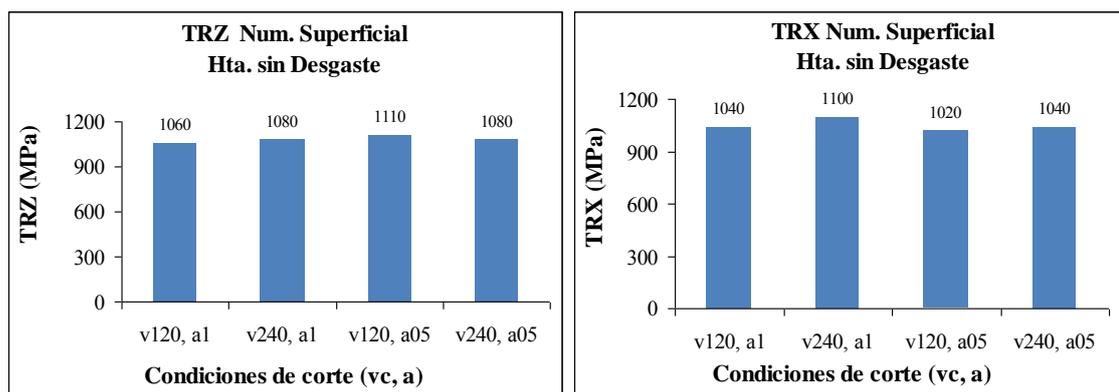


Figura 3.55 Evolución de TRZ y TRX numéricas con herramientas sin desgaste para las 4 condiciones de corte estudiadas.

Se puede observar que las tensiones residuales superficiales circunferenciales y radiales se mantienen prácticamente constantes con el avance y con la velocidad de corte.

No se han encontrado estudios numéricos de otros autores cuyos resultados puedan aplicarse al rango de avances considerado en esta Tesis. En relación con la velocidad de corte, en Outeiro et al, 2006(a) se confirma que dicho parámetro de corte no influye en el valor de las tensiones residuales superficiales.

En el caso de las herramientas con desgaste de flanco (figura 3.56), las tensiones residuales en las direcciones analizadas se mantienen prácticamente constantes, con la aparición del desgaste de flanco. El modelo numérico presentado en Muñoz, 2008, indica que el aumento del desgaste de flanco se traduce en incrementos de las tensiones residuales.

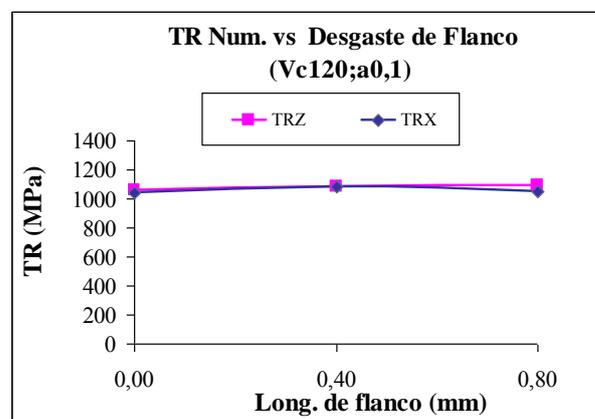


Figura 3.56 Evolución de TRZ y TRX con herramientas sin desgaste y 2 niveles de flanco.

Tal y como muestra la figura 3.57, las tensiones superficiales en ambas direcciones crecen ligeramente al aumentar el redondeo del filo de 0,02 mm a 0,05 mm. El incremento es un poco más acusado en la dirección radial, en torno al 8,5%. Al incrementarse el redondeo de filo a 0,08 mm, la tensión residual radial se mantiene prácticamente constante.

Por otra parte, la tensión residual circunferencial correspondiente al redondeo de arista 0,08 mm presenta un valor similar al de la herramienta sin desgaste.

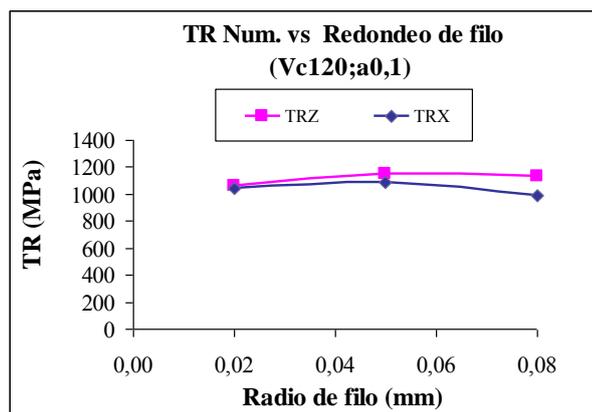


Figura 3.57 Evolución de TRZ y TRX con herramientas sin desgaste y 2 radios de arista.

En Nasr et al, 2007 y Outeiro et al, 2006(a) se estudia mediante modelos numéricos el efecto del redondeo del filo sobre las tensiones residuales circunferenciales debidas al mecanizado del material AISI 316L. A diferencia de lo observado a partir del modelo desarrollado en esta Tesis, en ambas publicaciones se concluye que al aumentar el redondeo, aumentan significativamente las tensiones residuales superficiales. Los resultados indicados por Nasr y Outeiro, no incluyen información experimental que permita verificar sus conclusiones relativas a la influencia del redondeo de arista sobre las tensiones residuales.

Sin embargo, los resultados numéricos indicados en Muñoz, 2008, muestran una influencia del redondeo de filo sobre las tensiones residuales similar a la descrita en esta Tesis. Por otra parte, estos resultados también son coherentes con las tendencias observadas experimentalmente (ver capítulo 2). En ambos casos se observa una disminución de las tensiones al pasar de redondeo 0,05 mm a 0,08 mm. El mayor ablandamiento térmico del material debido al mecanizado con radios de arista elevados puede ser una de las razones que explique la reducción de las tensiones superficiales circunferenciales.

En la figura 3.58 se muestran los resultados correspondientes a los modelos con herramientas con cráter. Se observan variaciones no muy grandes (inferiores al 10%), con la profundidad de cráter de 0,04 mm. Se observa que la tensión residual radial aumenta en un 9%, mientras que la tensión residual circunferencial desciende ligeramente.

Por otro lado, la tensión residual circunferencial superficial para la herramienta con profundidad de cráter 0,08 mm se reduce en un -17%, con respecto al valor de tensión residual de la herramienta sin desgaste. El descenso en la tensión residual radial es menor con respecto al valor de la tensión residual de la herramienta sin desgaste. Estos resultados son similares a los mostrados en Muñoz, 2008.

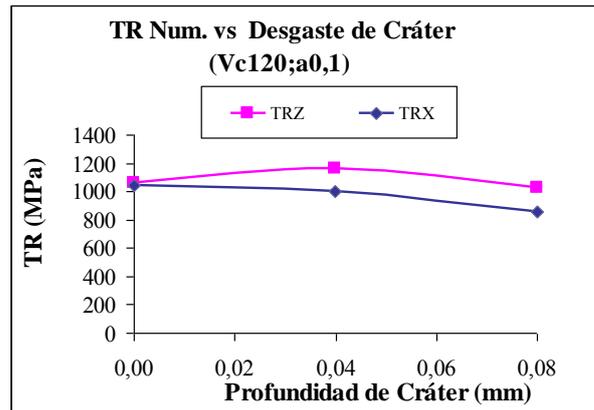


Figura 3.58 Evolución de TRZ y TRX con herramientas sin desgaste y 2 niveles de cráter.

En la figura 3.59 se muestran las tensiones superficiales correspondientes a la herramienta sin desgaste y 2 niveles de recrecimiento de filo. Con el recrecimiento de filo se obtienen variaciones menores del 10% con el recrecimiento de filo de 0,2 mm. Al incrementar el recrecimiento de filo de 0,2 a 0,5 mm, se nota un ligero incremento de las tensiones en la dirección radial, y un descenso en la dirección circunferencial. Nuevamente, son resultados coherentes con los indicados en Muñoz, 2008.

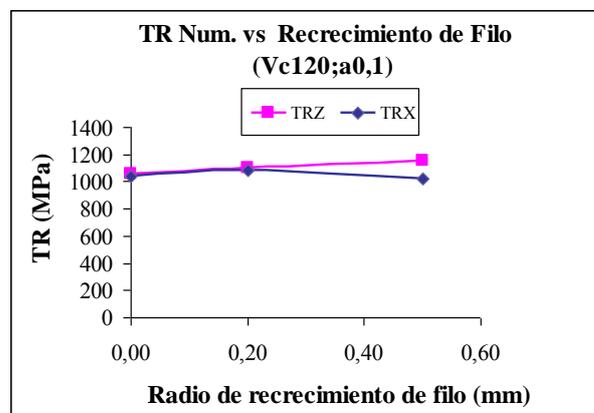


Figura 3.59 Evolución de TRZ y TRX con herramientas sin desgaste y 2 niveles de recrecimiento de filo.

Resultados de las tensiones residuales en profundidad:

En las tablas 3.11 y 3.12 se presentan los resultados de tensiones residuales en profundidad indicados por el modelo numérico, para la herramienta sin desgaste (redondeo de filo 0,02 mm), y para la herramienta con redondeo de filo 0,08 mm. En ambos casos, los valores corresponden al mecanizado con velocidad de corte 120 m/min y avance 0,1 mm/rev. Dichos valores se han representado gráficamente en la figura 3.60.

Tabla 3.11 Tensiones residuales en profundidad inducidas por herramienta sin desgaste (redondeo de filo 0,02 mm). $V_c = 120$ m/min y $a = 0,1$ mm/rev.

Tipo de herramienta	Prof. (μm)	Tensiones residuales	
		0°(*)- Eje Z	-90° (**)- Eje X
		MPa	MPa
Herramienta con redondeo de filo 0,02 mm	0	1060	1040
	55	433,03	349,30
	109	96,49	27,97
	146	95,67	38,92
	200	108,60	70,11
	287	107,62	78,98
	381	101,98	80,38

* 0° medida en el eje Z, es decir, a la dirección radial

** -90° medida en el eje X, es decir, a la dirección circunferencial

Tabla 3.12 Tensiones residuales en profundidad inducidas por herramienta con redondeo de filo 0,08 mm, $V_c = 120$ m/min y $a = 0,1$ mm/rev.

Tipo de herramienta	Prof. (μm)	Tensiones residuales	
		0°(*)- Eje Z	-90° (**)- Eje X
		MPa	MPa
Herramienta con redondeo de filo 0,08 mm	0	1130	987
	64	414,72	490,47
	130	-21,22	-88,90
	157	-1,39	-94,77
	215	63,56	-22,53
	315	92,21	35,91
	384	90,33	41,26

* 0° medida en el eje Z, es decir, a la dirección radial

** -90° medida en el eje X, es decir, a la dirección circunferencial

Para ambas herramientas, las tensiones residuales presentan valores máximos positivos (de tracción) en la superficie y disminuyen al aumentar la profundidad, estabilizándose a profundidades de aproximadamente 0,15 mm.

El mecanizado con radio de filo 0,08 mm produce tensiones residuales hasta una profundidad ligeramente superior y presenta una zona con valores negativos (tensiones residuales de compresión) que no se observa en el caso de redondeo de filo 0,02 mm.

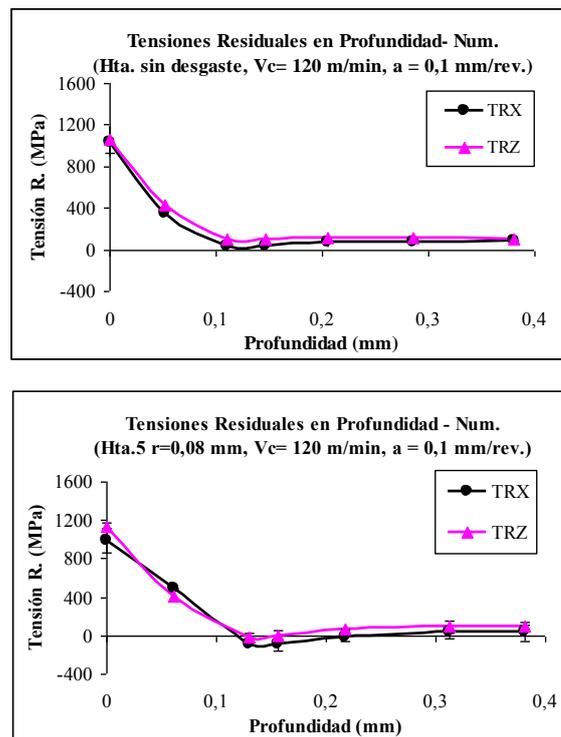


Figura 3.60 Perfiles de tensiones residuales en profundidad para herramientas sin desgaste (redondeo de filo 0,02 mm) y con redondeo de filo 0,08 mm.

3.6 CONCLUSIONES DEL CAPÍTULO

En este capítulo se han expuesto los aspectos relevantes del modelo numérico 2D desarrollado para simular procesos de corte ortogonal con geometrías de herramienta sin desgaste y con geometrías correspondientes a distintos tipos y niveles de desgaste. También se han mostrado los resultados de fuerzas y tensiones residuales obtenidos mediante la simulación de dichos modelos, que se emplearán en el capítulo 4 para su validación experimental.

En base al trabajo realizado se pueden extraer las siguientes conclusiones:

- El ajuste de la ecuación constitutiva de Johnson-Cook del material AISI 316L disponible en la librería del DEFORM2D, con los datos proporcionados por el fabricante del material ensayado, mejora los resultados obtenidos mediante el modelo numérico.
- El mallado de la herramienta y la pieza debe ser más denso en las zonas de corte y de contacto material-herramienta. El análisis de sensibilidad de la densidad del mallado del modelo, indica, que es necesario que en la zona de corte y de contacto material-herramienta, el tamaño de los elementos de la malla no supere los 5 micrómetros.
- La geometría de la herramienta considerada en el modelo debe incluir un cierto desgaste de flanco inicial denominado *acomodación de filo*, que para el proceso de mecanizado considerado se ha establecido en una longitud de 0,05 mm. Esta modificación de la geometría del filo afecta especialmente a la componente de la fuerza en la dirección del avance (F_a) y mejora la correlación de los resultados numéricos respecto de los experimentales.
- Para el contacto entre la viruta y la herramienta se ha establecido una ley de fricción híbrido-variable cuyos coeficientes varían en función de la presión normal. Dicha ley representa de forma adecuada el modelo de fricción expuesto por Zorev y permite obtener resultados de fuerzas de mecanizado similares a los experimentales.
- En general, las fuerzas obtenidas numéricamente se incrementan al modelizar herramientas con niveles mayores de desgaste, salvo para el caso de desgaste de cráter, para el cual las fuerzas disminuyen. Estas tendencias se corresponden con lo verificado en la bibliografía.

- Los modelos numéricos con geometrías de herramienta correspondientes a desgastes mixtos (flanco-redondeo y flanco-chaflán) presentan incrementos de las fuerzas superiores a los que corresponderían a la combinación de los incrementos obtenidos para los desgastes por separado. Este efecto se produce especialmente para la fuerza de avance, debido al incremento de la fuerza de empuje del material que fluye bajo el filo, sobre el flanco de la herramienta (*ploughing force*).
- Las tensiones residuales superficiales circunferenciales y radiales no varían para los rangos de avances y velocidades de corte considerados.
- Las tensiones residuales en las direcciones analizadas se mantienen prácticamente constantes, para los distintos niveles de desgaste de flanco estudiados.
- Las herramientas con niveles elevados de redondeo de filo y recrecimiento de filo producen ligeros incrementos de la tensión residual radial y pequeñas disminuciones de la circunferencial.
- El desgaste de cráter no afecta significativamente a las tensiones radiales. Sin embargo, las tensiones circunferenciales se reducen.
- En general, la influencia indicada por el modelo numérico, de la geometría de herramienta y los parámetros de corte sobre las tensiones residuales, se corresponde con lo verificado en la bibliografía.
- El mecanizado con redondeos de filo grandes produce tensiones residuales hasta una profundidad mayor que para la herramienta sin desgaste. Así mismo, presenta una zona con valores negativos (tensiones residuales de compresión) que no se observa en el caso de redondeo de filo 0,02 mm.

Capítulo 4: Validación del Modelo 2D

En el capítulo 3 se describió el modelo numérico desarrollado en esta Tesis. Para el ajuste del mismo se emplearon las fuerzas de mecanizado experimentales correspondientes a los ensayos realizados con herramientas sin desgaste.

A continuación se muestra la validación experimental de dicho modelo para todas las geometrías de herramienta consideradas, a partir de las fuerzas y tensiones residuales obtenidas en los ensayos.

Para la validación del modelo, se procede a presentar los valores experimentales y numéricos, con el error puntual (ε_i) correspondiente, calculado con la ecuación 4.1:

$$\varepsilon_i = \frac{v.\text{modelo} - v.\text{ensayo}}{v.\text{ensayo}} \times 100\% \quad (4.1)$$

Los datos correspondientes a los ensayos se encuentran en el capítulo 2, mientras que los valores obtenidos mediante la modelización numérica se encuentran en el capítulo 3.

4.1 COMPONENTES DE LA FUERZA DE MECANIZADO

En este apartado se presentan la validación de los resultados numéricos de las fuerzas de corte (F_c) y avance (F_a), obtenidos con todas las geometrías de herramienta estudiadas. Los resultados numéricos de la relación de F_a/F_c , también son validados con los resultados experimentales.

La validación se lleva a cabo a través del cálculo de la diferencia o error medio aritmético, tal y como se muestra en la ecuación 4.2. Este error se obtiene con los valores absolutos de las diferencias puntuales obtenidas en fuerza de corte, fuerza de avance y con la relación de fuerza F_a/F_c :

$$\bar{\varepsilon} = \frac{\sum_{i=1}^n |\varepsilon_i|}{n} \quad (4.2)$$

A continuación se muestran las gráficas correspondientes a los valores experimentales y numéricos de fuerzas obtenidos para las geometrías de herramientas y las cuatro condiciones de corte estudiadas. Al final del apartado, se muestra una tabla resumen de los errores medios obtenidos en cada caso.

4.1.1 Geometría de herramienta no desgastada

La optimización del modelo descrita en el capítulo 3 se realizó buscando ajustar los valores de fuerza con la herramienta sin desgaste por lo que estas condiciones muestran errores relativamente pequeños.

En este sentido, los resultados del modelo numérico para esta herramienta poseen una buena correlación con los resultados experimentales, tal y como se puede apreciar en la figura 4.1.

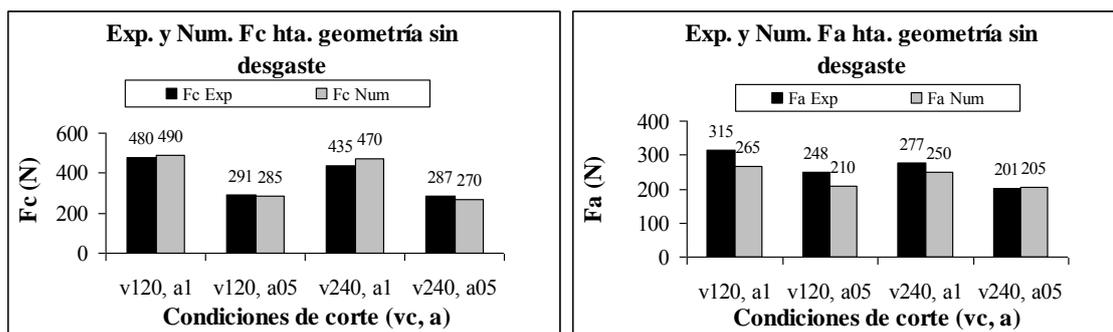


Figura 4.1 Resultados de fuerzas experimentales y numéricas obtenidas con herramienta sin desgaste.

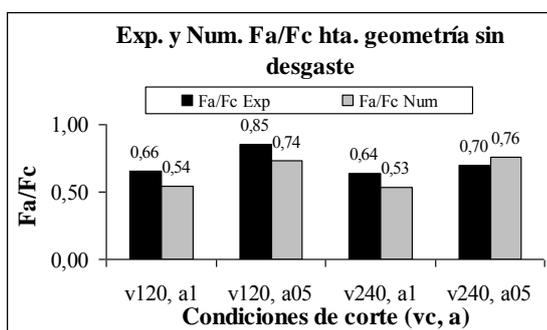


Figura 4.2 Resultados de Fa/Fc experimentales y numéricas obtenidas con herramienta sin desgaste.

Tabla 4.1 Errores medios de fuerza obtenidos con la herramienta sin desgaste.

		CONDICIONES DE CORTE				
Hta. sin desgaste	Radio (mm)	Vc (m/min)	a (mm)	$\epsilon_i Fc$ (%)	$\epsilon_i Fa$ (%)	$\epsilon_i Fa/Fc$ (%)
0,02	120	0,1		2,0	-15,9	-17,5
	120	0,05		-2,1	-15,5	-13,6
	240	0,1		8,0	-9,8	-16,5
	240	0,05		-5,9	1,8	8,2
Error medio ($\bar{\epsilon}$) (%)				4,5	10,7	14,0

Las diferencias medias (correspondientes a las 4 condiciones de corte analizadas) entre los resultados experimentales y numéricos son del orden de 4,5% para la fuerza de corte y 10,7% para la fuerza de avance. En la mayoría de los modelos numéricos de corte desarrollados por otros autores se observan mayores errores en la determinación de la fuerza de avance. El error medio obtenido con la relación Fa/Fc y la herramienta sin desgaste es de 14%.

4.1.2 Geometría de herramienta con desgaste de flanco

Diferentes estudios se han realizado en torno al desgaste de flanco, debido a ser el más frecuente en los procesos de mecanizado industriales y por el efecto que éste tipo de desgaste produce en el acabado y dimensiones finales de la pieza mecanizada.

De acuerdo a la bibliografía consultada sobre la influencia del desgaste de flanco sobre las componentes de fuerza de mecanizado, la fuerza de avance tiene una mayor sensibilidad al desgaste de flanco.

Sin embargo, el incremento de las fuerzas es mucho más acusado en los resultados del modelo numérico que en los resultados experimentales (Yen et al, 2004(a)). Las diferencias más importantes están relacionadas con la fuerza de avance, tal y como sucede con otros tipos de geometría de herramienta.

En la figura 4.3, se muestran los resultados de fuerza de corte y de avance obtenida experimental y numéricamente, para la herramienta con desgaste de flanco de 0,4 mm.

En la figura 4.4 se muestran los resultados de la relación Fa/Fc . La diferencia media que se obtiene con respecto a los valores experimentales para la fuerza de corte es de 17,1%. Para el caso de fuerza de avance la diferencia media es de 28%.

Por otra parte, la diferencia media que se obtienen con la relación Fa/Fc y la herramienta con desgaste de flanco de 0,4 mm es del 14,6% (ver tabla 4.2).

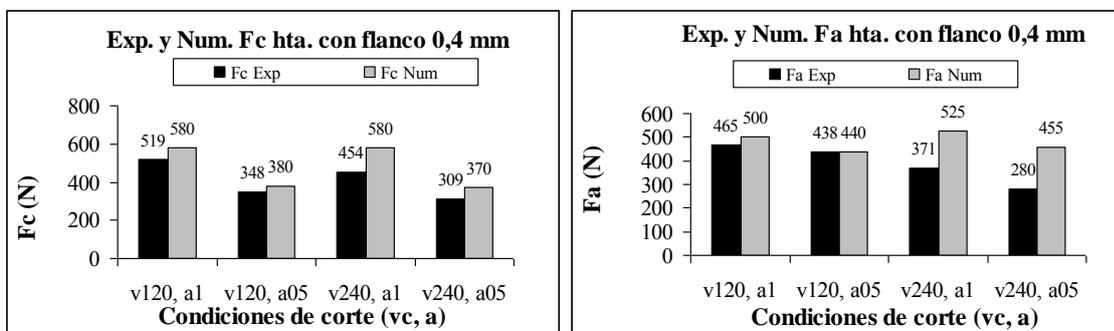


Figura 4.3 Resultados de fuerzas experimentales y numéricas obtenidas con herramienta con desgaste de flanco 0,4 mm.

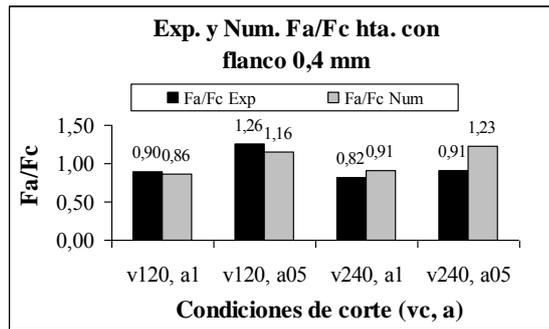


Figura 4.4 Resultados de Fa/Fc experimentales y numéricas obtenidas con herramienta con desgaste de flanco 0,4 mm.

Tabla 4.2 Errores medios de fuerza obtenidos con la herramienta con flanco 0,4 mm.

		CONDICIONES DE CORTE			
Herramienta Flanco (mm)	Vc (m/min)	a (mm)	$\varepsilon_i Fc$ (%)	$\varepsilon_i Fa$ (%)	$\varepsilon_i Fa/Fc$ (%)
0,4	120	0,1	11,7	7,6	-3,7
		0,05	9,2	0,5	-8,0
	240	0,1	27,8	41,5	10,8
		0,05	19,7	62,5	35,8
Error medio (ε) (%)			17,1	28,0	14,6

A medida que aumenta la longitud del flanco de la herramienta, las diferencias entre los valores obtenidos experimental y numéricamente se incrementan.

En las figuras 4.5 y 4.6 se muestran los resultados numéricos y experimentales correspondientes al flanco 0,8 mm.

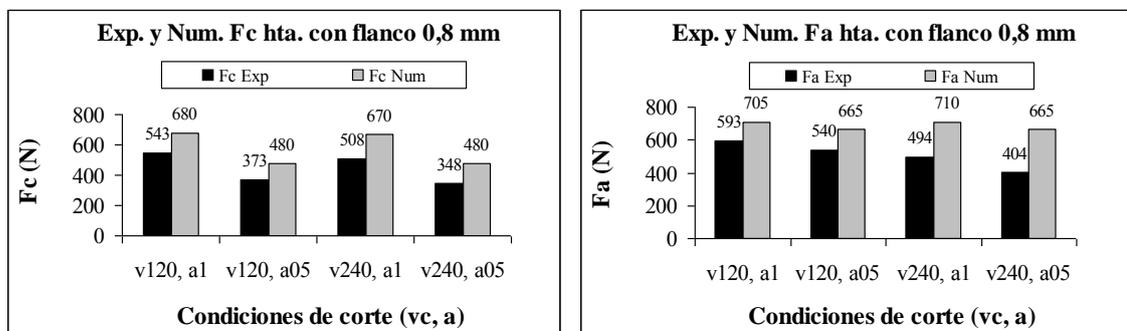


Figura 4.5 Resultados de fuerzas experimentales y numéricas obtenidas con herramienta con desgaste de flanco 0,8 mm.

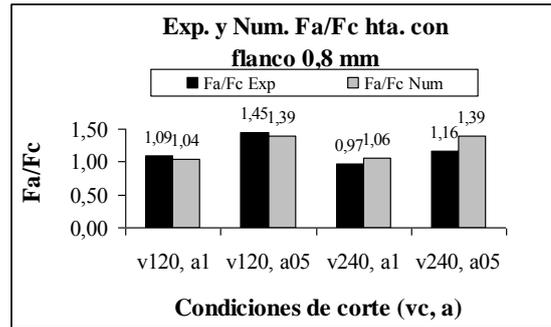


Figura 4.6 Resultados de Fa/Fc experimentales y numéricas obtenidas con herramienta con desgaste de flanco 0,8 mm.

Los errores medios de fuerza de corte y de avance se incrementan con el aumento de la longitud de flanco de 0,8 mm, hasta alcanzar los valores 30,9% y 37,6%, respectivamente (ver tabla 4.3).

A pesar del aumento de las diferencias medias en las componentes de fuerza por separado, la relación de fuerzas Fa/Fc muestra diferencias medias menores, en torno a 9,4%.

Tabla 4.3 Errores medios de fuerza obtenidos con la herramienta con flanco 0,8 mm.

Herramienta Flanco (mm)	CONDICIONES DE CORTE		$\varepsilon_i Fc$ (%)	$\varepsilon_i Fa$ (%)	$\varepsilon_i Fa/Fc$ (%)
	Vc (m/min)	a (mm)			
0,8	120	0,1	25,2	18,9	-5,1
		0,05	28,7	23,1	-4,3
	240	0,1	31,9	43,7	9,0
		0,05	37,9	64,6	19,3
Error medio ($\bar{\varepsilon}$) (%)			30,9	37,6	9,4

El incremento de las componentes de la fuerza de mecanizado con el desgaste de flanco está relacionado con el empuje sobre el flanco de la herramienta del material que fluye bajo el filo (*ploughing force*) (Wang et al, 2003). Este efecto se ha verificado en los incrementos de fuerza obtenidos con el modelo numérico al aumentar el flanco de la herramienta.

En concreto, se ha observado que el incremento de la fuerza de avance es igual al incremento de la fuerza de empuje sobre el flanco de la herramienta.

También se ha observado que el incremento de la fuerza de corte es igual al incremento del rozamiento flanco-superficie mecanizada correspondiente al *ploughing force*. El análisis de este efecto se analizará con mayor detalle en el capítulo 5.

En los capítulos 6 y 7 se realizarán análisis encaminados a determinar el motivo por el cual el modelo numérico muestra incrementos de las fuerzas con el desgaste de flanco superiores a los obtenidos experimentalmente.

4.1.3 Geometría de herramienta con desgaste de cráter

La disminución de las fuerzas de mecanizado por la presencia del desgaste de cráter, está relacionado con el cambio del ángulo de desprendimiento efectivo a uno más positivo (Fang y Zeng, 2004).

En las figuras 4.7 y 4.8 se muestran los resultados de la validación de la fuerza de corte, fuerza de avance y relación de F_a/F_c , para la herramienta con profundidad de cráter de 0,04 mm y las 4 condiciones de corte estudiadas.

En la tabla 4.4 se muestran las diferencias medias de fuerza obtenidas para este caso.

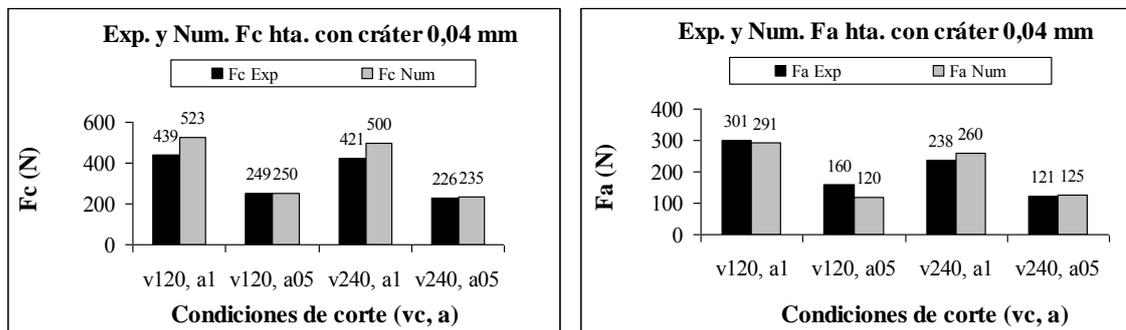


Figura 4.7 Resultados de fuerzas experimentales y numéricas obtenidas con herramienta con desgaste de cráter de 0,04 mm.

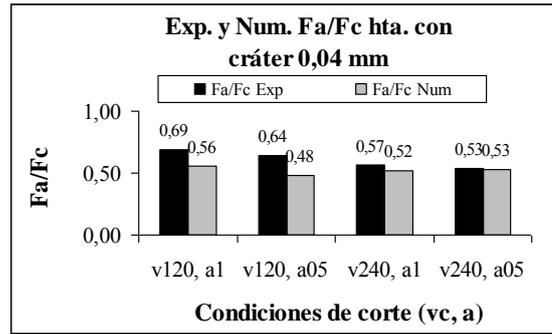


Figura 4.8 Resultados de Fa/Fc experimentales y numéricas obtenidas con herramienta con desgaste de cráter de 0,04 mm.

Tabla 4.4 Errores medios de fuerza obtenidos con la herramienta con cráter 0,04 mm.

Herramienta Prof. Cráter(mm)	CONDICIONES DE CORTE		$\varepsilon_i Fc$ (%)	$\varepsilon_i Fa$ (%)	$\varepsilon_i Fa/Fc$ (%)
	Vc (m/min)	a (mm)			
0,04	120	0,1	19,2	-3,3	-18,9
		0,05	0,5	-24,9	-25,2
	240	0,1	18,7	9,2	-8,0
		0,05	3,9	3,3	-0,5
Error medio ($\bar{\varepsilon}$) (%)			10,6	10,2	13,2

Se observa que las diferencias obtenidas para la geometría con desgaste de cráter son menores que las obtenidas para las herramientas con flanco.

La diferencia media que se obtiene con respecto a los valores experimentales para la fuerza de corte es de 10,6%. Para el caso de fuerza de avance la diferencia media es del 10,2%. La relación de Fa/Fc muestra una diferencia media del 13,2% con la relación experimental.

En las figuras 4.9 y 4.10 se muestran los resultados de la validación de fuerza de corte, fuerza de avance y relación de Fa/Fc , para la herramienta con profundidad de cráter de 0,08 mm y las 4 condiciones de corte estudiadas. En la tabla 4.5 se muestran los errores medios correspondientes a las componentes y relación de fuerzas para esta geometría de herramienta.

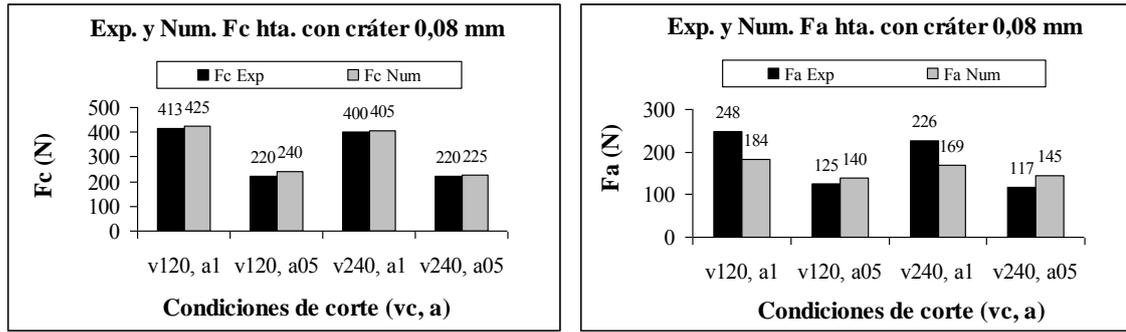


Figura 4.9 Resultados de fuerzas experimentales y numéricas obtenidas con herramienta con desgaste de cráter de 0,08 mm.

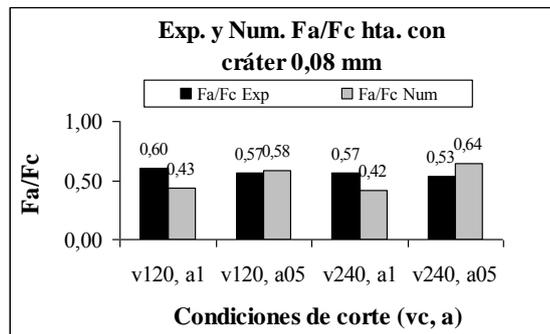


Figura 4.10 Resultados de Fa/Fc experimentales y numéricas obtenidas con herramienta con desgaste de cráter con 0,08 mm.

Tabla 4.5 Errores medios de fuerza obtenidos con la herramienta con cráter 0,08 mm.

CONDICIONES DE CORTE					
Herramienta Prof. Cráter(mm)	Vc (m/min)	a (mm)	$\varepsilon_i Fc$ (%)	$\varepsilon_i Fa$ (%)	$\varepsilon_i Fa/Fc$ (%)
0,08	120	0,1	3,0	-25,7	-27,9
		0,05	9,2	12,3	2,8
	240	0,1	1,3	-25,4	-26,3
		0,05	2,3	23,8	21,0
Error medio ($\bar{\varepsilon}$) (%)			3,9	21,8	19,5

Las diferencias medias que se obtienen con el cráter de 0,08 mm son del 3,9 y 21,8%, para la fuerza de corte y de avance, respectivamente. A pesar de que se ha obtenido una buena correlación con los resultados de fuerza de corte, la diferencia media de fuerza de avance se incrementa con una profundidad de cráter mayor. Lo mismo sucede en relación con Fa/Fc , que muestra una diferencia media igual a 19,5%.

4.1.4 Geometría de herramienta con redondeo de arista

En general, los modelos que muestran una buena correlación con los resultados experimentales al ser aplicados al mecanizado con herramientas afiladas, presentan errores significativos al simular el corte con herramientas con redondeos de arista de filo grandes. Las diferencias más importantes se producen en relación con la estimación de la fuerza de avance.

Las simulaciones numéricas en 2D muestran un incremento de la fuerza de avance al aumentar el redondeo del filo muy superior al incremento observado experimentalmente (Yen et al., 2004(a)); tal y como sucede con los resultados obtenidos con la herramienta con desgaste de flanco.

En las figuras 4.11 y 4.12 se muestran los valores correspondientes a la validación del modelo con herramienta con radio de arista 0,05 mm, en las 4 condiciones de corte estudiadas. En la tabla 4.6 se muestran los errores medios obtenidos para este caso.

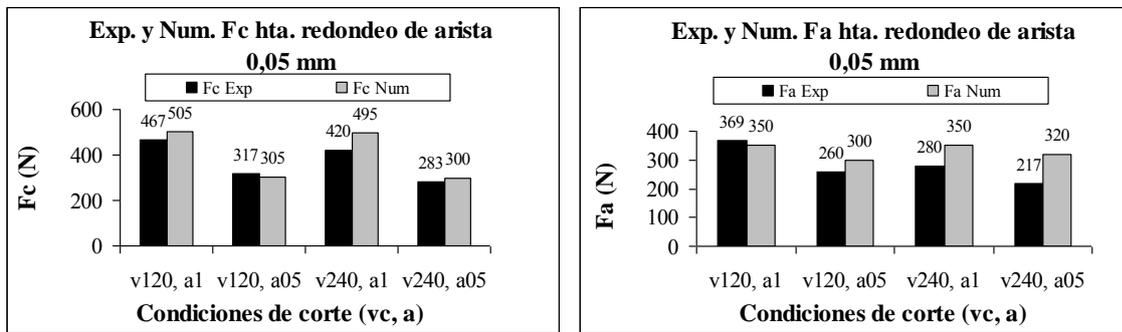


Figura 4.11 Resultados de fuerzas experimentales y numéricas obtenidas con herramienta con radio de arista 0,05 mm.

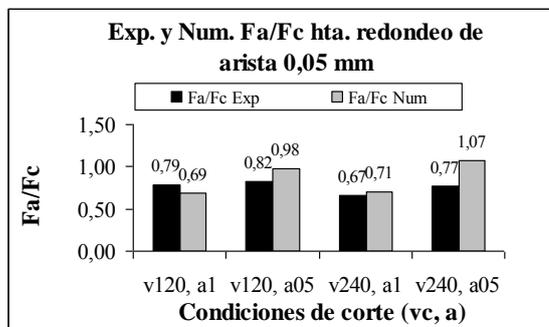


Figura 4.12 Resultados de Fa/Fc experimentales y numéricas obtenidas con herramienta con radio de arista de 0,05 mm.

Tabla 4.6 Errores medios de fuerza obtenidos con la herramienta con radio 0,05 mm.

CONDICIONES DE CORTE					
Herramienta Radio (mm)	Vc (m/min)	A (mm)	$\epsilon_i Fc$ (%)	$\epsilon_i Fa$ (%)	$\epsilon_i Fa/Fc$ (%)
0,05	120	0,1	8,2	-5,1	-12,3
		0,05	-3,8	15,3	19,9
	240	0,1	17,9	25,0	6,1
		0,05	5,8	47,5	39,3
Error medio ($\bar{\epsilon}$) (%)			8,9	23,2	19,4

La diferencia media que se obtiene con respecto a los valores experimentales para la fuerza de corte es de 8,9%, mientras que la fuerza de avance muestra una diferencia media de 23,2%. La diferencia media que se obtiene con la relación Fa/Fc es de 19,4%.

Las fuerzas numéricas y experimentales para el radio de arista de 0,08 mm y las 4 condiciones de corte estudiadas se presentan en la figura 4.13, mientras que los resultados de la relación Fa/Fc experimental y numérico se muestran en la figura 4.14.

En la tabla 4.7 se muestran los errores medios obtenidos para este caso.

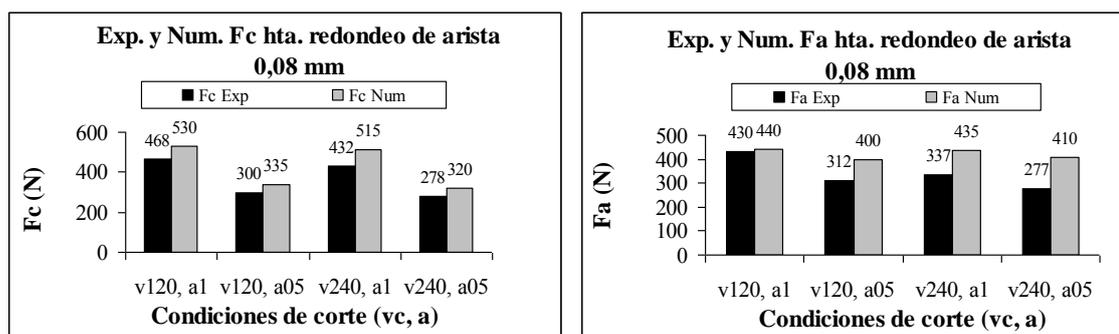


Figura 4.13 Resultados de fuerzas experimentales y numéricas obtenidas con herramienta con radio de arista de 0,08 mm.

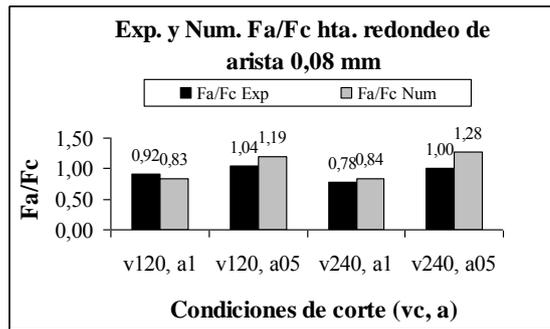


Figura 4.14 Resultados de Fa/Fc experimentales y numéricas obtenidas con herramienta con radio de arista de 0,08 mm.

Tabla 4.7 Errores medios de fuerza obtenidos con la herramienta con radio 0,08 mm.

Herramienta Radio (mm)	CONDICIONES DE CORTE		$\varepsilon_i Fc$ (%)	$\varepsilon_i Fa$ (%)	$\varepsilon_i Fa/Fc$ (%)
	Vc (m/min)	a (mm)			
0,08	120	0,1	13,2	2,3	-9,6
		0,05	11,7	28,2	14,8
	240	0,1	19,3	29,1	8,2
		0,05	15,3	48,0	28,4
Error medio ($\bar{\varepsilon}$) (%)			14,9	26,9	15,3

Los errores medios tienen valores similares a los obtenidos con el radio de 0,05 mm. Para la fuerza de corte, se obtiene una diferencia media de 14,9%, mientras que con la fuerza de avance la diferencia es de 26,9%. La relación de Fa/Fc muestra una diferencia media del 15,3% con la relación experimental.

Al igual que en el caso de las herramientas con desgaste de flanco, al aumentar el redondeo de filo, el modelo muestra incrementos de la fuerza de avance superiores a los obtenidos experimentalmente. El aumento del redondeo de filo hace que haya una mayor cantidad de material que fluye bajo la herramienta y por tanto una mayor fuerza de empuje. Dicho incremento de fuerza de empuje (*ploughing force*) podría ser también la explicación del excesivo incremento de fuerza de avance que se obtiene numéricamente al considerar herramientas con mayores redondeos de filo. En los capítulos 5, 6 y 7 se explican éstas y otras posibles razones que justifican las diferencias obtenidas.

4.1.5 Geometría de herramienta con recrecimiento de filo

En las figuras 4.15 y 4.16 se muestran los resultados de las componentes de fuerza experimentales y numéricas, para la herramienta con radio de recrecimiento de filo de 0,2 mm. En la tabla 4.8 se muestran los errores medios obtenidos con estas fuerzas.

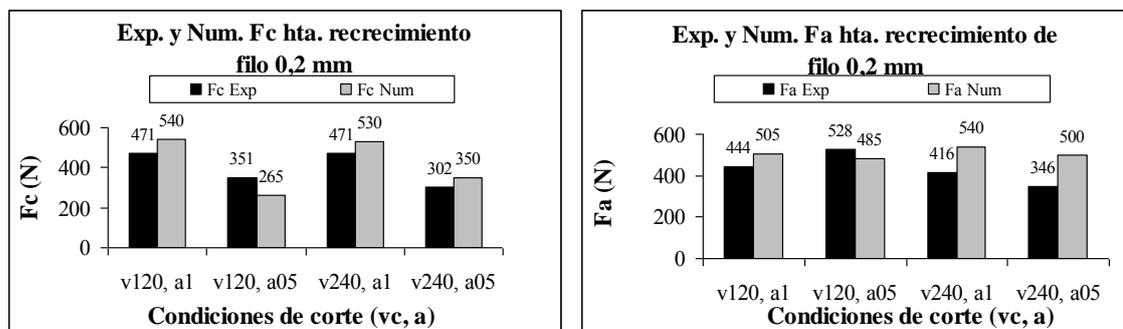


Figura 4.15 Resultados de fuerzas experimentales y numéricas obtenidas con herramienta con recrecimiento de filo 0,2 mm.

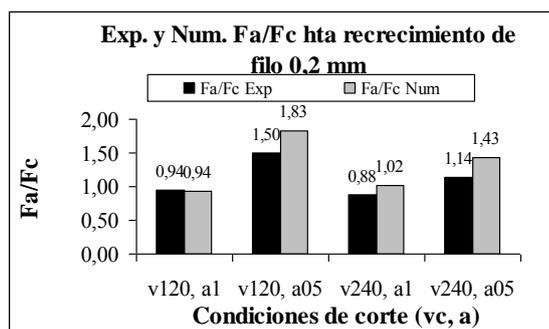


Figura 4.16 Resultados de Fa/Fc experimentales y numéricas obtenidas con herramienta con recrecimiento de filo 0,2 mm.

Tabla 4.8 Errores medios de fuerza obtenidos con la herramienta con radio de recrecimiento de filo 0,2 mm.

Herramienta Radio (mm)	CONDICIONES DE CORTE		$\varepsilon_i Fc$ (%)	$\varepsilon_i Fa$ (%)	$\varepsilon_i Fa/Fc$ (%)
	Vc (m/min)	a (mm)			
0,2	120	0,1	14,7	13,7	-0,8
		0,05	-24,4	-8,1	21,7
	240	0,1	12,6	29,8	15,3
		0,05	15,7	44,5	24,9
Error medio (ε) (%)			16,9	24,0	15,7

Las diferencias medias que se obtiene con las herramientas con filo recreado de radio 0,2 mm son de 16,9% y 24%, para la fuerza de corte y avance, respectivamente. Por otra parte, la diferencia media de Fa/Fc es 15,7%.

En las figuras 4.17 y 4.18 se muestran los valores correspondientes a la validación de las fuerzas y la relación Fa/Fc de la herramienta con radio de recrecimiento de filo de 0,5 mm y las 4 condiciones de corte estudiadas.

En la tabla 4.9 se muestran los errores medios obtenidos con estas fuerzas.

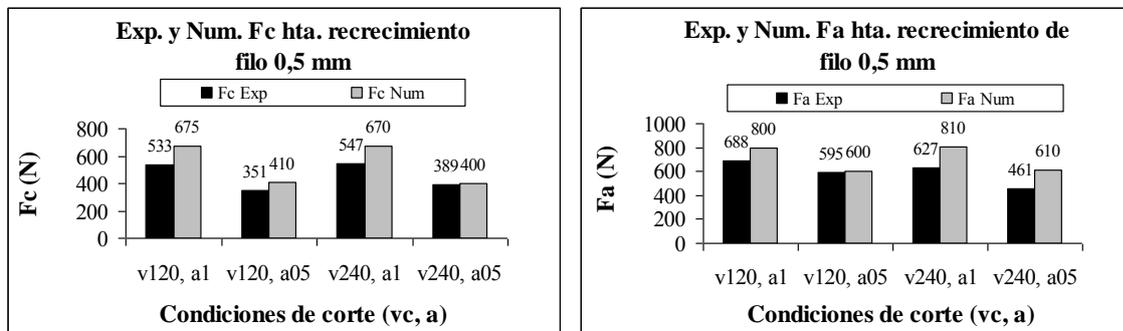


Figura 4.17 Resultados de fuerzas experimentales y numéricas obtenidas con herramienta con recrecimiento de filo 0,5 mm.

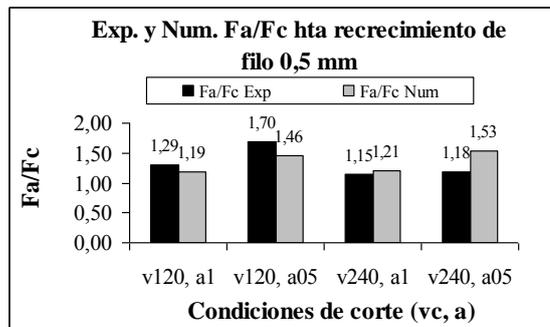


Figura 4.18 Resultados de Fa/Fc experimentales y numéricas obtenidas con herramienta con recrecimiento de filo 0,5 mm.

Tabla 4.9 Errores medios de fuerza obtenidos con la herramienta con radio de recrecimiento de filo 0,5 mm.

CONDICIONES DE CORTE					
Herramienta Radio (mm)	Vc (m/min)	a (mm)	$\varepsilon_i Fc$ (%)	$\varepsilon_i Fa$ (%)	$\varepsilon_i Fa/Fc$(%)
0,5	120	0,1	26,6	16,2	-8,2
		0,05	16,8	0,8	-13,7
	240	0,1	22,6	29,2	5,4
		0,05	2,9	32,4	28,7
Error medio ($\bar{\varepsilon}$) (%)			17,2	19,7	14,0

Las diferencias medias que se obtienen con el máximo recrecimiento de filo (radio de 0,5 mm) son muy similares a las obtenidas con el recrecimiento de radio 0,2 mm. La fuerza de corte presenta una diferencia media de 17,2%, mientras que la fuerza de avance presenta una diferencia media de 19,7%. La relación de Fa/Fc presenta una diferencia media del 14%.

Al igual que en el caso de las herramientas con desgaste de flanco y con redondeo de filo, el modelo numérico muestra crecimientos de la fuerza de avance con el recrecimiento de filo, muy superiores a los obtenidos experimentalmente. La geometría de filo de las herramientas con recrecimiento de filo presenta características comunes con las herramientas con redondeos de filo grandes. Este tipo de geometría también incrementa la cantidad de material que fluye bajo la herramienta y por tanto se produce un aumento de la fuerza de empuje correspondiente, *ploughing force*.

4.1.6 Geometría de herramienta con Chaflán

La presencia del chaflán propicia la acumulación de material delante del chaflán, lo que produce que este material actúe como filo de corte. El ancho de corte del material atrapado delante del filo incrementa las fuerzas.

En las figuras 4.19 y 4.20 se muestran los valores de fuerza experimental y numérica obtenidos con la herramienta con chaflán de 0,075 mm y las 4 condiciones de corte. La tabla 4.20 muestra las diferencias medias obtenidas para este caso.

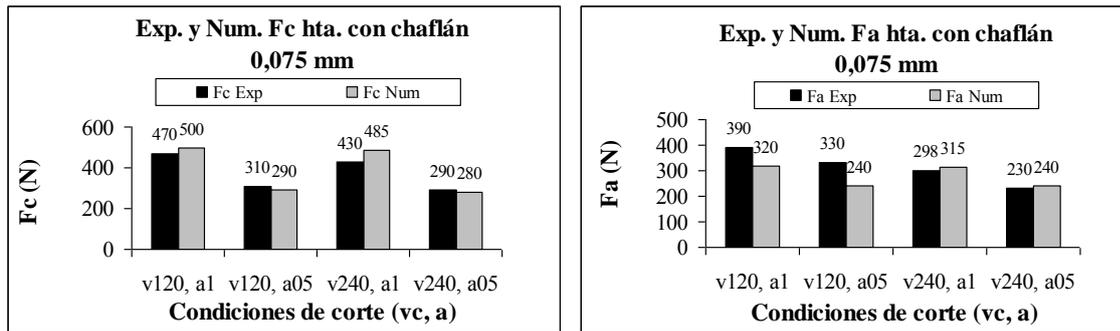


Figura 4.19 Resultados de fuerzas experimentales y numéricas obtenidas con herramienta con chaflán 0,075 mm.

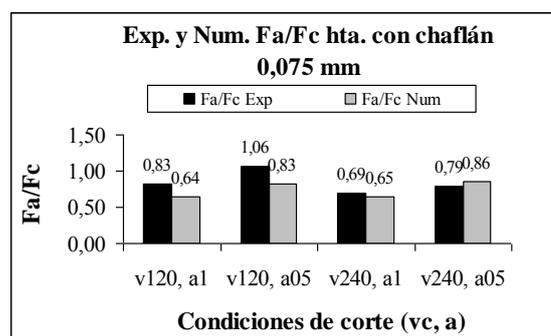


Figura 4.20 Resultados de Fa/Fc experimentales y numéricas obtenidas con herramienta con chaflán 0,075 mm.

Tabla 4.10 Errores medios de fuerza obtenidos con la herramienta con chaflán 0,075.

Herramienta Chaflán (mm)	CONDICIONES DE CORTE		$\varepsilon_i Fc$ (%)	$\varepsilon_i Fa$ (%)	$\varepsilon_i Fa/Fc$ (%)
	Vc (m/min)	a (mm)			
0,075	120	0,1	6,4	-17,9	-22,9
		0,05	-6,5	-27,3	-22,3
	240	0,1	12,8	5,7	-6,3
		0,05	-3,4	4,3	8,1
Error medio ($\bar{\varepsilon}$) (%)			7,3	13,8	14,9

En este caso, se obtienen diferencias medias de 7,3% y 13,8%, para la fuerza de corte y avance, respectivamente. La relación de Fa/Fc presenta una diferencia media de 14,9%.

En las figuras 4.21 y 4.22 se muestran los resultados de la validación de fuerzas con la herramienta con chaflán 0,15 mm y las 4 condiciones estudiadas. La tabla 4.11 se

muestran las diferencias medias de fuerzas obtenidas para esta geometría de herramienta.

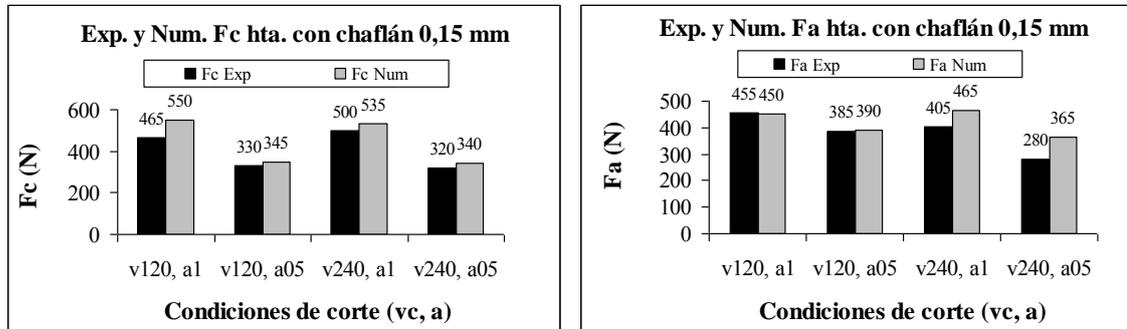


Figura 4.21 Resultados de fuerzas experimentales y numéricas obtenidas con herramienta con chaflán 0,15 mm.

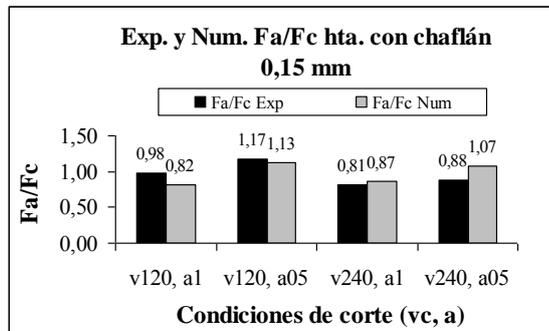


Figura 4.22 Resultados de Fa/Fc experimentales y numéricas obtenidas con herramienta con chaflán 0,15 mm.

Tabla 4.11 Errores medios de fuerza obtenidos con la herramienta con chaflán 0,15.

		CONDICIONES DE CORTE				
Herramienta	Chafilán (mm)	Vc (m/min)	a (mm)	$\epsilon_i Fc$ (%)	$\epsilon_i Fa$ (%)	$\epsilon_i Fa/Fc$ (%)
0,15	120	120	0,1	18,3	-1,1	-16,4
			0,05	4,5	1,3	-3,1
	240	240	0,1	7,0	14,8	7,3
			0,05	6,3	30,4	22,7
Error medio ($\bar{\epsilon}$) (%)				9,0	11,9	12,4

Para la herramienta con chaflán de 0,15 mm, se obtienen diferencias medias de 9% y 11,9%, para la fuerza de corte y avance respectivamente. La diferencia media que se obtiene con la relación Fa/Fc es 12,4%.

Con los dos niveles de chaflán estudiados, se obtienen una buena correlación de los resultados numéricos con los experimentales. Sin embargo, aunque en menor medida, también se observa que el modelo numérico predice un mayor incremento de la fuerza de avance al aumentar el chaflán, que el indicado por los resultados experimentales.

4.1.7 Geometría de herramienta con desgaste mixto flanco-radio de filo

Para verificar el efecto acoplado que tienen algunas de las geometrías de desgaste de herramientas consideradas, se han realizado simulaciones con desgaste de herramienta de tipo combinado.

En las figuras 4.23 y 4.24 se muestran los resultados numéricos y experimentales obtenidos para la herramienta con desgaste mixto redondeo-flanco máximo y las 4 condiciones estudiadas. El radio de arista de la herramienta es de 0,08 mm y el flanco de 0,8 mm. En la tabla 4.12 se observan las diferencias medias obtenidas con esta herramienta.

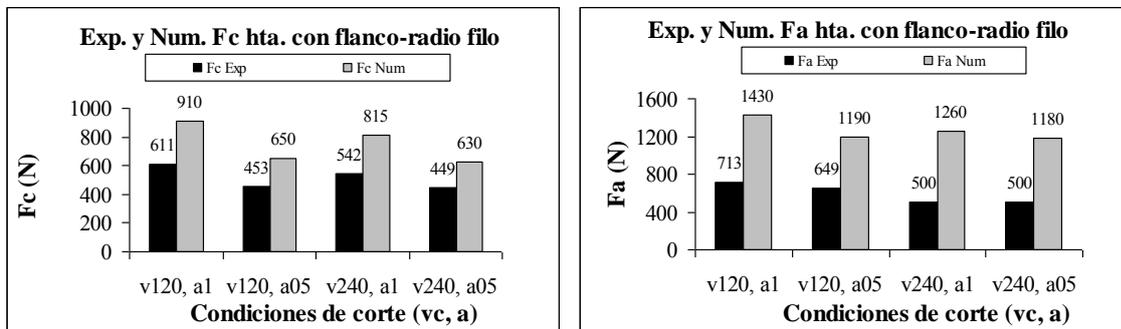


Figura 4.23 Resultados de fuerzas experimentales y numéricas obtenidas con herramienta con desgaste redondeo-flanco máximo.

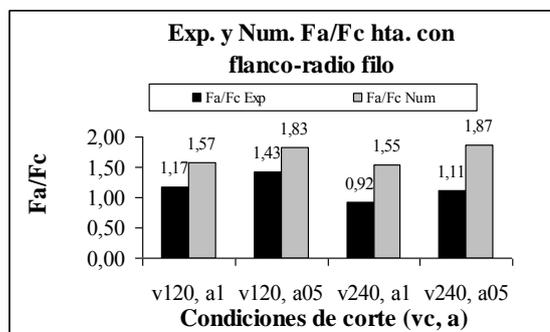


Figura 4.24 Resultados de Fa/Fc experimentales y numéricas obtenidas con herramienta con desgaste redondeo-chaflán máximo.

Tabla 4.12 Errores medios de fuerza obtenidos con la herramienta redondeo-flanco máximo.

CONDICIONES DE CORTE					
Herramienta Flanco-Radius	Vc (m/min)	a (mm)	$\varepsilon_i Fc$ (%)	$\varepsilon_i Fa$ (%)	$\varepsilon_i Fa/Fc$ (%)
0,08 / 0,8	120	0,1	48,9	100,6	34,7
		0,05	43,5	83,4	27,8
	240	0,1	50,4	152,0	67,6
		0,05	40,3	136,0	68,2
Error medio ($\bar{\varepsilon}$) (%)			45,8	118,0	49,6

En este caso, se obtienen diferencias medias del 45,8% y 118%, para la fuerza de corte y avance, respectivamente. La relación de Fa/Fc presenta una diferencia media del 49,6% con la relación experimental.

Los errores medios obtenidos para la fuerza de corte son similares a la combinación de los errores medios correspondiente a los desgaste por separado. Sin embargo, el error obtenido para la fuerza de avance es muy superior.

4.1.8 Geometría de herramienta de desgaste de chaflán- flanco

La segunda herramienta con geometría de desgaste mixto estudiada corresponde a una herramienta que considera un chaflán de 0,15 mm y flanco de 0,8 mm.

En las figuras 4.25 y 4.26 se muestran los valores de fuerza obtenidos con esta herramienta y las 4 condiciones de corte estudiadas. En la tabla 4.13 se presentan las diferencias medias obtenidas.

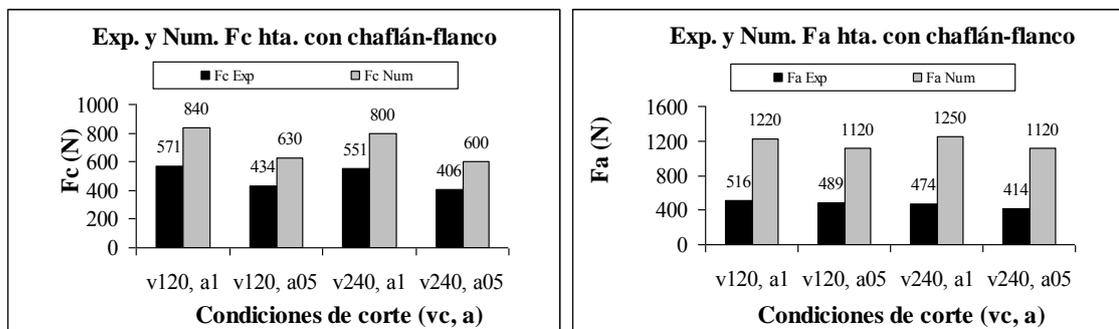


Figura 4.25 Resultados de fuerzas experimentales y numéricas obtenidas con herramienta con desgaste chaflán- flanco máximo.

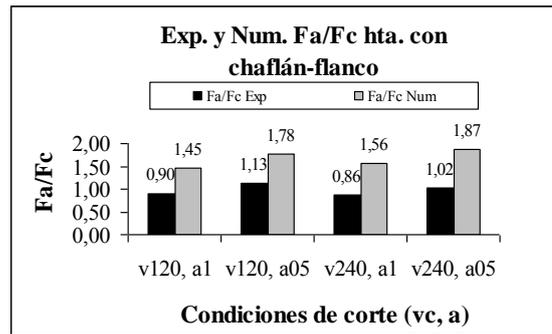


Figura 4.26 Resultados de Fa/Fc experimentales y numéricas obtenidas con herramienta con chaflán-flanco máximo.

Tabla 4.13 Errores medios de fuerza obtenidos con la herramienta chaflán-flanco máximo.

Herramienta Chaflán-flanco	CONDICIONES DE CORTE				
	V_c (m/min)	a (mm)	$\varepsilon_i F_c$ (%)	$\varepsilon_i F_a$ (%)	$\varepsilon_i Fa/Fc$ (%)
0,15 / 0,8	120	0,1	47,1	136,4	60,7
		0,05	45,2	129,0	57,8
	240	0,1	45,2	163,7	81,6
		0,05	47,8	170,5	83,1
Error medio ($\bar{\varepsilon}$) (%)			46,3	149,9	70,8

Con esta herramienta con desgaste mixto se obtienen diferencias medias del 46,3% y del 149,9%, para la fuerza de corte y avance, respectivamente. Por otra parte, la relación de Fa/Fc presenta una diferencia media con la relación experimental del 70,8%.

Al igual que para la herramienta con desgaste mixto flanco-redondeo, el error del modelo relativo a la fuerza de corte se corresponde con la combinación de los errores de cada tipo de desgaste por separado. Sin embargo, el error relativo a la fuerza de avance es muy superior a la combinación de los errores correspondientes.

A continuación, en la tabla 4.14, se resumen los resultados de los errores medios de las componentes de fuerza y la relación Fa/Fc obtenidos para todas las geometrías de herramientas analizadas.

Las fuerzas obtenidas mediante el modelo numérico para las geometrías de desgaste mixto consideradas muestran errores excesivos en relación con los resultados obtenidos

experimentalmente. Se concluye que el modelo desarrollado no es adecuado para la modelización del mecanizado con las geometrías de herramienta de desgaste mixto.

En la tabla 4.14 se recogen los valores correspondientes a la validación del modelo con las fuerzas. Los casos para las cuales los errores son inferiores al 15% se consideran óptimos para la aplicación del modelo (resaltados en color verde).

Los casos en los que las diferencias se encuentran entre el 15 y el 30% se consideran aceptables (resaltados en color amarillo). El caso correspondiente al flanco máximo (0,8 mm) sería un caso dudoso puesto que las diferencias son superiores al 30%, pero no tan elevadas como en el caso de los desgastes mixtos. Dicho caso se ha marcado en color naranja en la tabla 4.14.

Como se ha indicado, el modelo no es adecuado para las herramientas con desgaste mixto. Dichos casos se han marcado en color rojo.

Tabla 4.14 Resumen de los errores medios obtenidos con las 4 condiciones de corte y todas las geometrías de herramientas estudiadas.

<i>Desgaste</i>	<i>Magnitud (mm)</i>	<i>Vc (m/min)</i>	<i>a (mm/rev)</i>	$\bar{\varepsilon} Fc$ (%)	$\bar{\varepsilon} Fa$ (%)	$\bar{\varepsilon} Fa/Fc$ (%)
Hta.sin desgaste	0,02	120 /240	0,1/0,05	4,5	10,7	14,0
Flanco	0,4	120 /240	0,1/0,05	17,1	28,0	14,6
Flanco	0,8	120 /240	0,1/0,05	30,9	37,6	9,4
Redondeo	0,05	120 /240	0,1/0,05	8,9	23,2	19,4
Redondeo	0,08	120 /240	0,1/0,05	14,9	26,9	15,3
Cráter	0,04	120 /240	0,1/0,05	10,6	10,2	13,2
Cráter	0,08	120 /240	0,1/0,05	3,9	21,8	19,5
BUE	0,2	120 /240	0,1/0,05	16,9	24,0	15,7
BUE	0,5	120 /240	0,1/0,05	17,2	19,7	14,0
Chaflán	0,075	120 /240	0,1/0,05	7,3	13,8	14,9
Chaflán	0,15	120 /240	0,1/0,05	9,0	11,9	12,4
Radio/flanco	0,8/0,08	120 /240	0,1/0,05	45,8	118,0	49,6
Chaflán/flanco	0,8/0,15	120 /240	0,1/0,05	46,3	149,9	70,8

Con este apartado queda validado, en relación con las fuerzas de mecanizado, el modelo para herramientas con geometrías relativas a un único tipo de desgaste, quedando descartadas las herramientas con geometría del tipo combinado.

4.2 TENSIONES RESIDUALES

En este apartado se presentan la validación de los resultados numéricos de las tensiones residuales superficiales y en profundidad correspondientes a los casos para los cuáles se han realizado medidas experimentales. La información correspondiente a las medidas de tensiones residuales se describió en el capítulo 2.

Al igual que para la validación relativa a las fuerzas, se determina la diferencia o error medio aritmético a partir de la ecuación 4.2.

A continuación se muestran las gráficas correspondientes a los valores experimentales y numéricos de las tensiones residuales.

4.2.1 Tensiones Residuales Superficiales

En la tabla 4.15 se indican los valores numéricos y experimentales obtenidos para las tensiones residuales, así como las diferencias entre los mismos, correspondientes a todos los casos considerados para la validación del modelo.

En la figura 4.27 se muestran los resultados numéricos y experimentales de tensiones residuales superficiales para la herramienta sin desgaste en las 4 condiciones de corte estudiadas. Las diferencias se encuentran entre -3,7 y 10,5% para la tensión residual radial (*TRZ*) y entre -12,3 y 9,7% para la tensión superficial circunferencial (*TRX*).

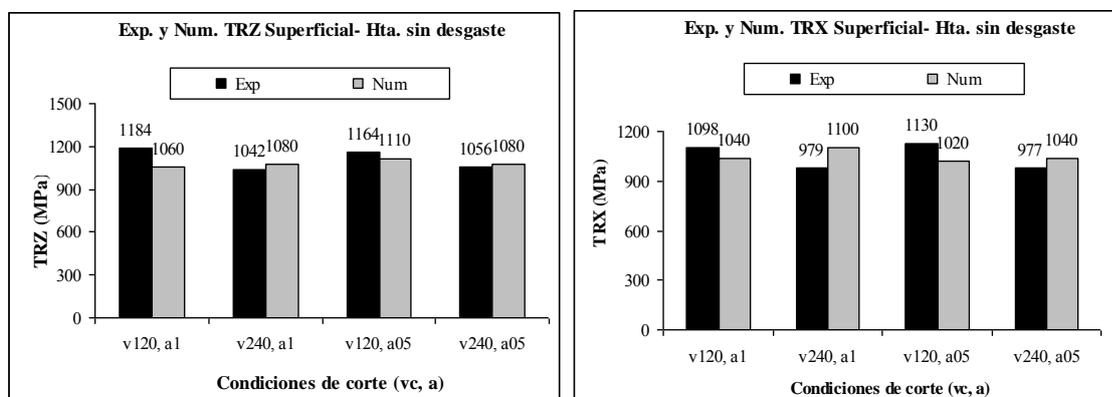


Figura 4.27 Resultados de tensiones residuales superficiales, en la dirección radial (*TRZ*) y circunferencial (*TRX*) para la herramienta sin desgaste y 4 condiciones de corte.

En la figura 4.28 se presentan los resultados de tensiones residuales superficiales para los 2 niveles de herramientas con desgaste de flanco analizadas. En este caso, las diferencias obtenidas con las tensiones radiales se encuentran entre 10,5 y 16,2%, mientras que para las tensiones circunferenciales las diferencias son menores de 3%.

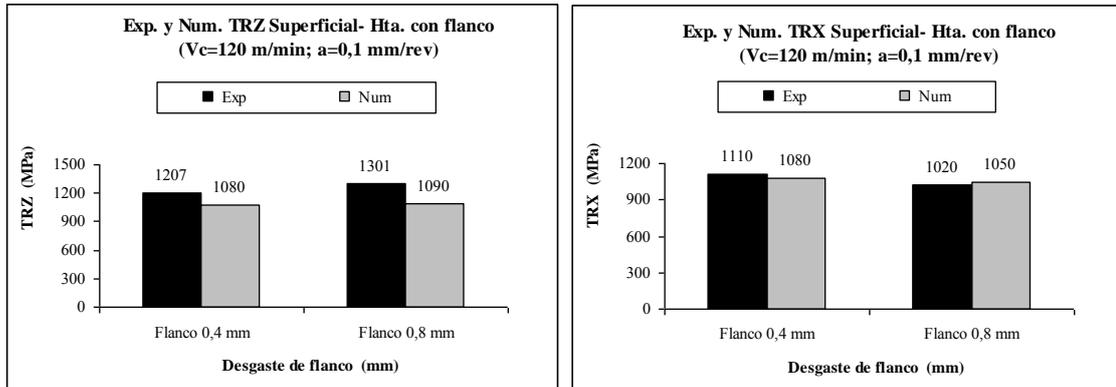


Figura 4.28 Resultados de tensiones residuales superficiales, en la dirección radial (TRZ) y circunferencial (TRX) para las herramientas con desgaste de flanco.

En la figura 4.29 se muestran los resultados de tensiones residuales superficiales para las herramientas con redondeo de arista de 0,04 y 0,08 mm. Las diferencias obtenidas no superan el 7% para las dos direcciones estudiadas.

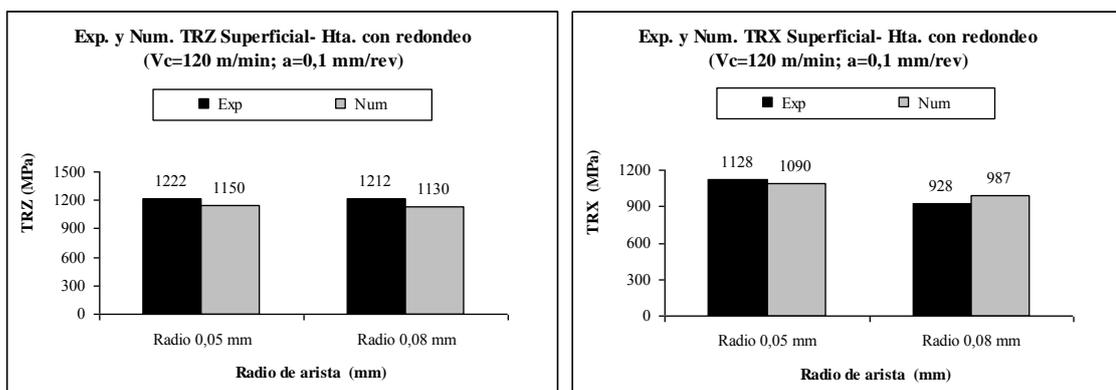


Figura 4.29 Resultados de tensiones residuales superficiales, en la dirección radial (TRZ) y circunferencial (TRX) para las herramientas con redondeo.

En la figura 4.30 se muestran los resultados de tensiones superficiales obtenidos con los 2 niveles de desgaste de cráter estudiados. Las diferencias que se obtienen con el desgaste de cráter son menores del 6% para las tensiones radiales. Las diferencias para

las tensiones circunferenciales son del 9,9% para el cráter de profundidad 0,04 mm y del 23% para el cráter de 0,08 mm.

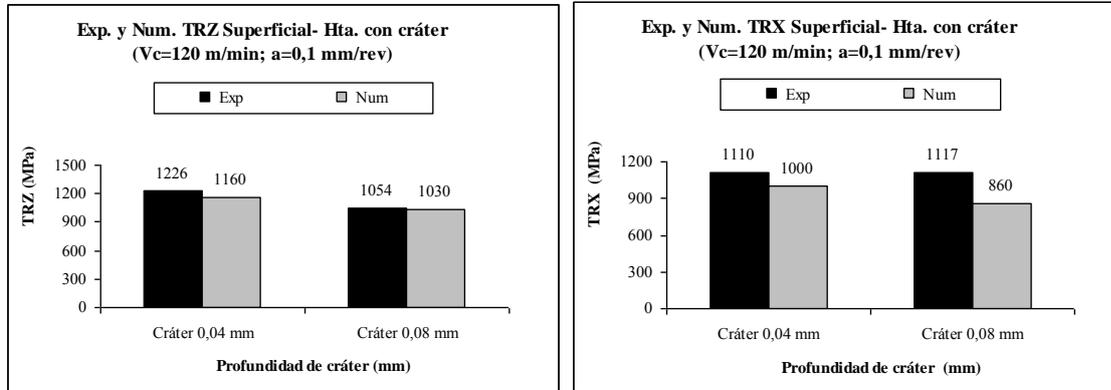


Figura 4.30 Resultados de tensiones residuales superficiales, en la dirección radial (TRZ) y circunferencial (TRX) para las herramientas con cráter.

En la figuras 4.31 se muestran los valores de tensiones obtenidos con las herramientas con recrecimiento de filo. Las diferencias para estas herramientas se encuentran entre el 15% y el 20% para las tensiones residuales radiales y no superan el 5% para las circunferenciales.

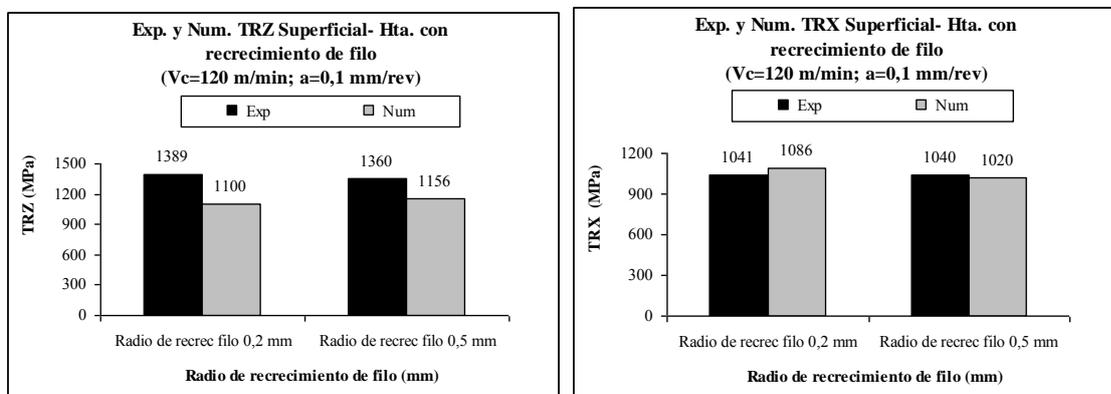


Figura 4.31 Resultados de tensiones residuales superficiales, en la dirección radial (TRZ) y circunferencial (TRX) para las herramientas con recrecimiento de filo.

En la tabla 4.15 se recogen los valores correspondientes a la validación del modelo con las tensiones residuales. Al igual que para en análisis relativo a fuerzas, los casos para las cuales los errores son inferiores al 15% se consideran óptimos para la aplicación del modelo (resaltados en color verde).

Los casos en los que las diferencias se encuentran entre el 15 y el 30% se consideran aceptables (resaltados en color amarillo). No se han obtenido errores superiores al 30% por lo que el modelo puede aplicarse a todos los casos para los que se dispone de medidas experimentales de tensiones residuales.

Tabla 4.15 Tensiones Residuales Superficiales: resultados experimentales y numéricos.

Geometría de Herramienta	T.R. Experimentales		T.R. Numéricas		ε_i T.R.	
	0°(*) Eje Z	-90°(**) Eje X	0°(*) Eje Z	-90°(**) Eje X	0°(*) Eje Z	-90°(**) Eje X
	MPa	MPa	MPa	MPa	(%)	(%)
S/desgaste (Vc120a0,1)	1184	1098	1060	1040	10,5	5,3
S/desgaste (Vc240a0,1)	1042	979	1080	1100	-3,7	-12,3
S/desgaste (Vc120a0,05)	1164	1130	1110	1020	4,6	9,7
S/desgaste (Vc240a0,05)	1056	977	1080	1040	-2,3	-6,5
Flanco 0,4 mm	1207	1110	1080	1080	10,5	2,7
Flanco 0,8 mm	1301	1020	1090	1050	16,2	-2,9
Radio 0,05 mm	1222	1128	1150	1090	5,9	3,3
Radio 0,08 mm	1212	928	1130	987	6,7	-6,4
Cráter 0,04 mm	1226	1110	1160	1000	5,4	9,9
Cráter 0,08 mm	1054	1117	1030	860	2,2	23,0
BUE 0,2 mm	1389	1041	1100	1086	20,8	-4,4
BUE 0,5 mm	1360	1040	1156	1020	15,0	1,9
* 0°: medida dirección radial.			** -90°: medida dirección circunferencial.			

4.2.2 Tensiones Residuales en Profundidad

En las figuras 4.32 y 4.33 se muestran los resultados de tensiones residuales en profundidad que se obtuvieron con la herramienta sin desgaste, a velocidad de corte de 120 m/min y avance de 0,1 mm/rev.

En la figura 4.32 se representan las tensiones residuales numéricas y experimentales en la dirección del movimiento de corte (circunferenciales), correspondientes a posiciones desde la superficie mecanizada hasta una profundidad de 0,4 mm.

Se puede observar que el perfil de tensiones residuales circunferenciales obtenido numéricamente no posee parte negativa (compresión), mientras que en el perfil de tensiones residuales experimental, se observan tensiones por compresión a partir de los 0,08 mm de profundidad, aproximadamente.

Los valores en los que se estabilizan las medidas experimentales de tensiones, posiblemente corresponden al estado tensional del material previo al mecanizado. Estas tensiones iniciales no se han establecido en el modelo numérico, por lo que es lógico que los resultados numéricos de tensiones se estabilicen en valores aproximadamente nulos.

Considerando el efecto indicado, se concluye que el modelo muestra una evolución de las tensiones en profundidad muy similar a la determinada experimentalmente.

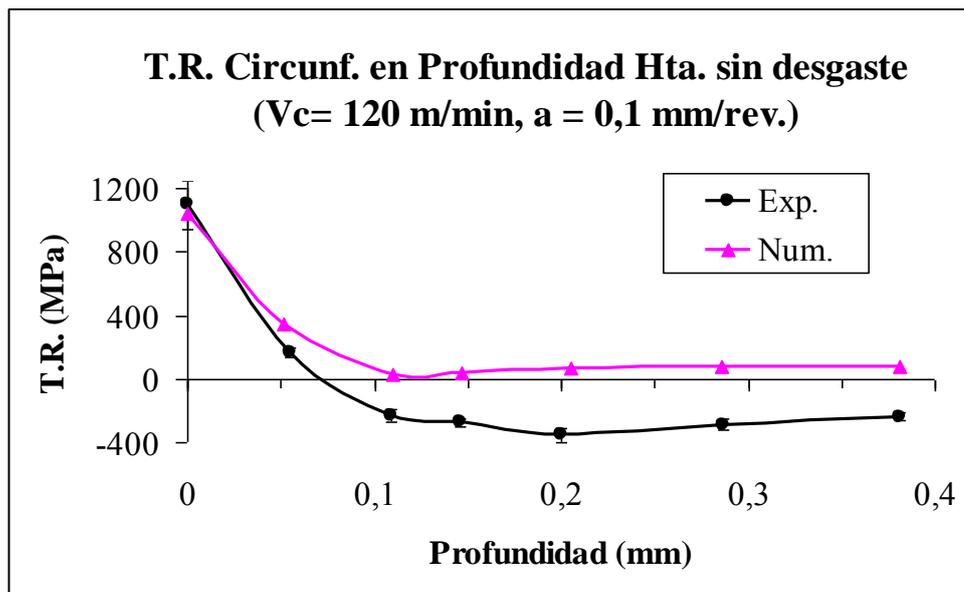


Figura 4.32 Tensiones residuales circunferenciales experimentales y numéricas.

En la figura 4.33 se puede observar que los perfiles de tensiones radiales numéricos y experimentales se estabilizan en un mismo valor (aproximadamente 90MPa).

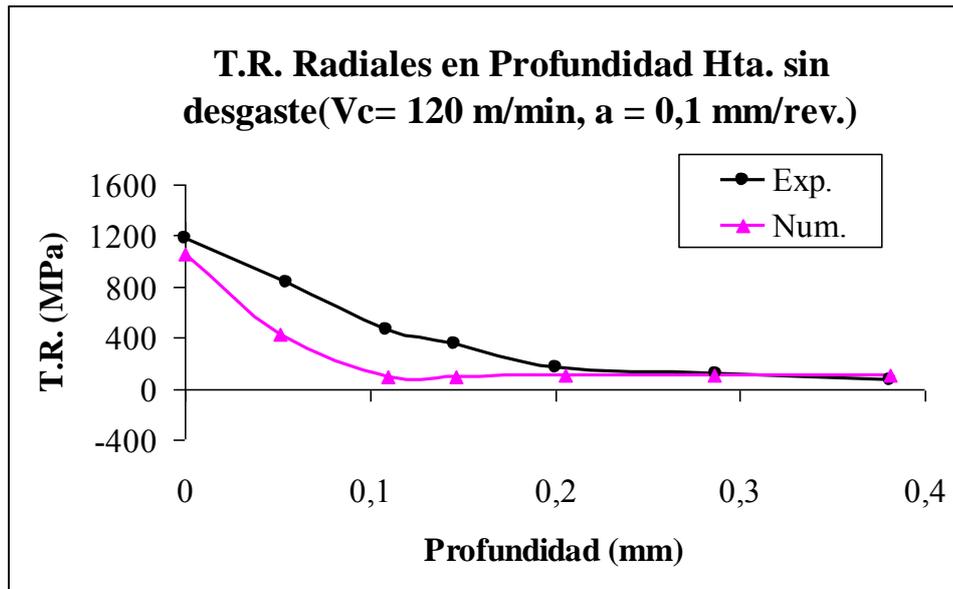


Figura 4.33 Tensiones residuales radiales experimentales y numéricas.

En las figuras 4.34 y 4.35 se muestran los perfiles numéricos y experimentales correspondientes a las tensiones residuales obtenidas con la herramienta de redondeo máximo (0,08 mm de radio), velocidad de corte 120 m/min y avance 0,1 mm/rev.

Al igual que en el caso de herramienta con redondeo 0,02 mm, el perfil de tensiones residuales circunferenciales experimental con la herramienta con redondeo máximo, posee valores de tensión residual por compresión a partir de aproximadamente 0,08 mm de profundidad; mientras que el perfil numérico mantiene solo una pequeña parte negativa. Los perfiles de tensión radial por su parte, estabilizan en un valor positivo (ver figura 4.35).

Se concluye, que el modelo para la herramienta con redondeo 0,08 mm también indica tendencias para las tensiones residuales similares a las determinadas experimentalmente.

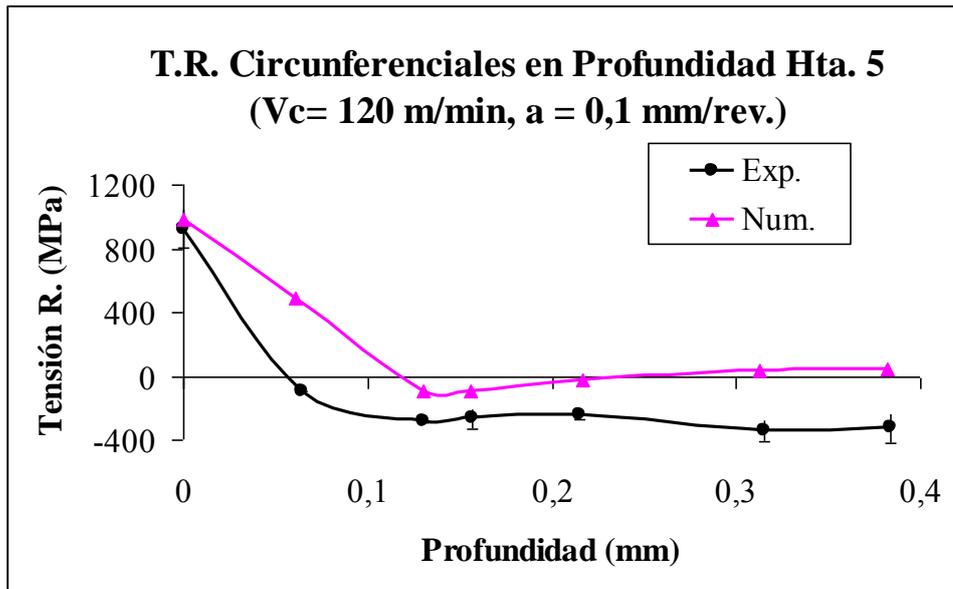


Figura 4.34 Tensiones residuales circunferenciales experimentales y numéricas para herramienta con radio de arista 0,08 mm.

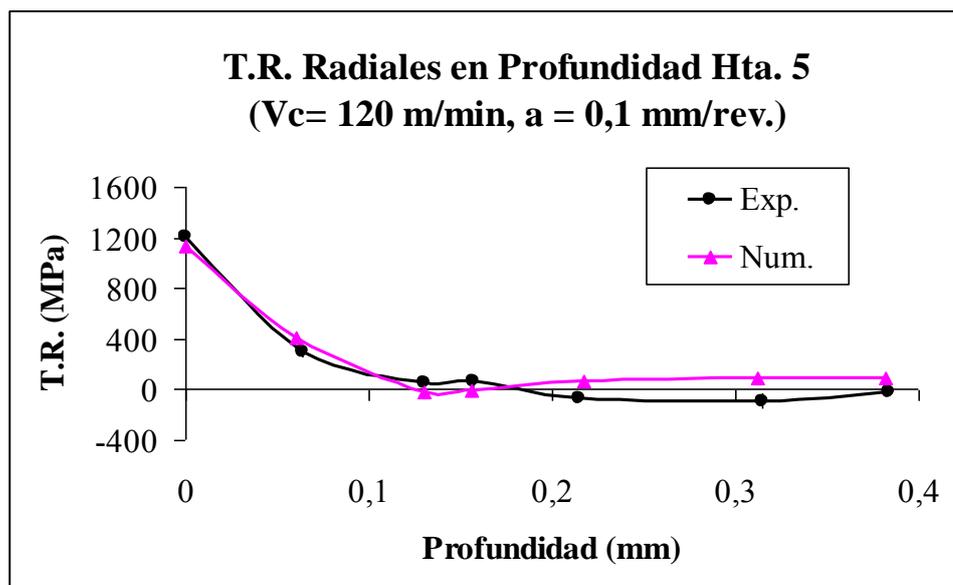


Figura 4.35 Tensiones residuales radiales experimentales y numéricas para herramienta con radio de arista 0,08 mm.

Por tanto, los resultados del modelo numérico correspondientes a las tensiones residuales en profundidad consideradas muestran una buena correlación con los valores obtenidos experimentalmente.

4.3 CONCLUSIONES DEL CAPÍTULO

En este capítulo se ha presentado la validación del modelo 2D, con los resultados de fuerza de corte (F_c), fuerza de avance (F_a) y tensiones residuales (TR) obtenidos experimentalmente.

El análisis realizado permite extraer las siguientes conclusiones en relación con las diferencias encontradas entre los resultados obtenidos mediante el modelo numérico y los resultados experimentales:

- Los resultados de fuerzas con herramientas sin desgaste presentan errores inferiores al 15%.
- El modelo, aplicado a las geometrías de herramienta con desgaste de flanco, redondeo de filo y recrecimiento de filo, muestra incrementos de la fuerza de avance superiores a los obtenidos experimentalmente. Dicho error parece estar relacionado con una deficiente estimación en las simulaciones numéricas de la fuerza de empuje sobre la herramienta ejercida por el material que fluye bajo el filo (*ploughing force*). El error indicado es especialmente significativo para el caso del desgaste de flanco. También se produce un cierto incremento de la fuerza de corte, aunque inferior al de la fuerza de avance.
- El modelo correspondiente a geometrías de herramienta con cráter presenta errores en la determinación de las componentes de la fuerza moderados.
- El modelo no es válido para su aplicación a las geometrías de desgaste mixto flanco-redondeo y flanco-chaflán consideradas. Nuevamente, las diferencias entre los valores de fuerza numéricos y experimentales se deben principalmente a los errores del modelo a la hora de determinar el efecto de la fuerza de empuje del material mecanizado (*ploughing force*).

- Las tensiones residuales superficiales y en profundidad obtenidas numéricamente presentan una buena correlación con los resultados experimentales considerados.

Por tanto, la principal conclusión de este capítulo consiste en que ha sido posible validar experimentalmente el modelo numérico para todas las geometrías de herramienta consideradas correspondientes a un único tipo de desgaste. Sin embargo, el modelo no es válido para las geometrías de tipo mixto analizadas.

A la vista de los resultados se concluye que es necesario realizar los siguientes análisis complementarios con objeto de cuantificar fuentes de error que puedan explicar las diferencias encontradas entre los resultados numéricos y experimentales, especialmente en relación con la fuerza de avance para determinadas geometrías:

- Modelización numérica de pasadas de corte sucesivas. Con este modelo se analiza el efecto de las pasadas sucesivas tanto en las fuerzas, como en las tensiones residuales. Los aspectos relevantes y resultados de esta modelización se presentan en el capítulo 6.
- Modelización numérica 3D con objeto de analizar el efecto de las condiciones de deformación plana impuestas en los modelos 2D. En el capítulo 7 se expone el trabajo y resultados relativos a este estudio.

Capítulo 5: Análisis de Resultados Numéricos

El trabajo experimental realizado en el marco de esta Tesis ha permitido obtener información de interés para determinar la influencia del estado de desgaste de la herramienta sobre los procesos de corte ortogonal en seco del material AISI 316L. En concreto, durante los ensayos de corte se determinaron las componentes de la fuerza de mecanizado. Además, se midieron las tensiones residuales, superficiales y en profundidad correspondientes a algunas de las geometrías de herramienta y parámetros de corte considerados. En el capítulo 2 de esta Tesis se describió en detalle la metodología y el plan de ensayos, así como los resultados obtenidos y su análisis.

Por otra parte, se ha desarrollado un modelo numérico validado experimentalmente para las geometrías de herramienta con desgaste simple. Dicho modelo fue descrito en el capítulo 3. Este modelo numérico permite determinar magnitudes difíciles de cuantificar experimentalmente y por tanto es adecuado para profundizar en el análisis de la influencia del desgaste geométrico de la herramienta. En este capítulo se muestran y analizan los resultados numéricos correspondientes a las siguientes magnitudes:

- Espesor de viruta.
- Ángulo de cizalladura.
- Longitud de contacto viruta-herramienta.
- Temperatura máxima en la herramienta y en el material en las zonas secundaria y terciaria de corte.
- Velocidad de deslizamiento del material en las zonas de contacto.
- Tensión efectiva, deformación efectiva y velocidad de deformación equivalente.

- Presión normal.
- Punto y zona de estancamiento.

5.1 ESPESOR DE VIRUTA Y ÁNGULO DE CIZALLADURA

El efecto de la viruta sobre las condiciones de fricción y térmicas en la herramienta está muy relacionado con la geometría de la viruta. Virutas con mayor espesor almacenan una mayor cantidad del calor generado en las zonas primaria y secundaria de corte (Korkut et al, 2004). Por otra parte, a mayor radio de curvatura, mayor es el área de contacto con la herramienta y por tanto mayor es la disipación de calor entre la viruta y la herramienta.

Los factores que influyen en la formación de viruta son el ángulo de desprendimiento, la fricción en la zona de contacto viruta-herramienta, el endurecimiento del material por deformación (Childs et al, 2000), así como la geometría de la arista de la herramienta y el fluido de corte. Estos factores están relacionados con la geometría de corte, y particularmente con la geometría de la viruta definida por el espesor de viruta, el ángulo de cizalladura y la longitud de contacto con la herramienta.

Algunos autores también estiman el radio de curvatura de la viruta, aunque en general no existe ninguna generalización o relación que se pueda realizar entre el radio de curvatura de la viruta y otros parámetros de mecanizado. La curvatura de la viruta es muy sensible a interferencias exteriores, en otras palabras, la viruta puede chocar con el portaherramienta o con la misma pieza durante el mecanizado. El diseño del rompevirutas también tiene un efecto determinante en la curvatura de la viruta, así como en la segmentación de la misma.

En la tabla 5.1 se muestran los valores de espesor de viruta y ángulo de cizallamiento correspondientes a los modelos numéricos con herramienta sin desgaste en las 4 condiciones de corte consideradas. Los valores indicados en la tabla 5.2 corresponden a las herramientas con el nivel máximo de cada tipo de desgaste en las condiciones de contorno denominadas estándar (velocidad de corte 120 m/min y avance 0,1 mm/rev).

En todos los casos, el espesor de viruta t_c se midió en los resultados obtenidos de las simulaciones numéricas y el ángulo de cizalladura se determinó mediante la relación geométrica (5.1) (López de Lacalle et al, 2000).

$$\phi = \arctg\left(\frac{r \cdot \cos\gamma}{1 - r \cdot \sin\gamma}\right) \quad (5.1)$$

Donde ϕ es el ángulo de cizalladura, γ es el ángulo de desprendimiento y r es la relación de corte definida por t/t_c ; siendo t es el espesor de viruta no deformada, igual al avance en los casos estudiados.

Tabla 5.1 Resultados de espesor de viruta y ángulo de cizalladura para la herramienta sin desgaste y 4 condiciones de corte.

GEOMETRÍA DE HTA.		COND. DE CORTE		R. NUMÉRICO	
Radio de la herramienta sin desgaste (mm)		V_c (m/min)	a (mm/rev)	t_c (mm)	ϕ
0,02		120	0,1	0,219	24,5
		120	0,05	0,127	21,4
		240	0,1	0,208	25,7
		240	0,05	0,113	23,9

Para las simulaciones con herramienta sin desgaste, al incrementarse la velocidad de corte, el ángulo de cizalladura aumenta un 5% y un 12% (valores correspondientes a los casos con avance 0,1 mm/rev y 0,05 mm/rev respectivamente). Así mismo, al aumentar el avance, el ángulo de cizalladura se incrementa en un 15% y un 8% (valores correspondientes a los casos con velocidad 120 m/min y 240 m/min respectivamente).

Tabla 5.2 Resultados de espesor de viruta y ángulo de cizalladura para las herramientas con niveles de desgaste máximos, $V_c=120$ m/min; $a=0,1$ mm/rev.

GEOMETRÍA DE HTA.		COND. DE CORTE		R. NUMÉRICO	
Herramientas con desgaste máximo		V_c (m/min)	a (mm/rev)	T_c (mm)	ϕ
Radio	0,08 mm	120	0,1	0,219	24,5
Flanco	0,8 mm	120	0,1	0,226	23,9
Cráter	0,08 mm	120	0,1	0,217	24,7
Recrecimiento	0,5 mm	120	0,1	0,258	21,2
Chaflán	0,15 mm	120	0,1	0,245	22,2

La geometría de la viruta obtenida con las herramienta con redondeo de filo, flanco y cráter máximos son muy similares a los obtenidos con la herramienta sin desgaste (variaciones del ángulo de cizalladura inferiores al 3%). Estos resultados son coherentes con los indicados por diversos autores: Weon et al, 1999, Wang et al, 2003.

Para las herramientas con recrecimiento de filo y chaflán máximo se obtienen virutas con mayores espesores (incrementos del 18% y 12% respectivamente) y por tanto, con menores ángulos de cizalladura. Estas variaciones en la geometría de la viruta también pueden observarse en las imágenes mostradas en las figuras 5.1 y 5.2.

Virutas con grandes longitudes de contacto con la herramienta relativa a su espesor tienen radios de curvatura de viruta mayores que las virutas que tienen longitudes de contacto menores. Cualitativamente una viruta curvada puede ser considerada como una viruta corta (más comprimida) en su radio interior en comparación con su radio exterior. Los factores que afectan dicha curvatura son la variación de la fricción a lo largo de la superficie de contacto viruta-herramienta, el radio de arista de corte, el comportamiento por el endurecimiento por deformación del material y la variación de dicho comportamiento con el ancho de viruta (Childs et al, 2000).

En las figuras 5.1 y 5.2 se muestra gráficamente la geometría de las virutas correspondientes a las distintas herramientas consideradas.

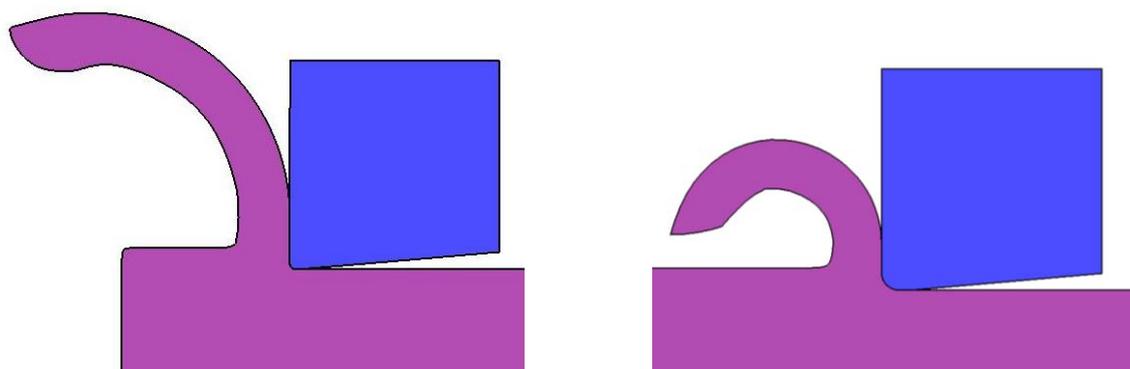


Figura 5.1 Radio de curvatura de la viruta con herramienta sin desgaste y radio 0,08 mm ($V_c=120$ m/min, $a=0,1$ mm/rev).

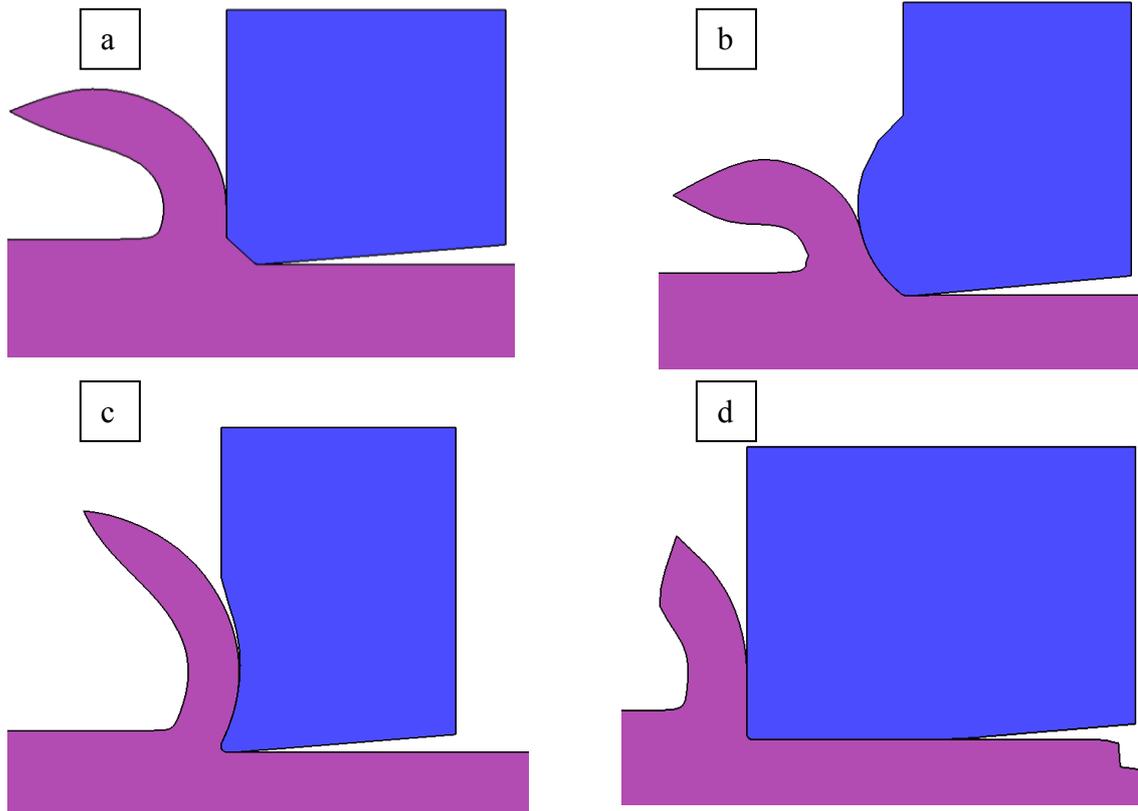


Figura 5.2 Radio de curvatura de la viruta con herramientas con niveles máximos de (a)chaflán, (b)recrecimiento de filo, (c)cráter y (d)flanco, ($V_c=120$ m/min, $a=0,1$ mm/rev).

5.2 LONGITUD DE CONTACTO VIRUTA-HERRAMIENTA

El calor generado en la zona de contacto viruta-herramienta (zona secundaria del corte) representa un porcentaje pequeño del calor total generado. Sin embargo, su efecto sobre la temperatura en la herramienta, y por tanto sobre su desgaste, es fundamental.

En la zona secundaria se alcanzan presiones muy elevadas y temperaturas que pueden alcanzar los 1200°C . Como se ha indicado previamente, cuanto mayor es el área de contacto viruta-herramienta, mayor es la disipación de calor que se produce entre dichos elementos.

La longitud de contacto viruta-herramienta se ha determinado para la herramienta sin desgaste (en las 4 condiciones de corte) y para los niveles máximos de los desgastes geométricos considerados (condiciones estándar: $V_c=120$ m/min, $a=0,1$ mm/rev.).

Se ha determinado la longitud de contacto a partir del punto del filo tangente a la dirección del movimiento de corte hasta el punto de pérdida de contacto virtual-herramienta.

En la tabla 5.3 se muestran las longitudes de contacto correspondientes a la herramienta sin desgaste. Se observa que la longitud de contacto es, para todas las condiciones de corte, del orden del doble del avance, coincidiendo con los resultados indicados por Shatla et al, 2000. Al incrementarse la velocidad de corte la longitud de contacto disminuye ligeramente (del orden de un 5%).

Tabla 5.3 Longitud de contacto virtual herramienta en zona de desprendimiento, con la herramienta sin desgaste y 4 condiciones de corte.

GEOMETRÍA DE HTA.	COND. DE CORTE		R. NUMÉRICO
<i>Radio de la herramienta sin desgaste (mm)</i>	<i>V_c (m/min)</i>	<i>a (mm/rev)</i>	<i>L_c (mm)</i>
0,02	120	0,1	0,231
	120	0,05	0,124
	240	0,1	0,221
	240	0,05	0,117

En la tabla 5.4 se muestran las longitudes de contacto correspondientes a los niveles máximos de desgaste estudiados, con las condiciones de corte consideradas como estándar ($V_c=120$ m/min; $a=0,1$ mm/rev).

Las variaciones de la longitud de contacto respecto de la herramienta sin desgaste son pequeñas para la herramienta con cráter máximo y con flanco máximo (del -1% y 6% respectivamente).

La longitud de contacto se incrementa para las demás geometrías de desgaste máximo, especialmente para el recrecimiento (58%) y chaflán (34%). El incremento para la herramienta con radio de filo máximo es del 17%.

Tabla 5.4 Longitud de contacto en la zona de desprendimiento, con los niveles máximos de desgaste estudiados ($V_c=120$ m/min, $a=0,1$ mm/rev).

GEOMETRÍA DE HTA.		COND. DE CORTE		R. NUMÉRICO
<i>Herramientas con desgaste máximo</i>		V_c (m/min)	a (mm/rev)	L_c (mm)
Radio	0,08 mm	120	0,1	0,271
Flanco	0,8 mm	120	0,1	0,246
Cráter	0,08 mm	120	0,1	0,229
Recrecimiento	0,5 mm	120	0,1	0,365
Chaflán	0,15 mm	120	0,1	0,310

5.3 TEMPERATURA

La temperatura es una magnitud fundamental en los procesos de mecanizado por su gran influencia en el desgaste de la herramienta y el daño producido en la superficie mecanizada. El conocimiento de la influencia de la geometría de la herramienta sobre la distribución de temperatura hace posible un mejor diseño de las herramientas, control de daño térmico del material, etc., por lo que es un campo de investigación de gran interés (Trent y Wright, 2000).

Los aceros inoxidable austeníticos tienen muy baja conductividad térmica y tienden a endurecerse por deformación debido a las pasadas de mecanizado previas. Por tal motivo, el estudio de la distribución de temperatura juega un papel importante en el análisis del mecanizado de estos materiales.

La distribución de temperatura en la herramienta durante el mecanizado de aceros inoxidable austeníticos es muy parecida a la distribución obtenida con otros aceros; aunque el valor de temperatura máxima, a cualquier velocidad de corte es mayor que cuando se mecaniza cualquier acero de media y baja concentración de carbono (Trent y Wright, 2000).

En este apartado se muestran y analizan los valores de temperatura máxima obtenidos en la herramienta, en la superficie mecanizada y en la viruta para todas las geometrías de herramienta consideradas.

Debe considerarse que las características del modelo numérico producen diferencias especialmente significativas entre las temperaturas en la herramienta obtenidas numéricamente y las temperaturas que realmente se producen durante los procesos de corte simulados. Estas diferencias se deben principalmente a que los tiempos de corte simulados son muy pequeños (de pocos milisegundos), a las dimensiones de la herramienta en el modelo ($1 \times 1 \text{ mm}^2$) y a las condiciones de contorno térmicas establecidas. Estos efectos se describirán en detalle a continuación.

También existen diferencias apreciables entre las temperaturas en la superficie mecanizada obtenidas numéricamente y las experimentales como consecuencia principalmente de simular 1 única pasada de corte. En el capítulo 6 se analizará el efecto de acumulación de calor en el material que se produce al simular pasadas sucesivas de mecanizado.

En la figura 5.3 se muestran resultados térmicos correspondientes a la simulación del mecanizado con la herramienta sin desgaste con velocidad de corte 120 m/min y avance 0,1 mm/rev. En concreto, en la figura de la izquierda se muestra la evolución de la temperatura máxima en las superficies de incidencia y desprendimiento de la herramienta y en la figura de la derecha la temperatura en la superficie mecanizada y en la viruta. Se observa, que el tiempo de corte simulado (1,5 milisegundos) es suficiente para que establezcan las temperaturas máximas en la superficie mecanizada y en la viruta, pero no para que establezcan las temperaturas correspondientes a la herramienta.

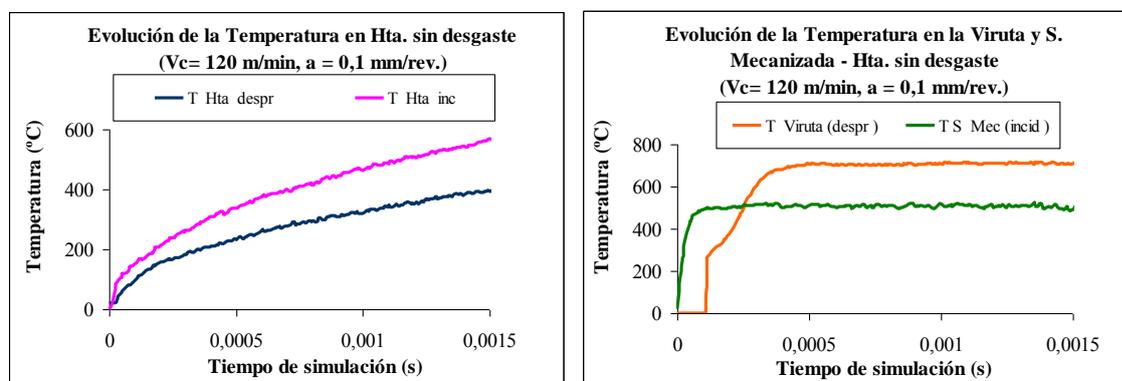


Figura 5.3 Evolución de la temperatura en la herramienta sin desgaste (izq.), viruta y superficie mecanizada (der.).

El programa DEFORM permite determinar, mediante análisis térmico, el estado estacionario a partir de un determinado paso de una simulación de un proceso de corte. Esta herramienta mejoraría los resultados de temperatura en la herramienta obtenidos a partir del modelo. Sin embargo, en las versiones disponibles del programa DEFORM, esta opción sólo puede aplicarse a simulaciones realizadas estableciendo comportamiento plástico del material. El modelo numérico desarrollado en esta Tesis considera comportamiento elastoplástico por lo que no ha sido posible determinar el estado estacionario para las simulaciones realizadas.

En la figura 5.4 se muestra la evolución de la temperatura máxima en las superficies de incidencia y desprendimiento de la herramienta para el caso estándar (herramienta sin desgaste, $V_c=120$ m/min; $a=0,1$ mm/rev). Las gráficas muestran los resultados obtenidos empleando el mismo modelo de corte ortogonal de AISI 316L, con la única diferencia de considerar comportamiento plástico o elastoplástico del material. Se observa que en ambos casos las temperaturas no estabilizan.

Por otra parte, en el modelo con material elastoplástico las temperaturas máximas se producen en la superficie de incidencia de la herramienta. Esto es debido a que la recuperación elástica del material produce una importante fricción entre el material mecanizado y la zona de la herramienta correspondiente al flanco y superficie de incidencia. El modelo con material plástico presenta las temperaturas máximas en la superficie de desprendimiento de la herramienta, y dichas temperaturas máximas son muy inferiores a las alcanzadas en el modelo con material elastoplástico.

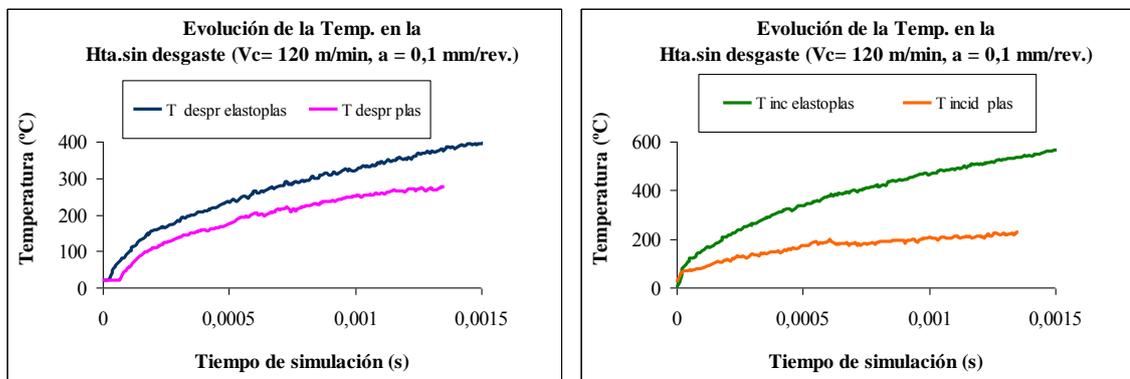


Figura 5.4 Evolución de la temperatura en la herramienta sin desgaste, en desprendimiento (izq.) y en incidencia (der.), para material elastoplástico y plástico.

Las temperaturas máximas obtenidas en la viruta y en la superficie mecanizada con los modelos con material plástico y elastoplástico son más parecidas (ver figura 5.5).

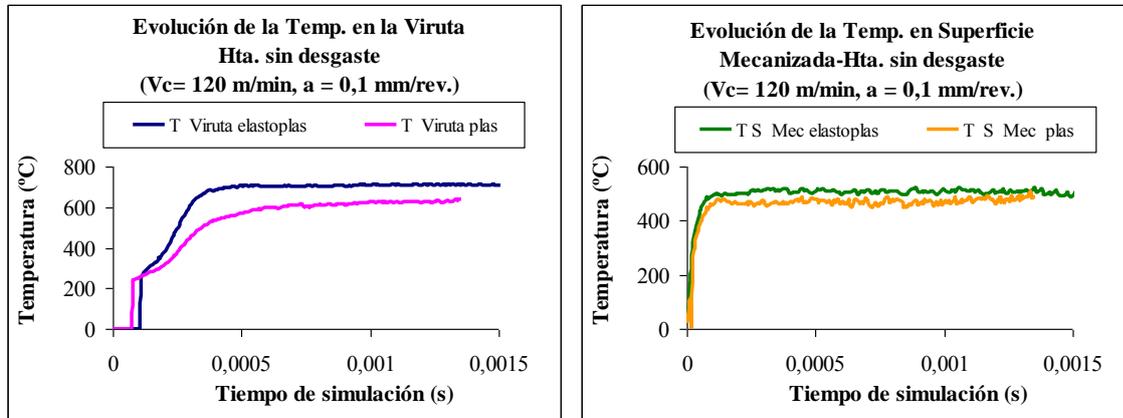


Figura 5.5 Evolución de la temperatura en la pieza mecanizada con herramienta sin desgaste, en la viruta (izq.) y en la superficie mecanizada (der.), para material elastoplástico y plástico.

En la figura 5.6 se muestra la distribución de temperatura en la herramienta después de simular un tiempo de corte de 1 milisegundo y la distribución de temperatura correspondiente al estado estacionario determinado por DEFORM. Ambas imágenes corresponden al modelo con material plástico. Se observa un incremento muy importante de temperaturas en la herramienta. Por ejemplo, la temperatura máxima en la superficie de desprendimiento pasa de 191°C después de simular un tiempo de corte de 1 milisegundo, a 424 °C en el estado estacionario.

Como se ha indicado, el tamaño, y las condiciones de contorno térmicas establecidas para la herramienta en el modelo, también introducen importantes errores en la determinación de la distribución de temperaturas en la herramienta. Las dimensiones de la herramienta en el modelo son muy reducidas ($1 \times 1 \text{ mm}^2$), por lo que en un mecanizado real, esa zona de la herramienta tan cercana al filo alcanzaría elevadas temperaturas en su totalidad. Sin embargo, en el modelo se estable que la temperatura inicial de la herramienta es de 20°C y que sus bordes más alejados del filo se mantienen a 20°C durante todo el mecanizado. Estas condiciones impiden que en el modelo la herramienta alcance temperaturas tan elevadas como las que se producen en los ensayos.

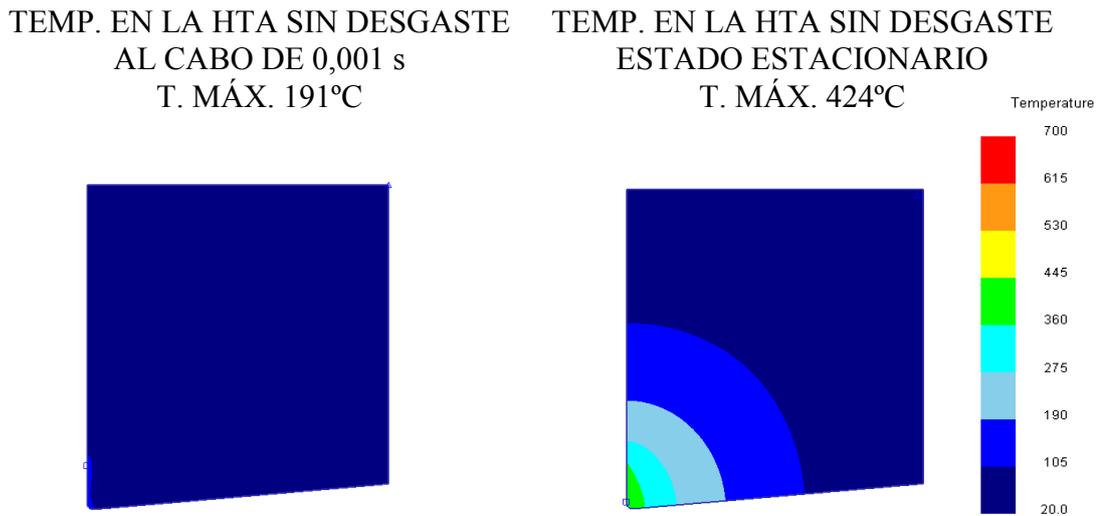


Figura 5.6 Distribución de temperatura en la pieza y en la herramienta al cabo de 0,001s de mecanizado (izq.) y en el estado estacionario(der.), herramienta sin desgaste. Temperatura inicial de la herramienta 20°C ($V_c=120$ m/min, $a=0,1$ mm/rev).

Con objeto de cuantificar los efectos descritos se estableció un modelo en el que la herramienta se encontraba inicialmente a 200°C y mantenía dicha temperatura en sus bordes durante toda la simulación. Las restantes características del modelo coinciden con las del modelo correspondiente a la figura 5.6 (herramienta sin desgaste, material plástico, $V_c=120$ m/min; $a=0,1$ mm/rev). En la figura 5.7 se presenta la distribución de temperatura en la herramienta después de simular un tiempo de corte de 1 milisegundo, y la distribución correspondiente al estado estacionario.

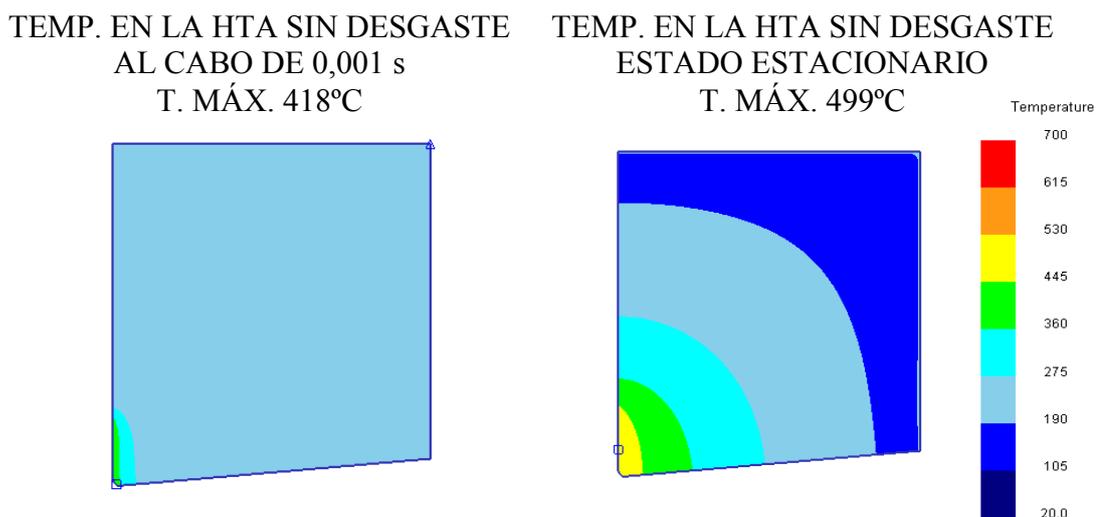


Figura 5.7 Distribución de temperatura en la pieza y en la herramienta al cabo de 0,001s de mecanizado (izq.) y en el estado estacionario(der.), herramienta sin desgaste. Temperatura inicial de la herramienta 200°C ($V_c=120$ m/min, $a=0,1$ mm/rev).

En la simulación del mecanizado con el modelo con temperatura inicial 200°C se alcanzan temperaturas en la herramienta de 418°C (frente a los 191°C alcanzados con temperatura inicial 20°C). La temperatura máxima en el estado estacionario es un 18% mayor para el caso con temperatura inicial 200°C (499°C frente a 424°C).

En resumen, se concluye que las características del modelo numérico provocan importantes diferencias entre la distribución de temperatura en la herramienta determinada numéricamente y la que realmente se alcanza en los procesos de mecanizado simulados. Por ello, los valores de temperatura en la herramienta indicados en los siguientes apartados aportan información principalmente cualitativa y aplicable a análisis comparativos.

A continuación se muestran los resultados de temperatura obtenidos de las simulaciones realizadas con herramienta sin desgaste y herramientas con todos los tipos y niveles de desgaste considerados. Para cada uno de los casos se exponen los valores obtenidos de temperatura máxima en la superficie mecanizada, en la herramienta y en la viruta, así como la posición de los puntos de máxima temperatura. La temperatura de la superficie mecanizada está relacionada con el daño debido al mecanizado, mientras que la temperatura en la herramienta está relacionada con el desgaste.

5.3.1 Temperatura en los casos con herramienta no desgastada

En la tabla 5.5 se muestran los valores de temperatura máxima en la superficie mecanizada, herramienta y viruta para los casos correspondientes al mecanizado con herramienta sin desgaste. La temperatura máxima en la superficie mecanizada se obtiene en la zona de contacto con el punto de tangencia del filo con la dirección del movimiento de corte.

Además de dicho valor, en la tabla 5.5 también se incluyen los valores de temperatura en la superficie mecanizada 0,5 milisegundos después del paso del filo de la herramienta (dicho tiempo corresponde al punto situado a 1 ó 2 mm del filo, según se trate de casos con velocidad de corte de 120 ó 240 m/min).

Tabla 5.5 Temperaturas máximas obtenidas con los modelos con herramienta sin desgaste.

COND. DE CORTE		R. NUMÉRICO				
V_c (m/min)	a (mm/rev)	$T_{máx. (°C)}$ Herramienta (incidencia)	$T_{máx. (°C)}$ Herramienta (despr.)	$T_{máx. (°C)}$ Viruta	$T (°C)$ Sup. Mec. $t=0,5 ms$	$T_{máx. (°C)}$ Sup. Mec.
120	0,1	582	412	710	140	500
120	0,05	476	426	593	121	434
240	0,1	722	533	845	134	604
240	0,05	624	398	685	120	571

En general, se observa un incremento de las temperaturas máximas con el aumento de la velocidad de corte, tanto en la herramienta (superficie de incidencia), como en la viruta y en la superficie mecanizada. El mismo efecto se produce en relación con el avance: a mayor avance, mayor es la temperatura máxima obtenida en la herramienta, superficie mecanizada y viruta. Sin embargo, a pesar de que la temperatura máxima en la superficie mecaniza es mayor para valores de velocidad de corte mayores, la temperatura no varía o disminuye ligeramente después de 0,5 ms de enfriamiento.

La temperatura máxima de la herramienta se produce en la tangencia del filo de la herramienta con la dirección del movimiento de corte. Este calentamiento tan importante en dicha zona se debe al efecto del material que fluye bajo la herramienta (*ploughing force*).

La temperatura máxima en la viruta se ubica aproximadamente en la zona de pérdida de contacto con la herramienta (aproximadamente a una distancia del filo igual a 2 veces el avance). Es razonable pensar que a mayor avance, la posición de la temperatura máxima se aleja del filo de la herramienta, incrementándose la zona de contacto en la superficie de desprendimiento (Weon et al, 1999).

La temperatura máxima en la superficie mecanizada se presenta en la misma zona que la temperatura máxima en la herramienta: tangencia del filo de la herramienta con la dirección del movimiento de corte.

En la figura 5.8 se puede observar la distribución de temperatura en la herramienta sin desgaste y en la pieza mecanizada, para las 4 condiciones de corte analizadas

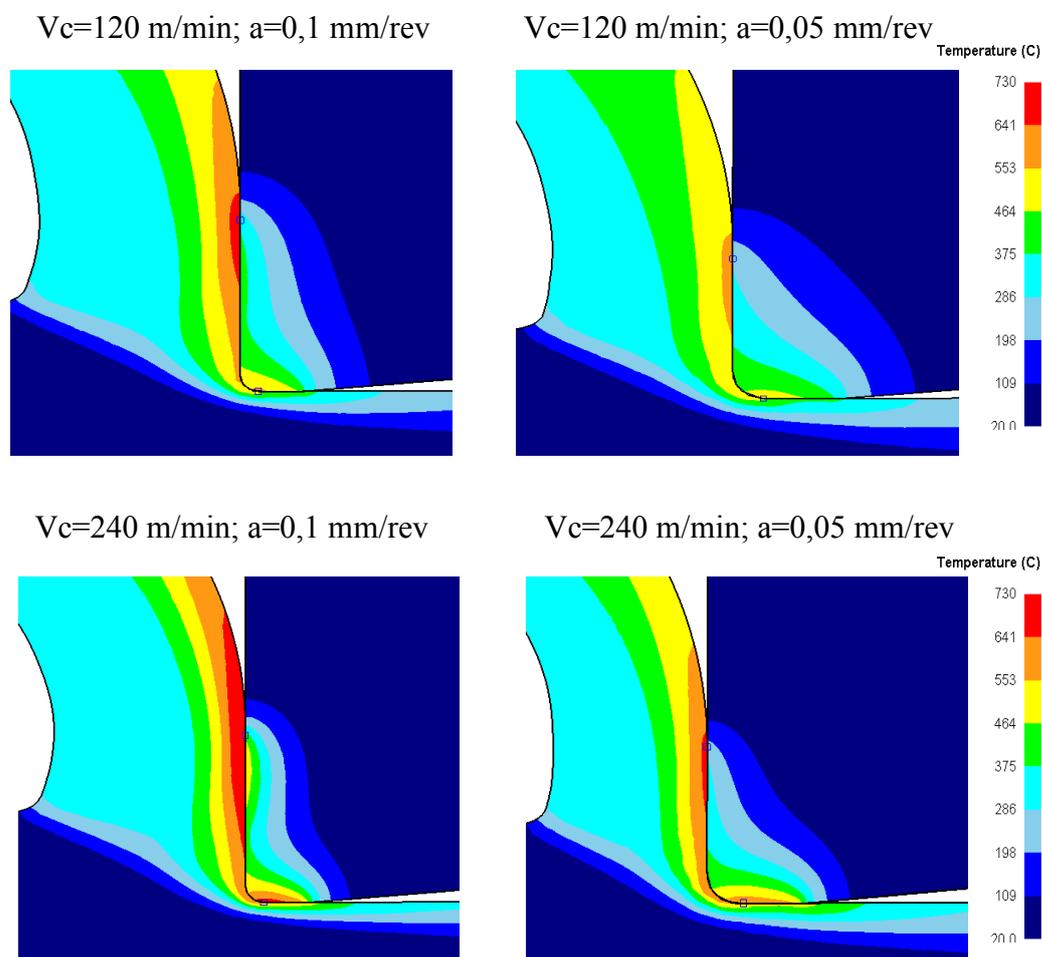


Figura 5.8 Distribución de temperatura obtenida con la herramienta sin desgaste.

5.3.2 Temperatura en los casos con herramienta desgastada

El análisis de temperatura se ha realizado para los 2 niveles de todas las geometrías de herramienta consideradas, y en todos los casos, para las 4 condiciones de corte. Para cada caso se analiza la temperatura máxima alcanzada en la viruta y en la herramienta, así como la posición en la que se alcanza dicha temperatura.

Además, se estudia la temperatura máxima alcanzada en la superficie mecanizada, 0,5 milisegundos después del paso del filo de la herramienta. El estudio se describe por separado para cada uno de los tipos de geometría de herramienta considerados.

Geometría de herramienta con desgaste de flanco

En la figura 5.9 se muestra la distribución de temperatura obtenida para todos los casos con desgaste de flanco analizados. La temperatura máxima de la viruta se alcanza en un punto del contacto viruta-herramienta cercano a la pérdida de dicho contacto.

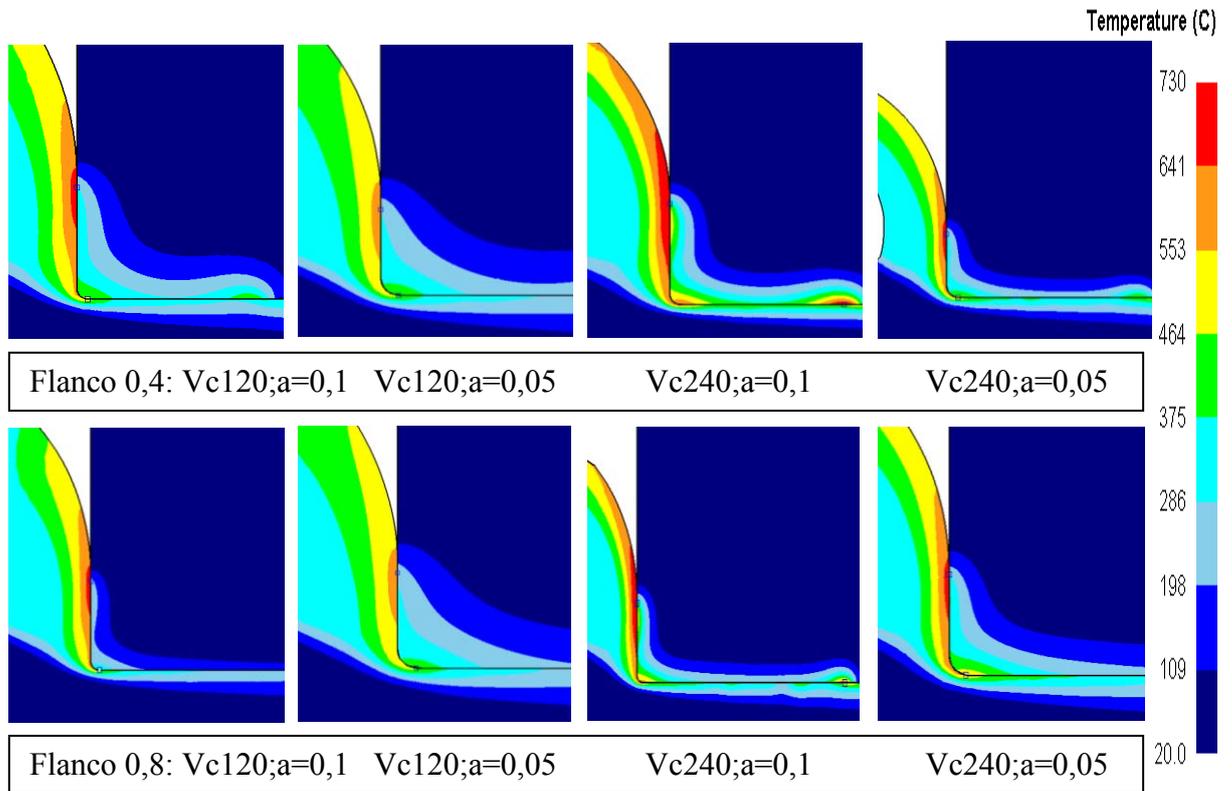


Figura 5.9 Distribución de temperatura: herramientas con desgaste de flanco.

En las gráficas de la figura 5.10 se observa que el desgaste de flanco no afecta a la temperatura máxima alcanzada en la viruta. Al igual que para la herramienta sin desgaste, la temperatura en la viruta aumenta entre un 15% y un 20% al incrementarse la velocidad de corte o el avance.

En la figura 5.11 se muestra la temperatura máxima en la superficie mecanizada (después de 0,5 ms) para los distintos niveles de flanco y condiciones de corte consideradas. El mecanizado con herramienta con desgaste de flanco de 0,4 mm produce temperaturas en la superficie mecanizada superiores a las obtenidas con la herramienta sin desgaste (incremento medio del 29%). Entre el desgaste de flanco de 0,4 mm y el de 0,8 mm las variaciones de temperatura son poco significativas.

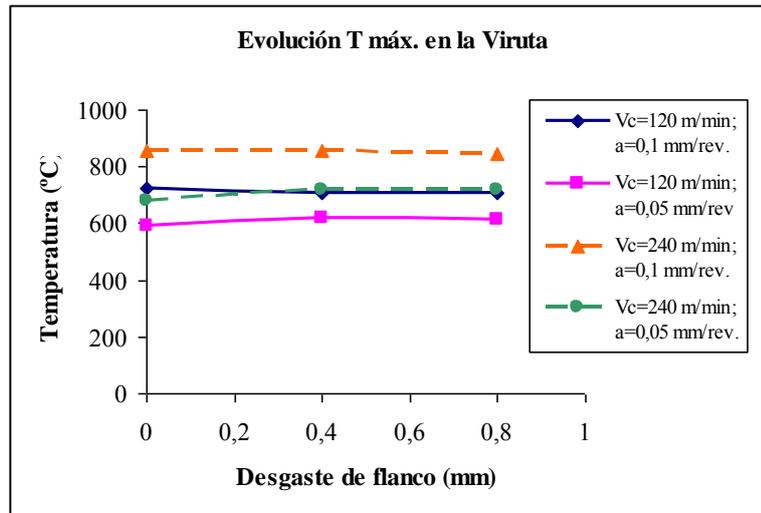


Figura 5.10 Temperatura máxima en viruta, herramienta sin desgaste, flancos de 0,4 y 0,8 mm.

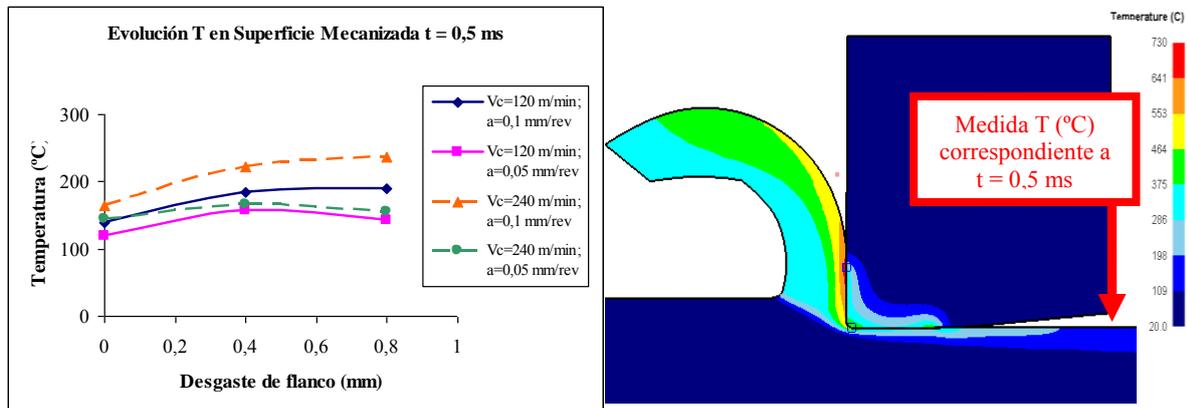


Figura 5.11 Temperatura en la superficie mecanizada después de 0,5 ms: herramienta sin desgaste y flancos de 0,4 y 0,8 mm ($V_c=120$ m/min, $a=0,1$ mm/rev).

En la Figura 5.12 se muestran las distribuciones de temperatura en la zona de corte correspondientes al mecanizado con herramienta sin desgaste y con los dos niveles de desgaste de flanco estudiados (parámetros de corte: $V_c=120$ m/min y $a=0,1$ mm/rev).

Se observa que la distribución de temperatura únicamente varía en la superficie mecanizada de la pieza y en la zona del flanco de la herramienta. Estas observaciones son coherentes con las conclusiones descritas por Wang et al, 2003, que indican que el desgaste de flanco no afecta a las fuerzas necesarias para la formación de la viruta en la zona de cizalladura y en la zona de contacto viruta-herramienta. También exponen que

el desgaste de flanco no influye en otras magnitudes relacionadas con el proceso de corte como el ángulo de cizalladura y la tensión de cizalladura del material.

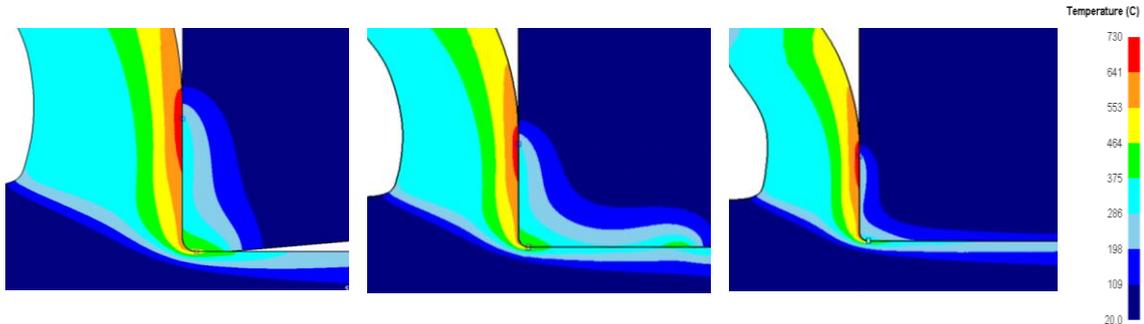


Figura 5.12 Temperatura durante el corte: herramienta sin desgaste y flancos de 0,4 y 0,8 mm ($V_c=120$ m/min, $a=0,1$ mm/rev).

En general, en los mecanizados con herramienta con flanco, la temperatura máxima de la herramienta se encuentra en la tangencia del filo con la dirección del movimiento de corte. Esta posición coincide con la de máxima temperatura en las simulaciones con herramienta sin desgaste. Por ello, el desgaste de flanco no afecta significativamente a la temperatura máxima en la herramienta obtenida mediante el modelo numérico (ver figura 5.13).

En las herramientas con desgaste de flanco también se observan temperaturas elevadas en la zona final del flanco, donde se pierde el contacto con la superficie mecanizada.

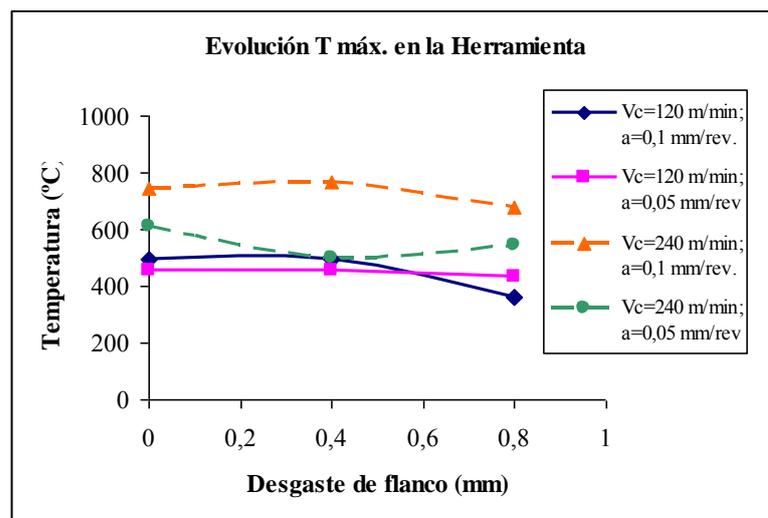


Figura 5.13 Temperatura máxima obtenida en herramienta con desgaste de flanco.

Geometría de herramienta con desgaste de cráter

En la figura 5.14 se muestran las distribuciones de temperatura en la zona de corte correspondientes a las 2 geometrías de desgaste de cráter.

Al igual que para las herramientas sin desgaste y con desgaste de flanco, la temperatura máxima en las herramientas con cráter se produce en la tangencia entre el filo y la dirección del movimiento de corte.

En los casos en los que existe una gran longitud de contacto de la viruta con el cráter, también se producen temperaturas elevadas en la zona de la herramienta del cráter.

Tal y como se observa en la figura 5.14, la geometría de los 2 niveles de cráter provoca un flujo de la viruta con una gran superficie de contacto con la herramienta para los casos con avance 0,1 mm/rev. En estos casos, la temperatura máxima de la viruta se produce en la zona de pérdida de contacto con la herramienta.

En los casos con avance 0,05 mm/rev la viruta pierde el contacto con la herramienta prácticamente sin llegar a alcanzar la zona del cráter. En estos casos, la temperatura máxima de la viruta se produce en la zona de contacto con el inicio del cráter.

Las geometrías de cráter consideradas en los modelos representan una geometría de desgaste de cráter definida previamente y no producto de la evolución del desgaste de herramienta.

Esto explica que en algunos casos la viruta pierda contacto con la herramienta antes de salir del cráter, y que no siempre la temperatura máxima de la herramienta en la superficie de desprendimiento coincida con el centro del cráter. Especialmente, en los casos en los que el avance es 0,05 mm/rev. la viruta prácticamente no entra en contacto con el cráter.

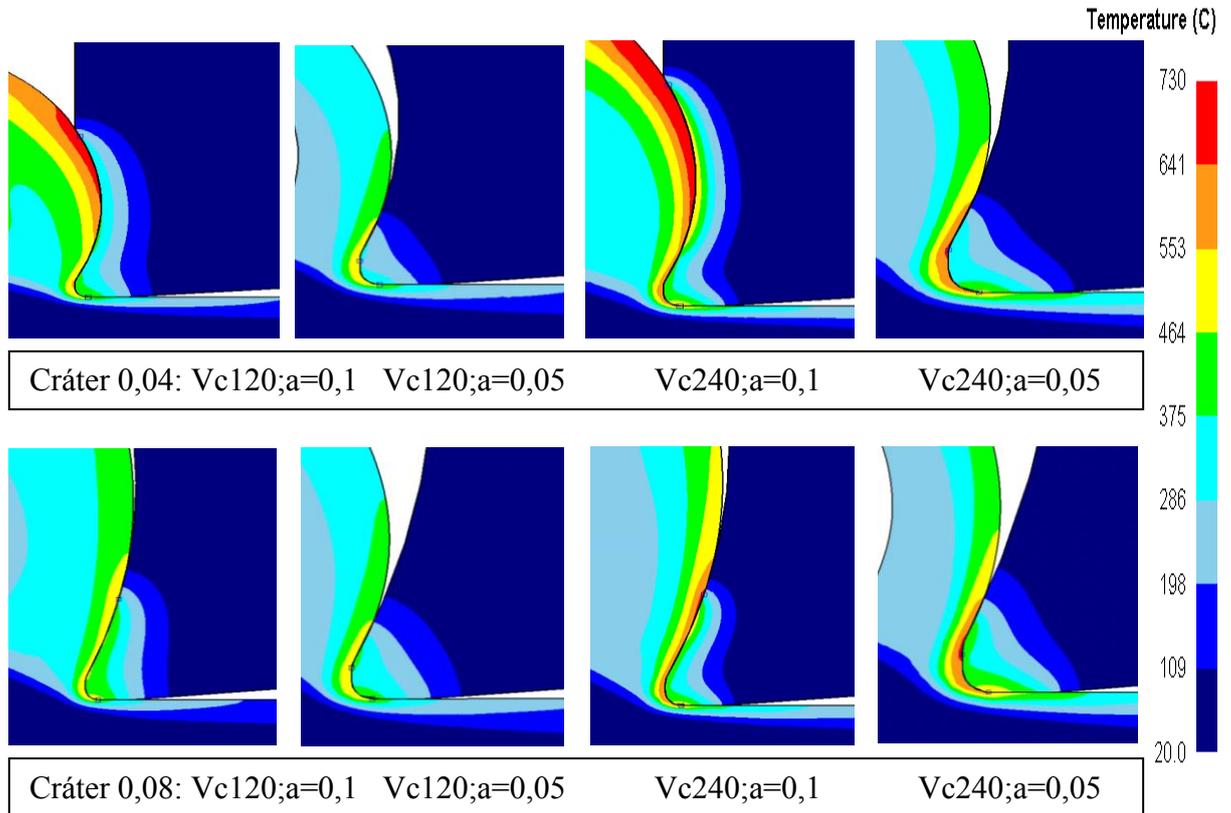


Figura 5.14 Distribución de temperatura: herramientas con desgaste de cráter.

A continuación se analizan los valores máximos de temperatura en la herramienta y en la viruta, así como la temperatura en la superficie mecanizada después de 0,5 milisegundos del paso de la herramienta.

Tal y como puede observarse en la figura 5.15, para los casos con avance 0,05 mm/rev., el cráter de la herramienta no afecta a las temperaturas en la pieza y en la viruta. Esto es debido a que para las geometrías de cráter definidas, en los casos con dicho avance la viruta prácticamente no llega a entrar en el cráter.

En los casos con avance 0,1 mm/rev. se observa que al aumentar el cráter se produce una disminución significativa de las temperaturas máximas en la viruta y en la superficie mecanizada (ver figura 5.15). Las temperaturas en la viruta y en la pieza para el cráter máximo son aproximadamente un 20% inferiores que las temperaturas correspondientes a la herramienta sin desgaste. Esto se debe a que la presencia de cráter equivale a un incremento del ángulo de desprendimiento de la herramienta.

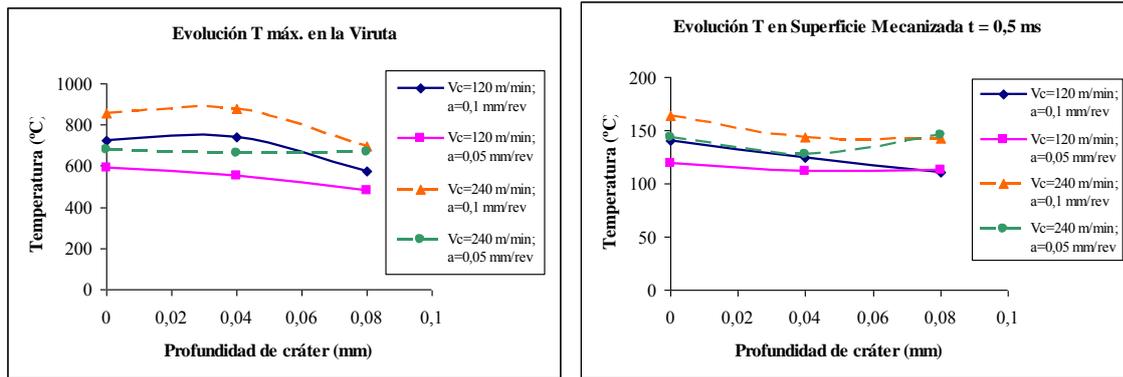


Figura 5.15 Temperatura en la viruta y en la superficie mecanizada (después de 0,5 ms) para la herramienta sin desgaste y 2 niveles de desgaste de cráter.

En el caso de la viruta que se forma con profundidad de cráter 0,04 mm, la misma tiene contacto con la totalidad de la longitud de cráter. La temperatura máxima se observa en el punto de pérdida de contacto de la viruta con el cráter, aproximadamente a 0,38 mm del filo. La viruta en este caso tiene un radio de curvatura menor.

En el caso del cráter con profundidad máxima, el punto de temperatura máxima en la zona de contacto se encuentra a 0,2 mm del filo, y no corresponde con el punto de pérdida de contacto (ver figura 5.16).

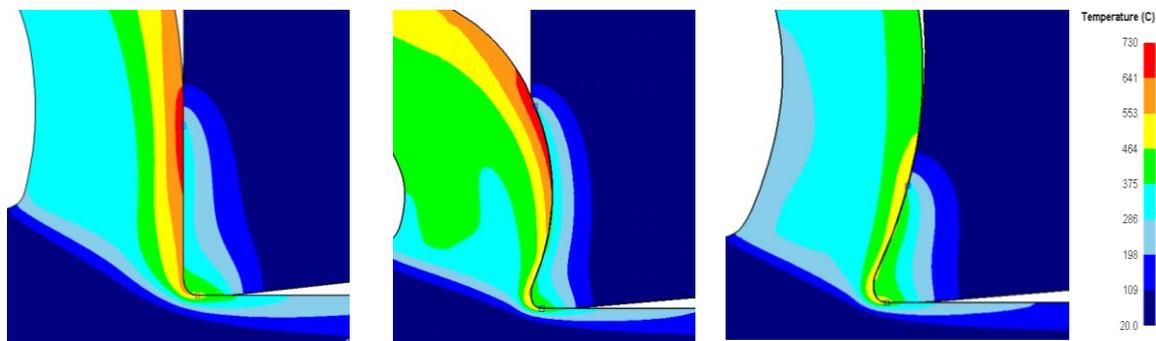


Figura 5.16 Temperatura durante el corte: sin desgaste y dos niveles de desgaste de cráter ($V_c=120$ m/min, $a=0,1$ mm/rev).

Las temperaturas máximas alcanzadas en las herramientas con cráter, en general son muy similares a las obtenidas para la herramienta sin desgaste (ver figura 5.17). Únicamente se obtuvo un valor de temperatura en la herramienta significativamente mayor para la herramienta sin desgaste con $V_c=240$ m/min y $a=0,1$ mm/rev.

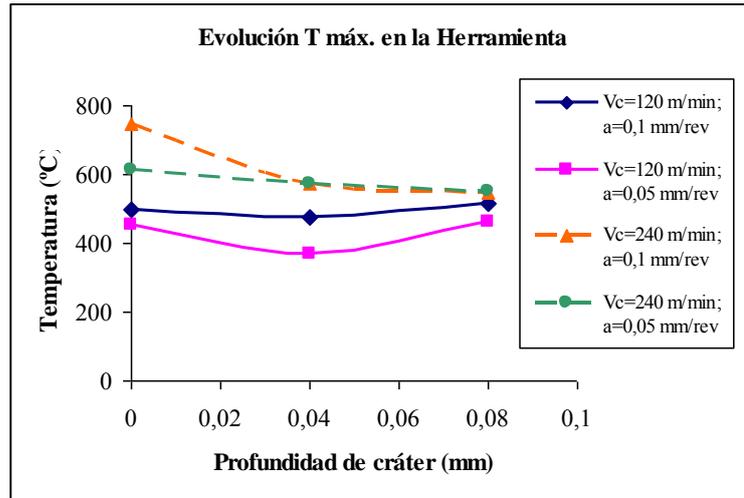


Figura 5.17 Temperatura máxima obtenida en las herramientas con desgaste de cráter.

Geometría de herramienta con gran redondeo de arista

En la figura 5.18 se muestran las distribuciones térmicas correspondientes a las geometrías de herramienta con redondeos de filo 0,05 y 0,08 mm. Se observa que para los casos con redondeos de arista grandes, el avance tiene una influencia determinante en las temperaturas obtenidas.

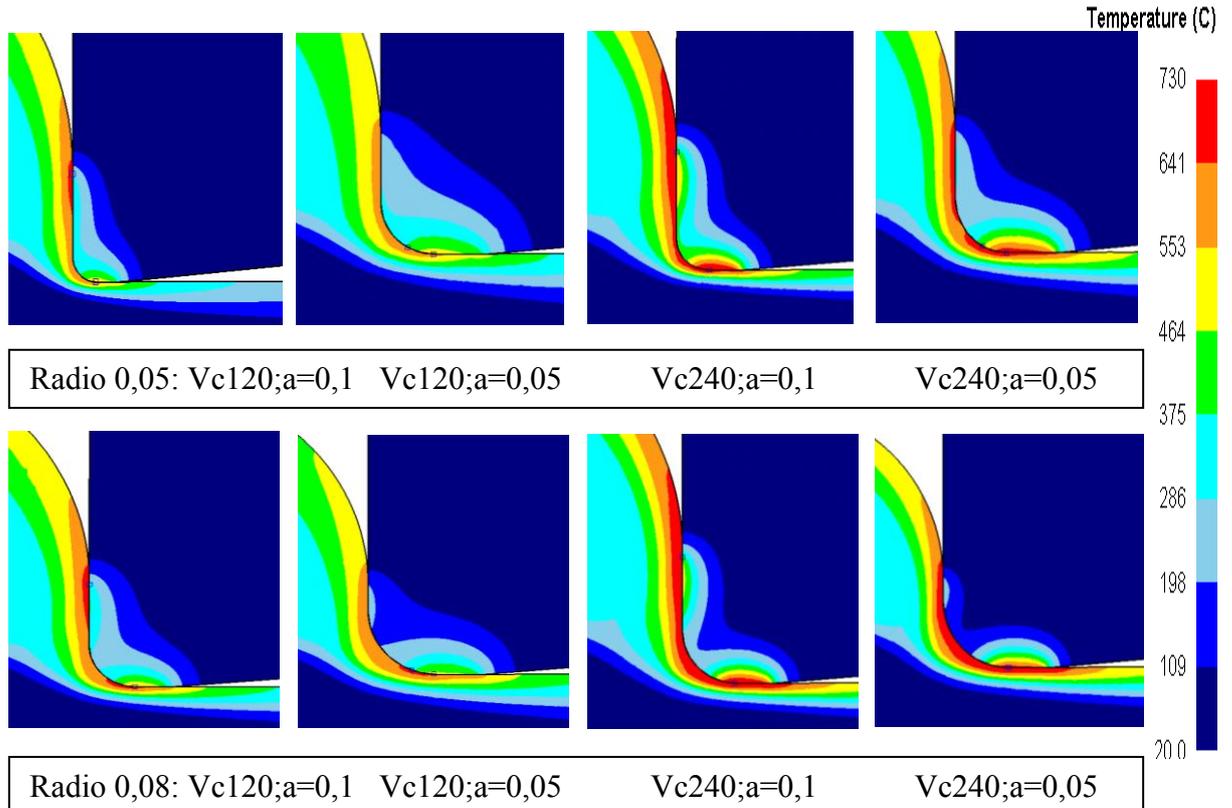


Figura 5.18 Distribución de temperatura: herramientas con redondeo de arista.

En los casos con avance 0,1 mm/rev, la temperatura máxima en la viruta se alcanza en la zona de pérdida de contacto con la herramienta. En los casos con avance 0,05 mm/rev la temperatura máxima en la viruta se produce en la zona de contacto con la parte inferior del filo. En estos últimos casos (avance pequeño), la relación avance/radio de filo es muy grande (igual o mayor a la unidad) por lo que se produce un importante flujo de material bajo el filo y la correspondiente fuerza de empuje (*ploughing force*). (Subbiah y Melkote, 2008). El efecto de *ploughing force* será desarrollado con detalle más adelante.

Tal y como se observa en la figura 5.19, la temperatura máxima en la viruta se mantiene prácticamente constante al aumentar el redondeo de arista, excepto cuando el radio de arista supera el valor del avance (casos con avance 0,05 mm/rev y radio 0,08 mm). En estos casos aparecen fuerzas, que más que cortar, empujan el material de forma similar a los procesos de extrusión (Liu et Melkote, 2007). Este fenómeno explica el incremento significativo de la temperatura máxima en la viruta.

En la figura 5.19 también se muestra la temperatura máxima en la superficie mecanizada de la pieza (0,5 milisegundos después del corte). Se observa que dicha temperatura aumenta al aumentar el radio de filo para las 4 condiciones de corte consideradas. Estos resultados son coherentes con los indicados por Weon et al, 1999. El incremento medio de la temperatura en la superficie mecanizada con el radio de arista máximo es del 72% respecto del valor con la herramienta sin desgaste.

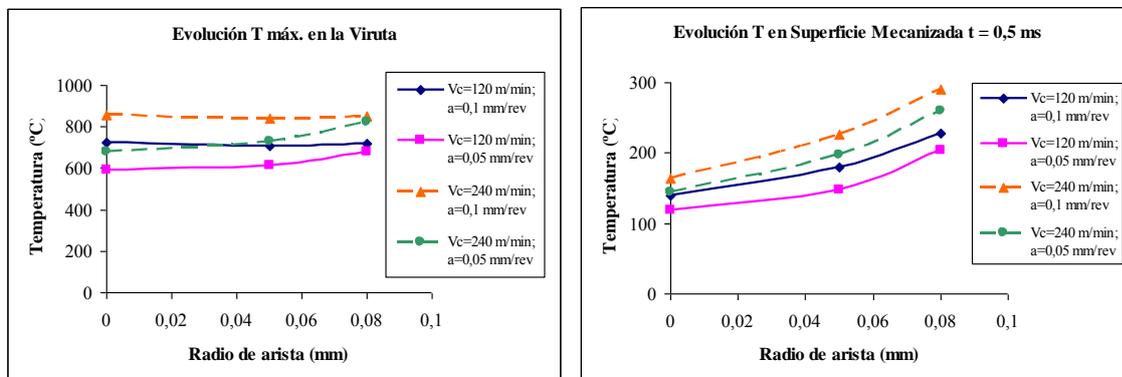


Figura 5.19 Temperatura en viruta y superficie mecanizada, herramientas con 3 niveles de redondeo de arista.

En la figura 5.20 se confirman las diferencias en la distribución de temperatura en la superficie mecanizada con el incremento en el radio de arista de la herramienta, no así en la viruta.

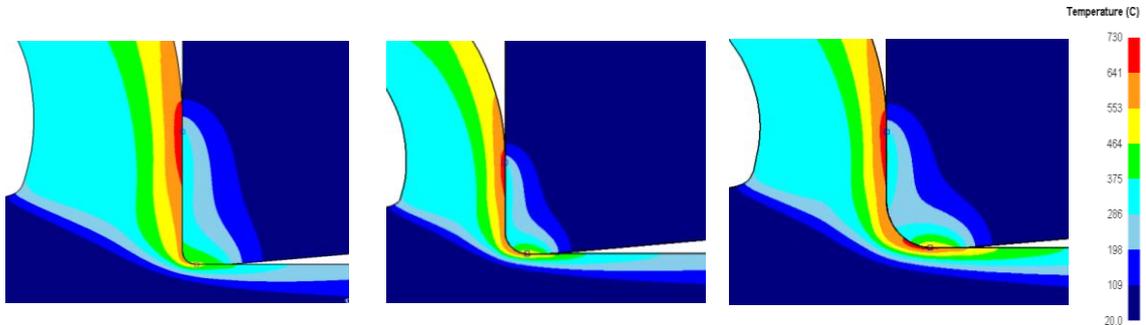


Figura 5.20 Temperatura durante el corte: herramientas con 3 niveles de redondeo de arista ($V_c=120$ m/min, $a=0,1$ mm/rev).

La temperatura máxima en la herramienta se produce en todos los casos con distintos redondeos de arista de corte aproximadamente en la tangencia del filo con la dirección del movimiento de corte. En la figura 5.21 se observa que el valor de la temperatura máxima en la herramienta se incrementa moderadamente al aumentar el radio de filo (incremento medio para la herramienta con redondeo máximo del 14% respecto del valor para la herramienta sin desgaste). Se considera que este resultado es debido al incremento en la transferencia de calor con la arista redondeada de la herramienta y debido al incremento del contacto con la pieza (Weon et al, 1999).

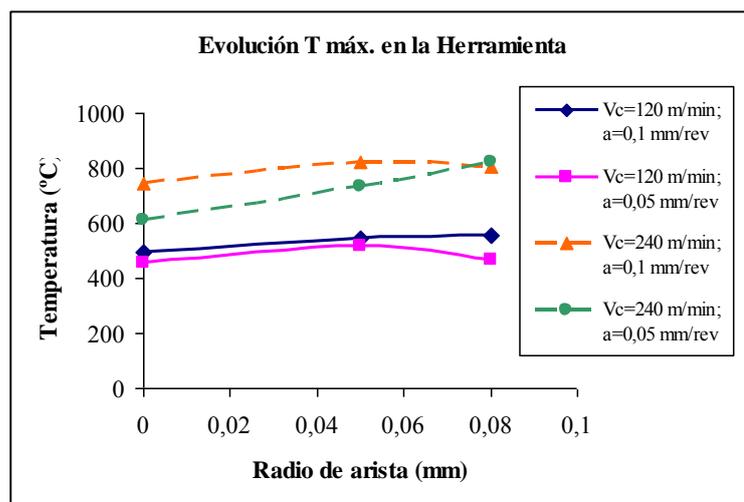


Figura 5.21 Temperatura máxima obtenida en las herramientas con redondeo de arista.

Geometría de herramienta con recrecimiento de filo

En la figura 5.22 se muestran las distribuciones de temperatura correspondientes a los 2 niveles de recrecimiento de filo para las 4 condiciones de corte estudiadas. En todos los casos, la temperatura máxima en la viruta se alcanza en zonas cercanas al contacto de la viruta con la arista de corte de la herramienta. También se alcanzan altas temperaturas en la zona cercana a la pérdida de contacto viruta-herramienta. La temperatura máxima en la herramienta se encuentra en el contacto de la misma con la superficie de mecanizado (flanco de acomodación de filo). También se observan altas temperaturas en la zona cercana a la pérdida de contacto de la herramienta con la viruta.

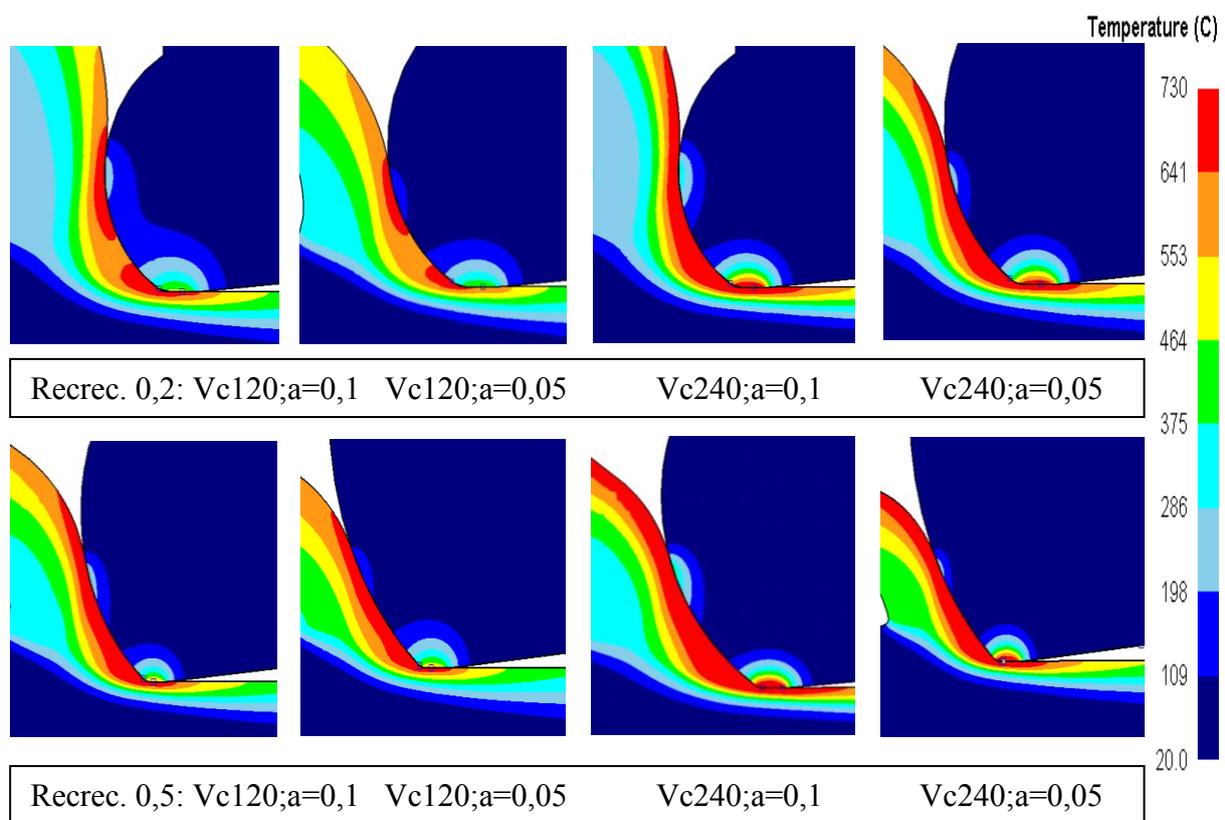


Figura 5.22 Distribución de temperatura: herramientas con recrecimiento de filo.

En la figura 5.23 se muestran las temperaturas máximas en la viruta y en la superficie mecanizada (esta última, después de 0,5 milisegundos del paso de la herramienta). Se observa que ambas temperaturas aumentan al incrementarse el redondeo de filo. El incremento medio de la temperatura máxima en la viruta es de 23% para la herramienta con recrecimiento de filo máximo, mientras que el incremento medio de la temperatura en la superficie mecanizada es del 116%.

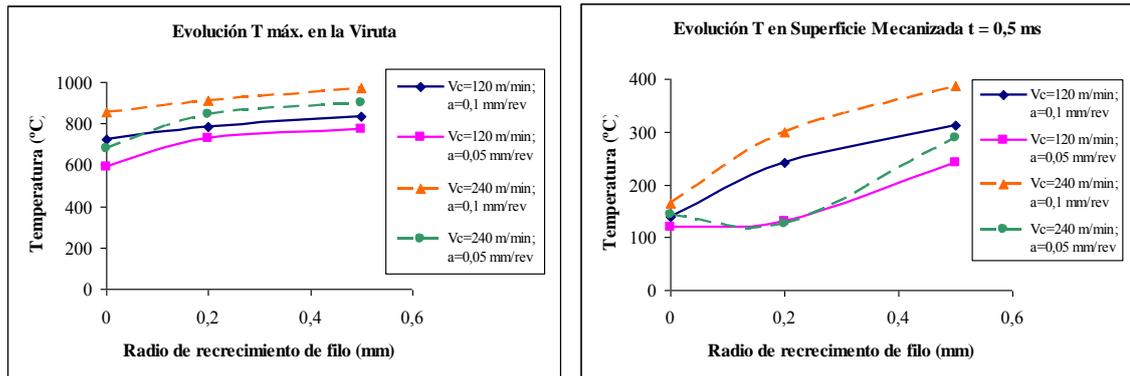


Figura 5.23 Temperatura en la viruta y en la superficie mecanizada después de 0,5 ms para la herramienta sin desgaste y 2 niveles de recrecimiento de filo.

En la figura 5.24 se muestran las distribuciones de temperatura correspondientes a las 3 geometrías de herramienta (sin desgaste y con 2 recrecimientos de filo) para las condiciones de corte estándar. Se observan las zonas en las que se producen los incrementos de temperatura en herramienta y material para mayores redondeos de filo. Al igual que para otros tipos de desgaste, en las herramientas con recrecimiento de filo se observa el efecto de la fuerza de empuje del material que fluye bajo el filo (*ploughing force*). A mayor radio recrecimiento, mayor concentración de calor en la zona de intersección entre la superficie de incidencia y el recrecimiento.

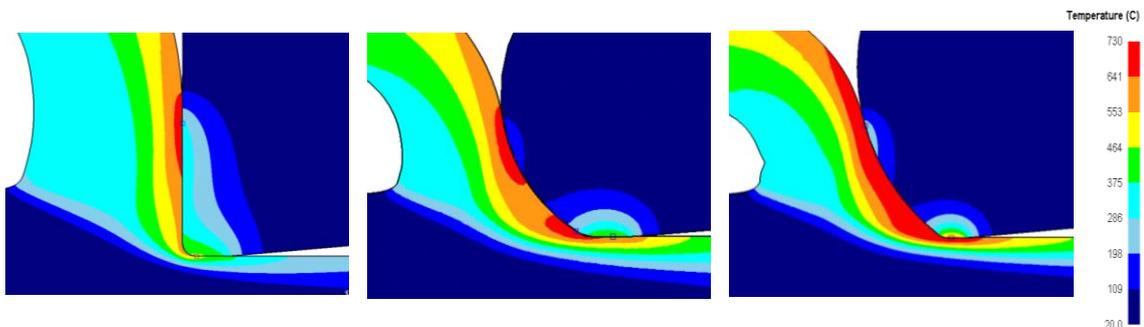


Figura 5.24 Temperatura durante el corte: herramienta sin desgaste y dos niveles recrecimiento de filo ($V_c=120$ m/min, $a=0,1$ mm/rev).

En las herramientas con recrecimiento de filo se observa un aumento de la temperatura máxima en la herramienta, especialmente para los casos con velocidad de corte 240 m/min (incremento para el recrecimiento máximo del 38%). En los casos con velocidad de corte 120 m/min, el incremento de las temperaturas es menor (21% para la herramienta con recrecimiento máximo, respecto de las temperaturas con la herramienta sin desgaste).

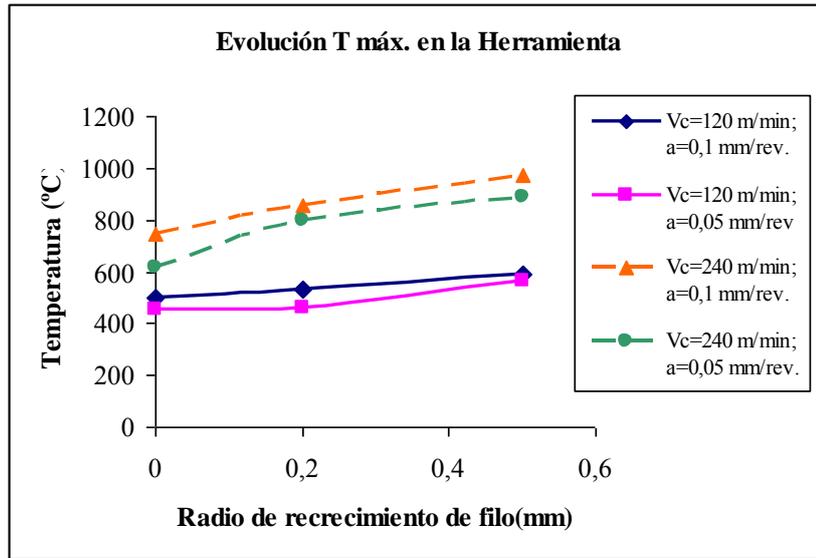


Figura 5.25 Temperatura máxima obtenida en las herramientas con recrecimiento de filo.

Geometría de herramienta con Chaflán

En la figura 5.26 se muestran las distribuciones de temperatura correspondientes a las simulaciones del corte con herramientas con 2 niveles de chaflán.

En todos los casos, las 2 zonas en las que las temperaturas de la viruta y de la herramienta son más altas se encuentran en la zona de pérdida de contacto de la viruta con la herramienta y en zonas cercanas al filo de la herramienta. En función de la geometría de la herramienta y de los parámetros de corte, las temperaturas máximas están en una u otra de dichas posiciones.

En las simulaciones con herramienta con chaflán pequeño (0,075 mm) y avance 0,1 mm/rev, la temperatura máxima en la viruta se produce en la zona de pérdida de contacto viruta-herramienta. En todos los casos restantes, la temperatura máxima en la viruta se produce en una zona de contacto con el chaflán de la herramienta cercana al filo de corte.

En el caso con chaflán máximo y condiciones de corte $V_c=240\text{m/min}$ y $a=0,05\text{ mm/rev}$, la temperatura máxima en la herramienta se produce en una posición del chaflán cercana a la arista de corte. En todos los demás casos analizados la temperatura máxima

en la herramienta se produce en una posición cercana a la pérdida de contacto viruta-herramienta.

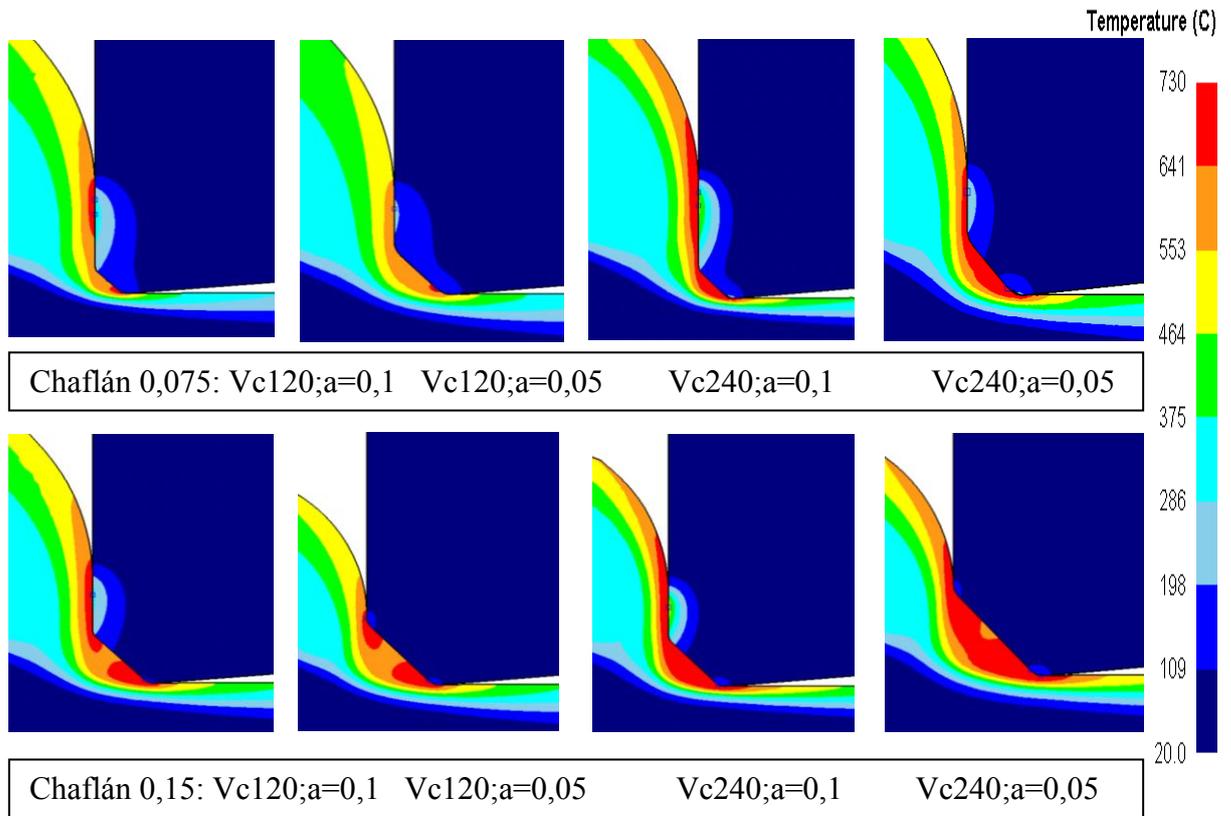


Figura 5.26 Distribución de temperatura: herramientas con chaflán.

En los mecanizados con herramienta con chaflán se produce una acumulación de material en la zona en contacto con el chaflán. En la figura 5.26 se observa que dicho material situado frente al chaflán alcanza elevadas temperaturas.

En la figura 5.27 se puede observar que el aumento del chaflán produce incrementos de la temperatura tanto en la viruta, como en la superficie mecanizada (estas últimas, correspondientes a 0,5 milisegundos después del paso de la herramienta).

Tal y como se observó para la herramienta con recrecimiento de filo, el incremento de la temperatura es más acusado en la superficie mecanizada (incremento medio del 77% para el nivel mayor de chaflán).

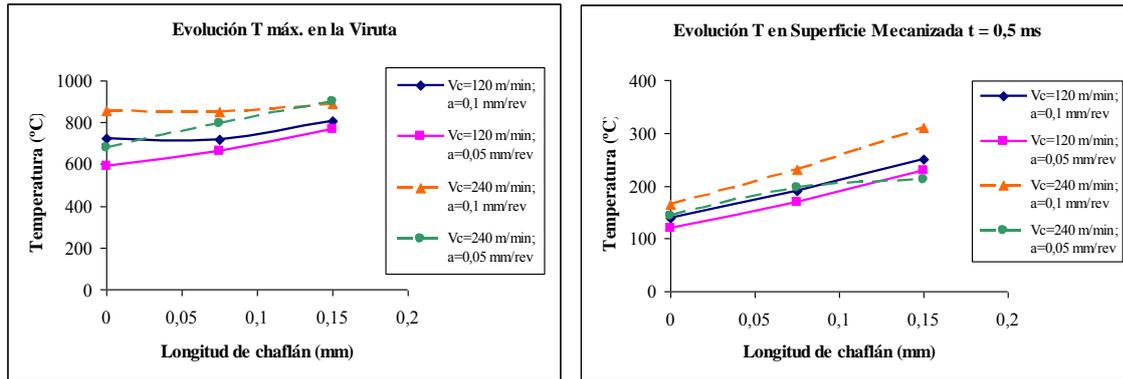


Figura 5.27 Temperatura en viruta y superficie mecanizada (después de 0,5 ms), herramienta sin desgaste y 2 niveles de chaflán.

En la figura 5.28 se muestran las distribuciones de temperatura para las herramientas sin desgaste y con los 2 tamaños de chaflán correspondientes a velocidad de corte de 120 m/min y avance de 0,1 mm/rev. Se observa que efectivamente el aumento del chaflán produce incrementos de temperatura mucho mayores en la superficie mecanizada que en la viruta.

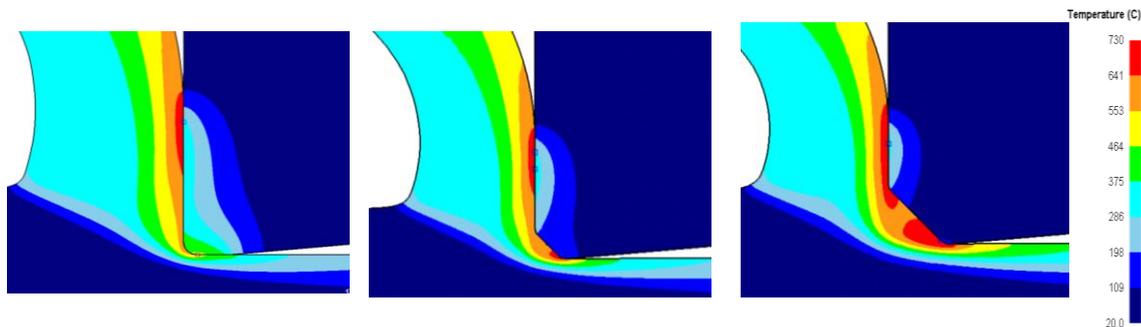


Figura 5.28 Temperatura durante el corte: herramienta sin desgaste y con 2 niveles de chaflán ($V_c=120$ m/min, $a=0,1$ mm/rev).

La temperatura máxima en la herramienta disminuye con el aumento de la longitud de chaflán para todos los casos analizados (ver figura 5.29).

La disminución es especialmente significativa al comparar los resultados correspondientes a la herramienta sin desgaste y a la herramienta con chaflán pequeño (descenso medio de la temperatura de la herramienta del 45%).

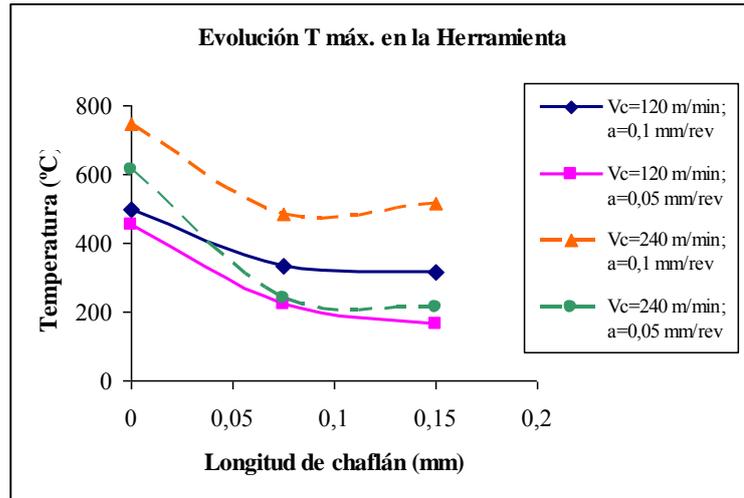


Figura 5.29 Temperatura máxima obtenida en las herramientas con chaflán.

5.4 VELOCIDAD DE DESLIZAMIENTO EN LAS ZONAS DE CONTACTO

La velocidad de deslizamiento corresponde a la velocidad de la viruta en la zona de contacto con la herramienta. Cabe destacar la importancia que tiene este parámetro por su influencia en la generación de calor en la zona secundaria (Zemzemi et al, 2009) y en la evolución del desgaste de herramienta (Usui et al, 1984).

La velocidad media de la viruta (V_v) se puede calcular mediante la ecuación:

$$V_v = V_c \cdot t / t_c \quad (5.2)$$

Donde V_c es la velocidad de corte, t el avance (espesor de la viruta antes de deformar) y t_c el espesor de viruta (Zemzemi et al, 2009). En la figura 5.30 se representan las distintas magnitudes implicadas en la anterior ecuación.

En las figuras 5.31 y 5.32 se muestran los campos de velocidades totales obtenidos para la herramienta sin desgaste (en las 4 condiciones de corte), y para las herramientas con el nivel máximo de los distintos tipos de desgaste (en las condiciones de corte estándar).

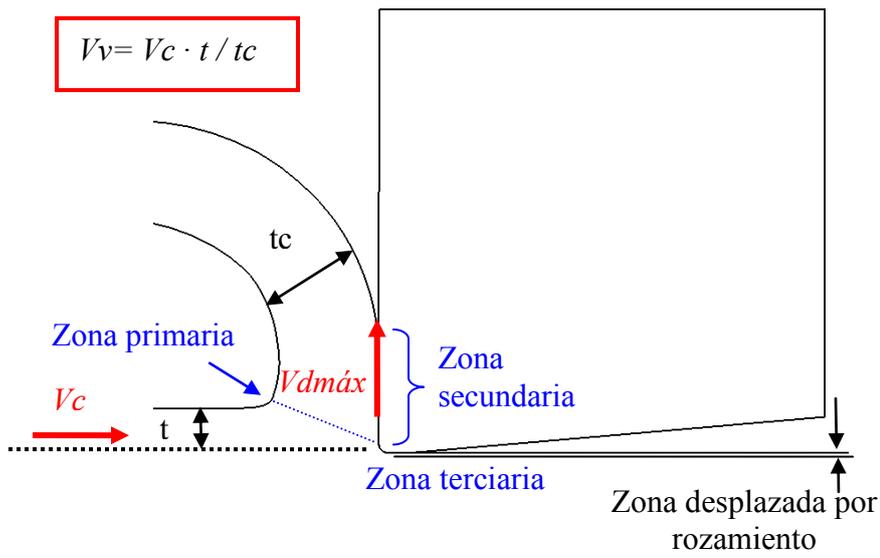


Figura 5.30 Diagrama de corte con la velocidad de deslizamiento de viruta.

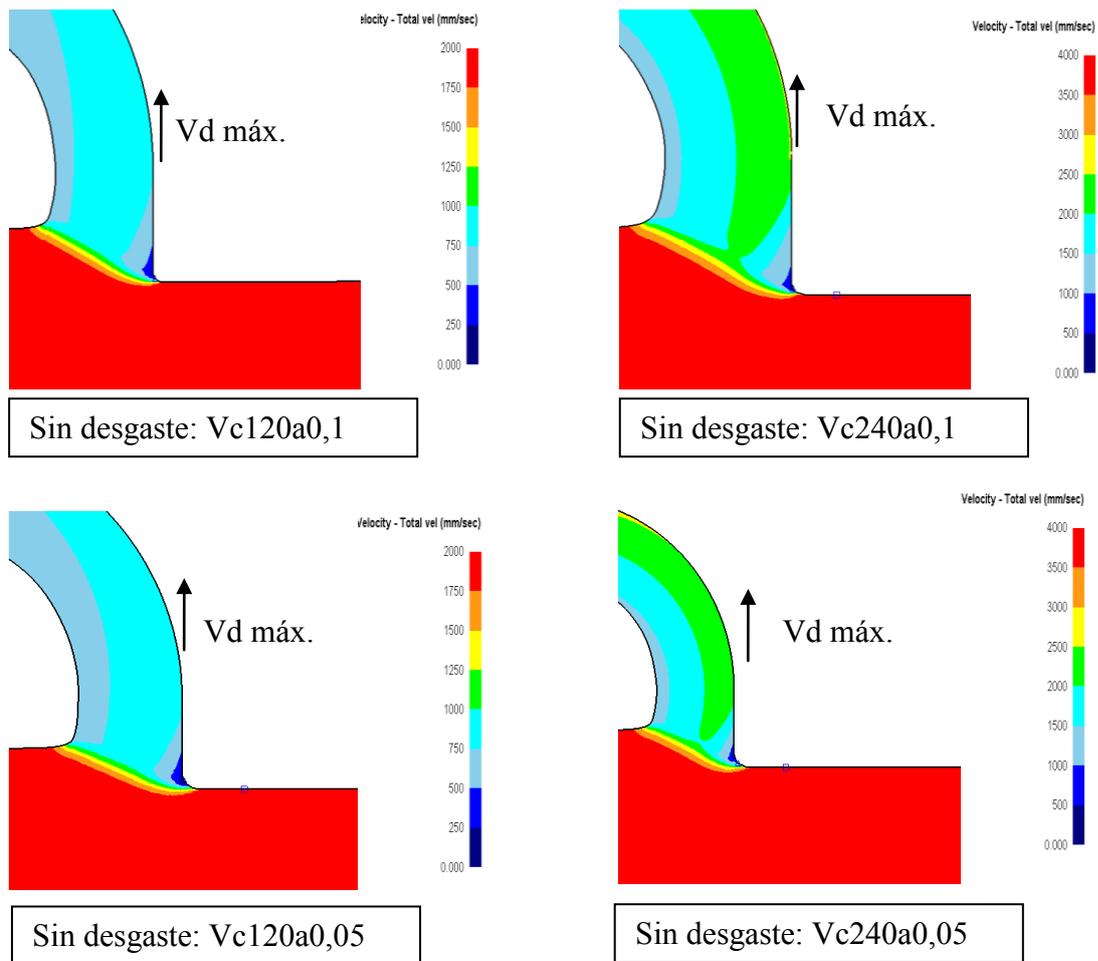


Figura 5.31 Velocidad total para casos de herramienta sin desgaste.

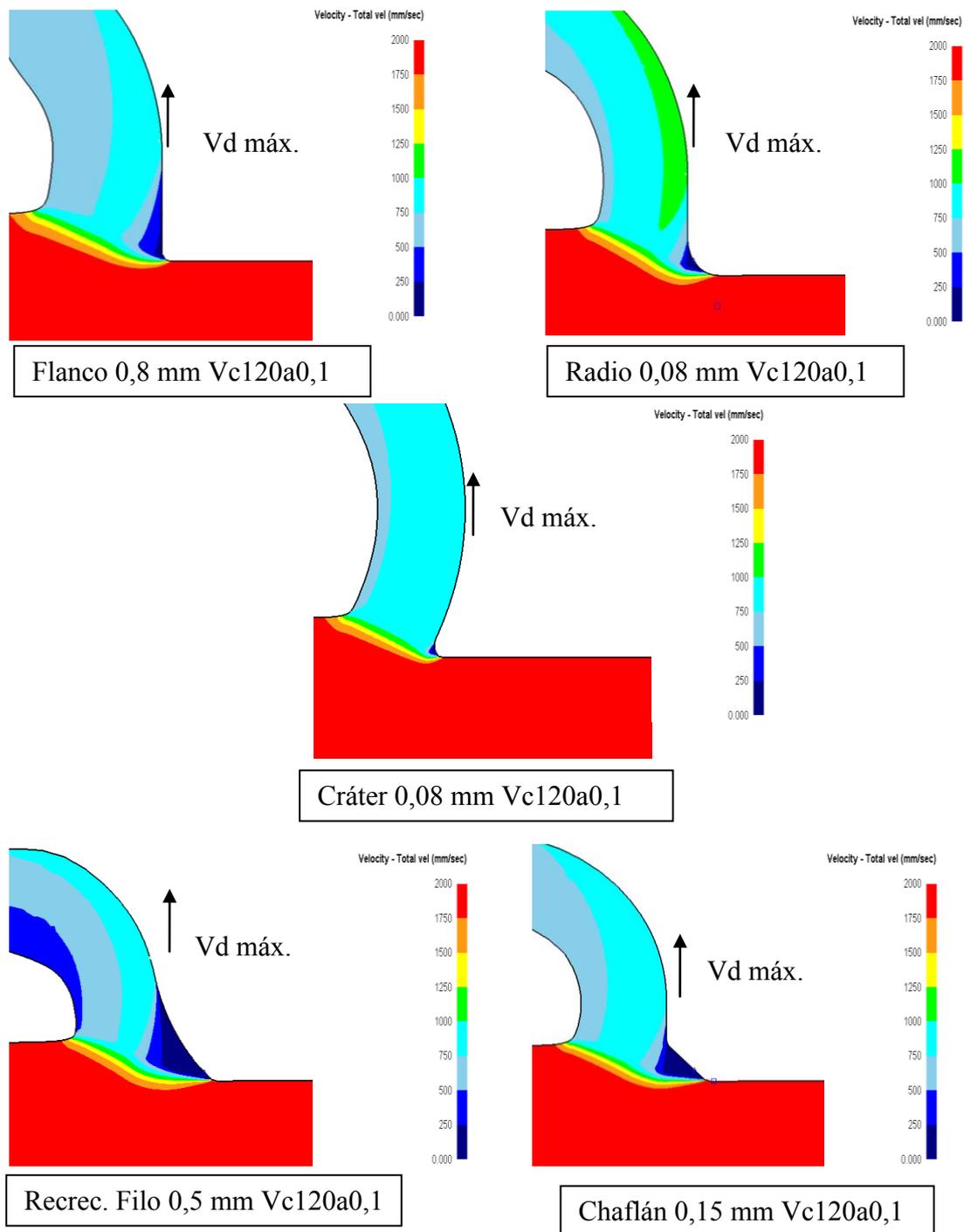


Figura 5.32 Velocidad total para herramientas con desgaste máximo Vc120,a0,1.

Se observa que la velocidad máxima de deslizamiento se produce en la zona de pérdida de contacto viruta-herramienta, debido a que en esa zona la presión normal, y por tanto la fricción, son mínimas.

El incremento del radio de arista da lugar a mayores velocidades de deslizamiento de la viruta, sobre todo en la zona de contacto con la herramienta (ver figura 5.32).

Por otra parte, en la herramienta con desgaste de cráter máximo se observa una distribución de velocidad de deslizamiento máxima en la viruta bastante homogénea, que abarca prácticamente la totalidad del espesor de la misma. El resto de geometrías analizadas, presentan una distribución de velocidades muy similar.

En la tabla 5.6 se muestra la velocidad media de la viruta (V_v), calculada mediante la ecuación 5.2, y la velocidad de deslizamiento máximo (V_d máx.) para la herramienta sin desgaste y las 4 condiciones de corte estudiadas.

Para los 2 avances considerados no se observan variaciones significativas de las velocidades V_v y V_d máx. Sin embargo, al aumentarse la velocidad de corte desde 120 m/min hasta 240 m/min (aumento de un 100% de la velocidad de corte) se obtienen incrementos superiores de la velocidad media de la viruta (125%) y de la velocidad máxima de deslizamiento (165%).

Tabla 5.6 Valores de la velocidad media de la viruta y de la velocidad máxima de deslizamiento correspondientes a la herramienta sin desgaste.

GEOMETRIA DE HTA.	CONDICIONES DE CORTE		V_v	V_d máx.
	Radio de filo (mm)	V_c (mm/s)	a (mm/rev)	V_v (mm/s)
0,02	2000	0,1	818	945
	2000	0,05	782	942
	4000	0,1	1840	2530
	4000	0,05	1770	2490

Las mismas magnitudes, correspondientes a las geometrías de herramienta con los niveles de desgaste máximo para la condiciones de corte estándar, se muestran en la tabla 5.7.

Tabla 5.7 Cálculo de la velocidad de la viruta, para los niveles de desgaste máximo.

GEOMETRIA DE HTA.		CONDICIONES DE CORTE		V_v	$V_d \text{ máx.}$
<i>Herramientas con desgaste máximo</i>		$V_c \text{ (mm/s)}$	$a \text{ (mm/rev)}$	$V_v \text{ (mm/s)}$	$V_d \text{ (mm/s)}$
Flanco	0,8 mm	2000	0,1	855	848
Radio	0,08 mm	2000	0,1	840	1220
Cráter	0,08 mm	2000	0,1	917	973
Recrecimiento	0,5 mm	2000	0,1	738	960
Chaflán	0,15 mm	2000	0,1	866	972

La velocidad media de la viruta para las herramientas con flanco, redondeo de filo y chaflán máximos es muy similar a la correspondiente a la herramienta sin desgaste. Para la herramienta con cráter se observa un aumento de la velocidad media de la viruta del 12%, mientras que se reduce en un 10% para la herramienta con recrecimiento de filo.

Las velocidades máximas de deslizamiento muestran un comportamiento distinto. Se mantienen prácticamente en el mismo valor para las herramientas con cráter, recrecimiento y chaflán máximos. Se reducen en un 10% para la herramienta con flanco máximo y aumentan un 30% para la herramienta redondeo de filo máximo.

En la figura 5.33 se muestra la evolución de la velocidad total del material en toda su superficie de contacto con la herramienta (superficie de desprendimiento, arista de corte y superficie de incidencia). Las imágenes corresponden al mecanizado con la herramienta con redondeo de filo máximo, 0,08 mm, en las condiciones de corte estándar (velocidad de corte 120 m/min y avance 0,1 mm/rev).

En este caso, tal y como se indicó en la tabla 5.7, la velocidad media de la viruta es de 840 mm/s. La velocidad de deslizamiento se incrementa a lo largo de la superficie de desprendimiento desde 0 hasta el valor máximo $V_{smáx} = 1220 \text{ mm/s}$ (ver tabla 5.7). En la superficie de incidencia se observa un gran gradiente de la velocidad de deslizamiento, que desde la zona de estancamiento (velocidad de deslizamiento 0 m/min), alcanza rápidamente velocidades similares a la de corte (2000 mm/s).

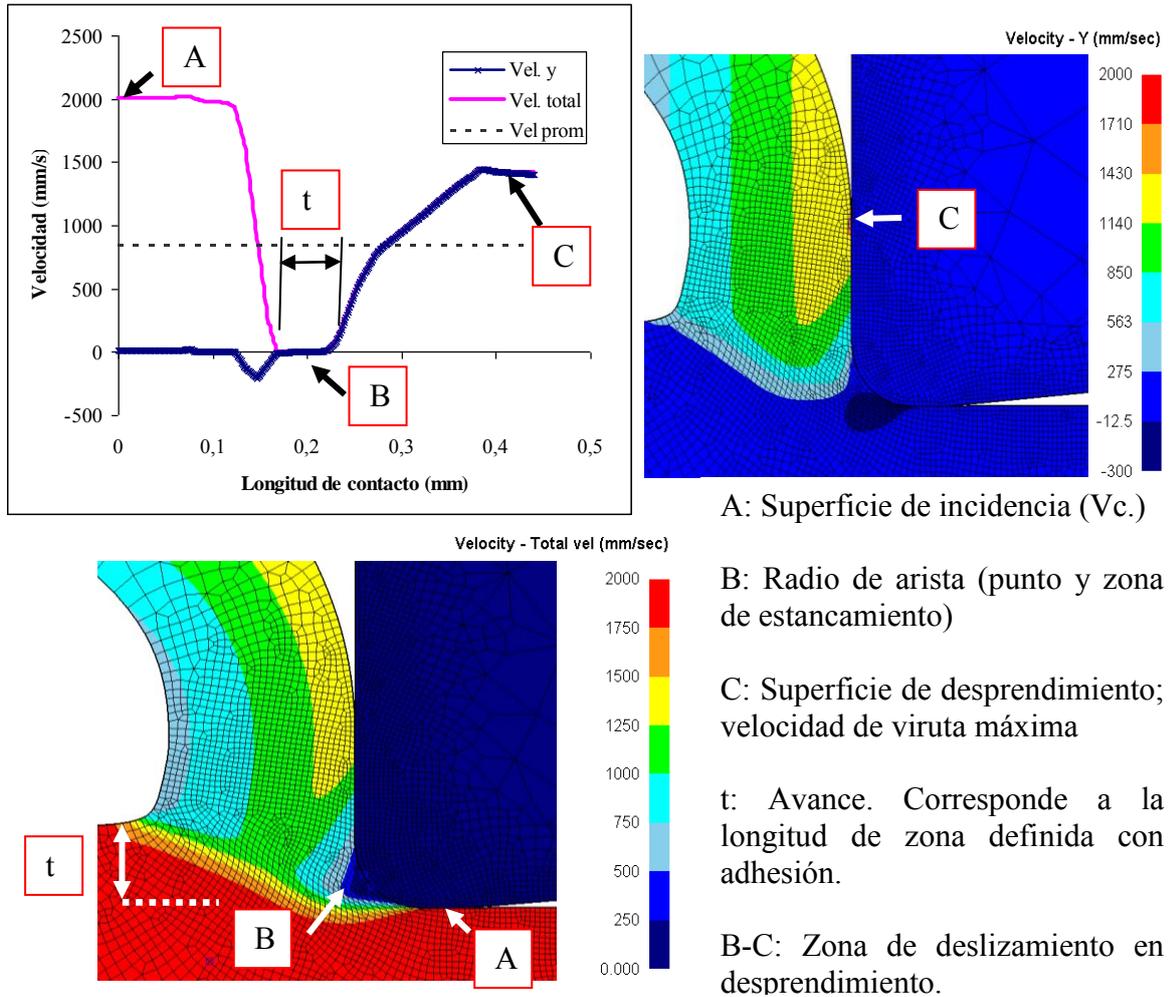


Figura 5.33 Velocidad en las zonas de contacto con herramienta redondeo 0,08 mm, ($V_c=120$ m/min, $a=0,1$ mm/rev).

5.5 TENSIÓN EFECTIVA, DEFORMACIÓN EFECTIVA Y VELOCIDAD DE DEFORMACIÓN EQUIVALENTE

A continuación se muestran los resultados de tensión, deformación y velocidad de deformación obtenidos en la herramienta sin desgaste y las herramientas que consideran niveles de desgaste máximo. En primer lugar se presentan los resultados con herramienta sin desgaste y condiciones de corte estándar (velocidad de corte 120 m/min y avance 0,1 mm/rev). Los valores máximos obtenidos para cada caso son 1140 MPa, 6,70 mm/mm y $1,48 \cdot 10^5$ s⁻¹. El valor de tensión efectiva de 1140 MPa se encuentra en la raíz de la viruta.

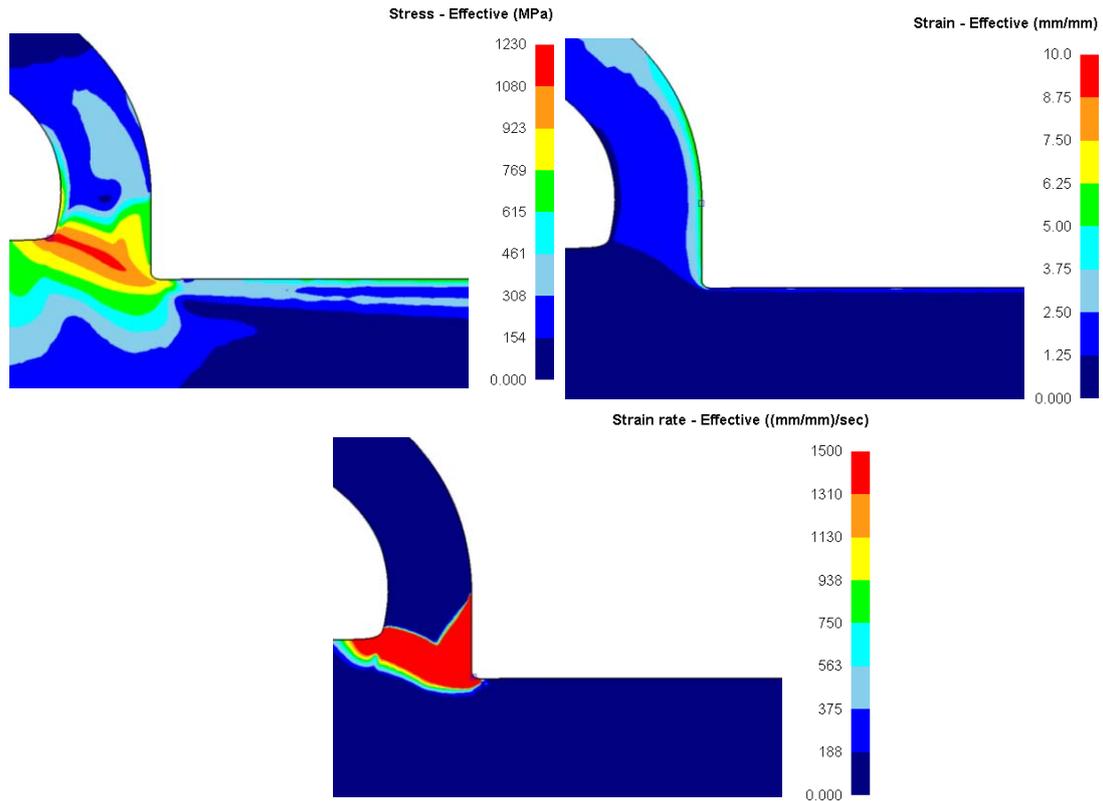


Figura 5.34 Tensión, deformación y velocidad de deformación herramienta sin desgaste ($V_c=120$ m/min, $a=0,1$ mm/rev).

Con el flanco de longitud 0,8 mm, se mantiene el valor máximo de tensión efectiva de 1140 MPa. Se puede observa un aumento en las tensiones efectivas en la superficie mecanizada, debida a la presencia del flanco. Los valores de estas tensiones se encuentran en torno a 920 MPa (ver figura 5.35).

Por otra parte, el valor de deformación máxima se mantiene en torno a los 6,44 mm/mm. La superficie mecanizada de la pieza mantiene una distribución de deformación de valores entre 1,25 y 2,50 mm/mm. La velocidad de deformación máxima se incrementa a $1,63 \cdot 10^5$ s⁻¹.

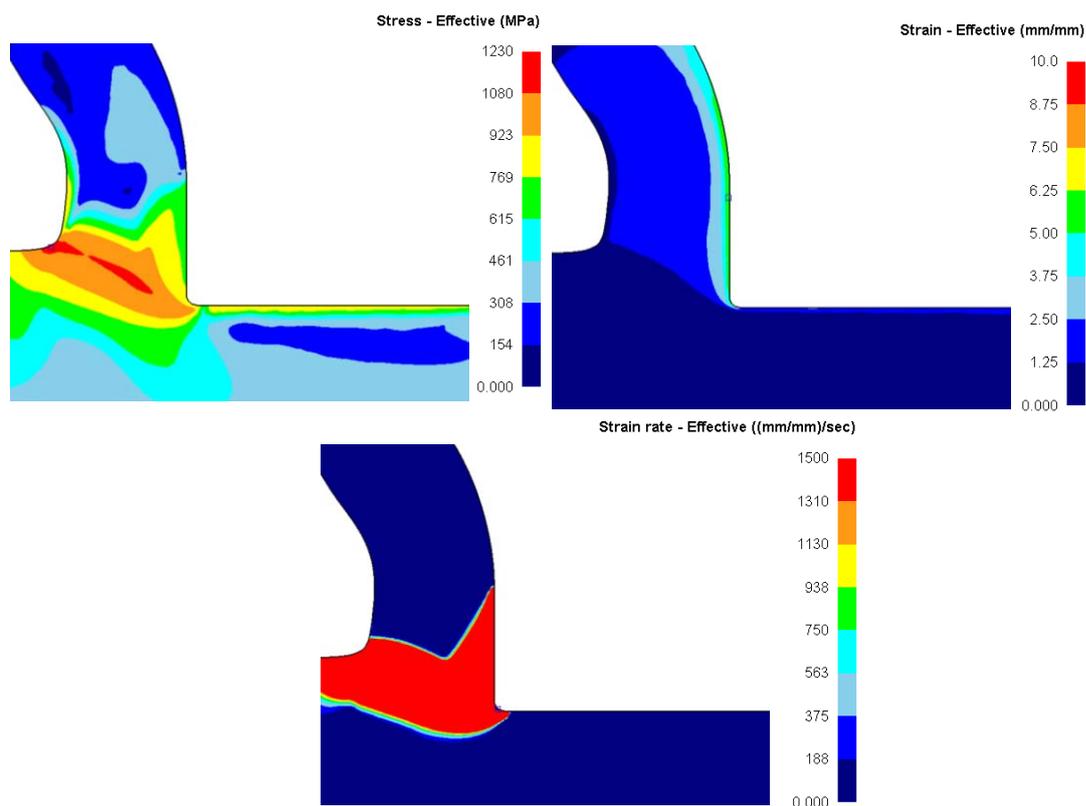


Figura 5.35 Tensión, deformación y velocidad de deformación herramienta con flanco 0,8 mm ($V_c=120$ m/min, $a=0,1$ mm/rev).

Con el radio de arista de 0,08 mm, el valor de tensión máxima se mantiene en la parte posterior de la viruta con el mismo valor. Así mismo se nota un incremento de la distribución de tensiones efectivas en la zona mecanizada, con respecto a la herramienta sin desgaste. El incremento del radio de arista produce mayores tensiones, a partir de la zona redondeada. En dicha zona se observan valores en torno a 769 MPa (ver figura 5.36).

La deformación máxima tiene un valor de 9,13 mm/mm. Este valor de deformación máxima se encuentra justo frente al radio de arista de la herramienta. Con el radio de arista también se observa un incremento en la distribución de deformación efectiva mayor en la superficie mecanizada, con valores en torno 5 mm/mm. La velocidad de deformación máxima en este caso es de $9,26 \cdot 10^4$ s⁻¹ y se encuentra la intersección del radio de arista y la superficie de incidencia.

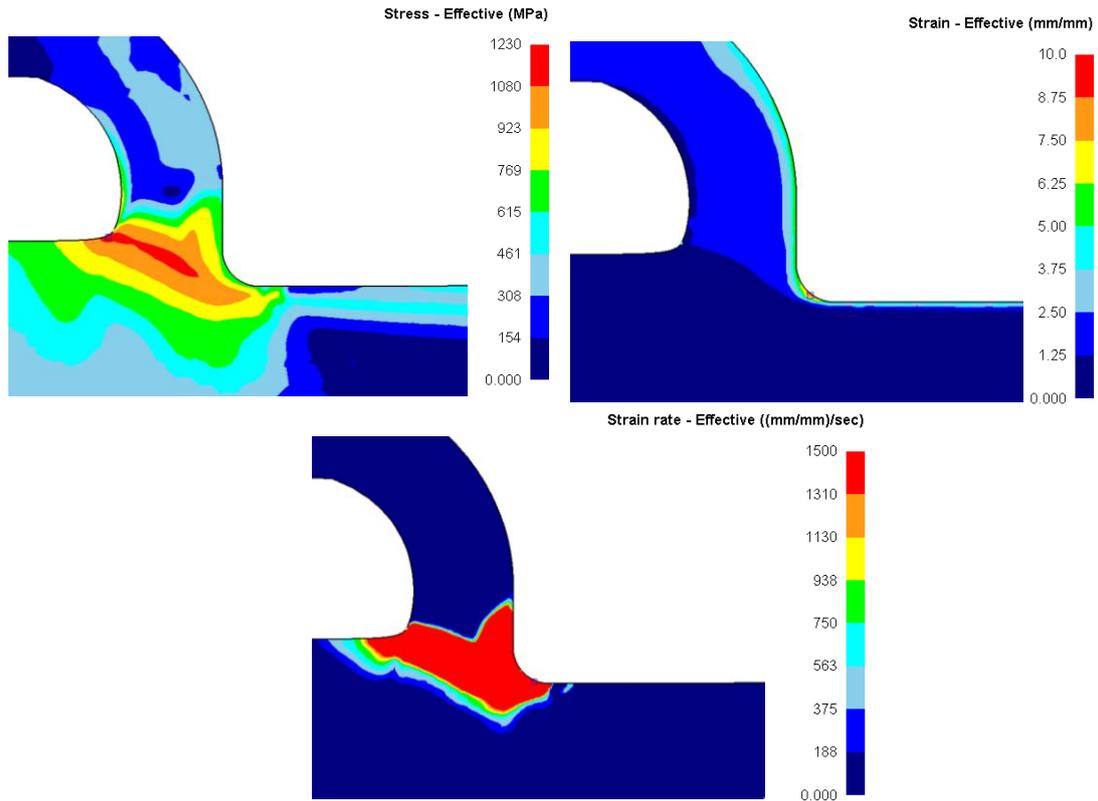


Figura 5.36 Tensión, deformación y velocidad de deformación herramienta con radio 0,08 mm ($V_c=120$ m/min, $a=0,1$ mm/rev).

Con la herramienta con cráter de 0,08 mm el valor de tensión máxima también se mantiene en la parte posterior de la viruta. El valor de dicha tensión máxima es de 1160 MPa. La superficie mecanizada presenta una distribución de tensiones similares a los obtenidos con la herramienta con redondeo de arista 0,08 mm.

La deformación máxima tiene un valor de 5,95 mm/mm. Este valor de deformación máxima se encuentra justo frente al radio de arista de la herramienta. La distribución de deformación efectiva en la superficie mecanizada es similar a la obtenida con herramientas sin desgaste, con valores en torno a 1,8 mm/mm. La velocidad de deformación máxima en este caso es de $2,35 \cdot 10^5$ s⁻¹ y se encuentra la intersección del radio de arista y la superficie de incidencia. La zona de alta velocidad de deformación coincide, como el resto de las geometrías analizadas, en la zona primaria o de cizalladura.

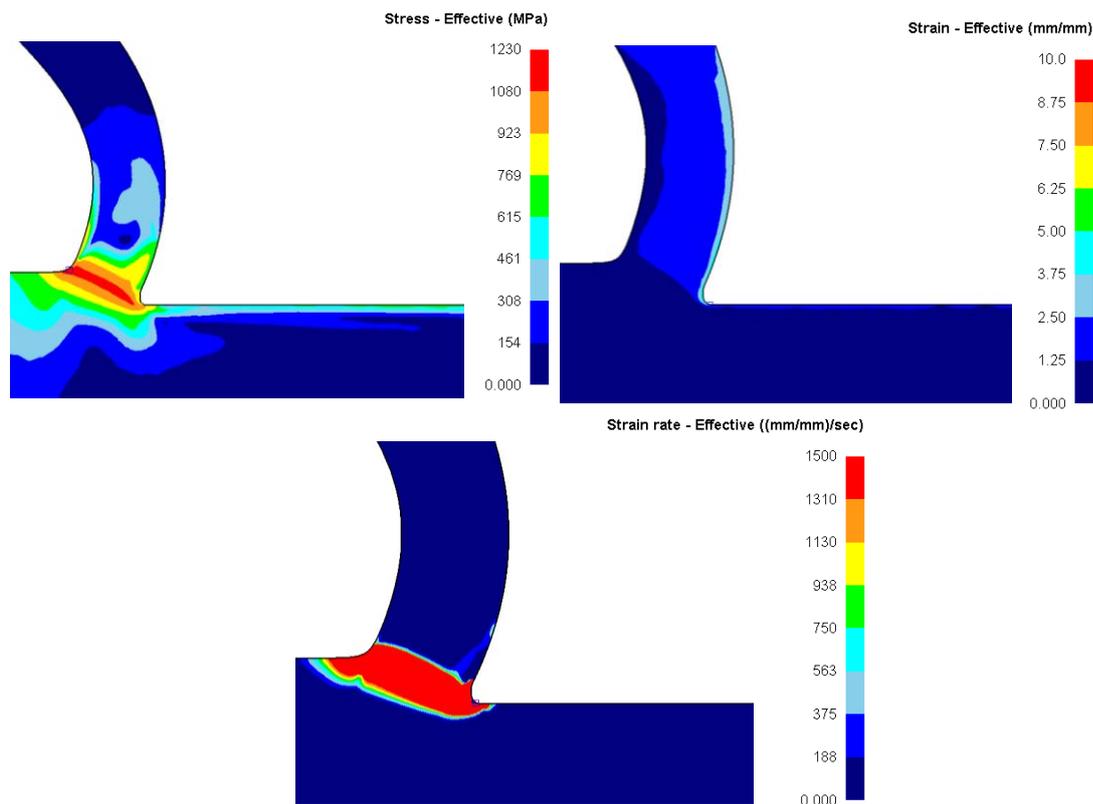


Figura 5.37 Tensión, deformación y velocidad de deformación herramienta con cráter 0,08 mm ($V_c=120$ m/min, $a=0,1$ mm/rev).

La distribución de tensiones obtenida con el recrecimiento de filo máximo (0,5 mm) en la superficie mecanizada presenta valores alrededor de los 760 MPa. El valor de tensión efectiva máxima en este caso es de 1130 MPa.

La deformación efectiva máxima es de 19,4 mm/mm. La deformación máxima se observa en la intersección del recrecimiento de filo con la superficie de incidencia. La superficie mecanizada presenta deformaciones en torno a los 9 mm/mm, lo que indica un incremento del valor de las deformaciones efectivas con el recrecimiento de filo.

El punto de velocidad de deformación máxima, para el caso con recrecimiento de filo máximo es de $1,27 \cdot 10^5$ s⁻¹, y se encuentra en la intersección del recrecimiento de filo y la superficie de incidencia.

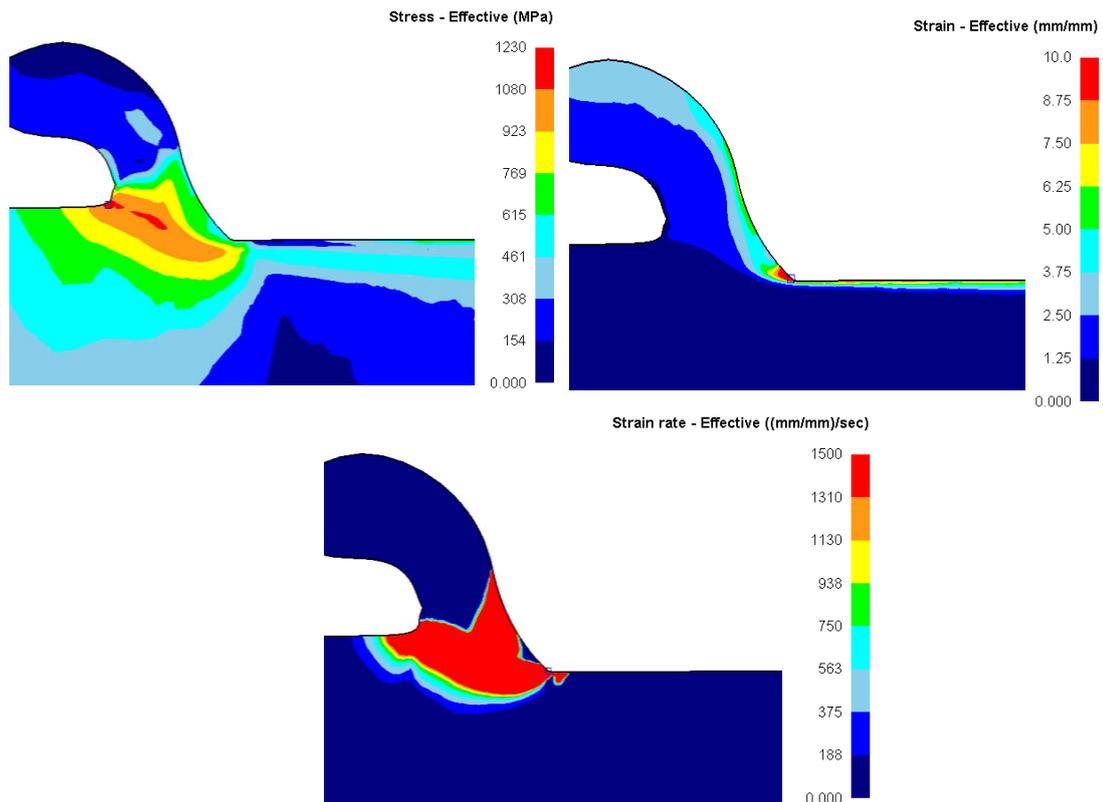


Figura 5.38 Tensión, deformación y velocidad de deformación herramienta con recrecimiento de filo 0,5 mm ($V_c=120$ m/min, $a=0,1$ mm/rev).

Para la herramienta con chaflán de 0,15 mm se observa un valor de tensión máxima de 1160 MPa. La distribución de tensiones en la superficie mecanizada presenta valores alrededor de los 760 MPa, similar a la obtenida con el recrecimiento de filo.

La deformación máxima se observa en la intersección del chaflán con la superficie de incidencia y presenta un valor de 16,5 mm/mm. La distribución de deformación en la superficie mecanizada muestra valores entre 5 y 6 mm/mm.

Los valores máximos de distribución de velocidad de deformación suelen encontrarse en la zona adyacente a la superficie de incidencia de la herramienta, pues el material ha pasado por un proceso similar al de extrusión. El material es extruido bajo la zona de estancamiento para formar la superficie mecanizada. La distribución de tensiones es consistente con lo observado en procesos de extrusión, en donde el cambio de ángulo del molde no afecta las tensiones en la dirección de extrusión, pero afecta significativamente las tensiones en la dirección perpendicular (Movahhedy et al, 2002).

El punto de velocidad de deformación máxima, para el caso con chaflán máximo es de $1,46 \cdot 10^5 \text{ s}^{-1}$, y se encuentra justo en la intersección de la longitud del chaflán y la superficie de incidencia. En Yen et al, 2004(a), también se observó una velocidad de deformación máxima cerca de la parte inferior de la esquina del chaflán, del orden de $8,5 \cdot 10^4 \text{ s}^{-1}$.

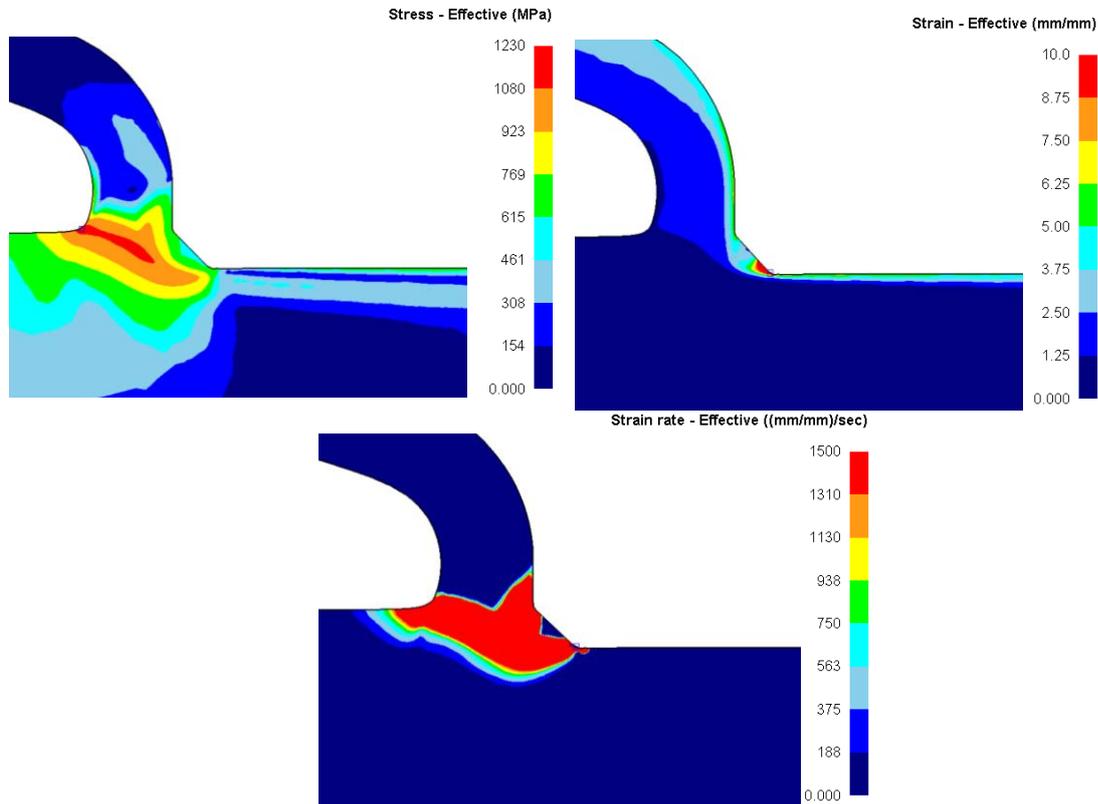


Figura 5.39 Tensión, deformación y velocidad de deformación herramienta con chaflán 0,15 mm ($V_c=120 \text{ m/min}$, $a=0,1 \text{ mm/rev}$).

5.6 PRESIÓN NORMAL

En este apartado se analiza la distribución de la presión normal que ejerce el material sobre la herramienta, tanto en la zona de contacto con la viruta, como con la superficie mecanizada. Se prestará especial atención a esta última (presión en la zona de contacto superficie mecanizada-herramienta). El empuje del material en dicha zona (denominado *ploughing force*) está muy relacionado con los incrementos de la fuerza de avance observados en las simulaciones con herramientas con determinados tipos de desgaste.

Tal y como se indicó en la validación del modelo (capítulo 4), estos fenómenos provocan los mayores errores del modelo desarrollado en relación con la determinación de las componentes de la fuerza de mecanizado. La relación indicada es especialmente clara para el caso de las herramientas con flanco en las que los excesivos incrementos de la fuerza de avance se corresponden en su totalidad con el empuje del material de la pieza sobre el flanco de la herramienta.

La figura 5.40 muestra la presión normal del material sobre la herramienta con y sin desgaste de flanco. La presión normal sobre el flanco de la herramienta supone un incremento de la fuerza de avance dado por la Ec.(5.3). Asimismo, ese incremento de fuerza de avance genera un incremento de la fuerza de corte relacionado mediante la ley de fricción establecida entre el flanco de la herramienta y la superficie mecanizada. En el modelo numérico desarrollado se ha establecido que en dicha zona se produce rozamiento de Coulomb con coeficiente de fricción μ constante igual a 0,4 Ec.(5.4).

$$\Delta F_a = \int_{flanco} P_N \cdot dS \quad (5.3)$$

$$\Delta F_c = \mu \cdot \Delta F_a \quad (5.4)$$

Siendo P_N la presión normal, dS el diferencial de superficie de la zona de flanco correspondiente y μ el coeficiente de rozamiento entre el flanco de la herramienta y el material mecanizado ($\mu=0,4$).

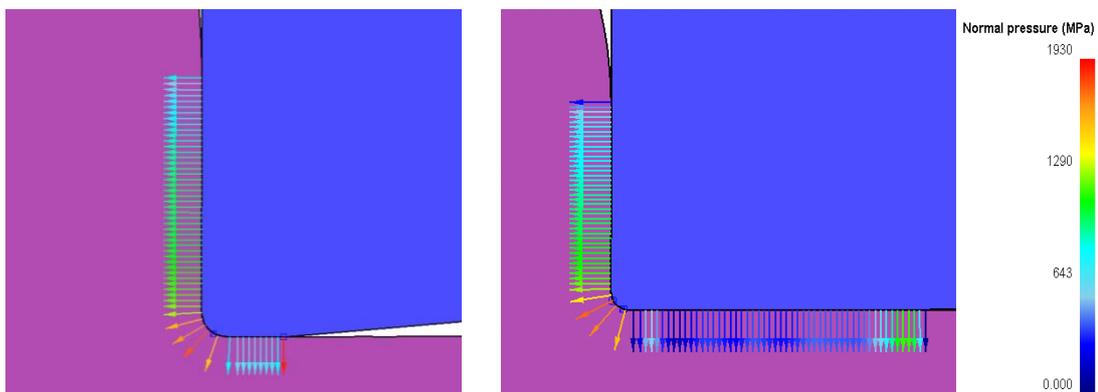


Figura 5.40 Distribución de presión, para herramienta sin desgaste y con flanco de 0,4 mm ($V_c=120$ m/min, $a=0,1$ mm/rev).

En la figura 5.41 se puede observar que efectivamente los incrementos de las fuerzas de avance y de corte con el desgaste de flanco, determinados numéricamente, son muy similares a los incrementos de las fuerzas correspondientes a la presión normal del material sobre el flanco, calculados a partir de las ecuaciones 5.3 y 5.4. Por tanto, las grandes diferencias entre los valores de F_a determinados numéricamente y los medidos experimentalmente son debidos a que el modelo no es capaz de determinar con precisión la fuerza debida al empuje del material bajo la herramienta (*ploughing force*).

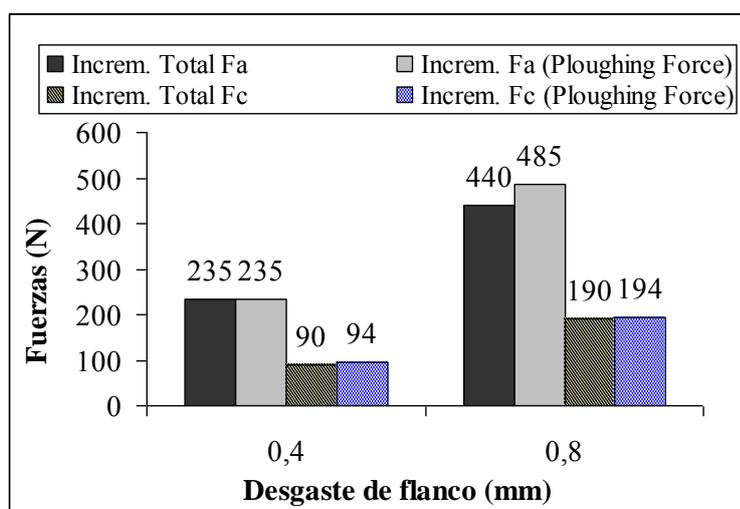


Figura 5.41 Incrementos en el modelo numérico de F_a y F_c totales y de F_a y F_c correspondientes a la presión normal sobre la zona de flanco ($V_c=120$ m/min, $a=0,1$ mm/rev).

En el capítulo de validación también se determinó que el modelo numérico indicaba incrementos de la fuerza de avance muy superiores a los experimentales para las herramientas con redondeo de filo y recrecimiento de filo. Estas geometrías, junto con las herramientas con chaflán, presentan una arista de corte que suele relacionarse con importantes fuerzas de empuje del material que fluye bajo la herramienta.

En la figura 5.42 se muestra la evolución de la presión normal sobre la superficie de la herramienta, desde el punto del filo correspondiente a una altura de 0,02 mm, hasta la pérdida de contacto entre la herramienta y la superficie mecanizada del material. Se ha elegido la altura de 0,02mm por tratarse de la posición donde aproximadamente, para las herramientas desgastadas, se produce la división del material entre el material que fluye bajo el filo y el que fluye formando la viruta.

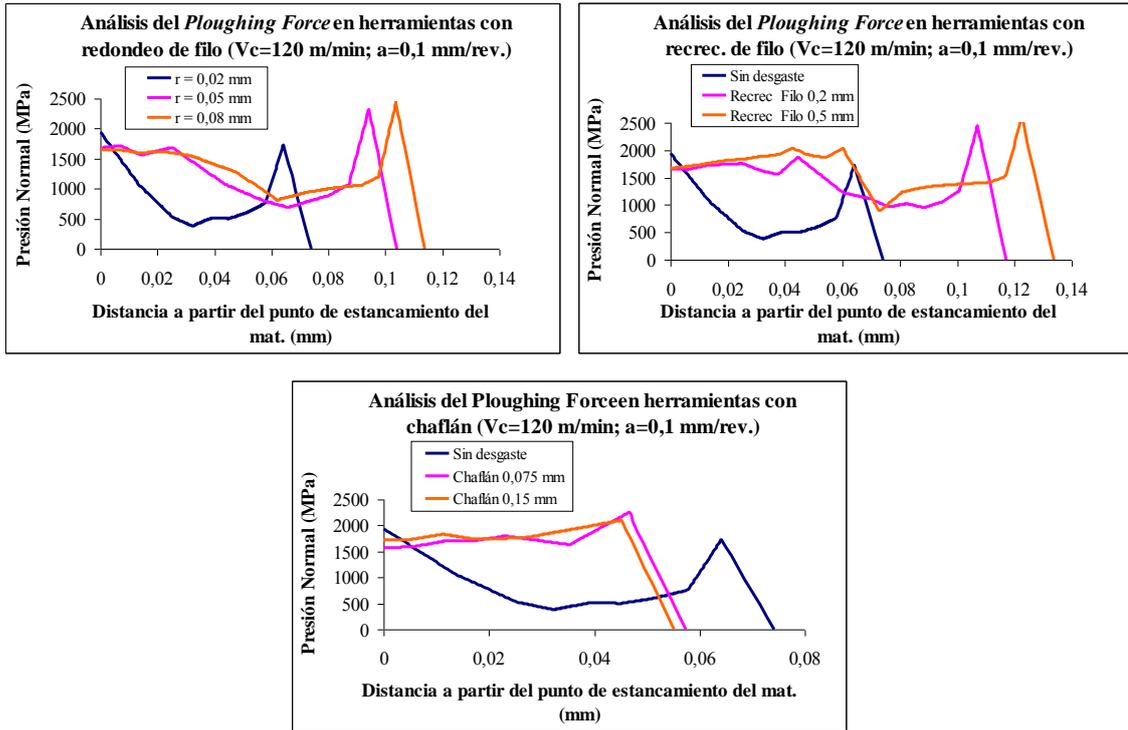


Figura 5.42 Presión normal desde el punto del filo correspondiente a altura 0,02 mm, hasta el punto de pérdida de contacto superficie mecanizada-herramienta: herramientas sin desgaste y con los 2 niveles de redondeo de filo, recrecimiento y chaflán, ($V_c=120$ m/min, $a=0,1$ mm/rev.).

Se observa que para las herramientas con gran redondeo de filo y con recrecimiento de filo, la fuerza de empuje del material que fluye bajo la herramienta es significativamente superior a la de la herramienta sin desgaste. También para estas geometrías, los errores del modelo en la determinación de la fuerza de empuje (*ploughing force*) pueden ser la explicación de las diferencias entre los resultados numéricos y experimentales de F_a .

Para el caso de la herramienta con chaflán, también se observan mayores presiones normales sobre la herramienta, pero la zona de contacto superficie mecanizada-herramienta es mucho menor que para los otros desgastes, e incluso menor que la correspondiente a la herramienta sin desgaste. Por lo tanto, en las simulaciones correspondientes a herramienta con chaflán, la fuerza de empuje tiene una influencia mucho menor sobre la fuerza de avance total. Esta observación está en consonancia con el hecho de que los errores del modelo para las herramientas con chaflán son mucho menores que los correspondientes a las herramientas con flanco, gran redondeo y recrecimiento de filo.

En la figura 5.43 se muestran las distribuciones de presión normal correspondientes a todas las geometrías de herramienta consideradas, para las condiciones de corte estándar.

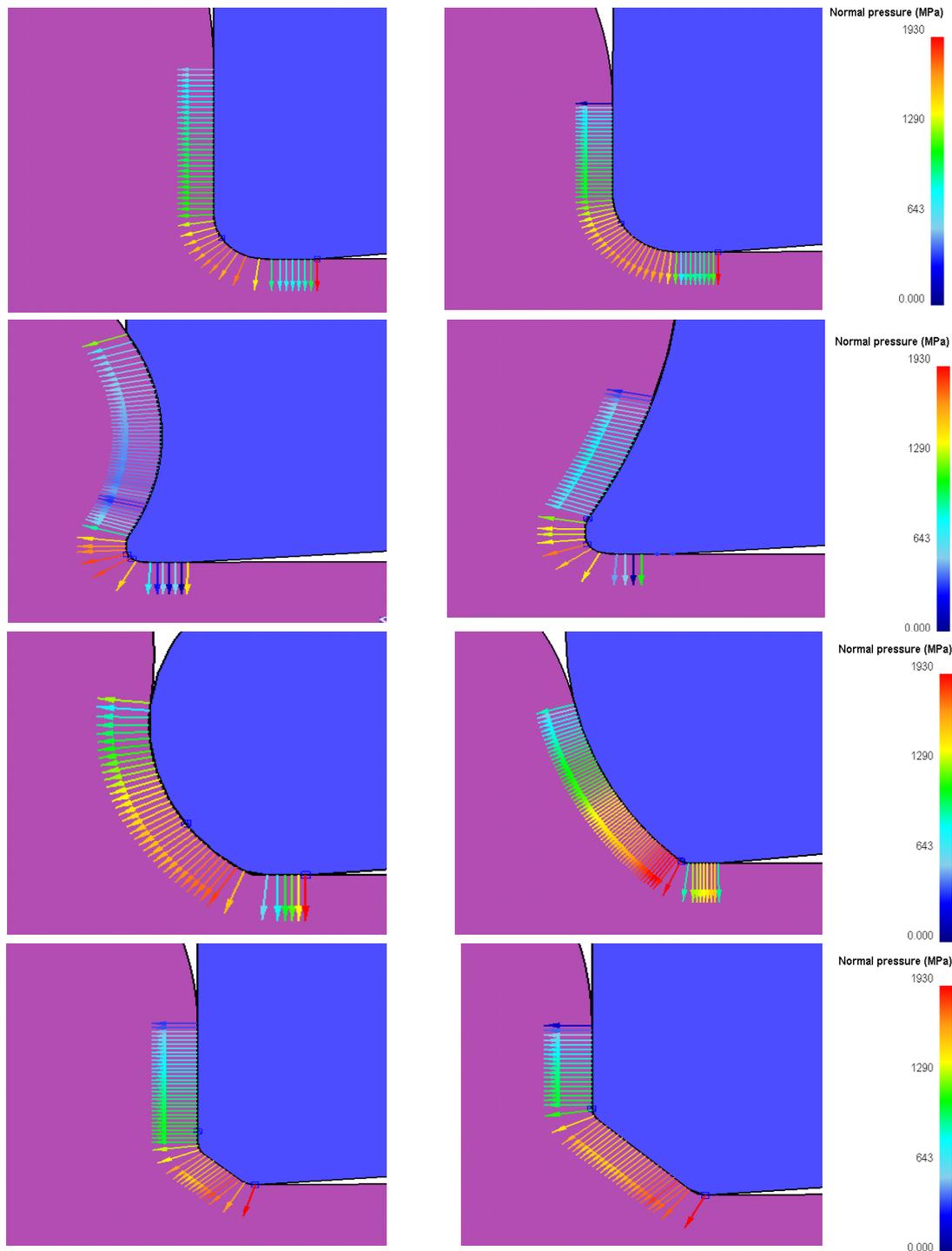


Figura 5.43 Distribución de presión normal, para la herramientas con un solo tipo de desgaste ($V_c=120$ m/min, $a=0,1$ mm/rev).

5.7 PUNTO Y ZONA DE ESTANCAMIENTO DE MATERIAL

Tal y como se expuso en el estado del arte (capítulo 1), durante la formación de viruta, frecuentemente se forman zonas frente a la arista de la herramienta en donde se acumula material. Estas zonas pueden tener una gran influencia sobre la vida de la herramienta, rugosidad y dimensiones finales de la pieza mecanizada. A la zona en la que el material prácticamente no presenta movimiento respecto de la herramienta de corte se la denomina zona de estancamiento del material. Esta zona define la posición (denominado punto de estancamiento) donde el material se separa en dos partes: la que forma parte de la viruta y la que fluye por debajo de la herramienta, constituyendo la superficie mecanizada de la pieza (Nars et al, 2007)(Yen et al, 2004(a)). La altura del punto de estancamiento respecto de la superficie mecanizada coincide con el espesor de material que debe comprimirse para fluir bajo el filo de la herramienta.

La recuperación elástica del material que fluye bajo el filo produce una fuerza de empuje sobre la herramienta denominada *ploughing force* (Ranganath et al, 2007)(Aramcharoen y Mativenga, 2009). Esta fuerza es especialmente significativa en los procesos de mecanizado con avances pequeños en relación con el radio de filo (micromecanizado, mecanizado con herramientas con gran redondeo de filo, etc.) (Son et al, 2005) (Woon et al, 2008). Por ello, es un fenómeno especialmente relevante en procesos de corte con herramientas con geometría desgastada.

5.7.1 Criterios para la determinación de la altura del punto de estancamiento

Como puede observarse en la figura 5.44 la velocidad del material en la zona de corte muestra cambios en su dirección que dificultan la determinación del espesor de material que fluye bajo la herramienta. Generalmente suelen emplearse 2 criterios para determinar la posición del punto de estancamiento y poder establecer la altura correspondiente:

- Punto de la interfase herramienta-viruta en la que el material tiene velocidad nula en relación con la herramienta (Ranganath et al, 2007)(Woon et al, 2008).

- Considerar como zona de estancamiento el material cuya velocidad respecto de la herramienta es inferior al 2% de la velocidad de corte. Esta zona suele presentar una geometría aproximadamente triangular, siendo uno de sus lados coincidente con la zona de adhesión en la superficie de desprendimiento de la herramienta (ver figura 5.44). En relación con esta zona triangular se denomina punto de estancamiento al vértice opuesto a la zona de adhesión en la herramienta (Nars et al, 2007)(Yen et al, 2004(a)).

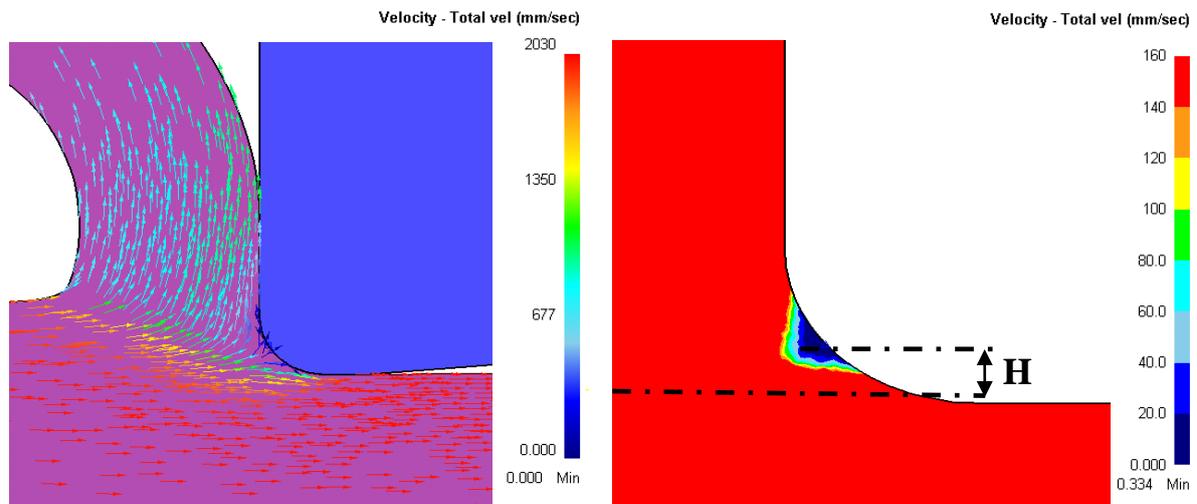


Figura 5.44 Vectores de velocidad total (izq.) y vértice de la zona con $V_c < 2\%$ (der.)
($V_c = 120$ m/min, $a = 0,1$ mm/rev).

Cuando se forma una zona de estancamiento, hay un gradiente de velocidad muy elevado entre la parte inferior de dicha zona y el material adyacente que fluye bajo la superficie de incidencia de la herramienta, por lo que puede ser considerada como una extensión de la zona terciaria de deformación (Movahhedy et al, 2002). Debido a los cambios en la dirección de la velocidad del material en la zona de corte consideramos que el 2º criterio es más adecuado por reflejar el efecto de la zona de estancamiento como nueva geometría de herramienta que da lugar al flujo de material en la zona de corte.

Por otra parte, En este trabajo se ha aplicado una nueva metodología para la determinación del espesor de material que fluye bajo la viruta considerando que es igual

al desplazamiento en la dirección del movimiento de avance (*desplazamiento en y*) que ha sufrido el material que constituye la superficie mecanizada.

En la figura 5.45 se muestra la distribución de desplazamientos en *y* correspondiente a la herramienta con redondeo de arista igual a 0,08 mm, $V_c=120$ m/min y $a=0,1$ mm/rev. Así mismo se muestra la variación con el tiempo de corte del desplazamiento de 4 puntos situados en la superficie mecanizada, siendo la diferencia máxima de dichos valores el resultado equivalente a la altura del punto de estancamiento.

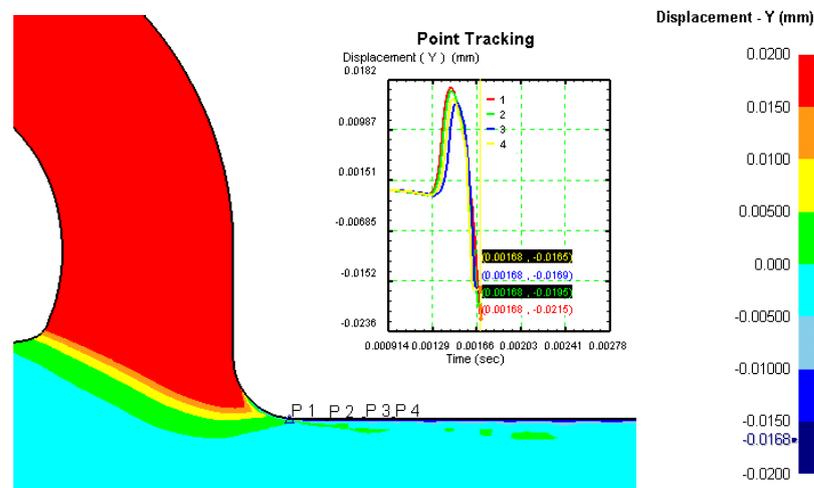


Figura 5.45 Medida del desplazamiento del material mecanizado ($V_c=120$ m/min, $a=0,1$ mm/rev).

A continuación se muestran los valores de altura de punto de estancamiento obtenidos a partir de los 2 sistemas descritos para las herramientas sin desgaste y con los 2 niveles de redondeo de filo, chaflán y recrecimiento de filo. Estas geometrías de desgaste son las que mayor influencia pueden presentar en relación con la fuerza de empuje.

En la tabla 5.8 se muestran los valores de altura del punto de estancamiento correspondientes a los distintos redondeos de filo considerados. Para la herramienta sin desgaste (redondeo 0,02 mm), la altura del punto de estancamiento es prácticamente nula. Para los redondeos de filo 0,05 mm y 0,08 mm se obtienen valores de altura significativos, observándose diferencias importantes según el sistema empleado para la determinación de dicho valor.

En general, las variaciones al pasar de redondeo 0,05 a 0,08 mm son similares para las 4 condiciones de corte consideradas. El incremento medio al pasar de redondeo 0,05 a 0,08 mm es del 24% si se determina la altura a partir de la zona de material triangular con velocidad inferior al 2% de la velocidad de corte, y del 62,7% si se determina a partir de los desplazamientos que ha sufrido el material de la superficie mecanizada.

Tabla 5.8 Altura del punto de estancamiento del material en relación con el redondeo de arista.

GEOMETRÍA SIN DESGASTE = 0,02 mm				
	<i>V_c = 120 m/min</i>		<i>V_c = 240 m/min</i>	
<i>a (mm/rev)</i>	Estancamiento <i>V < 2% V_c (H)</i>	Desplazamiento y Superf. mecanizada	Estancamiento <i>V < 2% V_c (H)</i>	Desplazamiento y Superf.mecanizada
0,05	-----	-----	-----	-----
0,1	-----	-----	-----	-----
REDONDEO DE ARISTA=0,05 mm				
	<i>V_c = 120 m/min</i>		<i>V_c = 240 m/min</i>	
<i>a (mm/rev)</i>	Estancamiento <i>V < 2% V_c (H)</i>	Desplazamiento y Superf. mecanizada	Estancamiento <i>V < 2% V_c (H)</i>	Desplazamiento y Superf.mecanizada
0,05	0,015	0,021	0,016	0,015
0,1	0,017	0,022	0,018	0,021
REDONDEO DE ARISTA=0,08 mm				
	<i>V_c = 120 m/min</i>		<i>V_c = 240 m/min</i>	
<i>a (mm/rev)</i>	Estancamiento <i>V < 2% V_c (H)</i>	Desplazamiento y Superf. mecanizada	Estancamiento <i>V < 2% V_c (H)</i>	Desplazamiento y Superf.mecanizada
0,05	0,019	0,032	0,018	0,026
0,1	0,022	0,038	0,023	0,032

La diferencia media que se obtiene con ambos criterios es del 56% con el radio de arista de 0,08 mm (para las 4 condiciones de corte estudiadas). Para la herramienta con radio de arista de 0,05 mm, la diferencia media es del 20%. En este sentido se obtuvieron valores mayores con el criterio del desplazamiento en y de la superficie mecanizada con el redondeo de arista máximo.

En la figura 5.46 se muestran los campos de velocidades correspondientes a la herramienta sin desgaste y a la herramienta con redondeo máximo, 0,08 mm. La zona de estancamiento corresponde a los 2 campos de velocidades más bajas (zonas en color

azul oscuro). En el caso de la herramienta sin desgaste, los campos de velocidades correspondientes a la zona de estancamiento eran inestables.

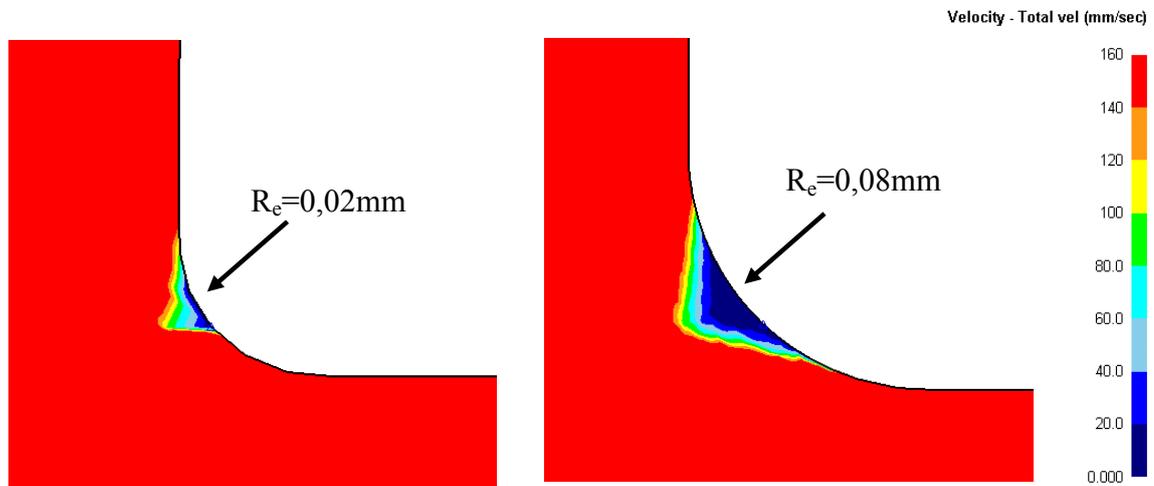


Figura 5.46 Zona de estancamiento con herramienta sin desgaste (zona de estancamiento inestable) y con radio de 0,08 mm ($V_c=120$ m/min, $a=0,1$ mm/rev).

A continuación se muestran los resultados de altura de estancamiento obtenidos para la herramienta con chaflán (tabla 5.9) y recrecimiento de filo (tabla 5.10). Para las herramientas con flanco y cráter, al igual que para la herramienta sin desgaste, no se obtuvieron alturas del punto de estancamiento significativas.

Los valores de altura de estancamiento para las herramientas con chaflán y con recrecimiento de filo muestran diferencias grandes en función del sistema empleado para su determinación. Al determinar el desplazamiento del material en la superficie mecanizada se obtienen valores inferiores a los correspondientes a la altura del vértice de la zona con velocidad menor al 2% de V_c .

En concreto, para los casos correspondientes a herramienta con chaflán, las diferencias medias fueron del 38 y 28%, para el chaflán de 0,075 y 0,15 mm, respectivamente. Cabe destacar que se obtuvieron valores menores con el criterio correspondiente al desplazamiento en y de la superficie mecanizada.

El comportamiento es similar para los casos con las herramientas con recrecimiento de filo (ver tabla 5.10). Las diferencias medias obtenidas para los dos niveles de

recrecimientos estudiados oscilan entre el 10 y 33%, para el recrecimiento de 0,2 y 0,5 mm, respectivamente.

Tabla 5.9 Altura del punto de estancamiento del material en relación con el chaflán.

LONGITUD DE CHAFLÁN =0,075 mm				
	<i>V_c = 120 m/min</i>		<i>V_c = 240 m/min</i>	
<i>a (mm/rev)</i>	Estancamiento V<2% V _c (H)	Desplazamiento y Superf. mecanizada	Estancamiento V<2% V _c (H)	Desplazamiento y Superf.mecanizada
0,05	0,018	0,012	0,017	0,009
0,1	0,019	0,015	0,023	0,012
LONGITUD DE CHAFLÁN =0,15 mm				
	<i>V_c = 120 m/min</i>		<i>V_c = 240 m/min</i>	
<i>a (mm/rev)</i>	Estancamiento V<2% V _c (H)	Desplazamiento y Superf. mecanizada	Estancamiento V<2% V _c (H)	Desplazamiento y Superf.mecanizada
0,05	0,021	0,014	0,023	0,015
0,1	0,025	0,021	0,031	0,022

Tabla 5.10 Altura del punto de estancamiento del material para las herramientas con recrecimiento de filo.

RADIO DE RECREC. DE FILO =0,2 mm				
	<i>V_c = 120 m/min</i>		<i>V_c = 240 m/min</i>	
<i>a (mm/rev)</i>	Estancamiento V<2% V _c (H)	Desplazamiento y Superf. mecanizada	Estancamiento V<2% V _c (H)	Desplazamiento y Superf.mecanizada
0,05	0,019	0,018	0,021	0,015
0,1	0,027	0,029	0,029	0,025
RADIO DE RECREC. DE FILO =0,5 mm				
	<i>V_c = 120 m/min</i>		<i>V_c = 240 m/min</i>	
<i>a (mm/rev)</i>	Estancamiento V<2% V _c (H)	Desplazamiento y Superf. mecanizada	Estancamiento V<2% V _c (H)	Desplazamiento y Superf.mecanizada
0,05	0,025	0,017	0,023	0,015
0,1	0,035	0,023	0,031	0,022

Considerando los valores obtenidos a partir de la altura del vértice de la zona de estancamiento, se observa un cierto incremento del espesor del material que fluye bajo el filo al aumentar el nivel de desgaste. Al pasar del chaflán de 0,075 mm al de 0,15 mm se produce un incremento medio del 30%. Al pasar del recrecimiento pequeño al grande, el incremento medio es del 19%. Con el criterio correspondiente al

desplazamiento en y de la superficie mecanizada, se obtienen incrementos del 52 y 10%, para las herramientas con chaflán y recrecimiento, respectivamente.

En la figura 5.47, se observa que el triángulo que forma la zona de estancamiento para la herramienta con chaflán, no abarca la totalidad de la longitud del chaflán. Este resultado ya ha sido reflejado por diferentes autores (Movahhedy et al, 2002).

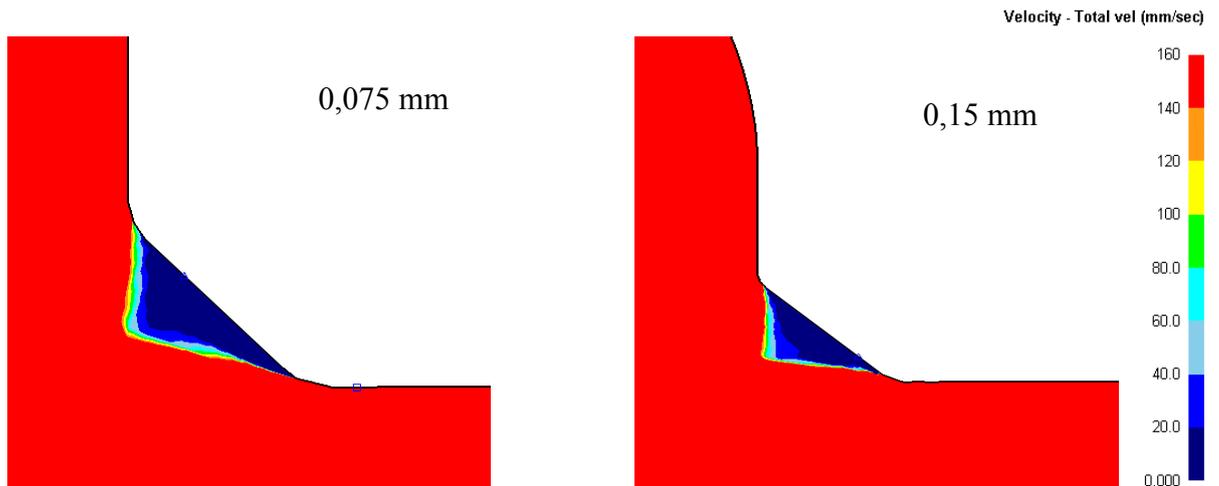


Figura 5.47 Criterio de estancamiento de material (H), chaflán de 0,075 y 0,15 mm ($V_c=120$ m/min, $a=0,1$ mm/rev).

En las herramientas con recrecimiento de filo también se observa la formación de una zona de estancamiento frente a la arista de corte. La misma se mantiene estable durante las simulaciones (ver figura 5.48).

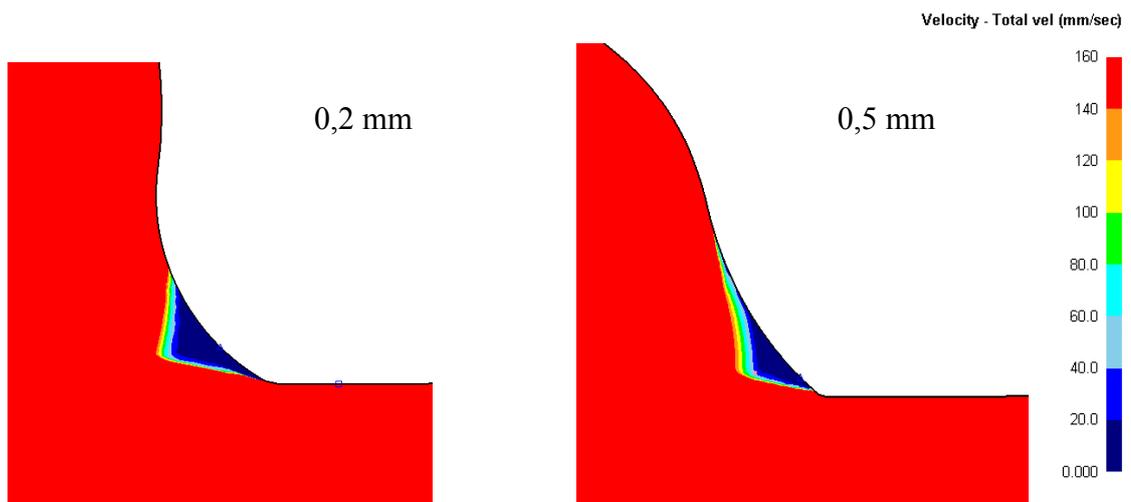


Figura 5.48 Criterio de estancamiento de material (H), con radio de recrecimiento de filo 0,2 y 0,5 mm ($V_c=120$ m/min, $a=0,1$ mm/rev).

5.7.2 Relación entre la altura del punto de estancamiento y las diferencias entre las fuerzas determinadas numéricamente y las experimentales

En el proceso de validación se determinó que las principales diferencias del modelo numérico con respecto a los valores experimentales se producían en relación con las fuerzas de avance para determinadas geometrías de desgaste de herramienta. Como ya se ha comentado anteriormente, estas diferencias pueden deberse a la fuerza de empuje (*ploughing force*), que a su vez está relacionada con la altura del punto de estancamiento de material.

En la figura 5.49 se muestra la relación entre la altura del punto de estancamiento y la diferencia de la fuerza de avance (entre valores experimentales y numéricos) para las condiciones de corte y redondeos de arista estudiados. Cada una de las líneas representa condiciones de corte distintas. En cada línea, el primer punto corresponde al radio de arista sin desgaste (0,02 mm), el segundo punto, a la herramienta con radio de 0,05 mm y el tercer punto, a la herramienta con radio de 0,08mm.

En la figura 5.50 se muestra la relación entre la altura del punto de estancamiento y la diferencia de la fuerza de avance, para la herramienta sin desgaste y los dos niveles de recrecimiento analizados. En dicha figura se aprecian las gráficas correspondientes a las 4 condiciones de corte estudiadas.

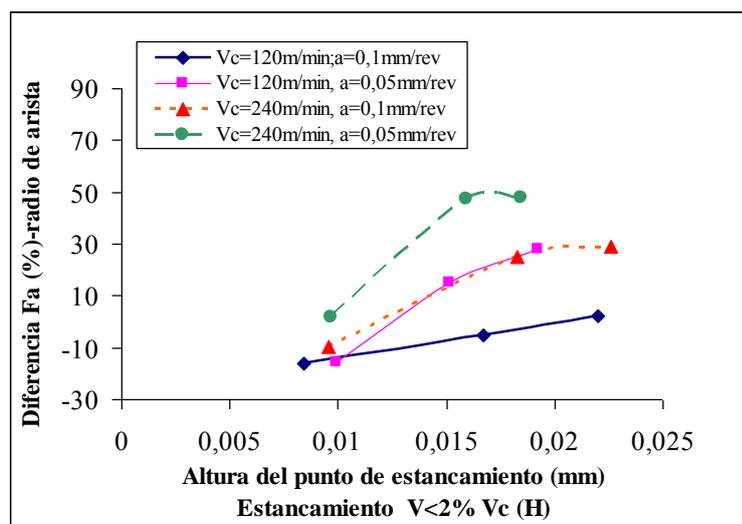


Figura 5.49 Diferencia de F_a (%) vs la altura del punto de estancamiento, con radio de filo.

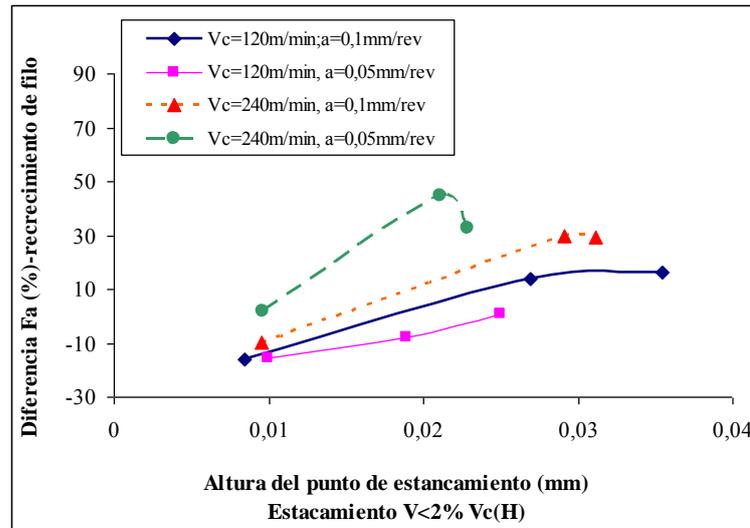


Figura 5.50 Diferencia de F_a (%) vs la altura del punto de estancamiento, con recrecimiento de filo.

Se puede observar que prácticamente en todos los casos, mayores alturas del punto de estancamiento (por tanto, mayores fuerzas de empuje) se corresponden con mayores diferencias entre la fuerza de avance numérica y experimental. Este resultado es coherente con la conclusión avanzada anteriormente de que los errores en la determinación de la fuerza de avance para este tipo de desgastes están relacionados con los errores del modelo en la determinación de la fuerza de empuje bajo la herramienta.

5.8 CONCLUSIONES DEL CAPÍTULO

En este capítulo se han mostrado y analizado los resultados, obtenidos a partir del modelo numérico, correspondientes a distintas magnitudes implicadas en el proceso de mecanizado, pero que no han sido determinadas experimentalmente. Este análisis de resultados complementa el realizado en el capítulo 2 relativo a los valores experimentales de las componentes de la fuerza de mecanizado y de las tensiones residuales en el material.

A continuación se indican las principales conclusiones extraídas a partir del trabajo reflejado en este capítulo:

- El modelo numérico no permite obtener valores realistas correspondientes a la distribución de temperatura en la herramienta debido a los limitados tiempos de corte que se simulan, a las reducidas dimensiones de la herramienta y a las condiciones de contorno térmicas impuestas sobre la herramienta.
- Las temperaturas en la superficie mecanizada y en la viruta, obtenidas a partir del modelo numérico, estabilizan a gran velocidad. Por ello, se considera que los valores de estas magnitudes, determinados numéricamente sí son representativos de los que realmente se alcanzan en los procesos de corte simulados.
- El modelo numérico considera una única pasada de corte por lo que las temperaturas en el material y en la viruta no consideran el efecto de la acumulación de calor debida a la realización de numerosas pasadas sucesivas. En el capítulo 6 se analizará el efecto de simular varias pasadas de corte sucesivas.
- Debido a que el modelo considera comportamiento elastoplástico del material, la recuperación elástica del material que fluye bajo el filo produce un empuje sobre la herramienta denominado *ploughing force*. El efecto de esta fuerza de empuje está sobrevalorado en los resultados del modelo numérico, lo cual produce numerosos efectos entre los que se destaca:
 - La temperatura en la herramienta aumenta principalmente en la zona de contacto de la herramienta con la superficie mecanizada. Por ello, las temperaturas alcanzadas en la zona del filo y superficie de incidencia suelen ser significativamente superiores a las temperaturas en la superficie de desprendimiento.
 - El modelo predice valores de la fuerza de empuje superiores a los que se producen en los ensayos. Esto provoca que para determinadas geometrías de herramienta, en las que la fuerza de empuje es muy significativa, el modelo indique valores para la fuerza de avance mucho mayores que los medidos

experimentalmente. Este efecto es especialmente importante en las herramientas con desgaste de flanco.

- Es razonable pensar, que igual que las fuerzas de empuje están sobrevaloradas en el modelo, también las temperaturas máximas alcanzadas en la superficie mecanizada podrían ser significativamente superiores a las experimentales.

- A diferencia de para otras geometrías de herramienta, en general, las herramientas con chaflán presentan su máxima T en la zona de la superficie de desprendimiento, en lugar de en la de incidencia. Además, los resultados numéricos y experimentales relativos a las componentes de la fuerza son muy similares. Estas y otras observaciones llevan a concluir que aparentemente en los mecanizados con herramienta con chaflán el efecto de la fuerza de empuje no es muy significativo.

Capítulo 6: Modelización Numérica 2D con Pasadas Sucesivas

En el ámbito de esta Tesis se analizaron en el capítulo 4, distintos aspectos que pudieran explicar las diferencias encontradas entre los resultados del modelo numérico y de los ensayos realizados.

En este capítulo se incluye el trabajo correspondiente a la influencia de la modelización del mecanizado con pasadas sucesivas, puesto que esas condiciones son las presentes en los ensayos realizados.

Uno de los efectos producidos por la realización de pasadas sucesivas es el incremento de la temperatura del material mecanizado. En el estudio debe considerarse que este calentamiento está muy afectado por el mallado de la pieza.

Una malla basta produce interpolaciones debida a los elementos grandes que influye en la representación del gradiente de temperatura, lo que a su vez afecta los resultados de fuerza y tensiones residuales debidas al mecanizado. Para evitar estos errores durante la modelización de pasadas sucesivas se empleó un mallado fino en toda la capa superior del material a mecanizar.

Además, para evitar el efecto térmico de los extremos de la pieza en la distribución de temperatura, se considera una longitud mecanizada de 5 mm. Esta longitud también facilita la realización de pasadas sucesivas en la pieza y permite el análisis posterior de tensiones residuales en la zona mecanizada de la pieza. Para acelerar la estabilización de la temperatura se trabajó con una temperatura inicial de la pieza igual a 40°C. De igual forma, se verificó el efecto mecánico sobre las propiedades del material debido a las pasadas sucesivas

6.1 ADAPTACIÓN DEL MODELO NUMÉRICO PARA LA SIMULACIÓN DE PASADAS SUCESIVAS

Como parte de este trabajo, se adaptó el modelo numérico descrito en el capítulo 3, para permitir la simulación del mecanizado con varias pasadas sucesivas. En primer lugar se realizó un análisis del efecto del tamaño de elementos en la distribución térmica que se obtiene después de una pasada. Este análisis incluye tres modelos básicos, todos ellos realizados con la geometría de herramienta sin desgaste, velocidad de corte 120 m/min. y avance 0,1 mm/rev. Estas simulaciones se realizaron con una pieza de 5 mm de altura por 5 mm de ancho. La caracterización del material, ley de fricción, condiciones de contorno y condiciones de control de la simulación fueron definidos con los mismos valores empleados en el modelo 2D de pasada única.

Para reducir el número de pasadas necesarias para que la temperatura de la pieza alcance su valor estacionario, el modelo de pasadas sucesivas seleccionado (tras realizar el análisis del gradiente térmico) consideró una temperatura inicial de la pieza 40°C en lugar de 20°C (valor empleado en la simulación de pasada única).

Con objeto de determinar la influencia del tamaño de los elementos sobre las temperaturas alcanzadas en el material se desarrollaron los siguientes modelos:

- Modelo 1: Malla concentrada en la zona de corte (elementos de 0,05 mm de lado). Fuera de dicha zona el tamaño de los elementos crece hasta los 0,3 mm de lado. La malla de la pieza está formada por 400 elementos y la de la herramienta por 235.
- Modelo 2: Malla densa con elementos de 0,05 mm en la capa superior del material de espesor 1mm. Se emplearon 4000 elementos para la malla de la pieza y 1000 para la de la herramienta.
- Modelo 3: Malla densa con elementos de 0,01 mm en la capa superior del material de espesor 1mm. Se emplearon 20000 elementos para la malla de la pieza y 2500 para la de la herramienta.

A continuación se muestran los resultados de distribución de temperatura obtenidos con los tres modelos después de la primera pasada. La distribución de temperatura ha sido

medida en profundidad, en puntos de la pieza situados a una distancia de 1 mm del filo de la herramienta. La temperatura inicial para estos tres modelos es de 20°C.

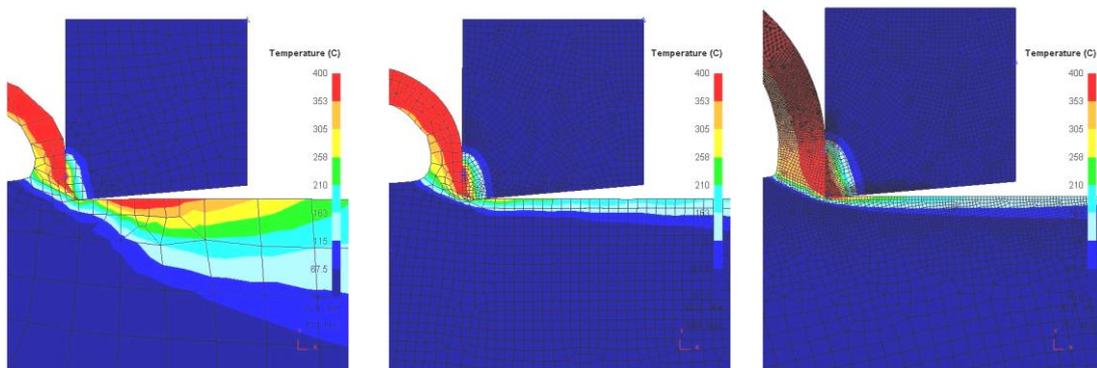
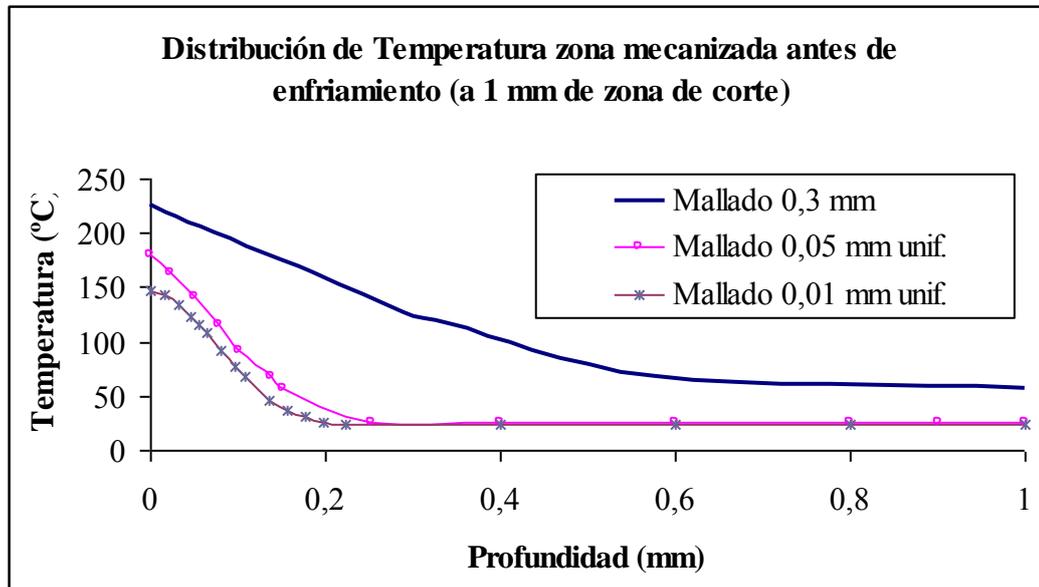


Figura 6.1 Distribución térmica después de la primera pasada para los 3 modelos (herramienta sin desgaste, $V_c=120$; $a=0,1$).

En la figura 6.1 se puede observar que la distribución térmica varía en función del tamaño de elemento empleado. La temperatura que se obtiene en la superficie mecanizada es menor cuanto más pequeños sean los elementos empleados en el mallado de la zona de interés. La temperatura en la superficie mecanizada obtenida con el modelo 2 (mallado intermedio) es un 21% menor a la obtenida con el modelo con mallado más basto (modelo 1). El modelo con mallado más denso indica temperaturas un 35% menores a las obtenidas en el modelo 1. Las diferencias también son apreciables al analizar la distribución de temperaturas en profundidad. Con el modelo 1 se obtiene una temperatura estabilizada de 57°C, a 0,6 mm de profundidad. Para los modelos 2 y 3, la temperatura se estabiliza en torno a 25°C, a 0,25 mm de profundidad.

Estas diferencias se deben en gran medida a la interpolación del gradiente de temperatura causado por el tamaño de elemento de malla empleado. Es necesario emplear un mallado suficientemente fino en el material para obtener una distribución térmica adecuada.

El mallado empleado para el análisis del efecto de las pasadas sucesivas es el denominado “modelo 3” (el mallado más denso considerado anteriormente). Los resultados obtenidos para los 2 mallados más densos (modelos 2 y 3) son relativamente parecidos. Además, el modelo 3 requiere aproximadamente 20000 elementos para la malla de la pieza y el código DEFORM 2D presenta problemas para cantidades de elementos superiores. El tiempo para la simulación de cada pasada con este modelo es más del doble del tiempo necesario para el modelo descrito en el capítulo 3.

En la siguiente figura, se observan los resultados de distribución térmica obtenida después de enfriar un tiempo de 0,036 segundos, correspondiente a una revolución de la pieza en los ensayos realizados con velocidad de corte 120 m/min.

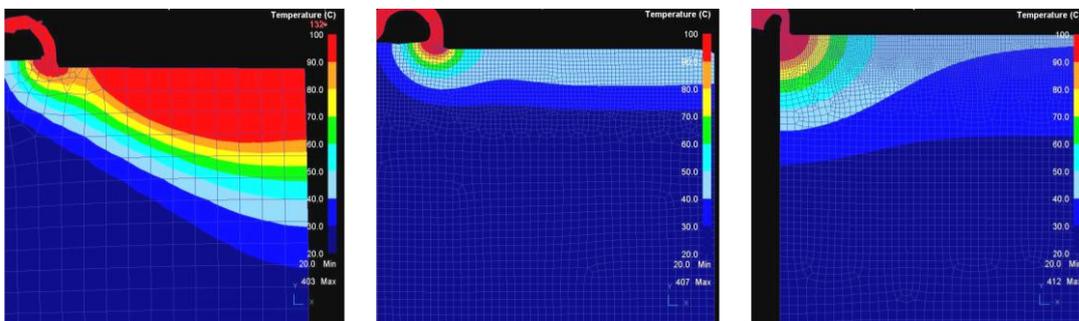
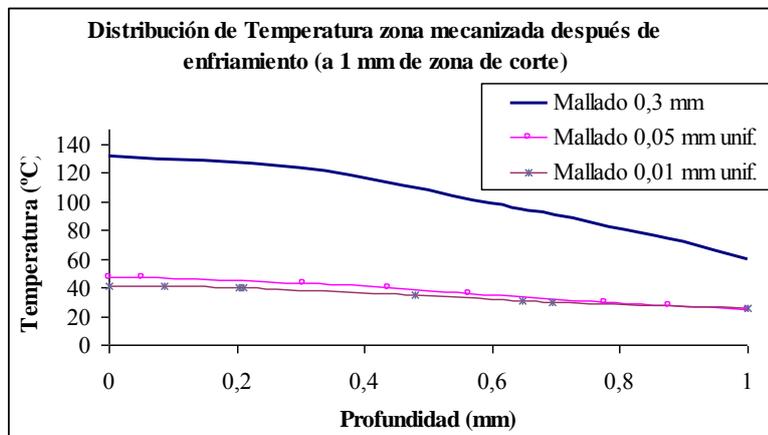


Figura 6.2 Distribución térmica después del enfriamiento para los tres mallados analizados (mecanizado con herramienta sin desgaste, $V_c=120$; $a=0,1$).

Las diferencias entre los resultados del modelo más denso y los modelos 2 y 3 son muy grandes. La temperatura en el material después del enfriamiento, obtenida con el modelo más denso, es un 12% inferior a la obtenida con el modelo 2.

El procedimiento general utilizado para realizar la simulación de las pasadas sucesivas fue el siguiente:

- Simulación de una primera pasada de mecanizado. Se fijaron 2600 pasos para la realización de la simulación, con incrementos de tiempo por paso de $9,6e^{-7}$ segundos para los casos con velocidad de 120 m/min y $4,80e^{-7}$ segundos para la velocidad de corte de 240 m/min. Para el post-procesado se estableció que el programa guardase cada 100 pasos.
- Separación de la herramienta y enfriamiento de la pieza durante el tiempo correspondiente a una revolución del tubo mecanizado en los ensayos (0,036 segundos para los ensayos con velocidad de corte 120 m/min y 0,018 segundos para 240 m/min). En todos los casos, tanto durante el corte, como durante el periodo de enfriamiento, se emplea un coeficiente de convección igual a 80 N/(s·m·°C). Este valor es apropiado para un enfriamiento al aire con convección forzada correspondiente al giro a elevada velocidad del material mecanizado.
- Las siguientes pasadas y periodos de enfriamiento correspondientes se realizaron empleando las mismas condiciones indicadas para la primera pasada.

Debido a los problemas para continuar con la simulación una vez la viruta contacta con la pieza y a la limitada longitud de la pieza modelizada, no fue posible simular más de 3 pasadas con el modelo desarrollado. En algunos casos, para el estudio de la evolución correspondiente a más de 3 pasadas, se siguió el siguiente procedimiento:

- La distribución de temperatura que se obtiene en la tercera pasada se aplica a una geometría de pieza nueva (sin mecanizar), tal y como se observa en la figura

6.3. La distribución de temperatura que se utiliza corresponde a la medida a 1,5 mm detrás de la herramienta, después de realizada una pasada de corte.

- Se simula una nueva pasada de mecanizando (correspondería a la 4ª pasada) con las mismas condiciones aplicadas en las pasadas 1 a 3. Esta pasada se mecaniza sobre un material con la distribución térmica correspondiente a la realización previa de 3 pasadas de corte. Sin embargo, el estado del material no incluye el efecto de las pasadas previas sobre las propiedades mecánicas (endurecimiento por deformación, tensiones residuales, etc.). Por ello, se considera que los resultados de fuerzas de mecanizado correspondientes a esta 4ª pasada no son muy significativos.
- Simulación del periodo de enfriamiento correspondiente a una revolución del tubo en los ensayos.
- Simulación de pasadas de corte adicionales (5ª y 6ª pasadas), seguidas de los correspondientes periodos de enfriamiento. En el caso de la quinta y sexta pasada, los resultados de fuerza sí son representativos, ya que contemplan el efecto mecánico y térmico simultáneamente.

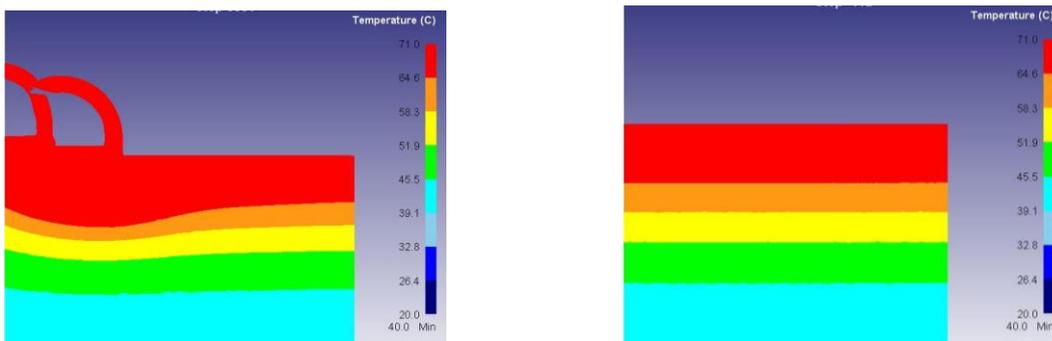


Figura 6.3 Distribución de temperatura obtenida en una tercera pasada y aplicada a una pieza sin mecanizar para la simulación de las pasadas 4ª a 6ª.

En la figura 6.4 se muestra el mallado y geometría correspondiente al modelo, después de simular 3 pasadas de corte, con herramienta sin desgaste, velocidad de corte 120 m/min y avance de 0,1 mm/rev.

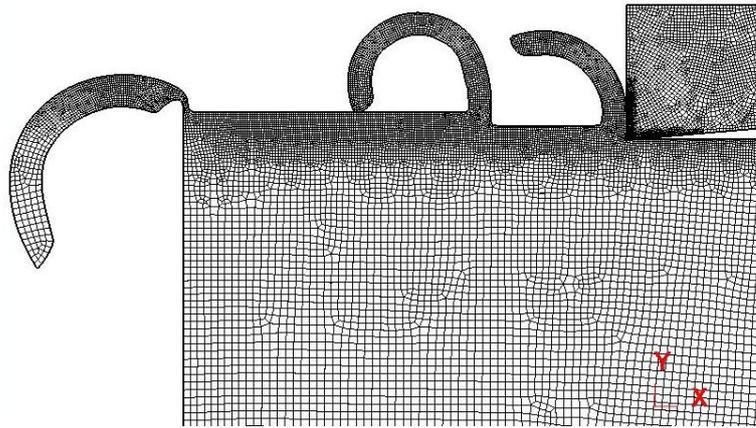


Figura 6.4 Modelo de pasadas sucesivas (mallado homogéneo).

6.2 EFECTO DE PASADAS SUCESIVAS EN LAS FUERZAS DE MECANIZADO

Tal y como se describirá más adelante, el modelo predice que la temperatura del material de la pieza correspondiente al avance (capa de material que formará la viruta) alcanza temperatura de unos 80°C con herramienta sin desgaste y de unos 120°C con herramienta con redondeo de filo de 0,08 mm. Este calentamiento es debido al efecto de las pasadas previas y de la geometría de la herramienta.

El efecto de calentamiento aunado al efecto mecánico de pasadas sucesivas tiene una influencia importante en los valores de fuerza de mecanizado. Por este motivo a continuación se presenta el análisis relacionado con el efecto del calentamiento de la pieza, la variación en las propiedades mecánicas y el efecto combinado de ambos (efecto combinado) en las fuerzas de mecanizado, así como en la relación de fuerzas F_a/F_c .

6.2.1 Influencia del calentamiento de la pieza

El análisis del efecto del calentamiento en la pieza consiste en el estudio de la influencia que tiene la temperatura de partida de la pieza en los resultados de fuerza de mecanizado. Este efecto se estudió a través de diferentes simulaciones de una única pasada de corte, estableciendo temperaturas iniciales de la pieza de entre 20°C y 150°C.

El estudio se realizó para la herramienta sin desgaste (radio 0,02 mm), con radio de filo de 0,08 mm y con desgaste de flanco de 0,8 mm.

Al aumentar la temperatura inicial de la pieza, las componentes de fuerza disminuyen, tanto para la geometría sin desgaste, como para las geometrías relativas al redondeo de filo y flanco (ver 6.5, 6.6 y 6.7). Para las temperaturas consideradas, las variaciones de la fuerza no son muy significativas.

El análisis comparativo de los resultados obtenidos para las simulaciones con temperatura inicial de la pieza 90°C, respecto de las simulaciones con temperatura inicial 20°C indica::

- Ambas componentes de fuerza descienden un 6% para la herramienta sin desgaste.
- Para la herramienta con radio de filo 0,08 mm se observa un descenso del 2% para la fuerza de corte y del 7% para la fuerza de avance.
- Para la herramienta con desgaste de flanco se observa un descenso del 5% para la fuerza de corte y del 7% para la fuerza de avance.

Para la herramienta con radio de filo máximo se simuló el mecanizado de una pieza con temperatura inicial 150°C obteniéndose mayores variaciones en las componentes de la fuerza (disminución de un 6% para la fuerza de corte y del 12% para la fuerza de avance). Estos resultados están reflejados en la figura 6.6.

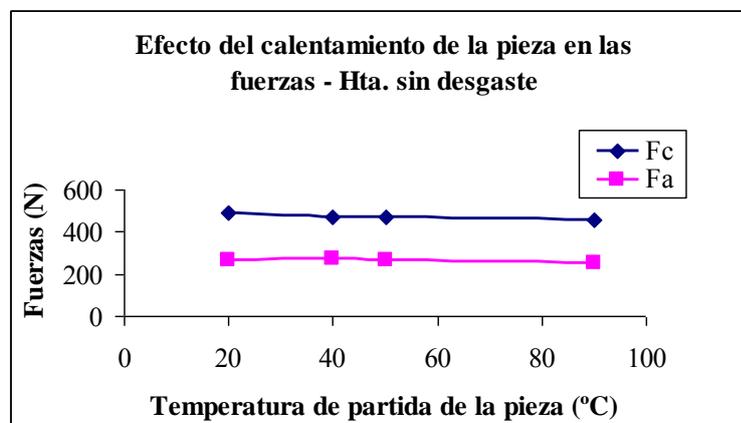


Figura 6.5 Efecto de la temperatura de partida de la pieza en las fuerzas, herramienta sin desgaste ($V_c=120; a=0,1$).

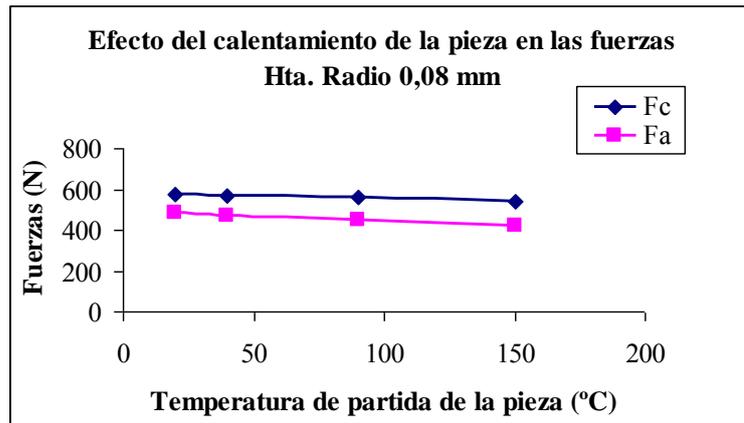


Figura 6.6 Efecto de la temperatura de partida de la pieza en las fuerzas, herramienta con radio 0,08 mm ($V_c=120$; $a=0,1$).

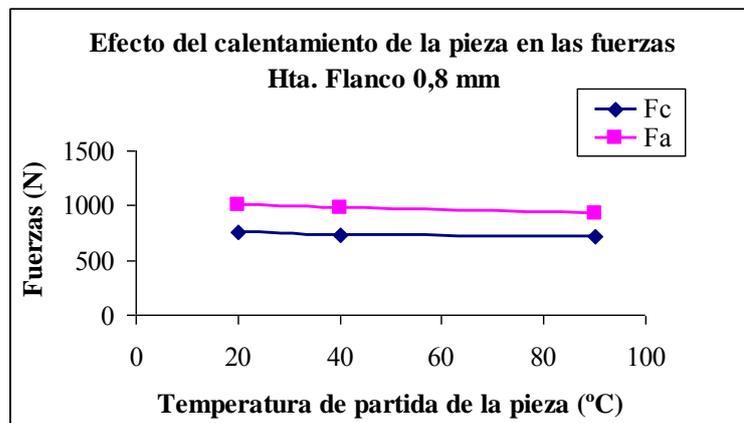


Figura 6.7 Efecto de la temperatura de partida de la pieza en las fuerzas, herramienta con flanco 0,8 mm ($V_c=120$; $a=0,1$).

6.2.2 Influencia de las variaciones de las propiedades mecánicas del material

El efecto del cambio en las propiedades mecánicas del material debidas al mecanizado se verifica a través de las simulaciones de mecanizado considerando varias pasadas sucesivas. Este análisis se realizó con una pieza con temperatura de partida igual a 40°C. Para eliminar el efecto del calentamiento del material, a diferencia del análisis realizado en el apartado 6.2.1, entre pasada y pasada la pieza se enfría hasta alcanzar nuevamente una temperatura de aproximadamente 40°C.

En la tabla 6.1 se indican los valores de la fuerza de corte y avance obtenidas para la simulación de 3 pasadas de corte sucesivas con la herramienta con redondeo 0,02 mm y

con la herramienta con redondeo 0,08 mm. Estos valores se han representado gráficamente en la figura 6.8.

En general se observa que el efecto mecánico de las pasadas previas provoca una disminución de la fuerza de corte y un aumento de la fuerza de avance para ambas geometrías de herramienta.

El efecto se produce principalmente entre la 1ª y 2ª pasada, siendo menores las variaciones entre la 2ª y 3ª pasadas.

Las variaciones para la fuerza de corte son similares para ambas geometrías de herramienta (disminución del 10% para el redondeo de filo 0,02 mm y del 8% para el redondeo 0,08 mm).

Sin embargo, las variaciones de la fuerza de avance son mayores para la herramienta con redondeo 0,08 mm (aumento del 17%) que para la herramienta con redondeo 0,02 mm (aumento del 11%).

Tabla 6. 1 Efecto de endurecimiento de la pieza en las fuerzas.

HTA. SIN DESGASTE		
<i>V_c=120 m/min; a= 0,1 mm/rev.</i>		
PASADA	F_c (N)	F_a (N)
1	472	270
2	416	280
3	436	302
HTA. RADIO DE ARISTA 0,08 mm		
<i>V_c=120 m/min; a= 0,1 mm/rev.</i>		
PASADA	F_c (N)	F_a (N)
1	570	470
2	524	552
3	524	540

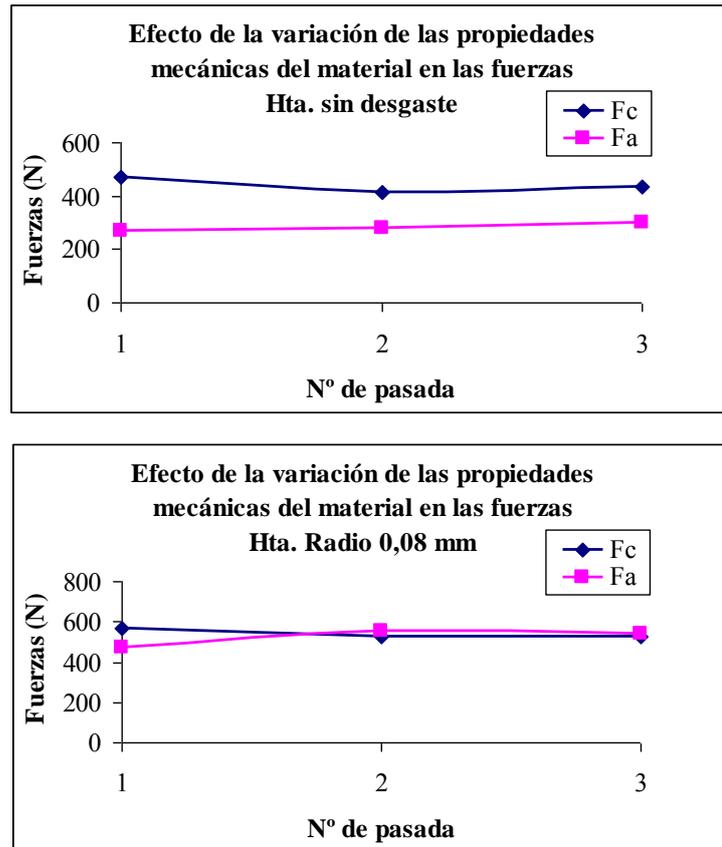


Figura 6.8 Efecto de la variación de propiedades mecánicas del material en las fuerzas ($V_c=120; a=0,1$).

6.2.3 Influencia combinada de los efectos termomecánicos en el material

El efecto combinado consiste en el análisis de los efectos del cambio en las propiedades mecánicas del material y del incremento de temperatura de la pieza a la vez.

Como parte de este análisis se realizaron 5 pasadas con un enfriamiento correspondiente a una vuelta (o revolución del tubo mecanizado) entre pasadas, con velocidad de corte igual a 120 m/min y avance 0,1 mm/rev., para las herramientas sin desgaste y con redondeo de filo 0,08 mm. La temperatura inicial de la pieza se estableció en 40°C.

En la figura 6.9 se muestran las temperaturas obtenidas en la pieza mecanizada con herramienta sin desgaste y con redondeo de filo 0,08 mm, después del enfriamiento correspondiente a una revolución del tubo.

Con el redondeo de filo de 0,08 mm se observa un incremento de la temperatura en la superficie mecanizada con el número de pasadas sucesivas mayor al obtenido con la herramienta sin desgaste y el mismo número de pasadas.

El incremento de temperatura para la herramienta con redondeo 0,08 mm es del 72% y para la herramienta con redondeo 0,02 mm es del 49%.

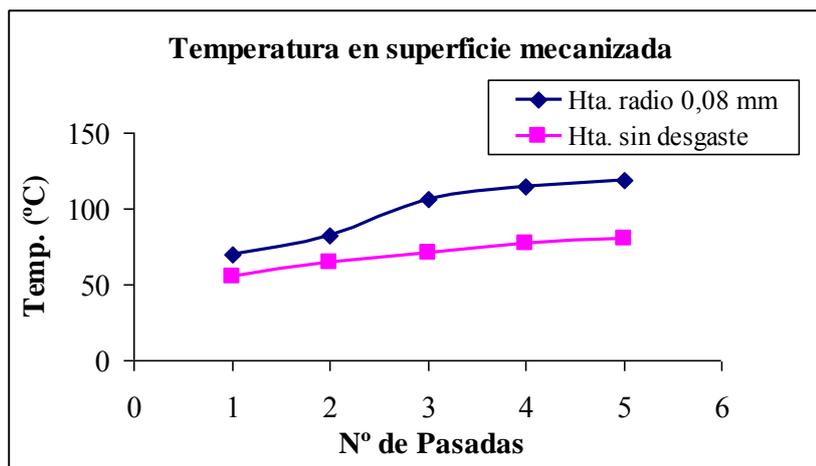


Figura 6.9 Temperatura en la pieza correspondiente a 5 pasadas de corte (después del enfriamiento durante 3,6 ms). Temperatura inicial de la pieza 40°C ($V_c=120$; $a=0,1$).

En relación con las componentes de la fuerza, en general, el efecto de simular pasadas sucesivas no afecta a los valores de la fuerza de avance (o estos aumentan ligeramente) y produce una disminución de la fuerza de corte.

Las variaciones indicadas se producen principalmente entre la 1ª y 2ª pasadas de corte. Los valores correspondientes se han representado en la figura 6.10.

Como se indicó anteriormente, los valores de fuerzas de la 4ª pasada no son significativos por no incluir el efecto mecánico de las pasadas previas. Por ese motivo, no se han representado en las siguientes gráficas.

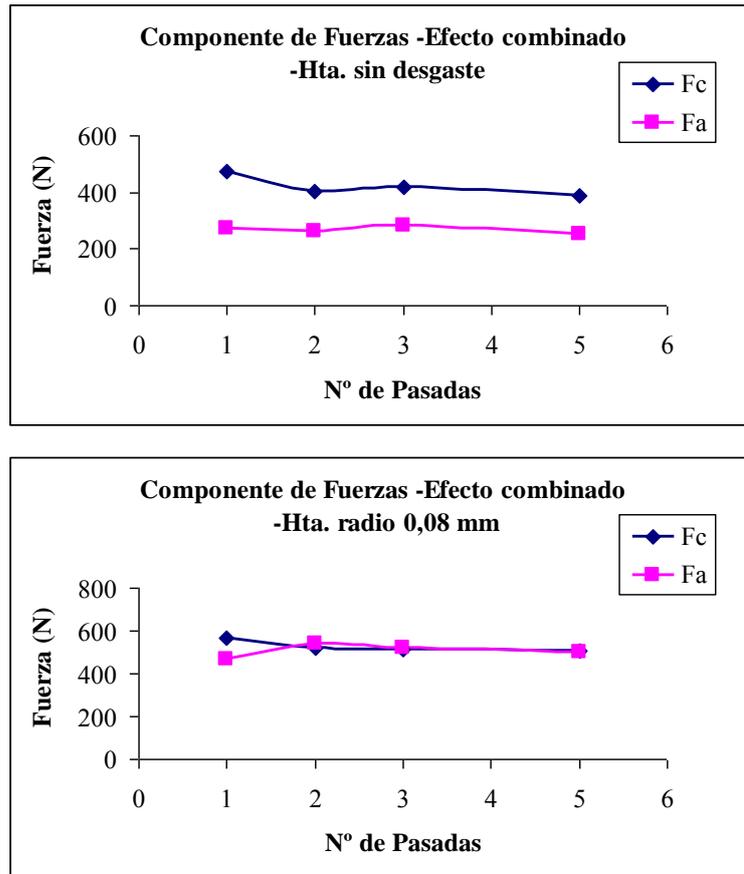


Figura 6.10 Componentes de fuerza obtenidas a través del análisis del efecto combinado con las pasadas sucesivas ($V_c=120$; $a=0,1$).

Diversos autores (Shatla et al, 2001)(Yen et al, 2004a) han indicado que los modelos numéricos 2D con herramienta sin desgaste predicen valores relativos de las componentes de la fuerza de corte (F_c) y de avance (F_a) distintos a los determinados experimentalmente. La fuerza de avance determinada numéricamente es menor en relación con la fuerza de corte a la obtenida experimentalmente. Esta tendencia general también se observó en el modelo desarrollado en esta Tesis.

Por tanto, el efecto de simular pasadas sucesivas descrito (disminución de F_c y valor constante o con ligeros incrementos de F_a) mejora la correlación de los resultados numéricos y experimentales de F_a/F_c para los casos con herramienta sin desgaste.

En la figura 6.11 y 6.12 se muestran los resultados de F_a/F_c experimentales y numéricos (correspondientes a simular 1, 2 y 3 pasadas de corte), para la herramienta sin desgaste y las 4 condiciones de corte estudiadas.

El modelo se desarrolló y optimizó considerando sus resultados para la 1 única pasada de corte. Por ello, los resultados con varias pasadas de corte no presentan una correlación con los resultados experimentales óptima. A pesar de ello, en general, el incremento de la relación Fa/Fc para las simulaciones de varias pasadas de corte reduce los errores respecto a los valores experimentales.

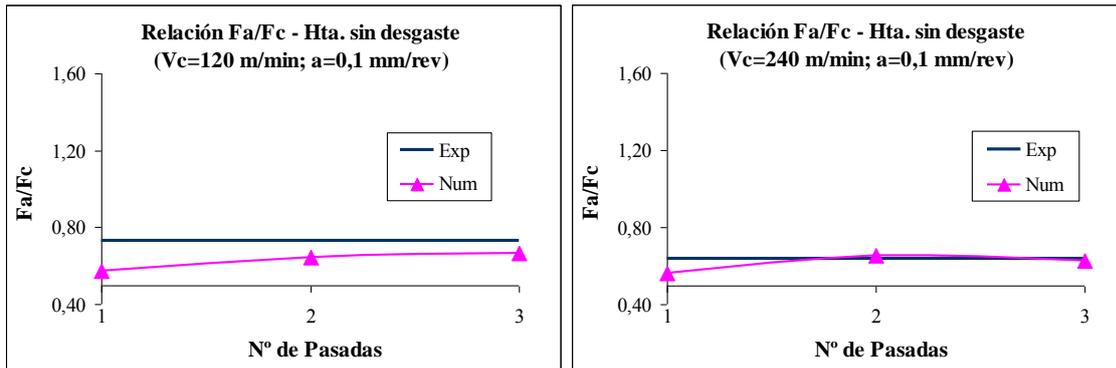


Figura 6.11 Relación Fa/Fc Exp. y Num. (1, 2 y 3 pasadas), herramienta sin desgaste, avance 0,1 mm/rev.

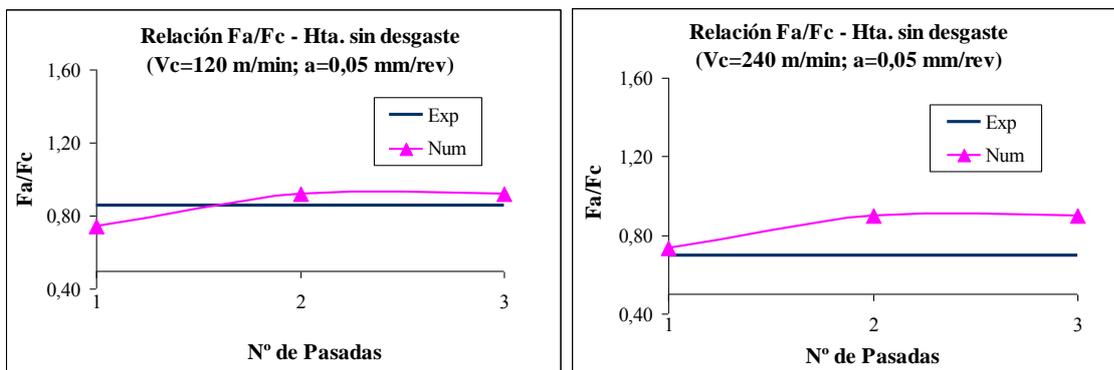


Figura 6.12 Relación Fa/Fc Exp. y Num. (1, 2 y 3 pasadas), herramienta sin desgaste, avance 0,05 mm/rev.

Para las herramientas con redondeo de filo 0,08 mm, flanco 0,8 mm y recrecimiento de filo máximo (0,5 mm), también se obtiene un incremento de Fa/Fc con las pasadas sucesivas muy significativo (ver figura 6.13). Para estas geometrías, la simulación de pasadas sucesivas hace que las diferencias entre los resultados numéricos y experimentales sean mayores que las obtenidas para una única pasada. Particularmente el caso con desgaste de flanco máximo sobrevalora en un 73% (diferencia media) el valor de Fa/Fc con las pasadas sucesivas.

Como se ha indicado en capítulos anteriores, los excesivos valores de F_a obtenidos numéricamente para las geometrías de herramienta indicadas parecen estar relacionados con la fuerza de empuje del material que fluye bajo el filo. El efecto mecánico del material debido a las pasadas previas produce un incremento de F_a aún mayor. Por tanto, se confirma que el modelo no es capaz de simular adecuadamente el comportamiento del material correspondiente a la fuerza de empuje indicada.

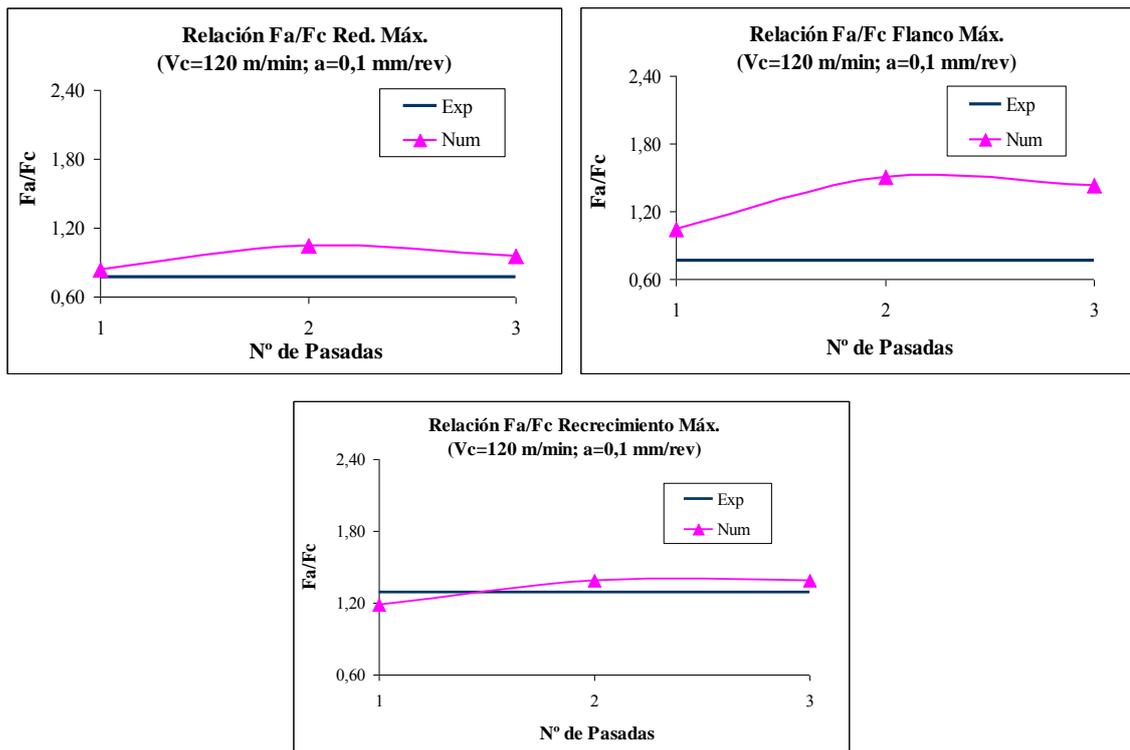


Figura 6.13 Relación F_a/F_c Exp. y Num. (1, 2 y 3 pasadas) herramientas con redondeo de filo, flanco y recrecimiento de filo máximo ($V_c=120$; $a=0,1$).

6.3 EFECTO DE LAS PASADAS SUCESIVAS EN LAS TENSIONES RESIDUALES

El efecto que tienen las pasadas sucesivas sobre las tensiones residuales, ya ha sido abordado por diferentes autores. En Outeiro et al, 2006(a), se concluye que las pasadas sucesivas en el AISI 316L tienden a incrementar el valor de tensiones residuales superficiales. Este resultado es opuesto al obtenido en Liu y Guo, 2000 y Ee et al, 2005, que estudiaron el efecto de las tensiones residuales producidas por las pasadas de corte sucesivas sobre los aceros AISI 304 y AISI 1045, respectivamente.

A continuación se muestran los resultados de tensiones residuales obtenidos después de la simulación de varias pasadas de corte sucesivas con herramientas sin desgaste, con redondeo de filo 0,08 mm, flanco 0,8 mm y recrecimiento de filo máximo (0,5 mm). La herramienta sin desgaste ha sido analizada en las 4 condiciones de corte estudiadas. El resto de geometrías relativas a los niveles máximos de desgaste de herramienta se han analizado con velocidad de corte 120 m/min y avance 0,1 mm/rev.

En la figura 6.14 se muestran los resultados de las tensiones residuales circunferenciales superficiales para la herramienta sin desgaste en las 4 condiciones de corte analizadas. Para el caso con velocidad de corte 240 m/min y avance 0,05 mm/rev, las tensiones residuales no varían significativamente con el número de pasadas. Para todos los demás casos se producen disminuciones de las tensiones de entre el 10% y el 15%.

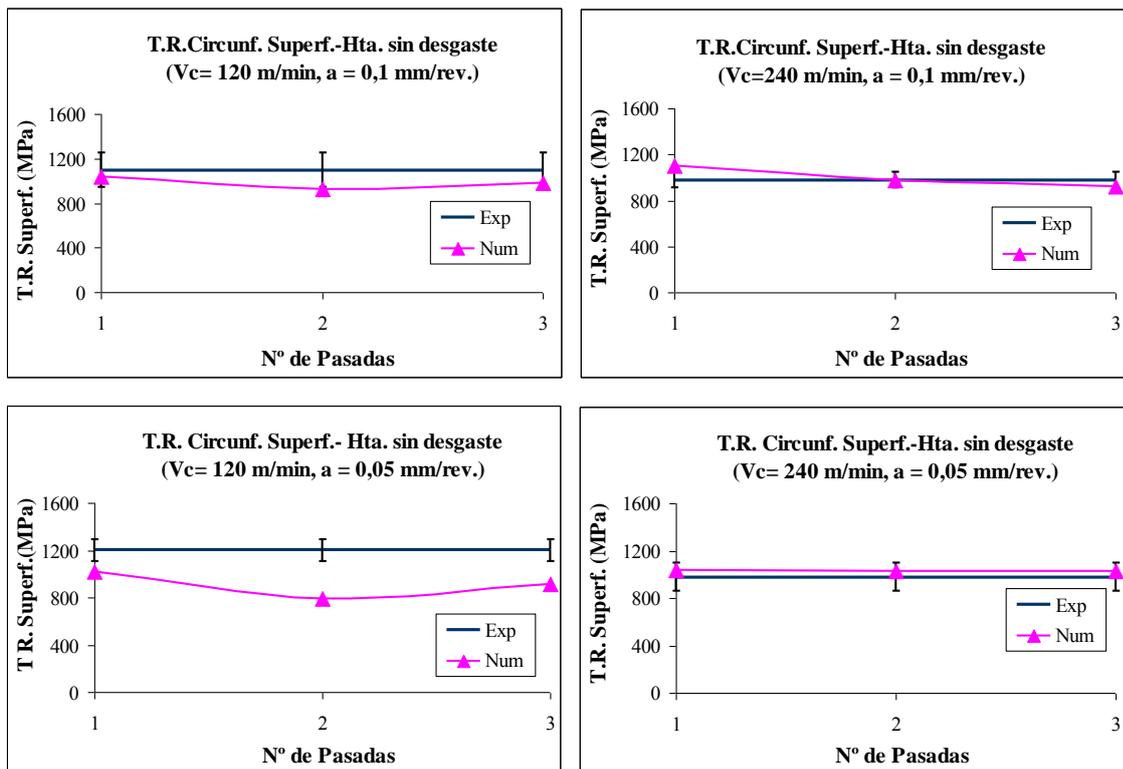


Figura 6.14 Tensiones residuales circunf. superf. Exp. y Num. (1, 2, y 3 pasadas), herramienta sin desgaste.

En la figura 6.15 se observan los valores de tensiones residuales circunferenciales superficiales obtenidos para las herramientas con flanco, redondeo de filo máximo y recrecimiento de filo, con velocidad de corte de 120 m/min y avance igual a 0,1 mm/rev.

La limitada longitud de la pieza del modelo y la gran curvatura de la viruta en la 2ª y 3ª pasadas (ver figura 6.4) impiden simular, con las herramientas con redondeo de filo y recrecimiento de filo, una longitud de corte suficientemente grande para la 3ª pasada. Por ello, aunque para todas las geometrías de herramienta se simularon 3 pasadas de corte, se considera que los resultados de tensiones residuales para la 3ª pasada no son correctos para las herramientas con redondeo y recrecimiento de filo. En las gráficas correspondientes sólo se han representado las tensiones residuales correspondientes a la 1ª y 2ª pasada.

Al igual que para la herramienta sin desgaste, se observa que la simulación de pasadas sucesivas reduce las tensiones residuales circunferenciales superficiales. Las disminuciones de tensiones para la herramienta con flanco y la herramienta con redondeo de filo son del orden del 15%. Para la herramienta con recrecimiento de filo, la simulación de una 2ª pasada produce un descenso de las tensiones residuales del 40%.

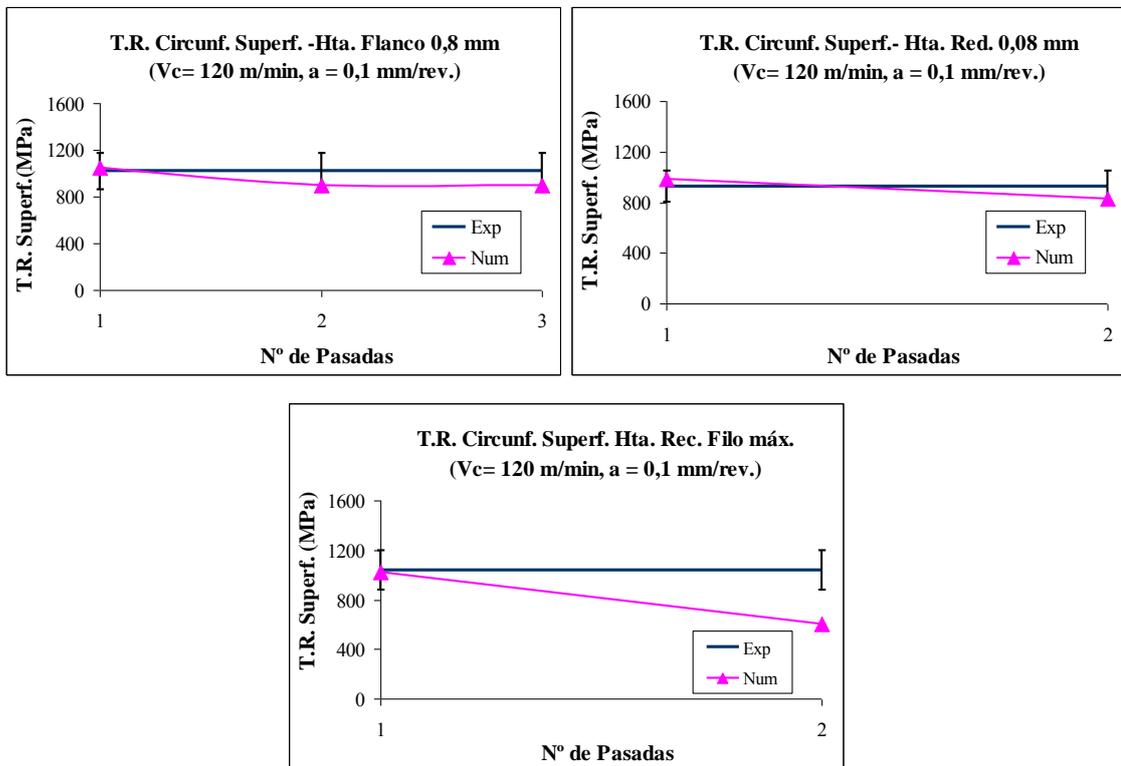


Figura 6.15 Tensiones residuales circunf. superf. Exp. y Num. (1, 2, y 3 pasadas), herramienta con flanco, redondeo y recrecimiento de filo máximos (Vc=120;a=0,1).

En las siguientes imágenes (figura 6.16) se muestran los resultados correspondientes a la tensión residual radial superficial obtenida con la herramienta sin desgaste para las 4 condiciones de corte. Los resultados son muy similares a los obtenidos para las tensiones circunferenciales. Para los casos con velocidad de corte 120 m/min, las tensiones radiales disminuyen al simular una 2ª pasada en torno al 20%. No se observan cambios significativos entre los valores correspondientes a la 2ª y 3ª pasadas. Para los casos con velocidad de corte 240 m/min, la simulación de varias pasadas de corte sucesivas no produce variaciones significativas en las tensiones residuales superficiales radiales.

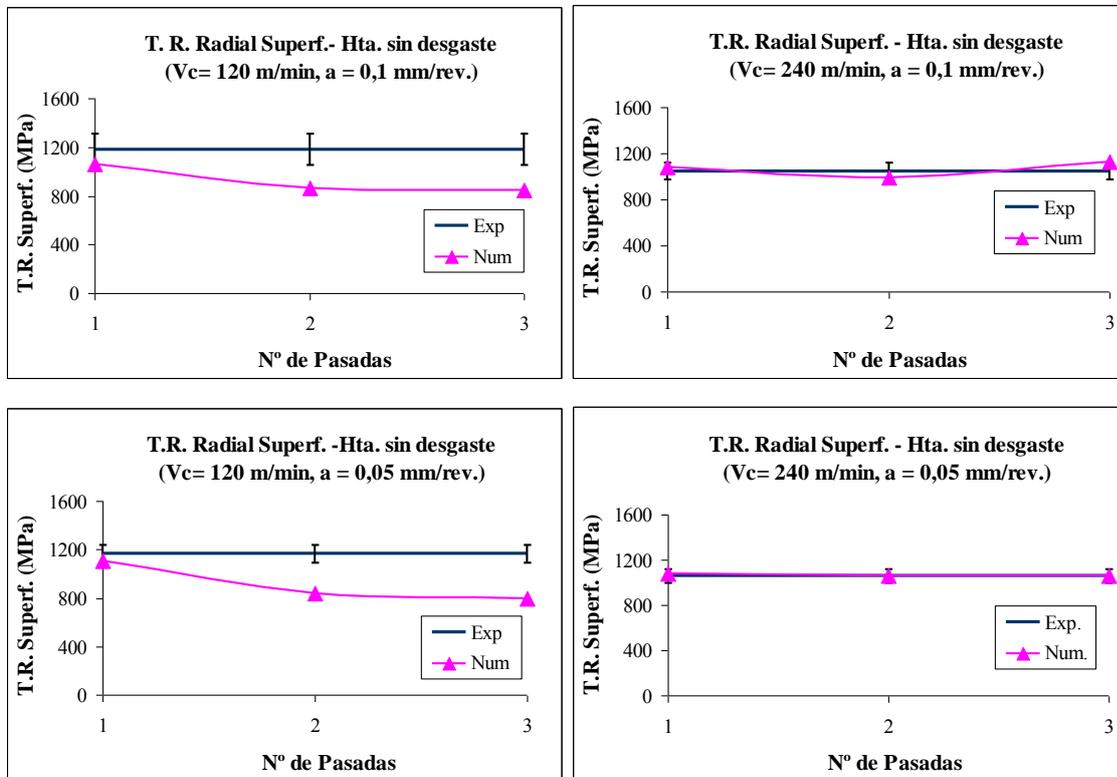


Figura 6.16 Tensiones residuales radiales superf. Exp. y Num. herramienta sin desgaste de casos analizados.

En la figura 6.17 se muestran las tensiones residuales radiales superficiales obtenidas para las herramienta con flanco, redondeo de filo y recrecimiento de filo máximos. Únicamente se han obtenido los valores correspondientes a las condiciones de corte estándar ($V_c=120$ m/min y $a=0,1$ mm/rev). Nuevamente, los valores correspondientes a la 3ª pasada para las herramientas con redondeo y recrecimiento de filo no son fiables,

por lo que no se representan en las gráficas ni se consideran para el análisis. La simulación de pasadas sucesivas produce una moderada disminución de las tensiones residuales radiales correspondientes a la herramienta con flanco (en torno al 15%). Esta disminución se produce prácticamente en exclusiva entre la 1ª y 2ª pasadas. La disminución de las tensiones es mucho mayor para las herramientas con recrecimiento y redondeo de filo (en torno al 40%).

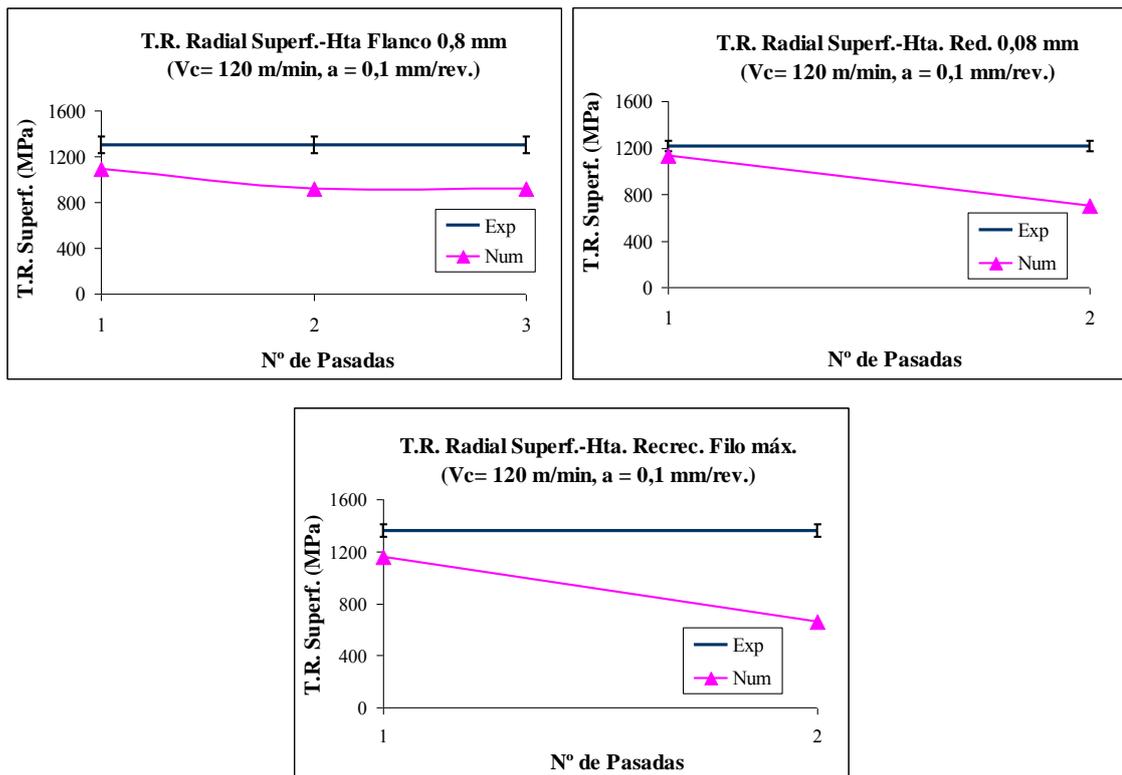


Figura 6.17 Tensiones residuales radiales superf. Exp. y Num. herramienta con flanco, redondeo y recrecimiento de filo máximos (Vc=120;a=0,1).

En la figura 6.18 se muestran las tensiones residuales circunferenciales hasta profundidades de 0,4 mm correspondientes a la simulación de varias pasadas con herramienta sin desgaste, con velocidad de corte 120 m/min y avance 0,1 mm/rev.

Al aumentar el número de pasadas de corte simuladas se observa que se reducen las diferencias entre los perfiles experimental y numérico de tensiones residuales circunferenciales en profundidad (Marín et al, 2010 (a))(Marín et al, 2009(c)).

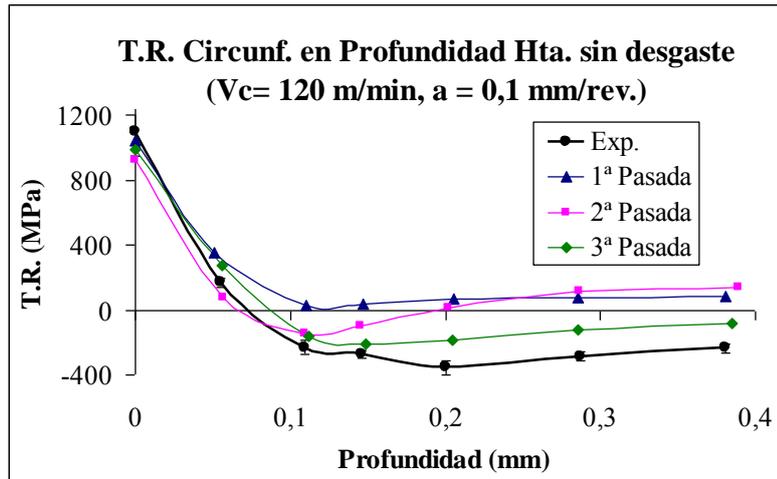


Figura 6.18 Tensiones residuales circunf. Exp. y Num. (1, 2, y 3 pasadas) en profundidad Herramienta sin desgaste; $V_c=120$; $a=0,1$.

En la figura 6.19 se muestran los mismos perfiles, pero correspondientes a las tensiones residuales radiales en profundidad.

En este caso, al aumentar el número de pasadas simuladas, los resultados numéricos aumentan sus diferencias con respecto a los perfiles de tensiones obtenidos experimentalmente. Este resultado no es tan significativo como el correspondiente a las tensiones circunferenciales. Al emplearse un modelo 2D en el que se imponen condiciones de deformación plana, las tensiones en la dirección radial pueden verse afectadas por dicha condición.

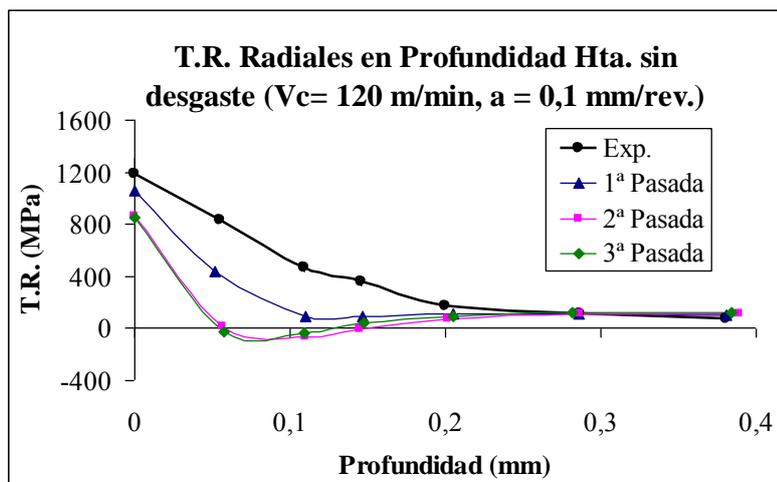


Figura 6.19 Tensiones residuales radiales Exp. y Num. (1, 2, y 3 pasadas) en profundidad. Herramienta sin desgaste; $V_c=120$; $a=0,1$.

En la figura 6.20 se muestran los perfiles de tensiones residuales circunferenciales y radiales, hasta profundidades de 0,4 mm, correspondientes a la herramienta con redondeo de filo máximo, con velocidad de corte 120 m/min y avance 0,1 mm/rev. Al igual que para las tensiones residuales en la superficie mecanizada, los perfiles de tensiones residuales en profundidad correspondientes a la 3ª pasada no son fiables. Por ello, únicamente se representan los perfiles obtenidos para la 1ª y 2ª pasada.

Las conclusiones son las mismas que se indicaron para los perfiles de tensiones residuales correspondientes a la herramienta sin desgaste. Los resultados del modelo numérico relativos a las tensiones circunferenciales mejoran al aumentar el número de pasadas simuladas. Sin embargo, simular varias pasadas de corte incrementa las diferencias entre los perfiles de tensiones radiales en profundidad obtenidos numéricamente y experimentalmente.

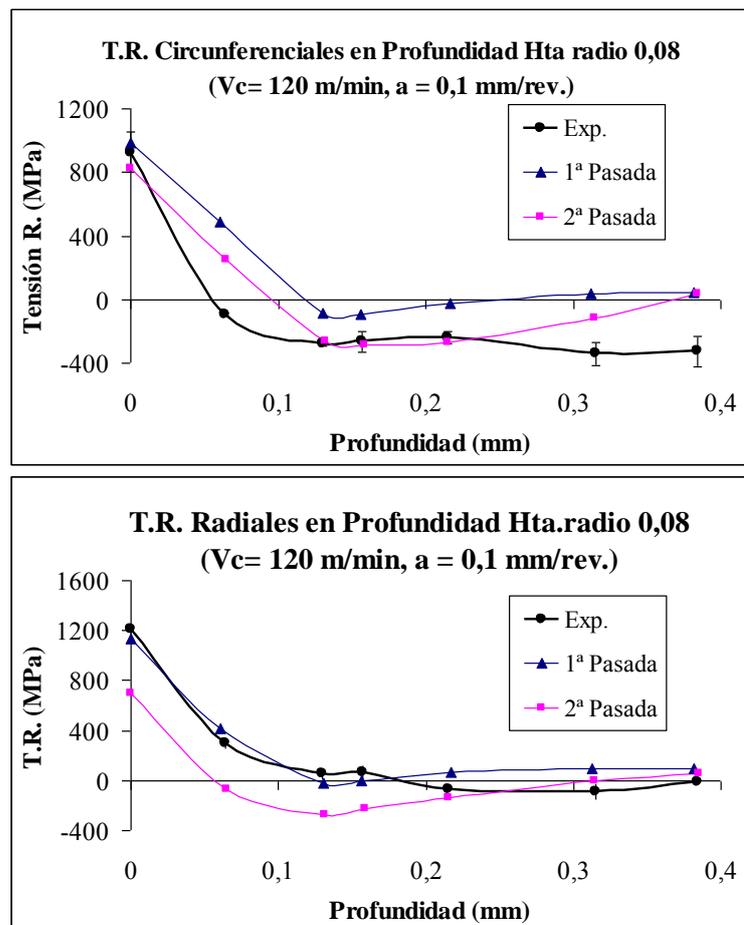


Figura 6. 20 Tensiones residuales circunferenciales y radiales experimentales y numéricas (1, 2 y 3 pasadas); herramienta con redondeo 0,08 mm (Vc=120;a=0,1).

6.4 CONCLUSIONES DEL CAPÍTULO

En este capítulo se ha analizado el efecto que tiene la simulación de varias pasadas de corte sucesivas sobre los resultados del modelo numérico. El modelo empleado emplea un mallado con unos 20000 elementos que permite que la malla en toda la capa superior de la pieza presente elementos de tamaño 0,01 mm.

El trabajo desarrollado a partir del modelo con pasadas sucesivas ha permitido extraer las siguientes conclusiones:

- El calentamiento de la pieza debido a la simulación de varias pasadas sucesivas produce una disminución de las componentes de la fuerza de mecanizado.
- La simulación de pasadas de corte sucesivas produce un efecto mecánico en el material, debido entre otras causas al endurecimiento por deformación y a la generación de tensiones residuales. Este efecto mecánico provoca una disminución de la fuerza de corte y un incremento de la fuerza de avance.
- El efecto combinado termo-mecánico de la simulación de pasadas sucesivas provoca que la fuerza de corte disminuya y la fuerza de avance se mantenga constante o con ligeros incrementos. Estas tendencias suponen una mejora en la correlación de los resultados numéricos y experimentales de F_a/F_c para los casos con herramienta sin desgaste.
- Para la herramienta con desgaste de flanco, y en menor medida para las herramientas con redondeo de filo y recrecimiento de filo, el efecto sobre las fuerzas de la simulación de pasadas sucesivas, aumenta las diferencias entre los resultados numéricos y experimentales. Nuevamente, la causa de estos errores se encuentra en los problemas del modelo para simular la fuerza de empuje correspondiente al material que fluye bajo el filo.
- La limitada longitud de la pieza y la gran curvatura de la viruta en la 2ª y 3ª pasadas, impiden determinar mediante el modelo las tensiones residuales después de la 3ª

pasada para las herramientas con redondeo o recrecimiento de filo máximos. Para estas geometrías de herramienta únicamente se consideran las tensiones residuales obtenidas para la 1ª y 2ª pasadas.

- En la práctica totalidad de los casos considerados (tanto con herramienta sin desgaste, como con herramienta desgastada), aumentar el número de pasadas de corte simuladas produce una disminución de las tensiones residuales superficiales.
- Al simular varias pasadas de corte sucesivas con las herramientas sin desgaste y con redondeo de filo 0,08 mm, se reducen las diferencias entre los perfiles experimental y numérico de tensiones residuales circunferenciales en profundidad.
- Al simular varias pasadas de corte sucesivas con las herramientas sin desgaste y con redondeo de filo 0,08 mm, se incrementa las diferencias entre los perfiles experimental y numérico de tensiones residuales radiales en profundidad. Este resultado no es tan significativo como el correspondiente a las tensiones circunferenciales. Al emplearse un modelo 2D en el que se imponen condiciones de deformación plana, las tensiones en la dirección radial pueden verse afectadas por dicha condición.
- En general, las variaciones de las distintas magnitudes consideradas, al aumentar el número de pasadas de corte simuladas, se produce principalmente entre la 1ª y la 2ª pasada. Las variaciones al simular pasadas de corte adicionales son pequeñas. Por tanto, se concluye que es muy recomendable desarrollar modelos que simulen 2 pasadas de corte sucesivas para conseguir que el comportamiento del modelo se ajuste de forma adecuada al experimental.

Capítulo 7: Modelización Numérica 3D

En este capítulo se presentan la descripción y los resultados correspondientes a la modelización y simulación numérica en 3D. En general los modelos numéricos de mecanizado en 2D (deformación plana), se constituyen en una simplificación normalmente adecuada para el corte ortogonal. En el caso de las simulaciones en corte ortogonal con herramientas con geometría desgastada, el flujo de material bajo la herramienta y el correspondiente efecto del *ploughing force* podría verse significativamente afectado por la suposición de deformación plana. Aunque en todos los casos siempre se ha trabajado con una relación entre el valor del espesor de pared del material ensayado (Eje Z en la simulación y en la realidad de valor 2 mm) con respecto al avance (Eje Y en la simulación y de valor 0,1 ó 0,05 mm según los casos) igual o superior a 20, cumpliéndose de una forma amplia, al menos teóricamente la condición de validez de la aplicación de deformación plana a relaciones iguales o superiores a 14, se ha decidido analizar dicho efecto y en general, la influencia de no limitar las deformaciones del material para determinar si puede ser una de las causas que explique las diferencias encontradas entre el modelo 2D y los resultados experimentales.

Los modelos 3D requieren de un número de elementos enorme para realizar mallados razonablemente densos, además de un importante tiempo de cálculo y de capacidad del equipo necesaria para el cálculo son algunas de las desventajas que presenta este tipo de modelización.

La modelización en 3D permite simular operaciones más complejas como lo es el corte oblicuo. Hoy en día, el aumento de la capacidad de los equipos de cálculo y la eficiencia

del software posibilitan, aunque con limitaciones, la modelización en 3D de una forma más abordable.

La implementación de nuevos algoritmos integrados en los códigos numéricos permiten manejar la complejidad del cálculo con una exactitud aceptable en algunos casos, a pesar de que todavía el tiempo de cálculo es muy alto.

Las referencias encontradas relacionadas con la modelización 3D se centran básicamente en el análisis de formación de viruta, obtención de fuerzas, temperaturas, distribución de tensiones y modelización con diferentes tipos de geometría de herramienta como el redondeo y chaflán. Un aspecto que cabe destacar en la bibliografía analizada es la amplia utilización del código DEFORMTM3D. Normalmente en la modelización 3D se aplican los conocimientos adquiridos por estudios previos en 2D.

La modelización 3D realizada como parte de este trabajo se ha llevado a cabo en el código DEFORMTM3Dv.6.1. El trabajo de modelización realizado en 3D se divide en dos partes principales:

- Modelo 3D con geometría representativa
- Modelo 3D con geometría simplificada

A continuación se describen estos dos modelos generales, que fueron desarrollados para las siguientes geometrías de herramienta: redondeo de filo 0,02 mm, redondeo de filo 0,08 mm y flanco 0,8 mm. Se escogieron estas geometrías de herramienta por ser representativas de las geometrías consideradas en el modelo 2D. Por otra parte, las herramientas con redondeo máximo y flanco máximo presentaron importantes diferencias entre los resultados numéricos del modelo 2D y los experimentales. Las condiciones generales del proceso así como las relativas al material (J-C 316L modificado) y ley de fricción (híbrido-variable) y parámetros de corte son los mismos que los empleados durante la modelización en 2D. El estudio que se describirá a continuación pretende determinar el efecto que se produce al imponer condiciones de

deformación plana mediante el análisis comparativo de distintos modelos 3D. Los modelos 3D no han sido optimizados ni validados experimentalmente, por entender que los tamaños de elemento de su mallado no permiten obtener resultados con la suficiente garantía de precisión, aunque sí validos para la realización de análisis comparativos.

Por último, en este trabajo también se analizan los resultados obtenidos mediante la simulación de varias pasadas en el modelo 3D con geometría simplificada.

7.1 MODELO 3D CON GEOMETRÍA REPRESENTATIVA

Este primer modelo representa de forma muy fidedigna la características geométricas de los ensayos de corte ortogonal realizados, en los que se mecaniza un tubo eliminando todo su espesor en una única pasada de corte. El modelo esta compuesto por una pieza, que representa un tubo de material AISI 316L de 15 mm de altura, 28 mm de diámetro exterior y 2 mm de espesor. Para la simulación se ha empleado una herramienta con redondeo de filo 0,02 mm, que incluye el flanco de acomodación de filo de 0,05 mm. La herramienta tiene 1 mm de ancho por 1 de alto por 4 mm de profundidad (longitud del filo); de esta forma se asegura el corte con la parte central del filo, tal y como se realiza en los ensayos de corte ortogonal. Las herramientas son de metal duro WC-Co.

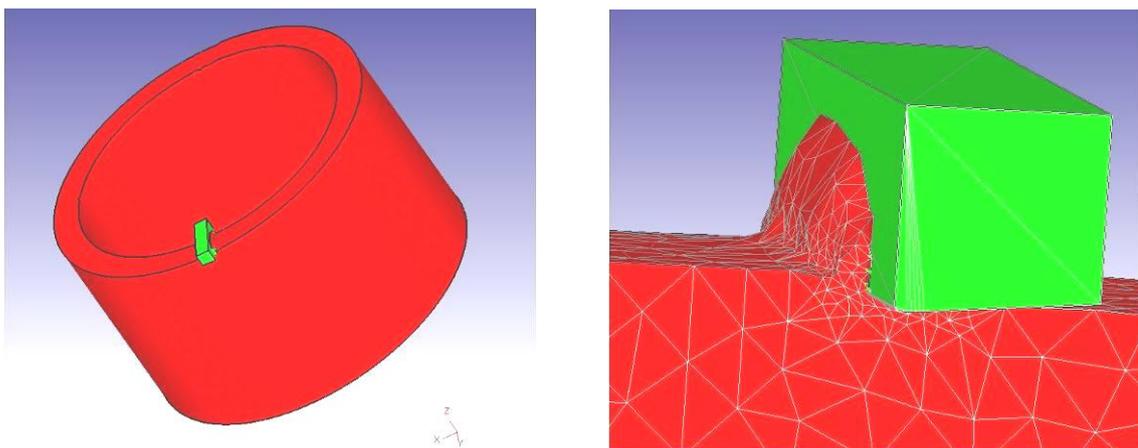


Figura 7.1 Modelo 3D: Corte ortogonal de un tubo AISI 316L con herramienta no desgastada.

Las condiciones de contorno impuestas al tubo consisten en un movimiento rotatorio en la base del mismo. El movimiento de avance también se aplica al tubo por fines

prácticos. En definitiva, las simulaciones consistieron en el giro y traslación en el eje z del tubo, a fin de asegurar el mecanizado del mismo. La velocidad de corte es de 120 m/min (2000 mm/s) y el avance de 0,1 mm/rev. Con estas condiciones el tubo gira a 1469 rpm, y se mueve con velocidad de avance igual a 147 mm/min.

En la figura 7.1 se observa el tubo mecanizado y la herramienta no desgastada. También se observa la concentración de mallado fino en la zona de corte. La cantidad de elementos en la pieza es de 222000 elementos y 56000 elementos en la herramienta, aproximadamente. La malla de la herramienta y la pieza en la zona de corte presenta elementos de 0,03 mm de lado. De esta forma, los elementos del mallado en este modelo 3D son en torno a 10 veces más grandes que los empleados en el modelo 2D. Por otra parte, el mallado denso se encuentra muy concentrado en la zona de corte. Rápidamente se pasa a mallado menos denso (elementos de tamaño entre 0,3 y 0,4 mm).

En Fischer, 2009 se sugiere que en DEFORM3D, elementos de 1/3 a 1/4 del avance producen buenos resultados, en tiempos de cálculo aceptables. En esta referencia, se emplean elementos de 0,04 mm de lado, con una herramienta de 0,03 mm de radio y avance igual a 0,08 mm/rev. Se recomienda al menos tener 4 elementos en el avance.

En la figura 7.2 se observa el mallado de la zona de corte correspondiente al modelo con la herramienta no desgastada.

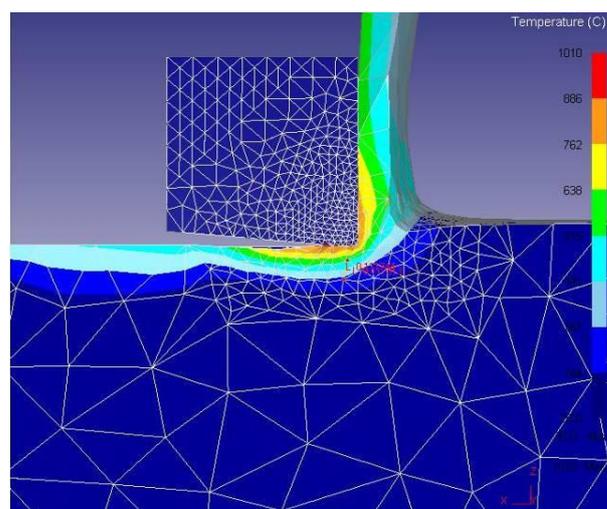


Figura 7.2 Mallado de la herramienta no desgastada y de la zona de corte.

Este modelo 3D permitió simular tiempos de corte de 0,02 segundos, que corresponde a una longitud de mecanizado helicoidal del tubo de 40,84 mm (1/2 revolución del tubo). Esto supone simular tiempos unas 10 veces mayores que los tiempos de corte simulados en el modelo 2D. Para simular el mecanizado de media revolución de tubo se necesitaron aproximadamente 3 semanas, lo que constituye un tiempo de cálculo muy alto (entre 50 y 100 veces superior al empleado generalmente para cada modelo 2D). La imposibilidad de trabajar con mallados tan densos como los de los modelos 2D y los grandes tiempos de cálculo suponen las principales limitaciones de los modelos 3D.

Los resultados del modelo correspondiente a la herramienta con redondeo de filo 0,02mm muestran una distribución térmica con temperaturas que van desde los 400°C en la superficie, hasta temperaturas similares a la temperatura inicial de la pieza a unos 0,4 mm de profundidad (ver figura 7.3). Análisis similares realizados en modelos 2D dieron como resultado temperaturas en el material muy inferiores, del orden de 80°C.

En este caso se observa claramente que la pieza presenta valores de temperatura altos debido a problemas de interpolación del gradiente de temperatura que se produce con la presencia de elementos relativamente grandes; tal y como se analizó en el capítulo 6. La distribución se obtiene en 1 ó 3 elementos en profundidad, de 0,32 a 0,4 mm de lado dependiendo de la zona medida.

En la figura 7.3 se observa que la distribución de temperatura al salir de la zona de concentración de mallado (zona de corte), alcanza el valor de la temperatura ambiente a mayor profundidad debido a los elementos de dimensiones mayores. La cantidad de elementos total que se pueden emplear en los mallados de los modelos 3D limitan la dimensión mínima de los elementos.

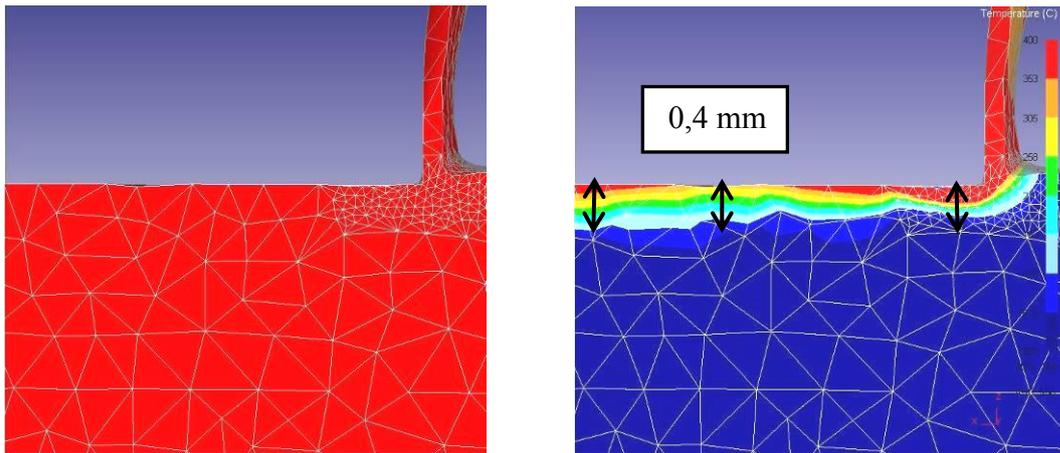


Figura 7.3 Mallado y distribución de temperatura obtenidas después de 1 pasada, con herramienta no desgastada.

En la figura 7.4 se observa una vista general del tubo mecanizado con la distribución térmica correspondiente a la longitud total mecanizada.

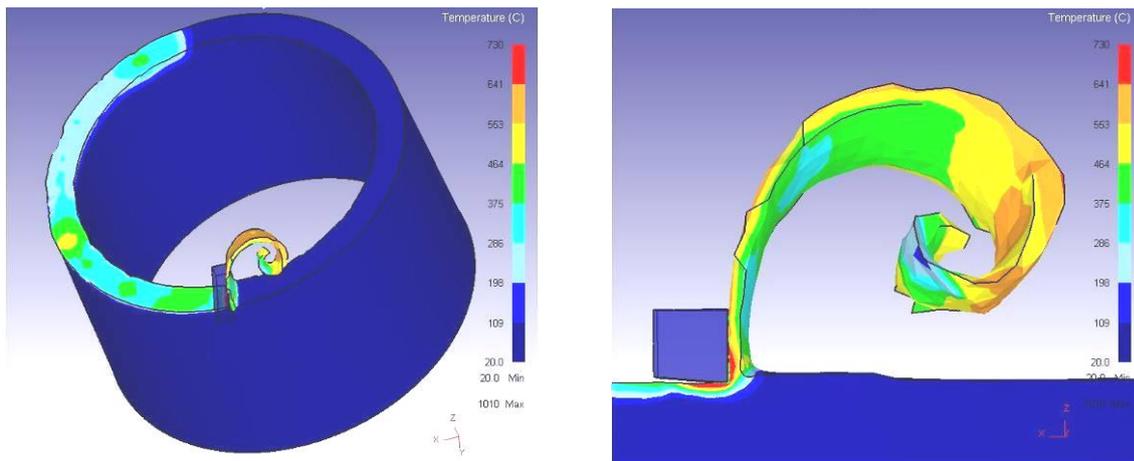


Figura 7.4 Distribución térmica correspondiente a $\frac{1}{2}$ revolución del tubo mecanizado con herramienta no desgastada.

Para mejorar la predicción de la temperatura en la pieza, y simular el tiempo de enfriamiento correspondiente a una revolución de la misma, se modificó el modelo manteniendo un mallado denso en la zona correspondiente a la superficie mecanizada. En este modelo, también el tamaño de los elementos del mallado es muy superior al obtenido en los modelos 2D.

En la figura 7.5 se muestra el mallado que se obtuvo para realizar el proceso de enfriamiento correspondiente a una revolución del tubo. Los elementos de la capa superior de la superficie mecanizada son aproximadamente de 0,14 a 0,22 mm de lado y van incrementando progresivamente su tamaño hasta alcanzar los 0,48 mm de lado. Tras el enfriamiento se obtienen temperaturas de aproximadamente 225°C en la superficie mecanizada de la pieza, un 44% inferiores a las obtenidas con el mallado 3D inicial, pero todavía muy superiores a las obtenidas mediante los modelo 2D.

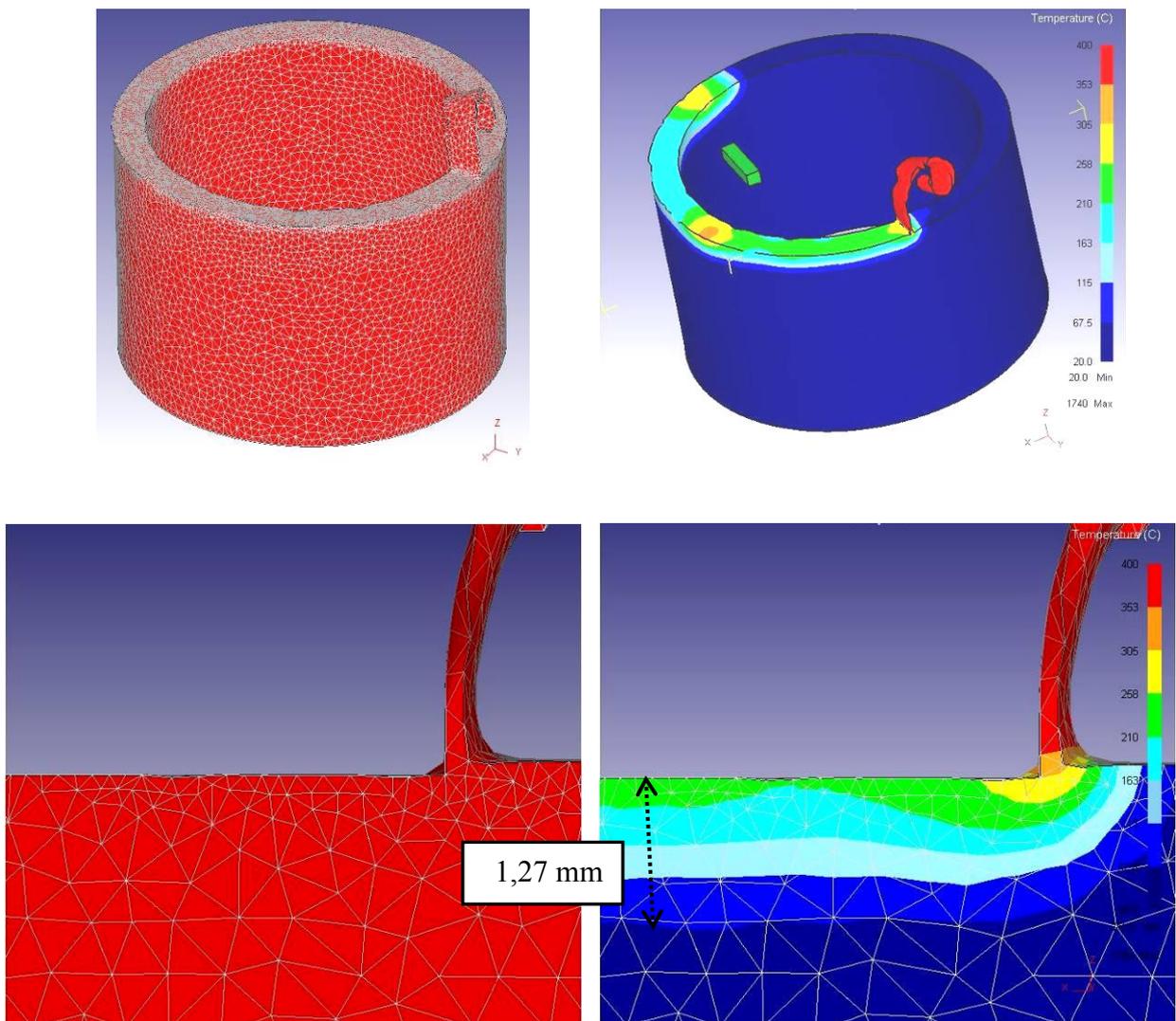


Figura 7.5 Mallado inicial y final; distribución térmica obtenida después del enfriamiento.

La imposibilidad de trabajar con mallados suficientemente densos en el modelo descrito provoca errores excesivos en los resultados. Por tanto, se concluye que el modelo no es

válido para el análisis del efecto de imponer condiciones de deformación plana en el material.

7.2 MODELO 3D CON GEOMETRÍA SIMPLIFICADA

Con objeto de poder emplear un mallado con elementos de menor tamaño en modelos 3D, se desarrolló un modelo con geometría simplificada, análoga a la empleada en el modelo 2D. La geometría de la pieza es un prisma de bases cuadradas de 1,5 mm de lado por 5 mm de largo y ancho igual a 2 mm, correspondiente al espesor del tubo empleado en los ensayos.

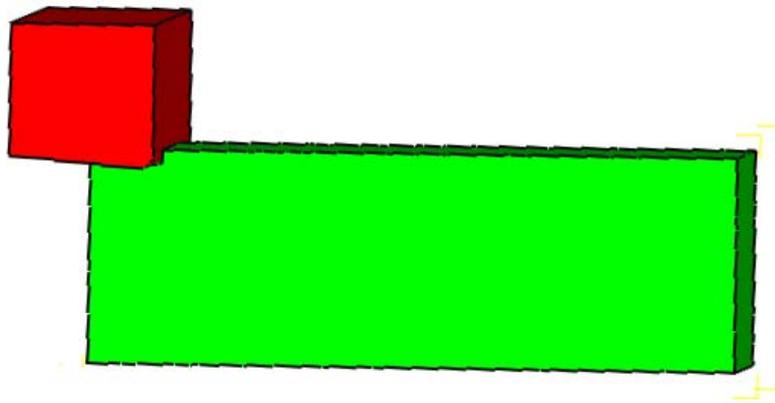


Figura 7.6 Geometría de modelo 3D simplificado con herramienta con radio de arista 0,08 mm.

El mallado progresivo inicial de la pieza consiste en dos ventanas. La primera ventana posee una malla fina en la zona de corte con elementos de 0,02 y 0,04 mm de lado. La segunda ventana posee elementos de hasta 0,07 mm. En total se tienen 205522 elementos en la pieza. Las ventanas de mallado solo se utilizaron para la generación del mallado inicial en la pieza. El remallado automático considerado en las simulaciones en DEFORM3D se realizó ponderando la zona de corte en función de la curvatura de la zona, temperatura, grados de deformación y velocidad de deformación que se producen en dicha zona (*weighting factors*). El tamaño de los elementos durante el mecanizado mantiene valores similares al inicial.

Se desarrollaron modelos correspondientes a las geometrías de herramienta no desgastada (redondeo 0,02 mm), redondeo 0,08 mm y flanco 0,8 mm. La cantidad total

de elementos empleada para el mallado de estas herramientas es de 145000 elementos aproximadamente. En la arista redondeada los elementos son de 0,022 mm de lado, mientras que en las zonas más alejadas del filo se obtuvieron elementos de hasta 0,11 mm de lado.

Con el objeto de determinar la influencia de imponer la condición de deformación plana del material, correspondiente al modelo 2D, se emplearon 2 modelos para cada geometría de herramienta analizada:

- Modelo 3D con restricción del movimiento en la dirección del filo en los nodos situados en las superficies laterales de la pieza. Esta condición de contorno es prácticamente equivalente a imponer condiciones de deformación plana en todo el material de la pieza.
- Modelo 3D sin condiciones de contorno que impidan el desplazamiento lateral del material, permitiéndose la formación de rebaba en la superficie mecanizada y el ensanchamiento de la viruta.

La temperatura de partida de la pieza es 20°C. Las condiciones de corte empleadas corresponden a las consideradas como estándar (velocidad de corte de 120 m/min. y avance de 0,1 mm/rev). El resto de condiciones relativas al proceso (ley constitutiva, ley de fricción, etc.) son iguales a las utilizadas en el modelo 2D descrito en el capítulo 3.

El modelo 3D que impide el desplazamiento lateral del material situado en la zona exterior de la pieza, es un proceso bastante estable, mientras que para el segundo modelo, en la estabilización de las fuerzas se nota la influencia de la formación de rebaba hacia los laterales. En la figura 7.7 se observan ambos modelos.

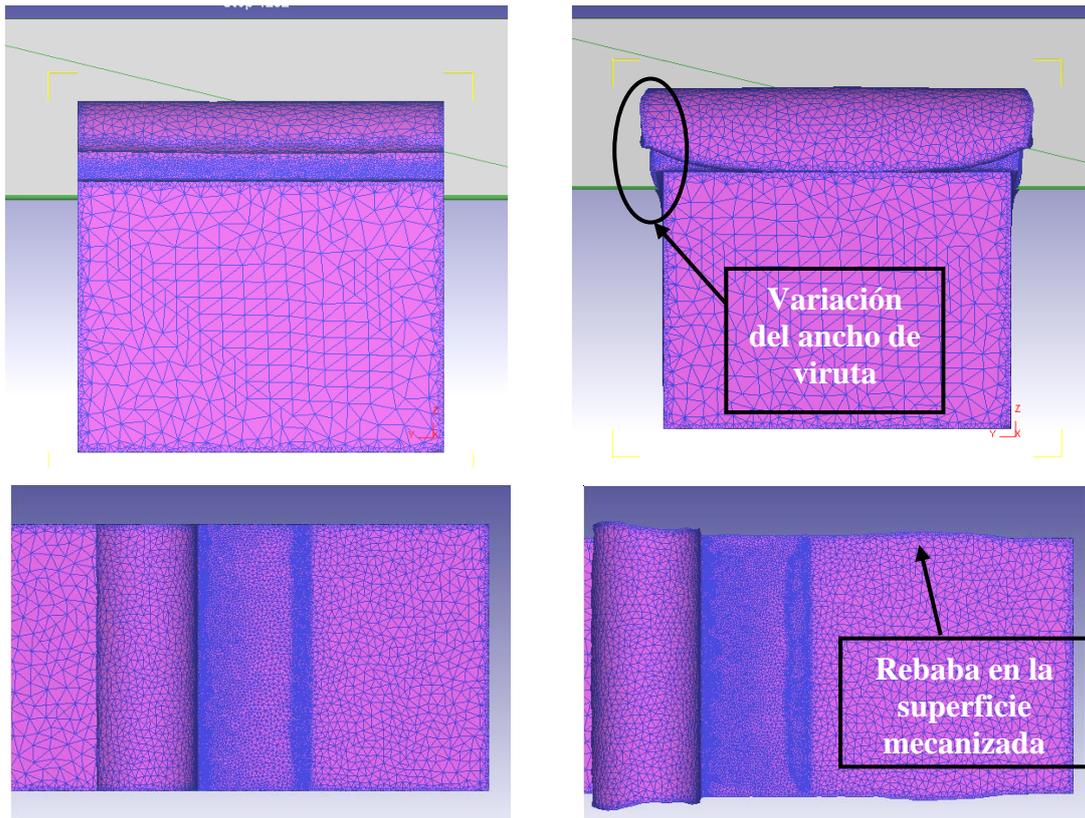


Figura 7.7 Modelos 3D con consideración de deformación plana (izq.) y efecto de borde (der.)

En las gráficas mostradas en la figura 7.8 se puede observar que para la herramienta sin desgaste ambos modelos (con y sin desplazamiento lateral del material) dan el mismo resultado de fuerzas de mecanizado, mientras que para la herramienta con desgaste de flanco de 0,8 mm, la fuerza de avance es un 5% mayor para el modelo en el que se impide el desplazamiento lateral. La fuerza de corte no varía. Estas tendencias también se observan con las simulaciones realizadas con herramienta con redondeo de arista igual a 0,08 mm.

Este resultado indica que impedir el desplazamiento lateral del material (condiciones de deformación plana) aumenta la presión del material que fluye bajo la herramienta, debido a que no puede liberarse parte de la misma mediante la formación de rebaba. El modelo 3D no ha indicado que este fenómeno afecte significativamente a las fuerzas para el caso con herramienta con redondeo de filo 0,02 mm. Sin embargo, sí se han observado variaciones en las simulaciones correspondientes a redondeo 0,08 mm y

flanco 0,8 mm, geometrías para las que la fuerza de empuje (*ploughing force*) es más significativa.

Estos resultados explican en parte los excesivos incrementos de F_a que se obtenían mediante los modelos 2D correspondientes a redondeos de filo y flancos elevados. Los modelos 3D han mostrado incrementos de F_a correspondientes a imponer condiciones de deformación plana reducidos (en torno al 5%). Sin embargo, dicho efecto podría ser mayor en los modelos 2D, debido a que presentan un mallado mucho más denso, capaz de simular con mayor precisión el flujo de material bajo el filo.

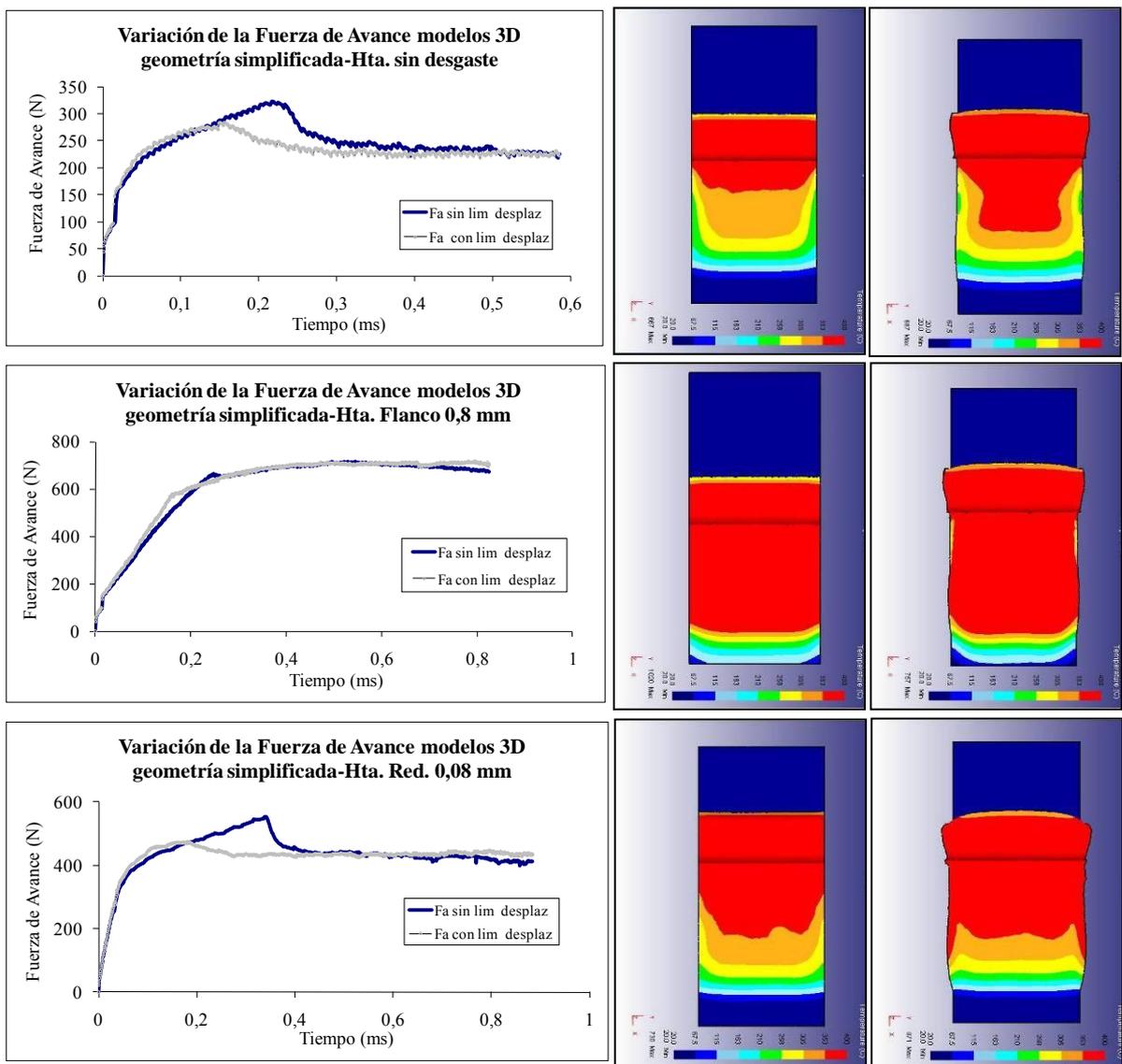


Figura 7.8 Diferencias de fuerza de avance entre los modelos con geometría simplificada.

En la figura 7.8 también se muestran las distribuciones térmicas correspondientes al modelo con limitación de desplazamiento (izq.) y sin limitación (der.).

Las rebabas máximas obtenidas fueron de 0,07 mm para la herramienta con redondeo 0,08 mm y de 0,05 mm para la herramienta con flanco 0,8 mm. No se observaron rebabas significativas en la simulación correspondiente a redondeo 0,02 mm.

Después de la primera pasada, se realiza la simulación del enfriamiento de la pieza durante el tiempo correspondiente a una revolución del tubo mecanizado (0,04 segundos). Las temperatura que se obtiene en la superficie mecanizada con la herramienta con flanco 0,8 mm, tras el enfriamiento, se encuentran en torno a los 260°C y en torno a 140°C para la herramienta con redondeo máximo.

Los modelos 2D indicaron temperaturas superficiales muy inferiores: 72°C para la herramienta con flanco 0,08 mm, 70°C para el redondeo máximo y 55°C para el redondeo 0,02 mm. Por tanto, se confirma que tampoco este mallado 3D es suficientemente fino para el análisis de temperaturas en la superficie mecanizada.

Los modelos 3D descritos se han desarrollado para realizar un análisis comparativo del posible efecto de imponer condiciones de deformación plana. No se han ajustado ni validado experimentalmente. No obstante, a continuación se indican algunos resultados obtenidos al comparar los resultados de los modelos 2D, 3D y resultados experimentales.

Las componentes de la fuerza obtenidas a partir de ambos modelos 3D para la herramienta con redondeo 0,02 mm (con y sin limitación de deformación lateral) mostraron diferencias respecto del modelo 2D del 3% para F_c y del -16% para F_a . La relación F_a/F_c obtenida con el modelo 2D es igual a 0,54. Para los modelos 3D, la relación de F_a/F_c es de 0,44. La relación F_a/F_c experimental es 0,65.

Las fuerzas de corte obtenidas con el modelo con limitación del desplazamiento lateral y flanco 0,8 mm muestran una diferencia del 25% con respecto a las obtenidas con el

modelo 2D. La fuerza de avance tan sólo presenta una diferencia de 0,42%. Sin limitación del desplazamiento lateral, las fuerzas de corte y avance presentan diferencias del 23,5 y -3,5%, respectivamente.

En cuanto a la relación de fuerzas Fa/Fc , los valores obtenidos son menores a los obtenidos con la modelización 2D. Por ejemplo, para la herramienta con flanco máximo se obtiene un valor de 0,83 y de 0,80, con y sin limitación del desplazamiento. Con el modelo 2D, la relación de fuerzas alcanza un valor de 1,04. La relación Fa/Fc experimental es de 1,09.

Con la herramienta con redondeo de arista de 0,08 mm y el modelo con limitación del desplazamiento lateral, la fuerza de corte y avance presentan diferencias de de 12,8 y -1,8%, respectivamente, con respecto al modelo 2D. Sin limitación, las diferencias son de 9,6 y -6,3%, con la fuerza de corte y de avance del modelo 2D, respectivamente.

Los modelos 3D con y sin limitación del desplazamiento indicaron valores de Fa/Fc de 0,72 y 0,71, respectivamente. Mientras que con el modelo 2D, Fa/Fc es igual a 0,83, siendo el valor experimental 0,92.

La distribución de temperatura en la zona de corte, en donde se tienen los elementos más pequeños de la simulación 3D presenta diferencias aceptables con respecto a las temperaturas obtenidas en el modelo 2D. Esto permite predecir fuerzas no muy distintas de las obtenidas en el modelo 2D, sobre todo para el modelo 3D con limitación del desplazamiento lateral.

Por otra parte, el no contar con una distribución de temperatura adecuada en la superficie mecanizada afecta a los valores de tensiones residuales.

Los valores de fuerza obtenidos en 3D, de aquí en adelante, se comparan entre sí y mediante la relación Fa/Fc que elimina el efecto de la variación de propiedades del material durante el mecanizado. Las simulaciones 3D de pasadas sucesivas que a continuación se presentan no se han realizado con el fin de comparar éstos resultados

directamente con los obtenidos en 2D, pues la distribución de la temperatura en los modelos 3D no es adecuada.

7.3 MODELO 3D CON PASADAS SUCESIVAS

Con los modelos relativos a la geometría simplificada se procedió a estudiar el efecto de las pasadas sucesivas durante el mecanizado, con la herramienta con flanco y redondeo de arista máximo. Se aplicó el mismo procedimiento de enfriamiento utilizado en el modelo 2D. Primero se separó la herramienta y luego se enfrió el tiempo correspondiente a una revolución del tubo mecanizado.

Tal y como se indicó en el capítulo 6, las simulaciones de pasadas sucesivas realizadas con los modelos 2D indicaron que el efecto más significativo se producía al simular la 2ª pasada de corte, observándose variaciones menores para las siguientes pasadas. Por ello, y debido a los grandes tiempos que requieren las simulaciones 3D, se realiza el estudio del efecto de las pasadas sucesivas considerado únicamente una segunda pasada.

Igual que en las simulaciones 3D descritas previamente, el tamaño de los elementos a medida que se aleja de la zona de corte es relativamente grande y ello da lugar a una temperatura en la superficie de la pieza más elevadas que las obtenidas con el modelo 2D.

La temperatura en la superficie mecanizada con flanco 0,8 mm es de alrededor 891°C (temperatura antes de realizar el enfriamiento) y llega a una temperatura similar a la inicial a 0,35 mm de profundidad (aproximadamente 9 elementos de entre 0,019 y 0,065 mm de lado). Estos datos corresponden al caso de flanco máximo de 0,8 mm de longitud, segunda pasada y considerando el efecto de formación de rebaba en los bordes de la superficie recién mecanizada.

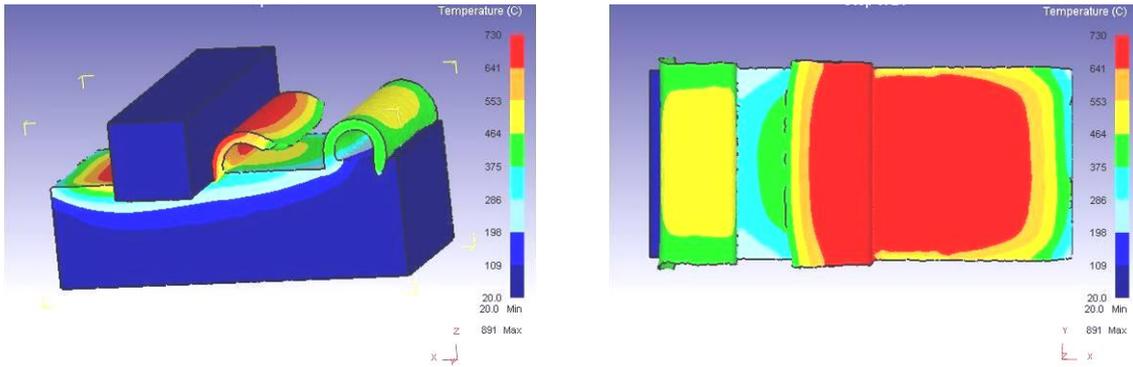


Figura 7.9 Distribución térmica de 2ª pasada caso sin limitación de desplazamiento lateral, herramienta flanco 0,8 mm.

Con el modelo con limitación de desplazamiento lateral se alcanza la temperatura inicial a los 0,50 mm de profundidad, con 9 elementos.

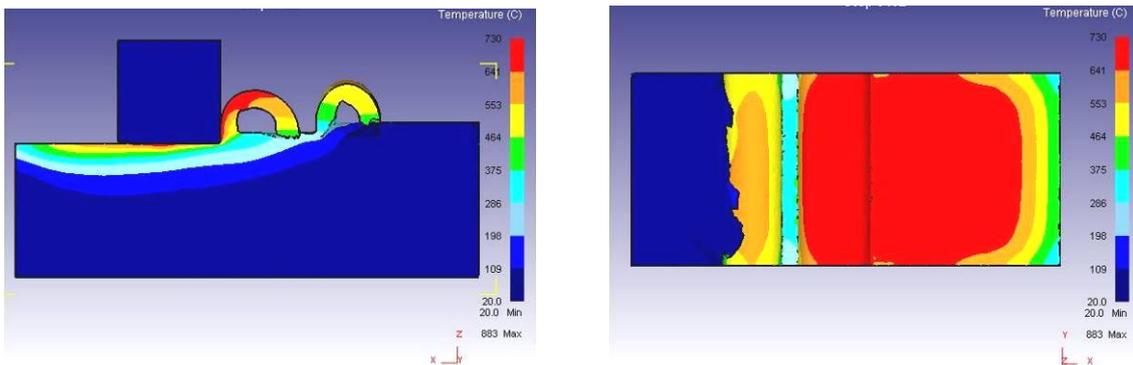


Figura 7.10 Distribución térmica de 2ª pasada caso con limitación de desplazamiento lateral, herramienta flanco 0,8 mm

Con la herramienta con redondeo máximo, el modelo sin limitación de desplazamiento lateral presenta una temperatura máxima en la superficie de 1080°C y alcanza una temperatura similar a la inicial a 0,27 mm de profundidad (9 elementos). Por su parte, el modelo con limitación del desplazamiento presenta una temperatura máxima en la superficie de 965°C y alcanza una temperatura similar a la inicial a la profundidad de 0,18 mm (6 elementos).

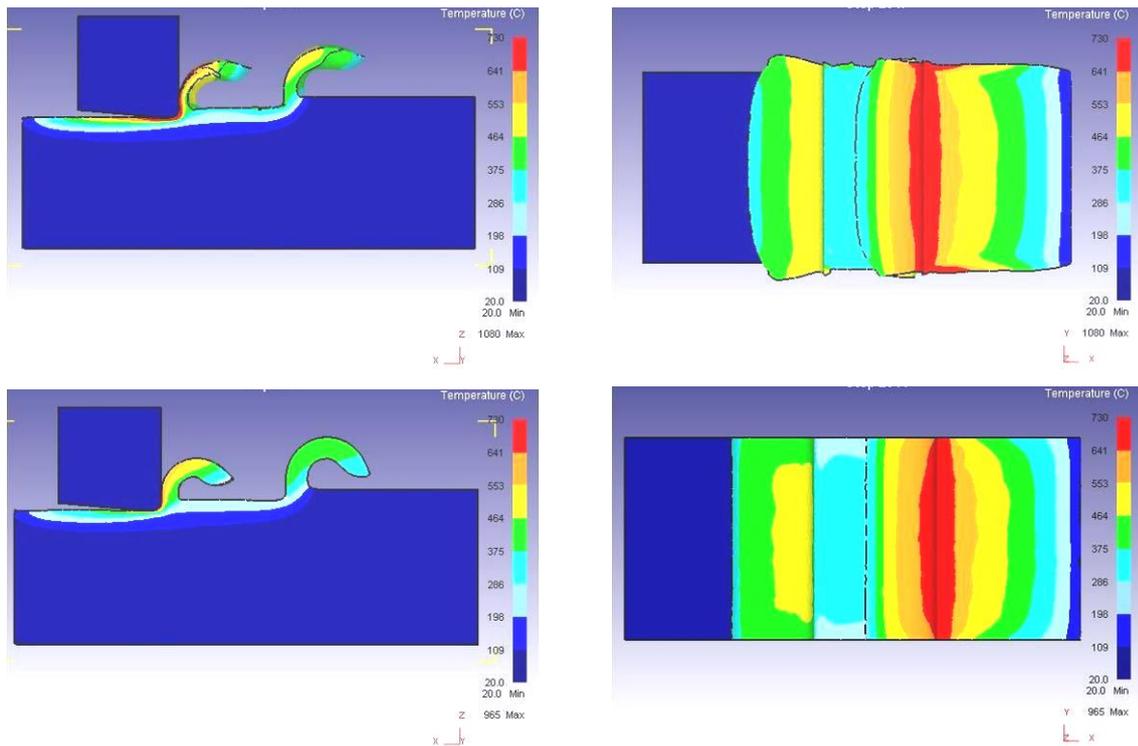


Figura 7.11 Distribución térmica de 2ª pasada, herramienta con radio 0,08 mm, sin limitación (arriba) y con limitación (abajo).

Las temperaturas que se obtienen tras el enfriamiento después de la segunda pasada siguen siendo mayores que las obtenidas en las simulaciones 2D. En las simulaciones 3D con geometría simplificada, con la herramienta con flanco máximo se obtienen temperaturas entre 265°C y 280°C y con el redondeo máximo se obtienen temperaturas entre 115°C y 140°C. En 2D las temperaturas superficiales que se obtienen tras el enfriamiento después de la segunda pasada son de 108°C para el flanco máximo y de 82°C para redondeo máximo. Con la herramienta sin desgaste se obtiene una temperatura superficial de 65°C tras el enfriamiento correspondiente a una revolución del tubo. Todas estas temperaturas fueron medidas a un 1 mm de distancia la zona del filo de corte.

A continuación se exponen los resultados de fuerzas de mecanizado obtenidos mediante el modelo 3D de geometría simplificada de segunda pasada. Estos resultados solo se han comparado entre sí, pues se ha considerado que la distribución de temperatura de la superficie mecanizada producida por la primera pasada afecta significativamente a los valores de fuerza de mecanizado de segunda pasada.

A pesar de esto, también se han verificado los incrementos (o descensos) de las fuerzas de mecanizado y la relación F_a/F_c de los dos tipos de modelos 3D de geometría simplificada estudiados, con lo incrementos (o descensos) obtenidos en 2D. Este análisis se ha realizado para las herramientas con desgaste de flanco y redondeo máximo.

La fuerza de corte para el caso con limitación de desplazamiento se incrementa en un 12,7%, mientras que la fuerza de avance aumenta un 2%, con la segunda pasada. Para el caso sin limitación de desplazamiento, la fuerza de corte se incrementa un 13,7%, mientras que la fuerza de avance disminuye un 8,8% del valor obtenido en la primera pasada y herramienta de flanco máximo.

Para el modelo 2D, la fuerza de corte disminuye en un 2,45%, mientras que la fuerza de avance se incrementa en un 10,2% (con flanco máximo). De acuerdo a estos resultados se puede decir que el incremento de la fuerza de avance es mucho mayor en 2D, con respecto a los modelos 3D con y sin limitación del desplazamiento.

Si comparamos los valores de fuerzas en segunda pasada de los dos tipos de modelos 3D, en el caso sin limitación del desplazamiento se observa un ligero descenso de la fuerza de corte de 2% del valor obtenido con limitación del desplazamiento. Para el mismo caso, la fuerza de avance aumenta en un 7%. Este comportamiento es similar para la fuerza de corte en primera pasada. La fuerza de avance en primera pasada con el modelo sin limitación del desplazamiento presenta un descenso de 4% del valor obtenido con limitación del desplazamiento.

En las simulaciones de segunda pasada y herramienta con flanco máximo se observa un incremento del 12% de la relación de F_a/F_c , para el caso con limitación del desplazamiento. Para el caso sin limitación (que considera la formación de rebaba en el eje Y) se obtiene un aumento del 26% de F_a/F_c , con respecto al valor obtenido en la primera pasada.

Para el modelo 2D, F_a/F_c se obtiene un incremento del 12,9% con la segunda pasada con herramienta con flanco máximo, resultado similar al obtenido con el modelo 3D con limitación del desplazamiento.

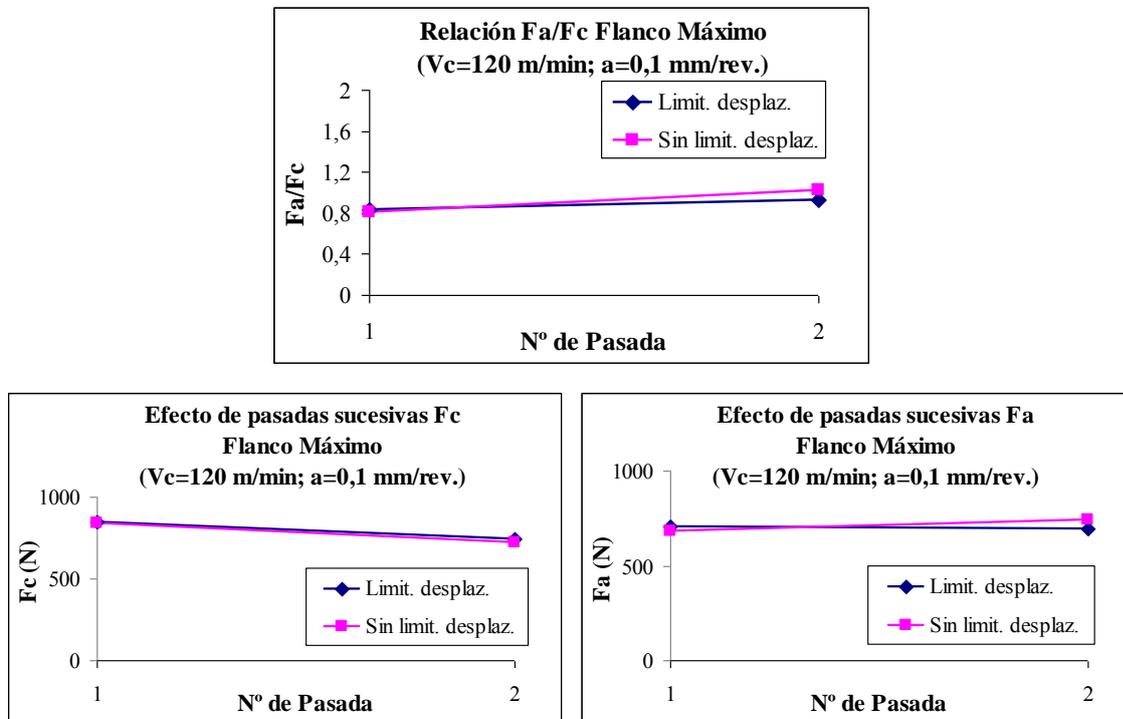


Figura 7.12 Efecto de pasadas sucesivas en 3D, herramienta con flanco 0,8 mm.

Con redondeo de arista máximo, la fuerza de corte se incrementa en un 2,2% considerando la limitación del desplazamiento lateral, mientras que la fuerza de avance desciende en un 12,5%. Para el caso sin limitación, la fuerza de corte se incrementa en un 5%, mientras que la fuerza de avance disminuye un 20,6% del valor de primera pasada con herramienta con redondeo de arista máximo.

Por otra parte, en el modelo 2D la fuerza de corte disminuye en un 8,8%, mientras que la fuerza de avance se incrementa en un 14,9% (herramienta con redondeo de arista máximo). El incremento de F_a en el modelo 2D es mucho mayor que el obtenido mediante modelos 3D, en los que se nota un descenso de F_a con la segunda pasada, que podría estar relacionado con el calentamiento excesivo de la superficie mecanizada.

La fuerza de corte en segunda pasada obtenida para el modelo que permite la formación de rebaba es 6% menor que el que se obtuvo con limitación del desplazamiento lateral. Para el mismo caso se percibe un ligero aumento de la fuerza de avance del 2%. En la primera pasada el modelo sin limitación presenta una fuerza de corte 3% menor a la obtenida con limitación del desplazamiento, mientras que la fuerza de avance también disminuye un 5% del valor obtenido con limitación del desplazamiento.

Con la herramienta con redondeo de 0,08 mm, en la segunda pasada se produce un aumento de la razón Fa/Fc de 15% en el modelo con limitación del desplazamiento lateral y de 27% en el caso sin limitación.

Para el modelo 2D, Fa/Fc se obtiene un incremento del 25,9% con la segunda pasada con herramienta con redondeo de arista máximo.

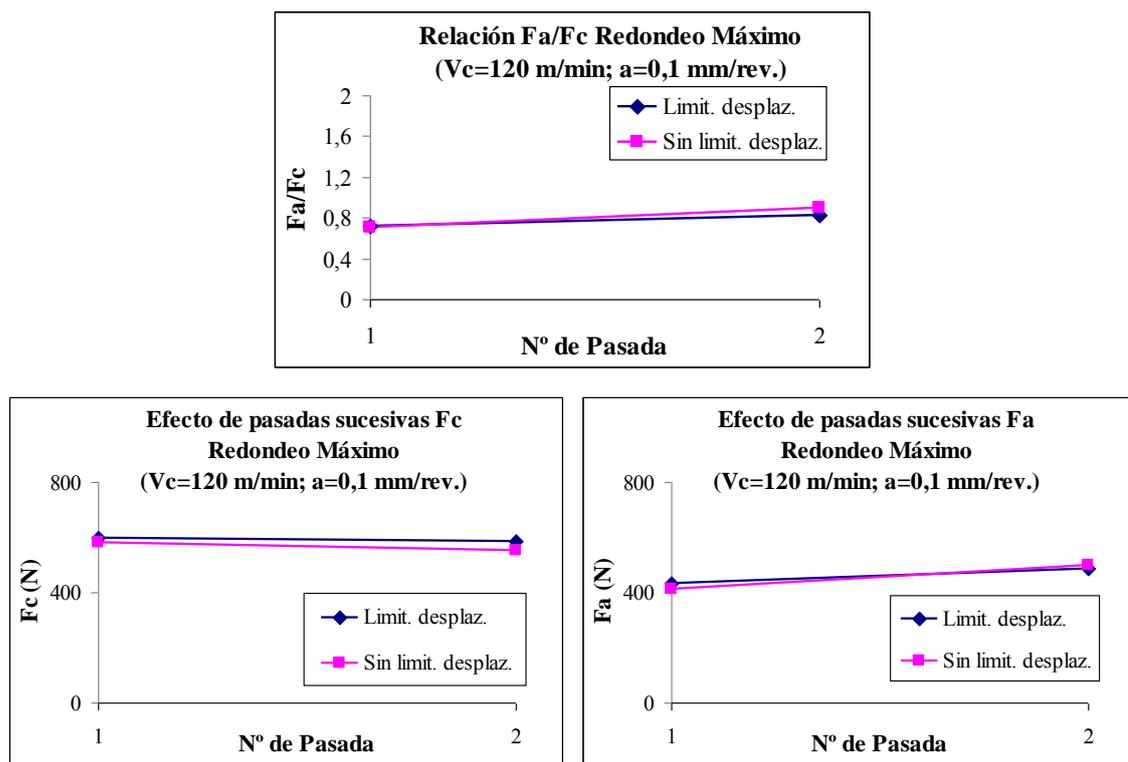


Figura 7.13 Efecto de pasadas sucesivas en 3D, herramienta con radio 0,08 mm.

Considerando que al realizar la segunda pasada el mallado es grueso al alejarse de la zona de corte, es de esperarse que las temperaturas en la superficie de mecanizado sean

excesivamente grandes. Así mismo las tensiones residuales y el endurecimiento del material también se ven afectadas por los elementos grandes. Esto indica que los resultados obtenidos mediante el análisis de pasadas sucesivas en 3D son poco fiables, debido al excesivo tamaño de los elementos del mallado.

7.4 CONCLUSIONES DEL CAPÍTULO

Con las simulaciones 3D se pueden obtener modelos que representan de forma más completa el proceso real estudiado. Con este tipo de modelos se puede considerar la deformación lateral del material en los procesos de corte ortogonal. Además, es posible modelizar geometrías más representativas de las correspondientes a los ensayos de ajuste y validación, y aumentar el tiempo de corte simulado. La principal desventaja de este tipo de simulaciones es el tiempo de cálculo, que puede ser de varias semanas y la imposibilidad de lograr elementos en el mallado tan pequeños como en los modelos 2D.

Debido al excesivo tamaño de los elementos de la malla, los modelos 3D desarrollados no son capaces de reflejar adecuadamente los gradientes térmicos producidos en la superficie mecanizada. Por ello, se obtienen temperaturas en el material muy superiores a las obtenidas mediante los modelos 2D.

Los modelos 3D indicaron que imponer condiciones de deformación plana incrementa el empuje del material que fluye bajo el filo de la herramienta (*ploughing force*) para las herramientas con flanco 0,8 mm y redondeo de arista de corte 0,08 mm. Como resultado de este efecto, se obtuvieron incrementos de la fuerza de avance del 5% para dichas geometrías de herramienta. No se observaron variaciones significativas para la fuerza de corte con ninguna de las geometrías de herramienta consideradas, ni para la fuerza de avance con la herramienta con redondeo de filo 0,02 mm.

Por tanto, se ha obtenido un incremento de la fuerza de avance moderado. Sin embargo, dicho efecto podría ser mayor en los modelos 2D, debido a que presentan un mallado mucho más denso, capaz de simular con mayor precisión el flujo de material bajo el filo. En cualquier caso, los resultados obtenidos indican que las condiciones de

deformación plana, intrínsecas a los modelos 2D desarrollados en esta Tesis, explican en parte el principal error encontrado en la predicción de fuerzas: excesivo aumento de la fuerza de avance para determinadas geometrías de herramienta.

La simulación de pasadas sucesivas con los modelos 3D ha mostrado resultados similares a los obtenidos con los modelos 2D. La fuerza de corte (F_c) disminuye y la fuerza de avance (F_a) se mantiene aproximadamente constante o aumenta ligeramente. Por tanto, la relación F_a/F_c se incrementa en la segunda pasada. El incremento es mayor para los modelos sin limitación del desplazamiento lateral del material.

Capítulo 8: Conclusiones y Trabajos Futuros

En este capítulo se presentan las principales conclusiones del trabajo realizado en el desarrollo de esta Tesis Doctoral, destacando las aportaciones en cada uno de los aspectos analizados. Así mismo, se indican las posibles líneas de trabajo futuro que podrían desarrollarse en cada uno de los ámbitos abordados en la misma.

8.1 CONCLUSIONES GENERALES DE LA TESIS

Conclusiones relativas al trabajo experimental:

- La metodología desarrollada para la realización de ensayos de corte ortogonal con geometrías de herramienta correspondientes a distintos tipos y niveles de desgaste, ha permitido realizar de forma satisfactoria el plan de ensayos establecido.
- Las fuerzas y tensiones residuales son magnitudes medibles experimentalmente con fiabilidad y apropiadas para la validación de modelos numéricos y para el análisis de la influencia del desgaste de herramienta en los procesos de mecanizado.
- Los resultados de fuerzas y tensiones residuales determinados experimentalmente presenten una buena correlación con los encontrados en la bibliografía científica. La gran cantidad de geometrías de herramienta consideradas (tipos y niveles de desgaste) para diferentes condiciones de corte, hace que estos resultados supongan una aportación significativa al conocimiento de los procesos de mecanizado objeto de estudio.

Conclusiones relativas a la modelización numérica:

- El tamaño de los elementos de la malla de la herramienta y de la pieza en la zona de corte y en la zona de contacto material-herramienta no debe superar los 5 micrómetros.
- La geometría de la herramienta considerada en el modelo debe incluir un cierto desgaste de flanco inicial denominado *acomodación de filo*, que se ha establecido en una longitud de 0,05 mm. La aplicación de este elemento a la geometría de la herramienta y el análisis de su influencia supone una aportación novedosa a la modelización numérica de procesos de mecanizado.
- Para el contacto entre la viruta y la herramienta se ha establecido una ley de fricción híbrido-variable cuyos coeficientes varían en función de la presión normal. Dicha ley optimiza los resultados numéricos de fuerzas de mecanizado y representa de forma adecuada el modelo de fricción expuesto por Zorev.
- La validación experimental indica que el modelo determina incrementos de la fuerza de avance superiores a los obtenidos experimentalmente al considerar las geometrías de herramienta con desgaste de flanco, redondeo de filo y recrecimiento de filo. Este tipo de errores han sido reflejados por otros autores en diversas referencias bibliográficas.
- El análisis de las geometrías con desgaste mixto muestra errores en la determinación de las componentes de la fuerza muy superiores a los correspondientes a la combinación de los errores obtenidos para los desgastes individuales.
- Los principales errores del modelo en la determinación de fuerzas, indicados en los 2 puntos anteriores, son consecuencia de la inadecuada simulación de la fuerza de empuje sobre la herramienta ejercida por el material que fluye bajo el filo (*ploughing force*). El error indicado es especialmente significativo para el caso del desgaste de flanco. El análisis de dichos errores ha llevado a concluir que las

principales causas de los mismos son: excesivo tamaño de elementos en el mallado de la zona afectada, limitación de deformaciones planas en los modelos numéricos 2D y simulación de 1 única pasada de corte. Estas conclusiones, y el análisis previo que ha llevado a las mismas, constituyen otra de las principales aportaciones de esta Tesis.

- El modelo numérico desarrollado se ha validado experimentalmente para todas las geometrías correspondientes a desgastes no combinados. La gran variedad de geometrías de herramienta para las que el modelo es aplicable hacen que su desarrollo constituya otra de las aportaciones de esta Tesis. Sin embargo, el modelo no resulta aplicable para los desgastes mixtos flanco-redondeo y flanco-chaflán considerados.
- La simulación de pasadas sucesivas, tanto en modelos en 2D como en modelos en 3D, mejora la relación F_a/F_c para la geometría de herramienta no desgastada. Esta conclusión es otra de las aportaciones novedosas del trabajo desarrollado.
- La simulación de pasadas sucesivas en modelos en 2D mejora los perfiles de tensiones residuales circunferenciales en profundidad para las geometrías de herramienta estudiadas.
- Las variaciones en las fuerzas, y en los perfiles de tensiones residuales circunferenciales, se observan principalmente entre la 1ª y 2ª pasada. Por ello, se considera que es recomendable simular siempre 2 pasadas en los modelos numéricos de corte ortogonal. Esta conclusión es otra de las aportaciones novedosas de esta Tesis.
- La modelización numérica en 3D de procesos de mecanizado no permite trabajar con mallados con elementos suficientemente pequeños para garantizar la fiabilidad de algunos de los resultados obtenidos. No obstante, permiten obtener información adicional a los modelos en 2D y realizar análisis comparativos. Por otra parte, las simulaciones de modelos en 3D requieren grandes tiempos de cálculo.

- Las simulaciones realizadas con los modelos 3D indican que el efecto de imponer condiciones de deformación plana no influye significativamente en las fuerzas obtenidas con herramienta sin desgaste. Sin embargo, produce un aumento de la fuerza de avance significativo para herramientas desgaste de flanco o redondeos de arista grandes. Este resultado, indica que las condiciones de deformación plana, intrínsecas a los modelos 2D, explican en parte los excesivos incrementos de la fuerza de avance obtenidos numéricamente para los desgastes considerados. No se han encontrado referencias de otros estudios que lleguen a esta conclusión, por lo que se considera que constituye otra de las aportaciones de esta Tesis.

Conclusiones relativas al análisis de los resultados:

- Las temperaturas en la herramienta determinadas mediante el modelo numérico desarrollado tienen un valor exclusivamente orientativo. Esto es debido a diversas fuentes de error originadas por limitaciones propias de este tipo de modelos. Principalmente, los tiempos de corte simulados son muy pequeños (de pocos milisegundos) y el tamaño de la herramienta y sus condiciones de contorno térmicas no se corresponden con las de las herramientas reales. Por otra parte, la herramienta disponible en DEFORM para la determinación de las condiciones estacionarias, únicamente puede aplicarse para materiales plástico.
- La combinación de los resultados numéricos y experimentales ha permitido determinar la influencia del estado de desgaste simple de la herramienta sobre las principales magnitudes termomecánicas implicadas en el proceso de mecanizado, con la excepción de la limitación indicada en el punto anterior.
- No ha sido posible validar el modelo numérico correspondiente a las geometrías de desgastes combinados por lo que, para este tipo de geometrías, únicamente se han analizado los resultados experimentales obtenidos.

Conclusión general:

- Se ha obtenido información amplia y relevante en relación con la influencia de cualquier tipo de desgaste geométrico de herramienta en los procesos de corte ortogonal en seco de aceros inoxidables austeníticos. La amplitud del estudio abordado, en cuanto a geometrías de herramienta y parámetros de corte, hacen que esta información suponga una aportación significativa al conocimiento de los procesos de mecanizado objeto de estudio. Por tanto, en general, tanto en los ámbitos de trabajo experimental, como numérico, y en relación con el análisis de los resultados obtenidos, se han cubierto la totalidad de los objetivos planteados inicialmente.

- El estudio abordado presenta una gran amplitud, englobando todos los tipos de desgaste geométrico existentes, considerando distintos niveles de desgaste y diferentes condiciones de corte, e incluyendo geometrías correspondientes a determinadas combinaciones de desgaste. Este enfoque tiene el importante valor de permitir obtener resultados de amplitud general, que permiten realizar análisis comparativos de la influencia de cualquier tipo de geometría, aunque limita la posibilidad de realizar estudios concretos de detalle.

8.2 LÍNEAS DE TRABAJO FUTURO

Debido a la gran amplitud del estudio abordado en esta Tesis, se presentan numerosas y variadas líneas de trabajo que podrían continuar desarrollándose. A continuación se indican las que se consideran de mayor interés, agrupadas en función de su campo de aplicación:

Líneas de trabajo futuro globales:

Debido a la amplitud del estudio abordado, en esta Tesis se han considerado exclusivamente los procesos de corte ortogonal en seco del material AISI 316L, para

determinadas geometrías de herramienta y condiciones de corte. Por ello, puede plantearse las siguientes líneas de trabajo futuro:

- Extensión del estudio desarrollado a procesos de mecanizado con distintos fluidos de corte, al mecanizado de otros materiales y a otros parámetros de corte.
- Extensión del estudio a otras geometrías de herramienta. Especialmente, se considera de interés desarrollar el estudio para nuevas geometrías de herramienta correspondientes a distintos tipos y niveles de desgastes mixtos.
- Extensión al estudio de procesos de mecanizado en los que la punta y filo secundario de la herramienta actúen en el arranque de virutas. Este estudio permitiría obtener información de mayor relevancia en relación con las operaciones de mecanizado industriales. Por ejemplo, sería posible determinar magnitudes relacionadas con la integridad del material (tensiones residuales u otras) en la superficie mecanizada con la punta y filo secundario de la herramienta.

Campo experimental:

- Estudio del fenómeno de acomodación de filo mediante la determinación de la geometría del filo antes y después de los ensayos de corte. Los resultados obtenidos en esta Tesis indican que este fenómeno tiene un gran interés para mejorar la correlación de los resultados de los modelos numéricos con los resultados experimentales.
- Mejora de los sistemas de instrumentación empleados para obtener información experimental de los procesos de mecanizado de mayor calidad y amplitud. En concreto se proponen las siguientes líneas de actuación: utilización de un sistema dinamométrico piezoeléctrico para la medida de fuerzas, medida de temperaturas en la zona de corte y medida de vibraciones.

- Ampliar el estudio a otras magnitudes relacionadas con la integridad superficial, como la rugosidad, o los cambios microestructurales y de dureza en la zona afectada por el mecanizado.
- Caracterización del material empleado en los ensayos de corte en condiciones de alta temperatura y elevadas velocidades de deformación para determinar una ecuación constitutiva más representativa.

Campo numérico:

- Desarrollar modelos numéricos con mallados más densos en la zona correspondiente al material que fluye bajo el filo (determinado por la altura de estancamiento). Este mallado permitiría mejorar la simulación de los fenómenos relacionados con la fuerza de empuje sobre la herramienta (*ploughing force*) y con ello, reducir los errores del modelo en la determinación de la fuerza de avance para las geometrías de herramienta desgastadas.
- Realizar el estudio numérico abordado en esta Tesis mediante modelos que simulen la realización de 2 pasadas de corte sucesivas.
- Establecer leyes de fricción en las superficies de contacto herramienta-viruta y herramienta-superficie mecanizada, adaptadas a la geometría de la herramienta y a los parámetros de corte.
- Avanzar en la aplicación de modelos 3D al estudio abordado en esta Tesis, trabajando con mallados con mayor densidad, y extendiendo el estudio a otras geometrías de herramienta y parámetros de corte.

8.3 PUBLICACIONES EN CONGRESOS Y REVISTAS

A continuación se presentan las publicaciones relacionadas con el trabajo realizado como parte de esta Tesis Doctoral:

Publicaciones a Congresos:

- Marín Calvo, N., Ortiz Vicente, F.F., Canteli Fernández, J.A., Cantero Guisández, J.L. y Miguélez Garrido, M.H., Desarrollo de la metodología y dispositivos necesarios para la fabricación y ensayo de plaquitas pulvimetalúrgicas de corte, 8º Congreso Iberoamericano de Ingeniería Mecánica, Cuzco, Perú, 23-25 oct. 2007, Libro virtual: ISBN 978-9972-2885-3-1.
- N. Marín Calvo, J.A. Canteli Fernández, J.L. Cantero Guisández, A. Muñoz Sánchez, M.H. Miguélez Garrido, Aplicación de un modelo numérico de corte ortogonal para la determinación de relaciones entre la fuerza y el desgaste de la herramienta, Anales de Ingeniería Mecánica, Revista de la Asociación Española de Ingeniería Mecánica, Año 16, Vol. 1, 273-278 (Actas del XVII Congreso Nacional de Ingeniería Mecánica), Gijón, España, 14-15 feb. 2008.
- N.C. Marín, M.H. Miguélez, J.A. Canteli, J.L. Cantero, Lagrangian and ale approach for predicting residual stresses in orthogonal cutting, 36th Solid Mechanics Conference Gdańsk, Poland, 9-12 sep. 2008, Selected Topics of Contemporary Solid Mechanics, 86-87, Institute of Fundamental Technological Research of Polish Academy of Science.
- N.C. Marín-Calvo, J.A. Canteli, J.L. Cantero, Analysis of Orthogonal Cutting Process of AISI 316L using FE Simulations with Hybrid-Variable Friction Model, 12th CIRP Conference on Modelling of Machining Operations, Vol.1, may. 2009, pp. 161-165.
- N.C. Marín-Calvo, J.A. Canteli, J.L. Cantero, Miguélez, M.H., The influence of sequential cuts in orthogonal cutting of an austenitic stainless steel, The 3rd Manufacturing Engineering Society International Conference, Alcoy, Alicante, España, 17-19 jun. 2009, Publicacion de AIP <http://proceedings.aip.org/proceedings/top.jsp>

- Marín Calvo, N.C., Canteli Fernández, J.A., Cantero Guisández, J.L., Muñoz Sánchez, A., Análisis numérico de la influencia del desgaste de flanco en los procesos de corte ortogonal del acero inoxidable AISI 316L, 9º Congreso Iberoamericano de Ingeniería Mecánica, Las Palmas de Gran Canaria, Islas Canarias, España, 17-20 de nov. 2009.
- N.C. Marín-Calvo, J.A. Canteli, J.L. Cantero, M.H. Miguélez, Experimental and numerical analysis of tool edge radius effect on orthogonal cutting, Workshop on Theoretical and experimental approaches for dynamic industrial processes, 2009, pp. 24-26.
- Marín Calvo, N.C., Cantero Guisández, J.L., Canteli Fernández, J.A., Miguélez Garrido, M.H. EFECTO DE LAS PASADAS PREVIAS EN LOS RESULTADOS DE LA MODELIZACIÓN NUMÉRICA DE PROCESOS DE CORTE ORTOGONAL, 18 Congreso de Maquinas-Herramienta y Tecnologías de Fabricación, Donostia, San Sebastián, España, 10-12 nov. 2010.
- N.C. Marín Calvo, J.L. Cantero Guisández, J.A. Canteli Fernández, M.H. Miguélez Garrido. Efecto de la deformación del material en la dirección del filo en simulaciones numéricas 3D de procesos de corte ortogonal, XVIII Congreso de Ingeniería Mecánica, Cuenca, España, 3-5 nov. 2010.

Publicaciones en Revista:

J.A. Canteli, J.L. Cantero, N.C. Marín, B. Gómez, E. Gordo, M.H. Miguélez, Cutting performance of TiCN–HSS cermet in dry machining, *Journal of Materials Processing Technology*, 210 (2010) 122-128.

Referencias

(Agha y Liu, 2000) S.R. Agha, C.R. Liu, Experimental study on the performance of superfinish hard turned surfaces in rolling contact, *Wear*, 244 (2000) 52-59.

(Aramcharoen y Mativenga, 2009) A. Aramcharoen, P.T. Mativenga, Size effect and tool geometry in micromilling of tool steel, *Precision Engineering*, 33 (4)(2009) 402-407.

(Arunachalam et al, 2004(a)) R.M. Arunachalam, M.A. Mannan, A.C. Spowage, Surface integrity when machining age hardened Inconel 718 with coated carbide cutting tools, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 44 (2004) 1481–1491.

(Arunachalam et al, 2004(b)) R.M. Arunachalam, M.A. Mannan, A.C. Spowage, Residual stress and surface roughness when facing age hardened Inconel 718 with CBN and ceramic cutting tools, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 44 (2004) 879–887.

(Attanasio et al, 2008) A. Attanasio, E. Ceretti, S. Rizzuti, D. Umbrello, F. Micari, 3D finite element analysis of tool wear in machining, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 57 (2008) 61–64.

(Aurich y Bil, 2006) J.C. Aurich, H. Bil, 3D Finite Element Modelling of Segmented Chip Formation, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 55 (2006) 47-50.

(Bailey, 1975) J.A. Bailey, Friction in metal machining-Mechanical aspects, *Wear*, 31 (1975) 243-275.

(Baker, 2004) M. Bäker, Finite Element Simulation of Chip Formation, *Shaker Verlag*, Aachen, 2004.

(Barata y Mesquita, 1991) M. J. M Barata Marques y R. M. D. Mesquita, Monitoring the wear of sintered high-speed-steel tools, *Journal of Material Processing Technology*, 25 (2) (1991) 195-213.

(Barge et al, 2005) M. Barge, H. Hamdi, J. Rech, J.M. Bergheau, Numerical modelling of orthogonal cutting: influence of numerical parameters, *Journal of Material Processing Technology*, 164-165 (2005) 1148-1153.

(Ber y Kaldor, 1973) A. Ber, S. Kaldor, The first seconds of cutting, wear behaviour, *CIRP*, 22 (1)(1973) 22-26.

(Boothroyd, 1989) G. Boothroyd, Fundamentals of machining and machine tools, second edition, *Marcel Dekker*, New Cork, 1989.

(Buryta et al, 1994) Buryta D, Sowerby R, Yellowley I, Stress distributions on the rake face during ortogonal machining, *International Journal of Mechanical Tools Manufacturing*, 34 (4) (1994) 721-739.

(Canteli et al, 2009). J.A. Canteli, J.L. Cantero, N.C. Marín, B. Gómez, E. Gordo, M.H. Miguélez, Cutting performance of TiCN–HSS cermet in dry machining, *Journal of Materials Processing Technology*, 210 (2010) 122-128.

(Cantero, 2001) J.L. Cantero, Sistemas de medida de fuerzas de mecanizado basado en técnicas extensométricas, *Tesis Doctoral*, Universidad Carlos III, Madrid, 2001.

-
- (Capello, 2005) E. Capello, Residual stresses in turning. Part I: influence of process parameters, *Journal of Materials Processing Technology*, 160 (2005) 221–228.
- (Cassier et al, 2004) Z. Cassier, Y. Prato, and P. Muñoz-Escalona. Built-Up Edge Effect on Tool Wear When Turning Steels at Low Cutting Speed, *Journal of Materials Engineering and Performance*, Volume 13(5) (2004) 542-547.
- (Ceretti et al, 1996) E. Ceretti, P. Fallbohmer, W.T. Wu, T. Altan, Application of 2D FEM to chip formation in orthogonal cutting, *Journal of Materials Processing Technology*, 59 (1996) 169-180.
- (Ceretti et al, 2000) E. Ceretti, C. Lazzaroni, L. Menegardo, T. Altan, Turning simulations using a three-dimensional FEM code , *Journal of Materials Processing Technology*, 98 (2000) 99-103.
- (Childs et al, 2000) T.H.C Childs, K. Maekawa, T. Obikawa, Y. Yamane, Metal machining: theory and applications, *Elsevier*, 2000.
- (Chen et al, 2004) L. Chen, T.I. El-Wardany, W.C. Harris, Modelling the effects of flank wear land and chip formation on residual stresses, *Annals of the CIRP*, 53 (1) (2004) 95-98.
- (Choudhury et al, 2005) I.A. Choudhury, N.L. See, Mohd Zukhairi, Machining with chamfered tools, *Journal of Materials Processing Technology*, 170 (2005) 115–120.
- (Chouhhury y Kishore, 2000) S.K. Choudhury y K.K. Kishore, Tool wear measurement in turning using force ratio , *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 40 (2000) 899-909.
- (Choudhury y Rath, 2000) S.K. Choudhury, Subhashree Rath, In-process tool wear estimation in milling using cutting force model, *Journal of Materials Processing Technology*, 99 (2000)113-119.
-

(De Fillipi et al, 1969) De Fillipi, R. Ippolito, Adaptive control in turning: cutting forces and tool wear relationship for P10, P20, P30 carbides, *CIRP Annals*, 17 (1969) 377-385.

(Devillez et al, 2004) A. Devillez, S. Lesko, W. Mozerc. Cutting tool crater wear measurement with white light interferometry, *Wear*, 256 (2004) 56–65.

(Dimla, 2000) D.E. Dimla, Sensor signals for tool-wear monitoring in metal cutting operations – a review of methods, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 40 (2000) 1073-1098.

(Dimla y Lister, 2000) D.E. Dimla y P.M. Lister, On-line metal cutting tool condition monitoring I: force and vibration analysis, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 40 (2000) 739-768.

(Dimla, 2004) D.E. Dimla, The impact of cutting conditions on cutting forces and vibrations signals in turning with plane face geometry inserts, *Journal of Materials Processing Technology*, 155-156 (2004) 1708-1715.

(Dirikolu et al, 2001) M.H. Dirikolu, T.H.C. Childs, K. Maekawa, Finite element simulation of chip flow in metal machining, *International Journal of Mechanical Sciences*, 43 (2001) 2699-2713.

(Ee et al, 2005) K.C. Ee, O.W. Dillon Jr., I.S. Jawahir, Finite element modeling of residual stresses in machining induced by cutting using tool with finite edge radius. *International Journal of Mechanical Sciences*, 47 (2005) 1611-1628.

(Elanayar y Shin, 1996) S. Elanayar, Y.C. Shin, Modeling of tool forces for worn tools: flank wear effects, *Journal of Manufacturing Science Technology*, 118 (1996) 24-34.

(Ezugwu y Tang, 1995) E.O. Ezugwu, S.H. Tang, Surface abuse when machining cast-iron (G-17) and nickel-base superalloy (Inconel 718) with ceramic tools, *Journal of Materials Processing Technology*, 55 (1995) 63-69.

-
- (Fang, 2003) N. Fang, Slip-line modelling of machining with a rounded-edge tool-Part I: new model and theory, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 51 (2003) 715-742.
- (Fang y Zeng, 2004) G. Fang, P. Zeng, Effects of tool geometrical parameters on the chip formation and cutting force in orthogonal cutting, *Materials Science Forum*, 471-472 (2004) 16-20.
- (Fang y Wu, 2005) N. Fang, Q. Wu, The effects of chamfered and honed tool edge geometry in machining of three aluminum alloys, *International Journal Machine Tools & Manufacture*, 45 (2005)1178-1187.
- (Filice et al, 2007) L. Filice, F. Micari, L. Settineri, D. Umbrello, Wear modelling in mild steel orthogonal cutting when using uncoated carbide tools, *Wear*, 262 (2007) 545-554.
- (Fischer, 2009) Chris Fischer, Runtime and accuracy issues in three-dimensional finite element simulation of machining, *International Journal of Machining and Machinability of Materials*, 6 (1/2) (2009) 35-42.
- (Genzel et al, 2005) C. Genzel, M. Klaus, I. Denks, H.G.Wulz, Residual stress fields in surfacetreated silicon carbide for space industry—comparison of biaxial and triaxial analysis using different X-ray methods, *Journal of Material Science Engineering A*, 390 (2005) 376–384.
- (Guerville y Vigneau, 2002) L. Guerville, J. Vigneau, Influence of machining conditions on residual stresses, in: D. Dudzinski, A. Molinari, H. Schulz (Eds.), *Metal Cutting and High Speed Machining*, Kluwer Academic Plenum Publishers (2002) 201-210.
- (Guo y Liu, 2002) Y.B. Guo, C.R. Liu, 3D FEA modeling of hard turning, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 124 (2)(2002) 189-199.
-

(Günay et al, 2004) Mustafa Günay, Ersan Aslan, İhsan Korkut, Ulvi Şeker, Investigation of the effect of rake angle on main cutting force, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 44 (9) (2004) 953-959.

(Henriksen, 1951) E.K. Henriksen, Residual stresses in machined surfaces, *Trans. ASME*, 73 (1951) 69–76.

(Hua et al, 2005) J. Hua, R. Shivpuri, X. Cheng, V. Bedekar, Y. Matsumoto, F. Hashimoto, T.R. Watkins, Effect of feed rate, workpiece hardness and cutting edge on subsurface residual stress in the hard turning of bearing steel using chamfer + hone cutting edge geometry, *Mater. Sci. Eng. A*, 394 (2005) 238–248.

(Hua et al, 2006) J. Hua, D. Umbrello, R. Shivpuri, Investigation of cutting conditions and cutting edge preparations for enhanced compressive subsurface residual stress in the hard turning of bearing steel, *Journal of Materials Processing Technology*, 171 (2006) 180–187.

(Jacobson y Wallen, 1988) S. Jacobson, P. Wallen, A new classification system for dead zone in metal cutting, *International Journal Machine Tools & Manufacture*, 28 (4) (1988) 529–538.

(Jawahir et al, 1995) I.S. Jawahir, R. Ghosh, X.D. Fang, P.X. Li, An investigation of the effects of chip flow on tool-wear in machining with complex grooved tools, *Wear*, 184 (1995) 145-154.

(Kanti y Chen, 2002) S. Kanti Sikdar, M. Chen, Relationship between tool flank wear area and component forces in single point turning, *Journal of Materials Processing Technology*, 128 (2002) 210-215.

(Karpát y Özel, 2008) Y. Karpát, T. Özel, Mechanics of high Speedy cutting with curvilinear edge tools, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 48 (2008) 195-208.

-
- (S. Kato et al, 1972) S. Kato, K. Yamaguchi, M. Yamada, Stress distribution at the interface between tool chip in machining, *Journal of Engineering for Industry*, 94 (1972) 683–689.
- (Kato, 2000) Koji Kato, Wear in relation to friction-a review, *Wear*, 241 (2000) 151-157.
- (Kim et al, 1999) K.W. Kim, Y.L. Woo, and H.C. Sin, A finite element analysis of machining with the tool edge considered, *Journal of Materials Processing Technology*, 86 (1999) 45-55.
- (Klocke y Kratz, 2005) F. Klocke, H. Kratz, Advanced Tool Edge Geometry for High Precision Hard Turning, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 54 (2005) 47-50.
- (Komvopoulos y Erpenbeck, 1991) K. Komvopoulos y S.A. Erpenbeck, Finite Element Modeling of Orthogonal Metal Cutting, *Journal of Engineering for Industry*, 113 (1991) 253-267.
- (Korkut et al, 2004) I. Korkut, M. Kasap, I. Ciftci, U. Seker, Determination of optimum cutting parameters during machining of AISI 304 austenitic stainless steel, *Materials and Design*, 25 (2004), 303-305.
- (Lan y Dornfeld, 1984) M.D. Lan, D.A. Dornfeld, In-process tool fracture detection, *Journal of Engineering Materials Technology*, 106 (1984) 11-118.
- (Li et al, 2002) K. Li, X.L. Gao, J.W. Sutherland, Finite element simulation of the orthogonal metal cutting process for qualitative understanding of the effect of crater wear in the chip formation process, *Journal of Materials Processing Technology*, 127 (2002) 309-324.
- (Lima et al, 2005) A. S. Lima, A.M. Nascimento, H.F.G. Abreu, P. De Lima-Neto, Sensitization evaluation of the austenitic stainless steel AISI 304L, 316L, 321 and 347, *Journal of Materials Science*, 40 (2005) 139– 144
-

(Lin et al, 1997) Z.C. Lin, W.L. Lai, H.Y. Lin, C.R. Liu, Residual stresses with different tool flank wear lengths in the ultra-precision machining of Ni-P alloys, *Journal of Materials Processing Technology*, 65 (1997) 116–126.

(Lin et al, 2000) Z.C. Lin, W.L. Lai, H.Y. Lin, C.R. Liu, The study of ultra-precision machining and residual stress for NiP alloy with different cutting speeds and depth of cut, *Journal of Materials Processing Technology*, 97 (2000) 200–210.

(Lin y Lo, 2006) Zone-Ching Lin, Ship-Peng Lo, Effect of different tool flank wear lengths on the deformations of an elastic cutting tool and the machined workpiece, *International Journal of Computer Applications in Technology*, 25 (1) (2006) 30-39.

(Liu et al, 2004) M. Liu, J. Takagi, A. Tsukuda, Effect of tool nose radius and tool wear on residual stress distribution in hard turning of bearing steel, *Journal of Materials Processing Technology*, 150 (2004) 234–241.

(Liu y Barash, 1982) C.R. Liu, M.M. Barash, Variables governing patterns of mechanical residual stress in a machined surface, *J. Eng. Ind. Trans. ASME*, 104 (1982) 257–264.

(Liu y Guo, 2000) C. R. Liu, Y. B. Guo, Finite element analysis of the effect of sequential cuts and tool–chip friction on residual stresses in a machined layer *International Journal of Mechanical Sciences*, 42 (2000), 1060-1086.

(Liu y Melkote, 2007) K. Liu, S. N. Melkote, Finite element analysis of the influence of tool edge radius size effect in orthogonal micro-cutting process, *International Journal of Mechanical Science*, 49 (2007) 650-660.

(Lo, 2000) S.P. Lo, An analysis of cutting under different rake angles using the finite element method, *Journal of Materials Processing Technology*, 105 (2000) 143–151.

(López de Lacalle et al, 2004) L.N. López de Lacalle, J.A. Sánchez Galíndez, A. Lamikiz Menchaca, Mecanizado de alto rendimiento: Procesos de Arranque, *Ediciones Técnicas Izar*, 2004.

(Mantle y Aspinwall, 2001) A.L. Mantle, D.K. Aspinwall, Surface integrity of a high speed milled gamma titanium aluminide, *Journal of Materials Processing Technology*, 118 (2001) 143–150.

(Maranhão y Davim, 2010) C. Maranhão, J. P. Davim, Finite element modelling of AISI 316L steel: Numerical simulation and experimental validation, *Simulation Modelling Practice and Theory*, 18 (2010) 139-156.

(Marín et al, 2007) Marín Calvo, N., Ortiz Vicente, F.F., Canteli Fernández, J.A., Cantero Guisández, J.L. y Miguélez Garrido, M.H., Desarrollo de la metodología y dispositivos necesarios para la fabricación y ensayo de plaquitas pulvimetalúrgicas de corte, *8º Congreso Iberoamericano de Ingeniería Mecánica, Cuzco, Perú*, (24) (2007) 17-23. (*Libro virtual: ISBN 978-9972-2885-3-1.*)

(Marín et al, 2008 (a)) N. Marín Calvo, J.A. Canteli Fernández, J.L. Cantero Guisández, A. Muñoz Sánchez, M.H. Miguélez Garrido, Aplicación de un modelo numérico de corte ortogonal para la determinación de relaciones entre la fuerza y el desgaste de la herramienta, *Anales de Ingeniería Mecánica*, Gijón, España, Año 16, (1) (2008) 273-278.

(Marín et al, 2008 (b)) N.C. Marín, M.H. Miguélez, J.A. Canteli, J.L. Cantero, Lagrangian and ale approach for predicting residual stresses in orthogonal cutting, *36th Solid Mechanics Conference, Selected Topics of Contemporary Solid Mechanics, Institute of Fundamental Technological Research of Polish Academy of Science, Gdańsk, Poland* (2008) 86-87.

(Marín et al, 2009 (a)) N.C. Marín-Calvo, J.A. Canteli, y J.L. Cantero, Analysis of Orthogonal Cutting Process of AISI 316L using FE Simulations with Hybrid-Variable

Friction Model, *12th CIRP Conference on Modelling of Machining Operations*, Sebastian, España (1)(2009) 161-165.

(Marín et al, 2009 (b)) N.C. Marín-Calvo, J.A. Canteli, J.L. Cantero, M.H. Miguélez, Experimental and numerical analysis of tool edge radius effect on orthogonal cutting, *Workshop on Theoretical and experimental approaches for dynamic industrial processes*, Madrid, España (2009) 24-26.

(Marín et al, 2009 (c)) N.C. Marín-Calvo, J.A. Canteli, J.L. Cantero, Miguélez, M.H., The influence of sequential cuts in orthogonal cutting of an austenitic stainless steel, *The 3rd Manufacturing Engineering Society International Conference*, Alcoy, Alicante, España, Vol. 1181 (2009) 380-384, (Publicación AIP: <http://proceedings.aip.org/proceedings/top.jsp>.)

(Marín et al, 2009 (d)) Marín Calvo, N.C., Canteli Fernández, J.A., Cantero Guisández, J.L., Muñoz Sánchez, A., Análisis numérico de la influencia del desgaste de flanco en los procesos de corte ortogonal del acero inoxidable AISI 316L, *9^o Congreso Iberoamericano de Ingeniería Mecánica*, Las Palmas de Gran Canaria, Islas Canarias, España (21) (2009) 72-77.

(Marín et al, 2010 (a)) Marín Calvo, N.C., Cantero Guisández, J.L., Canteli Fernández, J.A., Miguélez Garrido, M.H. Efecto de las pasadas previas en los resultados de la modelización numérica de procesos de corte ortogonal, *18 Congreso de Maquinas-Herramienta y Tecnologías de Fabricación* Donostia, San Sebastián, España (2010) *aceptado*.

(Marín et al, 2010 (b)) N.C. Marín Calvo, J.L. Cantero Guisández, J.A. Canteli Fernández, M.H. Miguélez Garrido, Efecto de la deformación del material en la dirección del filo en simulaciones numéricas 3D de procesos de corte ortogonal, *XVIII Congreso de Ingeniería Mecánica*, Cuenca, España (2010), *aceptado*.

(Mathew, 1989) P. Mathew, Use of predicted cutting temperatures in determining tool performance, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 29 (4) (1989) 481-497.

-
- (Micheletti et al, 1968) G.F. Micheletti, A. De Filippi, R. Ippolito, Tool wear and cutting forces in steel turning, *CIRP annals XVI*, (1968) 353-360.
- (Miguélez et al, 2009) H. Miguélez, R. Zaera, A. Molinari, R. Cheriguene, A. Rusinek. Residual stresses in orthogonal cutting of metals: the effect of thermo-mechanical coupling parameters and of friction, *Journal of Thermal Stresses*, 32 (2008) 269-289
- (Movahhedy et al, 2002) M.R. Movahhedy, Y. Altintas, M.S. Gadala, Numerical analysis of metal cutting with chamfered and blunt tools, *J. Manuf. Sci. Eng., Trans. ASME*, 124 (2002) 178–188.
- (M'Saoubi et al, 1999) R. M'Saoubi, J.C. Outeiro, B. Changeux, J.L. Lebrun, A. Morão Dias, Residual stress analysis in orthogonal machining of standard and resulfurized AISI 316L steels, *Journal of Materials Processing Technology*, 96 (1999) 225-233.
- (Muñoz, 2008) A. Muñoz, Análisis experimental y numérico de las tensiones residuales debidas a mecanizado de aceros inoxidable austeníticos, *Tesis Doctoral*, Universidad Carlos III, Madrid, 2008.
- (Nasr et al, 2007) M. Nasr, E.G. Ng, M.A. Elbestawi, Modelling the effects of tool-edge radius on residual stresses when orthogonal cutting AISI 316L, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 47(2007) 401–411.
- (Nars et al, 2008) Mohamed N. A. Nasr, E. -G. Ng, M. A. Elbestawi, A modified time-efficient FE approach for predicting machining-induced residual stresses. *Finite Elements in Analysis and Design*, 44 (4) (2008) 149-161.
- (Norma ISO 3685:1993) Norma ISO 3685:1993(E), Tool-life testing with single-point turning tools.
- (Nouari y Molinari, 2005) M. Nouari , A. Molinari. Experimental verification of a diffusion tool wear model using 42CrMo4 steel with an uncoated cemented tungsten carbide at various cutting speeds, *Wear*, 259 (2005) 1151–1159.
-

(Olortegui-Yume y Kwon, 2007) Jorge A. Olortegui-Yume, Patrick Y. Kwon. Tool wear mechanisms in machining. *International Journal of Machining and Machinability of Materials*, 2 (3-4) (2007) 316 – 334.

(Okushima y Kakino, 1972) K. Okushima, Y. Kakino, A study on the residual stress produced by metal cutting, *Memoirs of the Faculty of Engineering, Kyoto*, 34 (1972) 234-248.

(Oraby, 1995) S.E. Oraby, Monitoring of turning operation via force signals Part 1: Recognition of different tool failure forms by spectral analysis, *Wear*, 184 (1995) 133-143.

(Oraby y Hayhurst, 1991) S. E. Oraby y D.R. Hayhurst, Development of models for tool wear force relationships in metal cutting, *International Journal of Mechanical Sciences*, 33 (2) (1991) 125-138.

(Oraby y Hayhurst, 2004) S. E. Oraby y D.R. Hayhurst, Tool life determination based on the measurement of wear and tool force ratio variation, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 44 (2004) 1261-1269.

(Outeiro et al, 2002) J.C. Outeiro, A.M. Dias, J.L. Lebrun, V.P. Astakhov, Machining residual stresses in AISI316L steel and their correlation with the cutting parameters, *Machining Science and Technology*, 6 (2) (2002) 251-270.

(Outeiro et al, 2006 (a)) J.C. Outeiro, D. Umbrello, R. M'Saoubi, Experimental and numerical modelling of the residual stresses induced in orthogonal cutting of AISI 316L steel, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 46 (2006) 1786-1794.

(Outeiro et al, 2006 (b)) J.C. Outeiro, K.C. Ee, O.W. Dillon JR, P.C. Wanigarathne, I.S. Jawahir, Some observations on Comparing the Modeled and Measured Residual Stresses on Machined Surface Induced by Orthogonal Cutting of AISI 316L Steel,

Proceeding of the 9th CIRP International Workshop on Modeling Machining Operations, Bled, Slovenia (2006) 475-482 (ISBN 961-6536-06-0.)

(Outeiro et al, 2008) J.C. Outeiro J.C. Pina R. M'Saoubi, F. Pusavec, I.S. Jawahir. Analysis of residual stresses induced by dry turning of difficult-to-machine materials. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 57 (2008) 77–80.

(Outeiro y Diaz, 2006) J.C. Outeiro, A.M. Dias, Influence of work material properties on residual stresses and work hardening induced by machining, *Materials Science Forum*, 524-525 (2006) 575-580.

(Özek et al, 2006) C. Özek, A. Hasçalik, U. Çaydaş, F. Karaca, E. Ünal, Turning of AISI 304 austenitic stainless steel. *Journal of Engineering and Natural Sciences*, (2006) 117-121.

(Özel, 2006) T. Özel, The influence of friction models on finite element simulations of machining, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 46 (2006) 518-530.

(Özel et al, 2008) T. Özel , Y. Karpaz, A. Srivastava, Hard turning with variable micro-geometry PcBN tools, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 57 (2008) 73–76.

(Özel, 2009) T. Özel, Computational modelling of 3D turning: Influence of edge micro-geometry on forces, stresses, friction and tool wear in PcBN tooling, *Journal of Materials Processing Technology*, 209 (2009) 5167–5177.

(Özel y Zeren, 2007) T. Özel, E. Zeren. Finite element modeling the influence of edge roundness on the stress and temperature fields induced by high-speed machining. *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, (2007) 35:255–267.

(Prevéy, 1996) Paul S. Prévéy. Current Applications of X-Ray Diffraction Residual Stress Measurement, *Developments in Materials Characterization Technologies*, eds. G. Vander Voort & J. Friel, ASM International, Materials Park, OH, (1996) 103-110.

(Poulachon et al, 2001) G. Poulachon, A. Moisan, I.S. Jawahir, Tool-wear mechanisms in hard turning with polycrystalline cubic boron nitride tools, *Wear*, 250 (2001) 576-586.

(Ranganath et al, 2007) S. Ranganath, A.B. Campbell, D.W. Gorkiewicz, A model to calibrate and predict forces in machining with honed cutting tools or inserts, *International Journal Machine Tools & Manufacture*, 47 (2007) 820-840.

(Ravindra et al, 1993) H.V. Ravindra, Y.G. Srinivasa y R. Krishnamurthy, Modelling of tool wear base on cutting forces in turning, *Wear*, 169 (1) (1993) 25-32.

(Rech y Moisan, 2003) J. Rech, A. Moisan, Surface integrity in finish hard turning of case-hardened steels, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 43 (2003) 543–550.

(Rech, 2006) J. Rech, Influence of cutting tool coatings on the tribological phenomena at the tool–chip interface in orthogonal dry turning, *Surface and Coatings Technology*, 200 (16-17)(2006) 5132-5139.

(Remadna y Rigal, 2006) M. Remadna, J.F. Rigal, Evolution during time of tool wear and cutting forces in the case of hard turning with CBN inserts, *Journal of Materials Processing Technology*, 178 (2006) 67-75.

(Saï et al, 2001) W.B. Saï, N.B. Salah, J.L. Lebrun, Influence of machining by finishing milling on surface characteristics, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 41 (2001) 443–450.

(Salio et al, 2006) M. Salio, T. Berruti, G. De Poli, Prediction of residual stress distribution alter turning in turbine disks, *International Journal of Mechanical Sciences*, 48 (2006) 976-984.

(Sandvik, 1994). El mecanizado moderno. *Sandvik Coromant*,1994.

-
- (Sandvik, 1997) Productividad en el mecanizado, *Sandvik Coromant*, 1997.
- (Sata, 1958) Sata, Friction of relief face of cutting tools, Japan, 52 (1958) 216-228.
- (Schmidt y Yen, 2003) C. Schmidt, E.Y.C. Yen, Tool wear prediction and verification in orthogonal cutting, *ERC/NSM*. The Ohio State University (2003).
- (Shahabi y Ratnam, 2008) H. H. Shahabi, M. M. Ratnam. Assessment of flank wear and nose radius wear from workpiece roughness profile in turning operation using machine vision. *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, 43 (1-2) (2008) 11-21.
- (Shatla et al, 2000) M. Shatla, Y.C. Yen, T. Altan. Tool-workpiece interface in orthogonal cutting – Application of FEM modelling, *Trans of NAMRI/SME*, XXVIII (2000) 173-178.
- (Shatla et al, 2001) M. Shatla, C. Kerk, T. Altan, Process modeling in machining. Part II: validation and applications of the determined flow stress data, *International Journal Machine Tools & Manufacture*, 41 (2001) 1659-1680.
- (Smithey et al, 2000) D.W. Smithey, S.G. Kapoor, R.E. DeVor, A worn tool force model for three-dimensional cutting operations, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 40 (2000) 1929-1950.
- (Soo et al, 2004) S.L. Soo, D.K. Aspinwall, R.C. Dewes, 3D FE modelling of the cutting of Inconel 718, *Journal of Materials Processing Technology*, 150 (2004) 116–123.
- (Son et al, 2005) S.M. Son, H.S. Lim, J.H. Ahn, Effect of the friction coefficient on the minimum cutting thickness in micro cutting, *International Journal Machine Tools & Manufacture*, 45 (2005) 529-535.
- (Sridhar et al, 2003) B.R. Sridhar, G. Devananda, K. Ramachandra, R. Bhat, Effect of machining parameters and heat treatment on the residual stress distribution in titanium alloy IMI-834, *Journal of Materials Processing Technology*, 139 (2003) 628–634.
-

(Subbiah y Melkote, 2008) S. Subbiah, S. N. Melkote, Effect of finite edge radius on ductile fracture ahead of cutting tool edge in micro-cutting of Al2024-T3, *Materials Science and Engineering A*, 474 (2008) 283-300.

(Sutter, 2005) G. Sutter, Chip geometries during high-speed machining for orthogonal cutting conditions, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 45 (2005) 719-726.

(Taylor, 1962) J. Taylor, The tool wear-time relationship in metal cutting, *International Journal of Machine Tool, Design and Research*, 2 (1962) 119-152 E.

(Thiele et al, 2000) J.D. Thiele, S.N. Melkote, R.A. Peascoe, T.R. Watkins, Effect of cutting edge geometry and workpiece hardness on surface residual stresses in finish hard turning of AISI 52100 steel, *J. Manuf. Sci. Eng. Trans. ASME*, 122 (2000) 642–649.

(Tönshoff et al, 2000) H.K. Tönshoff, C. Arendt, R. Ben Amor, Cutting of hardened steel, *Annals of the CIRP*, 49/2 (2000) 547-566.

(Toropov y Ko, 2003) A. Toropov, S.L. Ko, Prediction of tool-chip contact length using a new slip-line solution for orthogonal cutting, *International Journal Tools and Manufacture*, 43 (2003) 1209–1215.

(Totten et al, 2002) G. Totten, M. Howes, T. Inou, Handbook of residual stress and deformation of steel, *ASM International, The Materials Information Society*, USA, 2002.

(Trent y Wright, 2000) E.M. Trent, P.K. Wright, Metal Cutting, *fourth ed.*, *Butterworth-Heinemann*, 2000.

(Umbrello et al, 2007) D. Umbrello, R. M'Saoubi, J.C. Outeiro, The influence of Johnson-Cook material constants on finite element simulation of machining of AISI 316L steel, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 47 (2007) 462-470.

-
- (Usui et al, 1984) E. Usui, T. Shirakashi, T. Kitagawa, Analytical prediction of cutting tool wear, *Wear*, 100 (1-3) (1984) 129-151.
- (Usui y Shirakashi, 1982) Usui E, Shirakashi T. Mechanics of machining—from descriptive to predictive theory. *ASME Publ.*, 7 (1982) 13–35.
- (Wallace y Boothroyd, 1964) P.W. Wallace, G. Boothroyd, Tool forces and tool-chip friction in orthogonal machining, *Journal of Mechanical Engineering Science*, 6 (1964) 74-87.
- (Wallen et al, 1988) P. Wallen, S. Jacobson, S.Hogmark, An experimental method for studies of intermittent cutting at small cutting depths, *International Journal Machine Tools & Manufacture*, 28 (4) (1988) 539–550.
- (Wang et al, 2003) J. Wang, C.Z. Huang. W.G. Song, The effect of tool flank wear on the orthogonal cutting process and its practical implications, *Journal of Materials Processing Technology*, 142 (2003) 338-346.
- (Weon et al, 1999) K.Weon Kim, W.Young Lee, H. Chol Sin, A finite-element analysis of machining with the tool edge considered, *Journal of Materials Processing Technology*, 86 (1999) 45-55.
- (Wiesner, 1989) C. Wiesner, Residual stresses after orthogonal machining of AISI 304: numerical calculation of the thermal component and comparison with experimental results, *Metall. Trans. A*, 23 (1989) 989-996.
- (Woon et al, 2008) K.S. Woon, M. Rahman, K.S. Neo, L. Liu, The effect of tool edge radius on the contact phenomenon of tool-based micromachining, *International Journal Machine Tools & Manufacture*, 48 (2008) 1395-1407.
- (Yen et al, 2004 (a)) Y. Yen, A. Jain, T. Altan, A finite element analysis of orthogonal machining using different tool edge geometries, *Journal of Materials Processing Technology*, 146 (2004) 72-81.
-

(Yen et al, 2004 (b)) Y.C. Yen, J. Söhner, B. Lilly, T. Altan, Estimation of tool wear in orthogonal cutting using the finite element analysis, *Journal of Materials Processing Technology*, 146 (2004) 82-91.

(Zemzemi et al, 2009) F. Zemzemi, J. Rech, W. Ben Salem, A. Dogui, P. Kapsa, Identification of a friction model at tool/chip/workpiece interfaces in dry machining of AISI4142 treated steels, *Journal of Materials Processing Technology*, 209 (2009) 3978-3990.