

ÍNDICE

1 INTRODUCCIÓN, PLANTEAMIENTO Y OBJETIVOS DE LA TESIS DOCTORAL	6
1.1 INTRODUCCIÓN	8
1.2 PLANTEAMIENTO Y OBJETIVOS DE LA TESIS DOCTORAL	8
1.3 CONSIDERACIONES	11
2 ESTUDIO DE LOS PROCESOS DE MECANIZADO	12
2.1 INTRODUCCIÓN	14
2.2 BREVE RESUMEN HISTÓRICO DE LOS PRINCIPALES AVANCES TECNOLÓGICOS EN MECANIZADO	14
2.3 PRINCIPALES VENTAJAS Y DESVENTAJAS DE LOS PROCESOS DE MECANIZADO	15
2.4 NOMENCLATURA Y DESCRIPCIÓN DEL PROCESO DE FORMACIÓN DE VIRUTA	17
2.5 TIPOS DE VIRUTA PRODUCIDA EN EL CORTE DE METALES	27
2.6 ANÁLISIS DE LAS FUERZAS IMPLICADAS EN EL PROCESO DE CORTE	30
2.7 LA TEMPERATURA Y SU DISTRIBUCIÓN ZONAL EN EL PROCESO DE CORTE	34
2.8 LAS ZONAS DE DEFORMACIÓN PRODUCIDAS DURANTE EL PROCESO DE CORTE	38
2.9 VIDA DE LAS HERRAMIENTAS: DESGASTE Y FALLO	39
2.10 LOS MATERIALES Y SU COMPORTAMIENTO DURANTE EL MECANIZADO	41
2.10.1 Material de las piezas a mecanizar	41
2.10.1.1 Maquinabilidad de la pieza	41
2.10.1.2 Tipos de materiales	42
2.10.1.3 Comportamiento de los materiales	43
2.10.1.4 Deformación del material	45
2.10.2 Materiales para herramientas de corte	53
2.11 CONSIDERACIONES	58

3 REVISIÓN DE LA LITERATURA RELACIONADA CON LA MODELIZACIÓN ANALÍTICA DEL PROCESO DE CORTE	59
3.1 INTRODUCCIÓN	61
3.2 MODELIZACIÓN ANALÍTICA	61
3.2.1 Modelos del desgaste de la herramienta	62
3.2.2 Modelización de las fuerzas implicadas en el proceso de corte	62
3.3 CONSIDERACIONES	68
4 SOBRE LA SIMULACIÓN Y EL ANÁLISIS MEDIANTE ELEMENTOS FINITOS	69
4.1 INTRODUCCIÓN	71
4.2 PRINCIPIOS GENERALES DEL MÉTODO	71
4.3 ETAPAS DEL MEF	76
4.4 SELECCIÓN DEL SOFTWARE	79
4.5 CONSIDERACIONES	89
5 MODELADO, SIMULACIÓN Y ANÁLISIS DE LOS PROCESOS DE MECANIZADO POR EL MÉTODO DE ELEMENTOS FINITOS. CONCEPTOS GENERALES	90
5.1 INTRODUCCIÓN	92
5.2 TÉCNICAS DE INTEGRACIÓN PARA LA SOLUCIÓN DE PROBLEMAS	92
5.3 MÉTODOS DE ANÁLISIS	93
5.4 MODELOS DE DEFORMACIÓN DE MATERIAL	95
5.5 COMBINACIÓN TERMO-MECÁNICA	96
5.6 CONTACTO Y MODELOS DE FRICCIÓN	97
5.6.1 Métodos de contacto	97
5.6.2 Modelos de fricción	99
5.7 CRITERIO DE SEPARACIÓN DE VIRUTA	100
5.8 ADAPTACIÓN DEL MALLADO (REMALLADO) Y REGENERACIÓN	103
5.9 CONSIDERACIONES	106

6 DEFINICIÓN DEL MODELO DE CORTE MEDIANTE ELEMENTOS FINITOS	107
6.1 INTRODUCCIÓN	109
6.2 DESCRIPCIÓN DE LOS MODELOS A ESTUDIAR: SIMPLIFICACIONES	109
6.3 FACTORES IMPORTANTES A TENER EN CUENTA EN LA CONCEPCIÓN DEL MODELO	112
6.3.1 Pre-procesado	113
6.3.2 Condiciones de contorno	115
6.3.3 Mallado/Remallado	117
6.3.4 Análisis	118
6.4 CONSIDERACIONES	119
7 ÁSPECTOS METODOLÓGICOS DE LA MODELIZACION CON DEFORM 2D Y DEFORM 3D	120
7.1 INTRODUCCIÓN	122
7.2 MODELIZACIÓN BIDIMENSIONAL	123
7.2.1 Pre-procesado: parámetros generales del proceso de corte	123
7.2.2 Pre-procesado: definición de los parámetros de la herramienta	125
7.2.3 Pre-procesado: definición de la pieza a mecanizar	129
7.2.4 Pre-procesado: creación de la ecuación constitutiva del material	131
7.2.5 Pre-procesado: modelización de la fractura	138
7.2.6 Pre-procesado: ajuste del control de la simulación	141
7.2.7 Resolución: solver	148
7.2.8 Post-procesador: soluciones visuales y gráficas de resultados	149
7.3 MODELIZACIÓN MEDIANTE DEFORM 3D	151
7.4 CONSIDERACIONES	159
8 APLICACIONES Y RESULTADOS	161

8.1 INTRODUCCIÓN	164
8.2 DESCRIPCIÓN DE LOS MATERIALES	164
8.2.1 UNS A92024	164
8.2.2 Ti6Al4V	167
8.3 CONDICIONES DEL PROCESO DE CORTE	170
8.4 MODELOS REALIZADOS MEDIANTE ELEMENTOS FINITOS	171
8.4.1 Modelo bidimensional	171
8.4.2 Modelo tridimensional	175
8.5 ANÁLISIS DE LOS RESULTADOS	178
8.5.1 Evolución de las fuerzas de corte y de la temperatura para simulaciones bidimensionales del material UNS A92024 para distintas condiciones del proceso de corte	184
8.5.1.1 Resultados observados para variaciones en velocidad de corte, profundidad de pasada y velocidad de avance	187
8.5.1.2 Resultados observados al realizar variaciones en el factor de fricción	194
8.5.1.3 Resultados observados con la variación del ángulo de desprendimiento	198
8.5.1.4 Estudio de la morfología de la viruta con ángulo de desprendimiento -5°	201
8.5.1.5 Estudio de la morfología de la viruta con ángulo de desprendimiento +5°	209
8.5.2 Evolución de las fuerzas de corte y de la temperatura para simulaciones tridimensionales del material UNS A92024 para distintas condiciones del proceso de corte	213
8.5.2.1 Resultados observados para variaciones en velocidad de corte, profundidad de pasada y velocidad de avance	218
8.5.2.2 Resultados observados para variaciones en el coeficiente de fricción	221
8.5.2.3 Estudio de la morfología de la viruta tridimensional	222
8.5.3 Evolución de las fuerzas de corte y de la temperatura para simulaciones bidimensionales del material TI6AL4V para distintas condiciones del proceso de corte	223

8.5.3.1 Resultados observados para variaciones en velocidad de corte, profundidad de pasada y velocidad de avance	227
8.5.3.2 Resultados observados para variaciones en el factor de fricción	231
8.5.3.3 Resultados observados para variaciones en el ángulo de desprendimiento	234
8.5.3.4 Estudio de la morfología de la viruta con ángulo de desprendimiento -5°	236
8.5.3.5 Estudio de la morfología de la viruta con ángulo de desprendimiento +5°	240
8.5.4 Evolución de las fuerzas de corte y temperatura para simulaciones tridimensionales del material Ti6Al4V para distintas condiciones del proceso de corte	244
8.5.4.1 Resultados observados para variaciones en velocidad de corte, profundidad de pasada y velocidad de avance	245
8.5.4.2 Resultados observados para variaciones en el coeficiente de fricción	248
8.5.4.3 Estudio de la morfología de la viruta	249
8.6 CONSIDERACIONES	251
9 RESUMEN Y DISCUSIÓN DE LOS RESULTADOS	252
9.1 INTRODUCCIÓN	254
9.2 RESUMEN DE RESULTADOS PARA SIMULACIONES DEL MATERIAL UNS A92024	254
9.3 RESUMEN DE RESULTADOS PARA SIMULACIONES DEL MATERIAL Ti6Al4V	260
9.4 CONSIDERACIONES	270
10 CONCLUSIONES	269
10.1 CONCLUSIONES GENERALES	272
10.2 CONCLUSIONES PARTICULARES	273
10.3 DESARROLLOS FUTUROS	278
11 REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS	283

CAPÍTULO 1:
INTRODUCCIÓN, PLANTEAMIENTO Y OBJETIVOS DE LA TESIS
DOCTORAL

1.1 INTRODUCCIÓN	8
1.2 PLANTEAMIENTO Y OBJETIVOS DE LA TESIS DOCTORAL	8
1.3 CONSIDERACIONES	11

1.1 INTRODUCCIÓN

El mecanizado es uno de los procesos de fabricación más utilizado en la actualidad, especialmente en campos como el automovilístico o el aeronáutico. Por este motivo el estudio sobre estos procesos de eliminación de materiales está en auge en la industria actual (Kalpakjian *et al.*, 2002).

A pesar de los avances realizados en este campo, todavía existen carencias en las empresas con respecto a la simulación de los procesos de mecanizado. En una industria competitiva es fundamental predecir el comportamiento de diferentes máquinas de corte aplicadas sobre diferentes materiales. Esta predicción ofrece una manera fácil y económica de ahorrar tiempo, dinero y material en los prototipos (Åstrom, 2004).

Dada la naturaleza amplia de la ciencia del corte de los metales, un estudio sobre este tema puede ser abordado desde muchas perspectivas, como el material de la pieza a fabricar, las características de la herramienta, la temperatura y la fuerza en la zona de corte, la velocidad de corte, la cantidad y el tipo de viruta generada, la rugosidad obtenida, o bien la combinación de todos ellos (Bäker, 2002).

Las simulaciones de los procesos de mecanizado enfocadas a las predicciones del comportamiento del proceso se realizan principalmente mediante el Método de Elementos Finitos (Özel, 2005), que permite la resolución de una serie de ecuaciones, establecer las pautas del comportamiento de los materiales frente a un proceso de mecanizado.

1.2 PLANTEAMIENTO Y OBJETIVOS DE LA TESIS DOCTORAL

La principal motivación de este estudio es el amplio uso del mecanizado en la industria actual y la necesidad de optimizar este proceso. Consecuentemente, la posibilidad de obtener un modelo de elementos finitos con resultados fiables para la predicción de diferentes procesos es fundamental para la mejora de la etapa de experimentación, que consume tiempo y costes. Poder conocer datos sobre temperatura y fuerzas de corte antes de realizar el proceso real, resultará muy útil para predecir el comportamiento de los materiales, tanto de la pieza a mecanizar como de la herramienta.

El objetivo principal de esta Tesis Doctoral es plantear y desarrollar un procedimiento para el análisis del proceso de corte ortogonal mediante el Método de Elementos Finitos para el estudio y la discusión de los resultados obtenidos. De la misma forma se pretende emplear los modelos desarrollados en el estudio de factores tecnológicos que pueden influir en la mecánica de estos procesos.

En primer lugar, en el capítulo 2 de esta Tesis se estudian los procesos de mecanizado, haciendo especial énfasis en la descripción de los métodos de análisis del proceso de corte ortogonal y la nomenclatura técnica comúnmente empleada en la descripción de este tipo de procesos.

A continuación se hace una revisión de los trabajos más relevantes a fin de obtener un barrido de los autores que históricamente han aportado los resultados más importantes en el análisis de los procesos de mecanizado. Esta documentación estará recogida en el capítulo 3 de este documento.

El capítulo 4 se centra en la simulación mediante elementos finitos. Se explican las características más importantes de esta metodología de análisis, así como los programas informáticos existentes en el mercado. Se trata de un capítulo clave, puesto que en él se incluye la búsqueda y selección de un software adecuado para la resolución del problema. De entre todos los que existen en el mercado se seleccionará, a partir de una serie de criterios que serán claramente detallados, el software más apropiado para desarrollar la simulación del proceso de corte ortogonal permitiendo la modificación de diferentes parámetros del mismo con el fin de evaluar el impacto de dichas variaciones en los resultados de las simulaciones. Para ello también se hace necesaria una búsqueda bibliográfica abundante a fin de conocer las características de los diferentes códigos de elementos finitos así como los motivos por los que unos son más utilizados que otros por los investigadores.

Una vez seleccionado el software, el capítulo 5 se centra en los factores a tener en cuenta a la hora de generar los modelos para llevar a cabo las simulaciones mediante elementos finitos que analicen y expliquen el proceso de corte tanto bidimensional como tridimensional. Se realizará también una importante búsqueda bibliográfica a fin de conocer los avances históricos en el campo de la simulación de procesos de mecanizado y

las simplificaciones adoptadas por los autores más relevantes con el fin de obtener los modelos más adecuados.

En el capítulo 6 se explican los modelos bidimensionales y tridimensionales para la simulación del proceso de corte aplicados a dos aleaciones: la primera, la aleación de aluminio UNS A92024; la segunda, la aleación de titanio Ti6Al4V ambas de uso muy extendido en la industria aeroespacial y biomédica. Aunque de acuerdo al sistema de numeración unificado, desarrollado por ASMT y SAE (UNS – Unified Numbering System), la denominación de la aleación de titanio referida es UNS R56400, se empleará el código DIN, Ti6Al4V, por tener un uso mucho más extendido.

Una vez decididos los modelos y sus características, en el capítulo 7 se detalla paso a paso la forma de generar los modelos mediante el software. Se describirán minuciosamente los pasos a seguir a fin de obtener una modelización robusta.

La totalidad de los resultados obtenidos en los modelos creados, los efectos provocados por la variación en los modelos de fricción, las velocidades de avance de la herramienta, la velocidad de corte y otra serie de parámetros se mostrarán en el capítulo 8 y se resumirán en el capítulo 9. Se compararán los resultados obtenidos para las fuerzas de corte y la temperatura del proceso, así como la morfología de la viruta obtenida tanto en las simulaciones bidimensionales como en las tridimensionales. Se contrastarán los resultados obtenidos con datos experimentales obtenidos de la literatura.

Finalmente se llegará al capítulo de conclusiones, donde se comentará la validez de los modelos y sus posibles errores, así como las posibles mejoras en los mismos como desarrollos futuros, todo ello se recogerá en el capítulo 10.

Los objetivos de esta Tesis Doctoral se pueden resumir en los siguientes puntos:

- Estudiar el proceso de corte ortogonal desde el punto de vista analítico.
- Buscar una simplificación física del corte ortogonal para su estudio en 2D y en 3D.
- Seleccionar el software de elementos finitos adecuado para el estudio.
- Desarrollar los modelos de elementos finitos necesarios para la evaluación de los resultados que expliquen el proceso de corte.

- Analizar los resultados obtenidos: Validar con datos experimentales los resultados obtenidos en las simulaciones.
- Llegar a conclusiones sobre los resultados.

1.3 CONSIDERACIONES

En este capítulo se han sentado las bases de todo lo que se pretende exponer en el desarrollo de esta Tesis Doctoral. Se han marcado claramente unos objetivos y una metodología investigadora, así como una estructura para la Tesis. A partir de estas bases comienza un proceso de investigación cuya estructura se ha compartimentado en diez capítulos más uno dedicado a la bibliografía que se desarrollan a continuación.

CAPÍTULO 2:
ESTUDIO DE LOS PROCESOS DE MECANIZADO

2.1 INTRODUCCIÓN	14
2.2 BREVE RESUMEN HISTÓRICO DE LOS PRINCIPALES AVANCES TECNOLÓGICOS EN MECANIZADO	14
2.3 PRINCIPALES VENTAJAS Y DESVENTAJAS DE LOS PROCESOS DE MECANIZADO	15
2.4 NOMENCLATURA Y DESCRIPCIÓN DEL PROCESO DE FORMACIÓN DE VIRUTA	17
2.5 TIPOS DE VIRUTA PRODUCIDA EN EL CORTE DE METALES	27
2.6 ANÁLISIS DE LAS FUERZAS IMPLICADAS EN EL PROCESO DE CORTE	30
2.7 LA TEMPERATURA Y SU DISTRIBUCIÓN ZONAL EN EL PROCESO DE CORTE	34
2.8 LAS ZONAS DE DEFORMACIÓN PRODUCIDAS DURANTE EL PROCESO DE CORTE	38
2.9 VIDA DE LAS HERRAMIENTAS: DESGASTE Y FALLO	39
2.10 LOS MATERIALES Y SU COMPORTAMIENTO DURANTE EL MECANIZADO	41
2.10.1 Material de las piezas a mecanizar	41
2.10.1.1 Maquinabilidad de la pieza	41
2.10.1.2 Tipos de materiales	42
2.10.1.3 Comportamiento de los materiales	43
2.10.1.4 Deformación del material	45
2.10.2 Materiales para herramientas de corte	53
2.11 CONSIDERACIONES	58

2.1 INTRODUCCIÓN

En este capítulo se realizará una revisión histórica y tecnológica sobre el mecanizado, para a continuación describir el proceso de corte aportando información sobre los fenómenos físicos que suceden durante el proceso de formación de viruta.

Mecanizado es el término usado para designar los procesos de manufactura con arranque de viruta (Kalpakjian *et al.*, 2002). Consiste en la fabricación de un producto por medio de la eliminación de material sobrante sobre una forma preconcebida hasta alcanzar las especificaciones requeridas por el diseño.

2.2 BREVE RESUMEN HISTÓRICO DE LOS PRINCIPALES AVANCES TECNOLÓGICOS EN MECANIZADO

El inicio del mecanizado se puede situar en el siglo XVIII cuando se aplicaba este proceso sobre madera aunque de manera limitada. No fue hasta principios del siglo XIX cuando se comenzó a expandir el uso del mecanizado sobre metales gracias a la revolución industrial y al desarrollo de las máquinas de vapor (Shaw, 1984). A pesar del amplio despliegue de talleres y de nueva maquinaria durante este siglo, la remoción de material constituía un gran esfuerzo y un simple trabajo podía llevar una jornada completa.

Los primeros estudios sobre los procesos de mecanizado son atribuidos a Cocquilhat en 1851 determinando la cantidad de trabajo requerido para remover un volumen concreto de material en la operación de taladrado. J. Time explicó en 1870 el proceso de formación de viruta, complementado con los estudios de Tresca en 1873. Muy destacable es la aportación de Mallock en 1881 y sus teorías sobre la formación de la viruta por cizallamiento, el efecto de la fricción sobre la herramienta y los efectos de los lubricantes en el proceso de corte. Aportes todavía hoy aceptados.

Sin embargo el primer análisis detallado del mecanismo de formación de viruta es debido a Piispanen (1948); este modelo es conocido como el modelo de plano de deslizamiento (Sebastián, 2007).

En la feria de París de 1900 se dio a conocer el que sin duda sería el precursor del mecanizado actual Frederick Taylor, quien presentó en dicha feria un mecanizado a gran

velocidad en el que la herramienta no perdía sus propiedades ni en condiciones de altas temperaturas.

Taylor en 1906 fundamentó la fórmula de desgaste que aún se usa hoy en día y se muestra en la ecuación 2.1.

$$VT^n = C \quad [2.1]$$

Donde V es la velocidad de corte, T es el tiempo de corte, n es una constante a definir, dependiendo del material del elemento y de la pieza, y C es una constante que engloba las condiciones de contorno fijas del sistema (Shaw, 1984).

Otro gran avance en las herramientas de corte tuvo lugar en los años treinta cuando se comenzó a utilizar carburos cementados para la fabricación de herramientas, lo que derivó en una reducción de tiempos de mecanizado y una mayor duración de la herramienta.

Más adelante, en 1950, Gilbert desarrolló una ecuación generalizada basada en la teoría de Taylor que permitía la inclusión de las variables P , profundidad de pasada, y A , avance (ecuación 2.2).

$$V = CT^{-n}P^{-\gamma}A^{-\alpha} \quad [2.2]$$

Todavía en la actualidad y gracias al continuo estudio sobre materiales, fuerzas de corte, temperaturas, dimensiones y condiciones de contorno en general, se sigue avanzando en el desarrollo de nuevas y más eficientes herramientas de corte.

2.3 PRINCIPALES VENTAJAS Y DESVENTAJAS DE LOS PROCESOS DE MECANIZADO

Entre las abundantes ventajas de los procesos de mecanizado con arranque de viruta cabe destacar la precisión dimensional así como la complicada geometría que se puede conseguir. Además, las piezas mecanizadas obtienen un acabado superficial muy superior al conseguido mediante otros métodos de fabricación como la fundición.

Por otro lado, el tiempo empleado generalmente en el mecanizado de una pieza es mayor que el que se necesitaría para otro proceso de fabricación, por lo que para una gran producción puede resultar un proceso demasiado largo.

En el aspecto económico, el mecanizado resulta ventajoso cuando se requieren características especiales de superficie, especialmente si se trata de una pequeña producción (Kalpakjian *et al.*, 2002). No obstante, el desperdicio de material que se produce durante el mecanizado hace que las ventajas económicas disminuyan.

Entre los parámetros que influyen sobre los procesos de mecanizado destacan los siguientes:

- Factores que pueden ser controlados por el operario, tales como la velocidad de rotación de la pieza o la herramienta, el avance longitudinal y la profundidad de corte, también llamado encaje axial.
- Factores que dependen de la herramienta, como el ángulo de corte o el desgaste de la misma.
- Factores dependientes de las propiedades del material a mecanizar, entre los que se incluyen los cambios de temperatura o el tipo de viruta que se produce.

Los tipos de corte empleados más frecuentemente en este proceso son las operaciones de torneado y de fresado. En la operación de torneado o cilindrado la pieza gira mientras la herramienta de corte hace los movimientos necesarios para la realización del corte. Por otro lado, el fresado se realiza mediante el giro de la herramienta y los movimientos longitudinales de la pieza a mecanizar.

2.4 NOMENCLATURA Y DESCRIPCIÓN DEL PROCESO DE FORMACIÓN DE VIRUTA

Este apartado tiene como objetivo establecer los supuestos teóricos fundamentales de la investigación desarrollada, basándose en un análisis crítico de las fuentes bibliográficas actualizadas que han sido consultadas.

Los procesos de conformado por eliminación de material, habitualmente denominados procesos de mecanizado, se caracterizan por la obtención de la geometría final de la pieza mediante la eliminación de material sobrante de una preforma de partida. Según el método empleado en la eliminación del material, pueden considerarse incluidas dentro de los procesos de mecanizado dos categorías de procesos:

- Procesos Convencionales. La eliminación de material se realiza fundamentalmente por medios mecánicos; los procesos de torneado, fresado y taladrado pertenecen a este grupo.
- Procesos no Convencionales. La eliminación de material se debe fundamentalmente a otros medios diferentes de los mecánicos (eléctricos, físico-químicos, etc.). Procesos pertenecientes a este grupo son la electro-erosión y el fresado químico entre otros.

Los procesos de mecanizado constituyen en la actualidad el conjunto de procesos de fabricación más ampliamente difundidos en la industria. Esto se debe, entre otras razones, a su gran versatilidad en la obtención de geometrías y al nivel de precisión dimensional obtenido en comparación con otros procesos (Coromant Sandvik, 2003).

La realización de un proceso de mecanizado, requiere la intervención de tres elementos:

- Pieza: el término genérico "pieza" representa el elemento material objeto de la transformación durante la ejecución del proceso. En su estado inicial o preforma, la geometría de la pieza presenta unas creces, que suponen una sobredimensión respecto a las dimensiones finales a obtener.

En la mayoría de las situaciones, el material sobrante se elimina en una serie de operaciones sucesivas que van aproximando la geometría de la preforma a la de la pieza terminada. Las operaciones intermedias de este proceso se designan genéricamente como operaciones de desbaste, mientras que la última de tales operaciones se designa como operación de acabado.

Una vez alcanzada la forma geométrica final, la pieza debe encontrarse dentro de las especificaciones dimensionales del diseño (tolerancias dimensionales, tolerancias de forma y posición, acabado superficial, etc.). Aparte de las especificaciones dimensionales la pieza debe cumplir otras especificaciones de diseño como son las propiedades mecánicas. Estas propiedades serán asimismo un condicionante a la hora de elegir el proceso y la forma en la que éste será llevado a cabo.

- Herramienta: una herramienta consta, en general, de una o varias aristas o filos. La cara de incidencia, enfrentada a la superficie mecanizada de la pieza y la cara de desprendimiento, aquella por la que se desprende el material eliminado o viruta. Las aristas se denominan también filos de corte.

Según su construcción pueden considerarse herramientas enterizas, cuando toda la herramienta es del mismo material y herramientas de plaquitas cuando la parte activa y el resto de la herramienta son de materiales diferentes. Se denominan de esta forma porque la parte activa suele tener forma de pequeñas placas (plaquitas) que se unen al mango o al cuerpo de la herramienta mediante soldadura o medios de fijación mecánica (tornillos, bridas, etc.).

- Máquina-Herramienta: puede considerarse constituida por el conjunto de dispositivos que permiten el desplazamiento relativo entre la pieza y la herramienta y la eliminación del material sobrante de la preforma.

Los factores que influyen sobre un proceso de corte son:

- Material, recubrimientos y estado de la herramienta.
- Forma, acabado superficial y filo de la herramienta.

- Material, estado y temperatura de la pieza.
- Parámetros de corte, como velocidad, avance y profundidad de corte.
- Fluidos de corte.
- Características de la máquina-herramienta, como por ejemplo rigidez y amortiguamiento.
- Sujeción y soporte de la pieza.

En función de estos factores se obtendrán distintos resultados de las variables dependientes. De dichas variables, las más importantes se citan a continuación:

- Tipo de viruta producida.
- Fuerza y energía disipadas en el proceso de corte.
- Aumento de temperatura en la pieza, en la viruta y en la herramienta.
- Desgaste y fallo de la herramienta.
- Acabado superficial producido en la pieza después de mecanizarla.

Para conocer el proceso básico de corte de metales, se estudiará en primer lugar el mecanismo de formación de viruta en un proceso de corte. El arranque de viruta se realiza mediante la penetración de una herramienta, cuyo material es de mayor dureza que el de la pieza a cortar. Este enclavamiento ocurre mientras se efectúa el movimiento relativo entre la pieza a trabajar y la herramienta de corte. En general, la herramienta tiene dos componentes de movimiento. La primera corresponde al movimiento derivado del movimiento principal de la máquina mientras que la segunda está relacionada con el avance de la herramienta. El movimiento resultante corresponde al movimiento resultante de corte, y el corte, como tal, se produce por un movimiento relativo entre la herramienta y la pieza.

En la Figura 2.1 (Micheletti, 1986) puede verse un proceso de mecanizado y cómo la herramienta produce la eliminación del material de la pieza mediante la incidencia de la arista o filo de corte sobre ésta, desplazándose con una velocidad relativa, que es la velocidad resultante de corte.

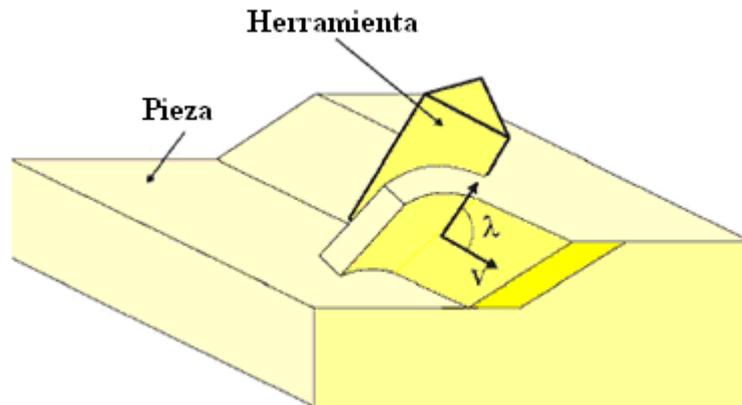


Figura 2.1 Proceso de mecanizado (Micheletti, 1986)

Se definen entonces los siguientes parámetros geométricos relacionados con el proceso de corte y formación de viruta comenzando con los planos geométricos:

- Plano Referencia de Trabajo: Plano perpendicular al movimiento de corte.
- Plano de Corte: Tangente a la superficie de corte.
- Plano Medida de Trabajo: Perpendicular a los dos anteriores.
- Plano de Trabajo: Contiene las direcciones de corte y avance, depende del proceso y no de la herramienta ya que contiene las direcciones del movimiento de corte y avance.
- Plano de Deslizamiento: Es un plano teórico en el que se produce la deformación del material de la pieza. En rigor se trata de una zona de deslizamiento más que de un plano propiamente dicho, sin embargo en la práctica es frecuente reducir esta zona a un plano.

Continuando con las magnitudes angulares (Kalpakjian *et al.*, 2002):

- El ángulo formado por la dirección de la velocidad resultante de corte y la arista de corte se llama ángulo de inclinación (λ) (Figura 2.2.a). Cuando $\lambda=90^\circ$ el modelo de corte se conoce como corte ortogonal, mientras que para valor de λ distinto de 90° el modelo de corte se denomina corte oblicuo (Figura 2.2.b). En general, los procesos de mecanizado siguen el modelo de corte oblicuo, aunque en la práctica es frecuente considerar el modelo de corte ortogonal por su mayor sencillez de cálculo y porque el ángulo de inclinación se aproxima bastante al valor de corte ortogonal. Los modelos de simulación desarrollados en esta Tesis son procesos de corte ortogonal.

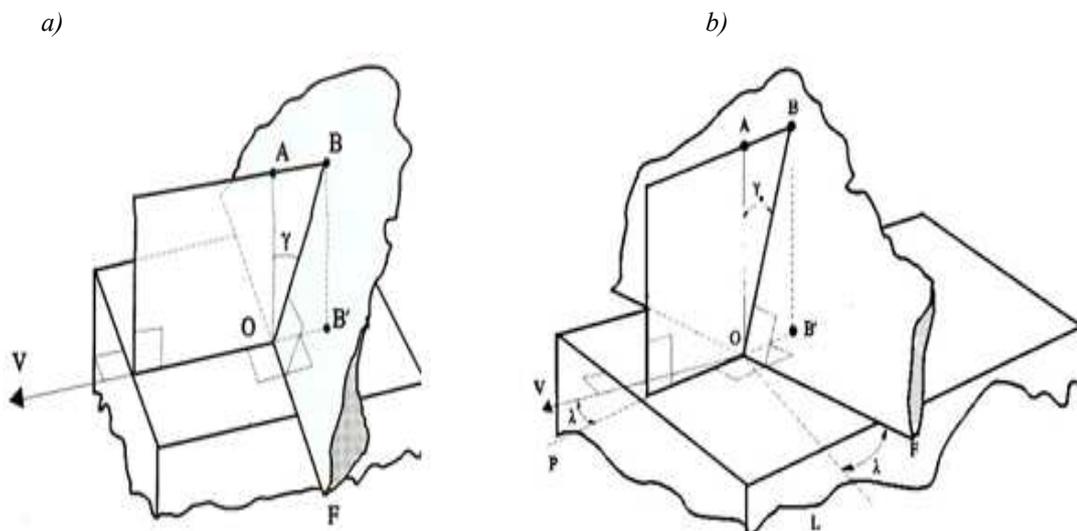


Figura 2.2 Planos asociados al corte: a) corte ortogonal. b) corte oblicuo (Kalpakjian, *et al.*, 2002)

- El ángulo de posición (γ) es el ángulo formado entre el Plano de Trabajo y Plano de Corte, medido en el Plano de Referencia de Trabajo.
- Ángulo de filo (β) es el ángulo formado por las caras de incidencia y desprendimiento de la herramienta. Este ángulo será de gran importancia en la definición geométrica del modelo de simulación y quedará definido por la geometría de la plaquita a utilizar.

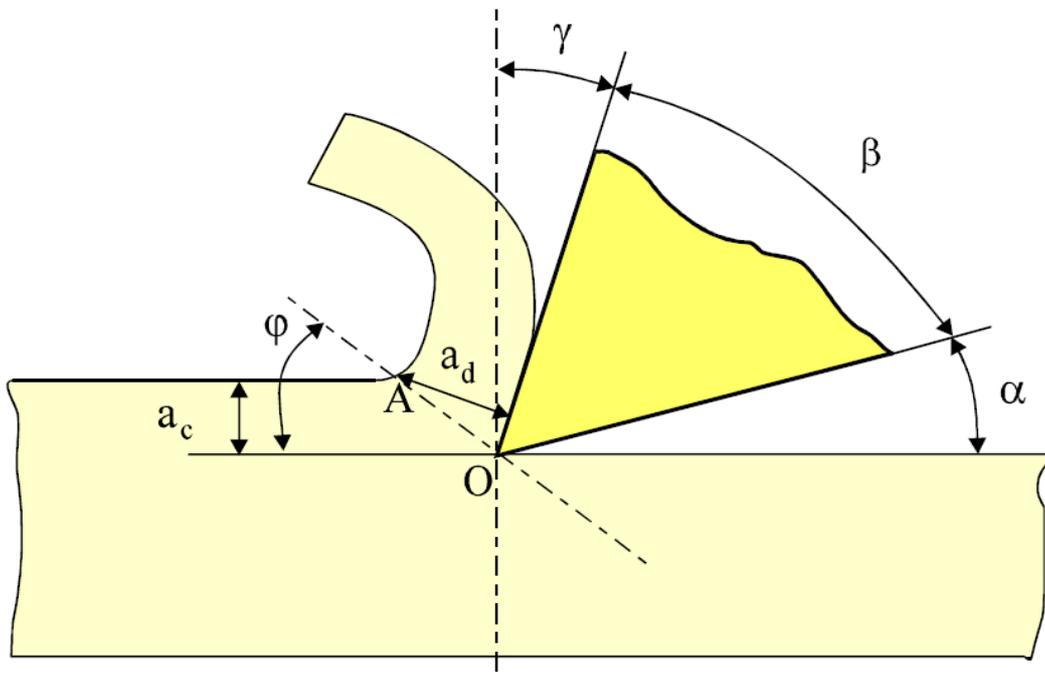


Figura 2.3 Simplificación del proceso de mecanizado en 2 dimensiones (Micheletti, 1986)

- Ángulo de incidencia u holgura (α) es el ángulo formado por la cara de incidencia de la herramienta y la superficie de la pieza ya mecanizada medido sobre el Plano de Referencia de Trabajo (Figura 2.3). Evita el rozamiento entre el talón de la herramienta y la parte mecanizada; su origen se hace coincidir con la superficie mecanizada de la pieza y el sentido positivo es el antihorario. Toma siempre valores positivos comprendidos normalmente entre 5° y 10° . Interesa que sea lo menor posible a fin de no debilitar la punta de la herramienta, sin embargo, en valores muy pequeños se produce un excesivo rozamiento entre la herramienta y la pieza, generando incrementos de temperatura que pueden afectar a las propiedades mecánicas y geométricas de ambas.
- Ángulo de desprendimiento (γ) es el ángulo formado por la cara de desprendimiento de la herramienta y la dirección perpendicular a la superficie mecanizada, medido sobre el Plano de Medida de Trabajo. Su origen se hace coincidir con dicha dirección normal, siendo su sentido positivo horario para la representación indicada en la Figura anterior.

El ángulo de desprendimiento tiene mucha influencia en la formación de la viruta, ya que esta está provocada por una combinación del filo cortante y cara de desprendimiento. Este ángulo toma valores entre -5° y 30° y será una de las

variables a modificar dentro de la simulación a fin de comprobar su influencia sobre las fuerzas de corte, temperatura y morfología de la viruta.

Valores positivos de este ángulo reducen el rozamiento entre la viruta y la herramienta, sin embargo, a igualdad de ángulo de incidencia, obligan a emplear herramientas menos robustas (menor ángulo de filo), que presentan mayor facilidad de rotura y menores posibilidades de evacuación de calor.

El empleo de ángulos de desprendimiento negativos incrementa el rozamiento viruta-herramienta y produce un incremento del consumo de potencia al requerirse una mayor energía de deformación de la viruta que en el caso de γ positivo, con el consiguiente calentamiento. No obstante, suele emplearse este tipo de geometría cuando se requiere una herramienta con mayor ángulo de filo o cuando se han de mecanizar materiales duros.

Según el signo del ángulo de desprendimiento se diferencia entre geometría de corte positiva o negativa tal y como se muestra en la Figura 2.4. Es positivo cuando la superficie de desprendimiento queda por detrás del Plano de Medida del Trabajo según la dirección del movimiento de trabajo.

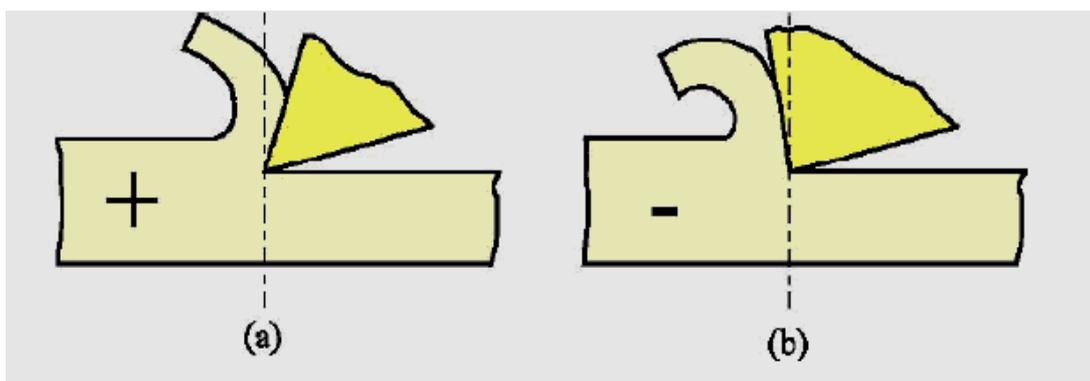


Figura 2.4 Geometrías de corte: a) Positiva. b) Negativa (Groover, 1997)

- Ángulo de deslizamiento (o de plano cortante) (ϕ) también llamado de cizallamiento, es el ángulo formado por la superficie de la pieza y el Plano de Deslizamiento. Depende del material y de las condiciones de corte (Figura 2.3).

Finalmente se estudian los espesores de viruta y los factores de la naturaleza del corte (Figuras 2.3 y 2.5):

- Sección de viruta indeformada (a_c): es el espesor del material que va a ser eliminado antes de sufrir deformación alguna.
- Sección de viruta deformada (a_d): es el espesor del material eliminado después de haber sufrido la deformación.
- Avance (f): desplazamiento de la herramienta entre dos pasadas consecutivas. El avance será otro de los parámetros influyentes en las simulaciones.
- Profundidad de corte (a_p): distancia de penetración de la herramienta medida en perpendicular respecto a la superficie libre de la pieza. Esta profundidad de corte será factor a modificar también en los modelos de simulación.

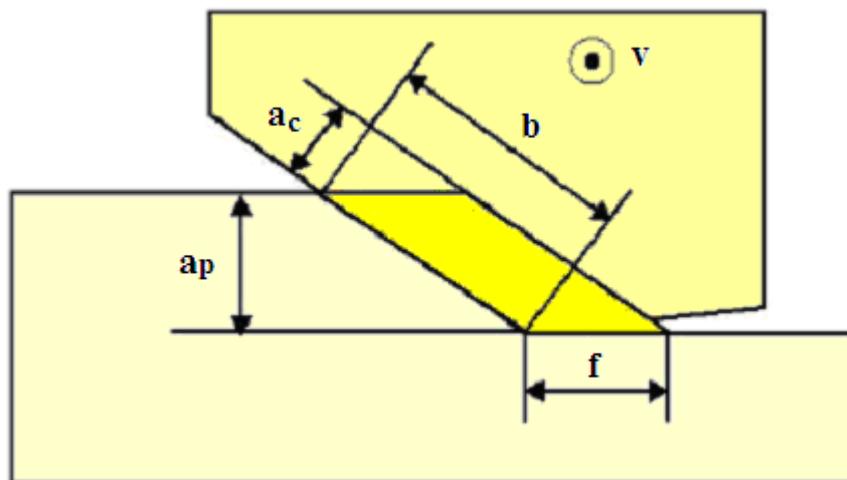


Figura 2.5 Espesores de viruta (ASM Handbook, 1995)

Se puede ver en la Figura 2.3 que el espesor a_d de la viruta se puede calcular si se conocen los valores de a_c , γ y ϕ . La relación entre ambas se llama relación de corte, y se puede expresar como sigue:

$$r = a_c / a_d = \text{sen}\phi / \text{cos}(\phi - \gamma) \quad [2.3]$$

El recíproco de r se llama relación de compresión de viruta y es una medida del grosor de la viruta en relación con la profundidad de corte. Por lo tanto la relación de compresión de viruta siempre es mayor que la unidad.

La relación de corte es un parámetro útil e importante para evaluar las condiciones del corte, ya que el espesor de la viruta no deformada es un ajuste de la máquina, y en consecuencia es conocido (variable independiente). La relación de corte se puede calcular con facilidad midiendo con un micrómetro de tornillo o de carátula el espesor de la viruta. Como también se conoce el ángulo de ataque para determinada operación de corte, la ecuación permite calcular el ángulo del plano cortante en el corte ortogonal. Analizando el modelo de corte ortogonal en exámenes microscópicos se ha visto que las virutas se producen por el proceso de cizallamiento que se ve en la Figura 2.6, acción que se produce a lo largo de la zona de cizallamiento, una zona muy pequeña en la que se concentra la deformación (Oxley, 1989).

Bajo el plano cortante, la pieza está sin deformar mientras que por encima de él se encuentra la viruta ya formada, moviéndose cuesta arriba de la cara de la herramienta al avanzar el corte (Kalpakjian *et al.*, 2002). La Figura 2.6 muestra la deformación aproximada que ocurre a lo largo del plano de corte en la que una serie de placas paralelas se deslizan una contra otra para formar la viruta.

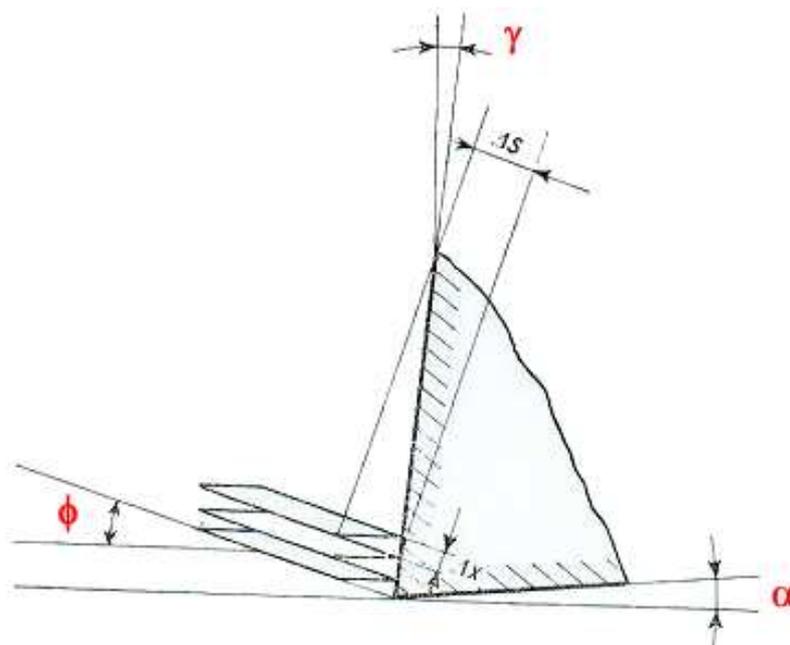


Figura 2.6 Modelo de formación de viruta según Piispanen (1948)

El ángulo del plano cortante tiene una gran importancia en la mecánica de las operaciones de corte; influye sobre los requisitos de fuerza y de potencia, sobre el espesor y la temperatura de la viruta (debido al trabajo de deformación). En consecuencia, se ha dado mucha importancia a determinar las relaciones entre el ángulo del plano cortante y las propiedades del material de la pieza y las variables del proceso de corte.

Al disminuir el ángulo de desprendimiento y/o aumentar la fricción en la cara de contacto entre herramienta y viruta, el ángulo del plano cortante disminuye y la viruta se hace más gruesa (Childs et., 2000). Las virutas gruesas indican más disipación de energía porque la energía de deformación es mayor. Como el trabajo efectuado durante el corte se convierte en calor, también es mayor el aumento de temperatura.

Otro factor a considerar es la longitud de contacto de la viruta (Zorev, 1963). En el momento en el que dejen de actuar los esfuerzos de compresión normales a la cara de desprendimiento, la viruta dejará de tener contacto con la herramienta. El cálculo analítico de esa longitud se puede ver partiendo de la Figura 2.7.

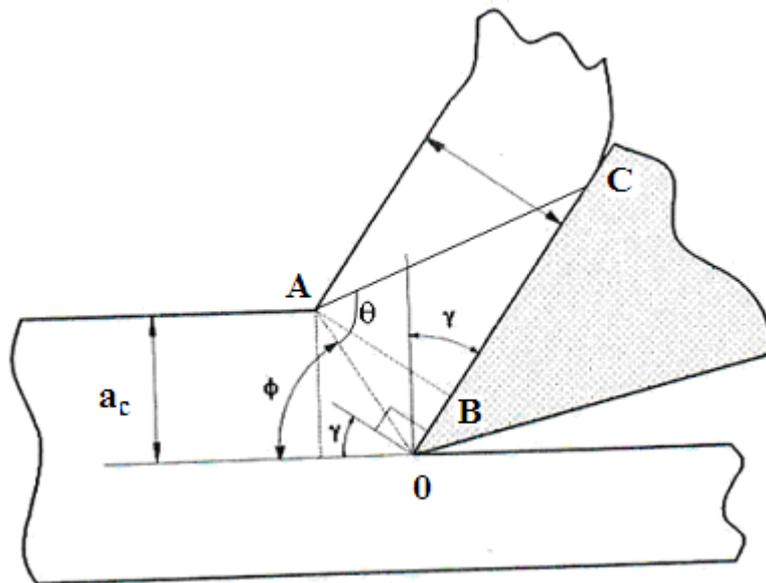


Figura 2.7 Esquema analítico para el corte ortogonal (Kalpakjian et al., 2002)

Donde “ l ” es la longitud de contacto de la viruta que sigue la ecuación trigonométrica siguiente:

$$l = OB + BC = a_c \frac{\text{sen } \theta}{\text{sen } \phi \cos(\theta + \gamma - \phi)} \quad [2.4]$$

Donde el ángulo θ se puede calcular a partir de la expresión:

$$\theta = \frac{\pi}{4} + \phi - \gamma \quad [2.5]$$

2.5 TIPOS DE VIRUTA PRODUCIDA EN EL CORTE DE METALES

Las clase de viruta producida afectan mucho al acabado superficial de la pieza y a la operación general de corte, por ejemplo, la vida de la herramienta, la vibración y el traqueteo (Micheletti, 1986). En la Figura 2.8 se muestran los tipos de viruta que se explican a continuación.

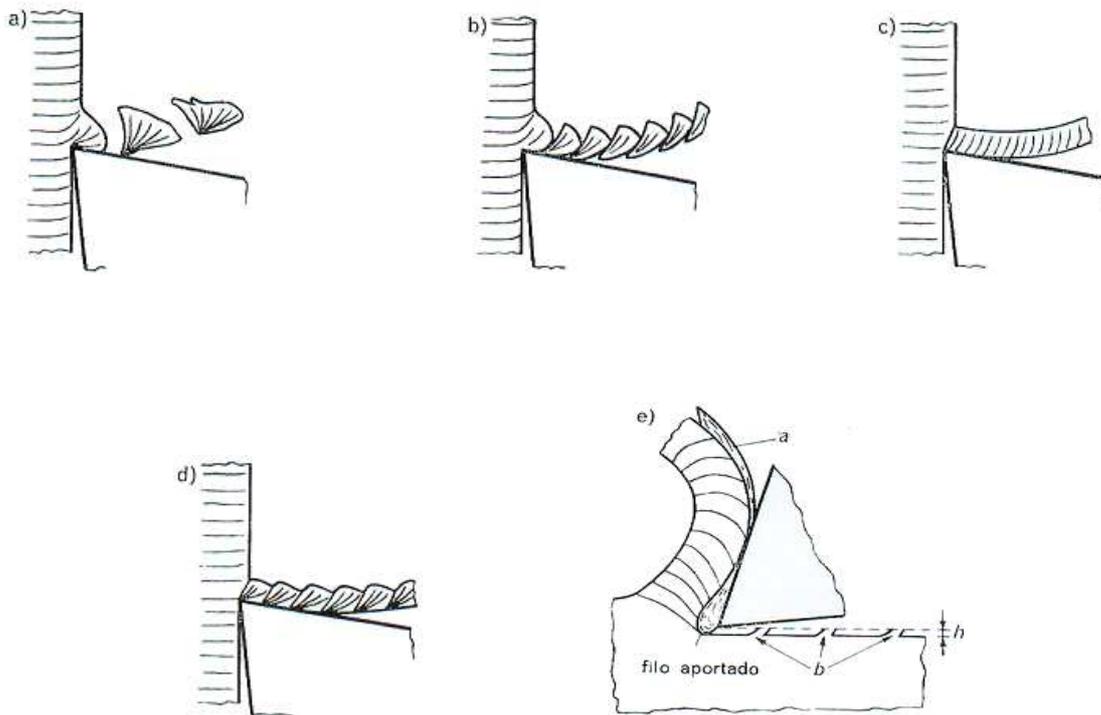


Figura 2.8 Tipos de viruta (Micheletti, 1986)

- Totalmente discontinua (a)
- Parcialmente segmentada (b)

- Continua (c)
- Ondulada (d)
- Continua con filo de aportación (recrecido) (e)

Hay que tener en cuenta que toda viruta tiene dos superficies, una en contacto con la cara de la herramienta (cara de ataque) y la otra con la superficie original de la pieza. La cara de la viruta hacia la herramienta es brillante o bruñida y esto se debe al frotamiento de la viruta al subir por la cara de la herramienta. La otra superficie de la viruta no se pone en contacto con cuerpo alguno y presenta un aspecto rasgado y áspero.

1) Virutas discontinuas

Este tipo de viruta se suele formar bajo las siguientes condiciones:

- Materiales frágiles en la pieza porque no tienen la capacidad para absorber las grandes deformaciones cortantes que se presentan en el corte.
- Velocidades de corte muy bajas o muy altas.
- Grandes profundidades de corte.
- Ángulos de ataque bajos.
- Falta de un fluido de corte eficaz.

Si no tiene la rigidez suficiente, la máquina-herramienta puede comenzar a vibrar y a traquetear. Esto, a su vez, es perjudicial para el acabado superficial y la exactitud dimensional del componente mecanizado y puede dañar la herramienta de corte o causar demasiado desgaste.

2) Virutas escalonadas o segmentadas

Las virutas escalonadas (llamadas también virutas segmentadas o no homogéneas) son semicontinuas, con zonas de baja y alta deformación por cortante. Los metales con baja conductividad térmica y resistencia que disminuye rápidamente con la temperatura, como el titanio, muestran este comportamiento. En este sentido una de las aleaciones a analizar, la aleación de titanio, es especialmente sensible al fenómeno de la segmentación, consiguiéndose este tipo de viruta incluso a velocidades relativamente bajas (Calamaz *et al.*, 2008). Será uno de los puntos clave en el desarrollo de las simulaciones conseguir viruta segmentada acorde con resultados experimentales.

3) Viruta continua

Las virutas continuas se suelen formar con materiales dúctiles a grandes velocidades de corte y/o a grandes ángulos de ataque. Aunque en general producen buen acabado superficial, las virutas continuas no siempre son deseables, en especial en las máquinas herramientas controladas por computadora, que tanto se usan hoy en día. Las virutas continuas tienden a enredarse en el portaherramientas, en los soportes y en la pieza, así como en los sistemas de eliminación de virutas obligando a parar la operación para apartarlo. Este problema se puede aliviar con los rompevirutas y cambiando los parámetros de mecanizado, como la velocidad de corte, el avance y los fluidos de corte.

4) Virutas onduladas o en forma de rizos

En todas las operaciones de corte en los metales y en los materiales no metálicos, como plásticos y madera, las virutas desarrollan una curvatura (forma de rizos de viruta) al salir de la superficie de la pieza. En general, el radio de curvatura baja (la viruta se enrosca más) a medida que disminuye la profundidad de corte. También el uso de fluidos de corte y de diversos aditivos en el material de la pieza influye sobre el formado de rizos.

5) Viruta continua con filo de aportación (recrecido)

Una viruta de borde acumulado consiste en capas de material de la pieza maquinada, que se depositan de forma gradual sobre la herramienta (de aquí el término acumulada). Al hacerse más grande esta viruta se hace inestable y finalmente se rompe. El borde acumulado se observa con frecuencia en la práctica. Es uno de los factores que afecta de

forma más adversa al acabado superficial del corte. A medida que aumenta la velocidad de corte disminuye el tamaño del borde acumulado.

2.6 ANÁLISIS DE LAS FUERZAS IMPLICADAS EN EL PROCESO DE CORTE

Durante el proceso de torneado de una pieza, se originan tres componentes de fuerza que actúan sobre la herramienta de corte, tal como se muestra en la Figura 2.9 (Groover, 1997). Una de las componentes actúa en la dirección del avance longitudinal de la herramienta (F_a), otra en dirección del avance radial de la herramienta (F_d) y la tercera en dirección tangencial a la superficie de la pieza (F_c). De estas componentes, la de mayor magnitud es esta última, denominada fuerza principal de corte y, en un proceso de torneado, es la que origina el mayor consumo de potencia debido a las altas velocidades de corte (en la misma dirección y sentido que la fuerza tangencial) con que incide el material a mecanizar.

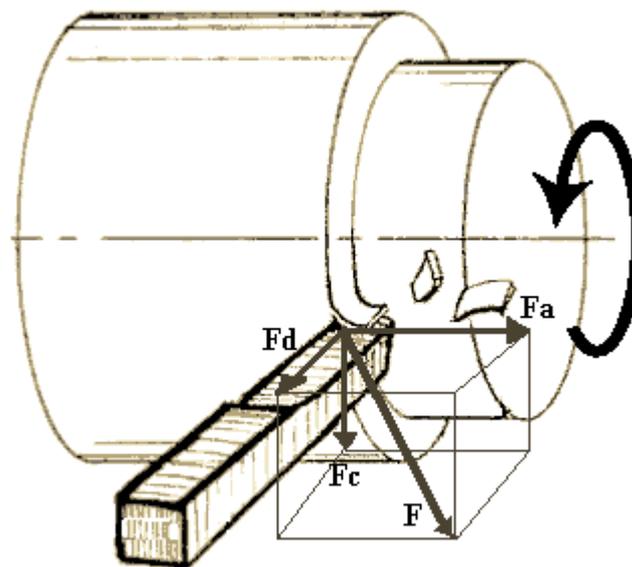


Figura 2.9 Esquema de fuerzas en enfoque tridimensional (Basada en Groover, 1997)

Es un factor clave conocer los requerimientos de potencia en las operaciones de corte para poder seleccionar una máquina herramienta de potencia suficiente. La fuerza de corte tiene una importancia extraordinaria en este sentido, ya que además de actuar como una limitante del proceso, tiene una influencia directa sobre la potencia de corte y las vibraciones del sistema, influyendo notablemente sobre la calidad de la pieza elaborada (Stein *et al.*, 2002). Además un crecimiento de la fuerza, a su vez, provoca inestabilidad

en el movimiento de la herramienta y, por consiguiente, mayores inexactitudes en la fabricación (Zhou *et al.*, 2003).

Se requieren datos sobre fuerzas de corte para:

- a) Poder diseñar en forma correcta la máquina-herramienta, para evitar distorsiones excesivas de sus elementos manteniendo las tolerancias dimensionales necesarias en la parte acabada, las herramientas y sus sujeciones, así como los soportes de piezas.
- b) Poder determinar antes de la producción real, si la pieza es capaz de resistir las fuerzas de corte sin deformarse en exceso.

Si se analizan las fuerzas que actúan sobre la herramienta centrándose en el corte ortogonal en dos dimensiones, éstas se muestran en sus diferentes planos en la Figura 2.10.

La fuerza total F está contenida en el plano normal al filo de la herramienta. Esta fuerza se descompone en tres sistemas de fuerzas siguiendo el círculo de Merchant (1945).

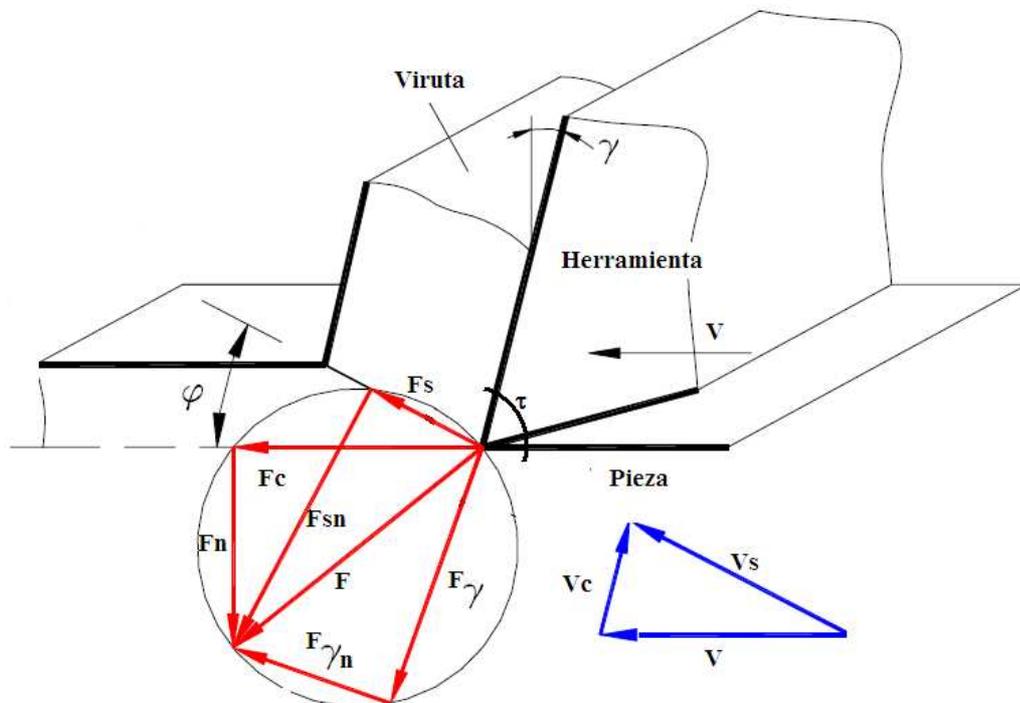


Figura 2.10 Esquema de fuerza y velocidades producidas en el corte, círculo de Merchant (ASM Handbook, 1995)

El primer sistema es el de la dirección del movimiento principal de corte y avance. En ese sistema las fuerzas se reducen a dos: F_c y F_n .

$$\begin{aligned} F_c &= F \cos(\tau - \gamma) \\ F_n &= F \sin(\tau - \gamma) \end{aligned} \quad [2.6]$$

La fuerza de corte F_c actúa en la dirección de la velocidad de corte V y suministra la energía necesaria para cortar.

El segundo sistema basado en el plano de cizalladura y el plano normal tiene dos fuerzas F_s y F_{sn} que suman F y que responden a las ecuaciones trigonométricas:

$$\begin{aligned} F_s &= F \cos(\varphi + \tau - \gamma) \\ F_{sn} &= F \sin(\varphi + \tau - \gamma) \end{aligned} \quad [2.7]$$

El tercer y último sistema está basado en la superficie de la herramienta y su normal y las fuerzas son F_γ y $F_{\gamma n}$, cuyas expresiones son:

$$\begin{aligned} F_\gamma &= F \sin \tau \\ F_{\gamma n} &= F \cos \tau \end{aligned} \quad [2.8]$$

Ya que se puede calcular el área del plano cortante conociendo el ángulo de dicho plano y la profundidad de corte, se pueden calcular los esfuerzos cortantes y el esfuerzo normal en el plano cortante. La relación entre dichas fuerzas es el coeficiente de fricción (μ), en la interfaz entre herramienta y viruta.

$$\mu = \tan \tau = \frac{F_\gamma}{F_{\gamma n}} \quad [2.9]$$

El coeficiente de fricción en el corte de metales indica que la viruta se encuentra con una considerable resistencia de fricción al moverse cuesta arriba por la cara de ataque de la herramienta. Sin duda es uno de los factores que mayor influencia tendrá sobre los modelos de simulación, puesto que es un fenómeno muy complejo por no ser constantes las tensiones normales y de cizalladura a lo largo de la herramienta. En la práctica se

observa que, si bien la fuerza de corte disminuye cuando se incrementa el ángulo de desprendimiento (tanto en seco como en caso de utilizar lubricación), no es éste el caso para el coeficiente de fricción, el cual aumenta con los incrementos de dicho ángulo.

Las fuerzas de corte se pueden medir mediante la utilización de dinamómetros adecuados (celdas de deformación con alambre de resistencia) o con transductores de fuerza (como cristales piezoeléctricos) montados en la máquina-herramienta.

También se pueden calcular las fuerzas de corte partiendo del consumo de potencia durante el corte que, con frecuencia, se mide con un potenciómetro siempre que se pueda determinar la eficiencia de la máquina-herramienta.

ϕ , γ y τ no se pueden relacionar geoméricamente, pero sí mediante teorías de plasticidad y consideraciones energéticas. Estas teorías son comúnmente conocidas como los modelos de mecanizado, entre los que destacan el de Merchant (1945) y el de Lee-Shaffer (1951) (Figura 2.11).

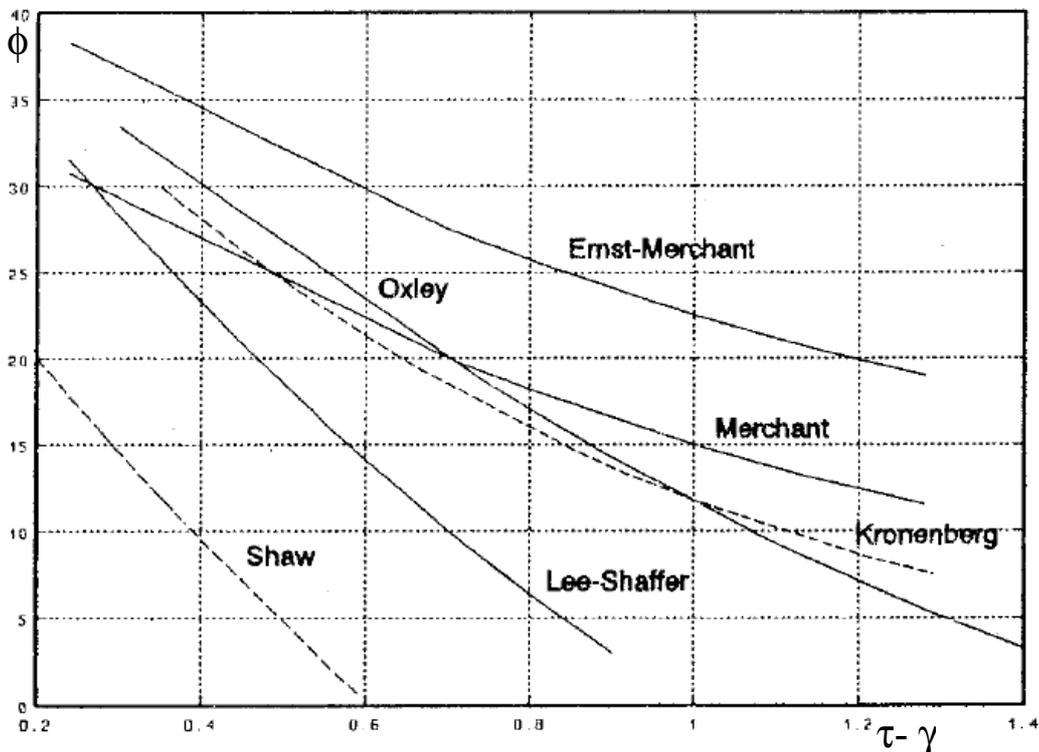


Figura 2.11 Modelos de mecanizado (Groover, 1997)

También en la Figura 2.10 están representadas las tres velocidades involucradas en el proceso de corte. La primera es definida con el nombre de velocidad de corte (V) y

corresponde a la velocidad relativa entre herramienta y pieza. La segunda es la velocidad de deslizamiento (V_s) que es la velocidad relativa de la viruta respecto a la pieza. Finalmente la velocidad de desprendimiento (V_c) es la velocidad de la viruta respecto a la herramienta.

2.7 LA TEMPERATURA Y SU DISTRIBUCIÓN ZONAL EN EL PROCESO DE CORTE

La energía mecánica puesta en juego en los procesos de corte puede descomponerse en los términos siguientes (Groover, 1997):

- Energía de deformación elástica
- Energía de deformación plástica
- Energía de rozamiento

De estas energías, la primera es almacenada por el material y no genera calor, mientras que las otras dos son de carácter disipativo, ya que las deformaciones plásticas producen rozamientos internos y originan la transformación de la energía mecánica en calorífica.

Es importante conocer el aumento de temperatura por los siguientes fenómenos (Trent, 2000):

- a) Una temperatura excesiva afecta negativamente la resistencia, dureza y desgaste de la herramienta de corte.
- b) Al aumentar el calor se provocan cambios dimensionales en la parte que se maquina y dificulta el control dimensional.
- c) El calor puede inducir daños térmicos en la superficie mecanizada que afectan negativamente sus propiedades.
- d) La misma máquina herramienta se puede exponer a temperaturas elevadas y variables causando su distorsión y, en consecuencia, mal control dimensional de la pieza.

En lo que respecta al fenómeno de generación de calor se pueden considerar tres zonas diferentes que se pueden en la Figura 2.12, en las que se alcanza un mayor incremento de temperatura.

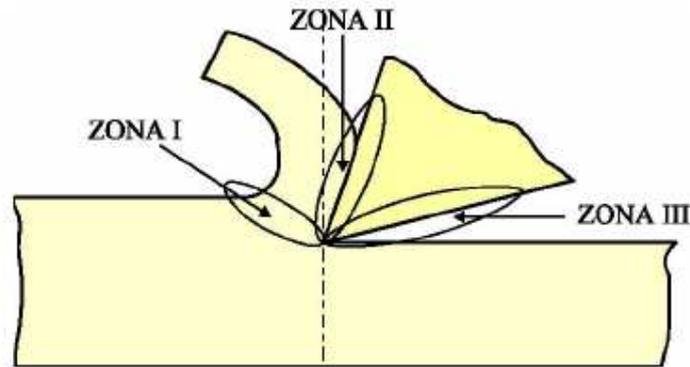


Figura 2.12 Zonas térmicas en el corte (AMS Handbook, 1995)

La primera de ellas (zona I) engloba el plano o la zona de deslizamiento, que es aquella en la que se produce un rozamiento interno del material de la pieza que está siendo deformado.

La segunda zona (zona II) se localiza en la cara de desprendimiento de la herramienta y aparece como consecuencia del rozamiento entre ésta y la viruta.

Boothroyd (2002) señaló que la distribución de calor (Figura 2.13) varía de forma lineal a lo largo de la cara de contacto herramienta-viruta partiendo de un valor proporcional a la relación velocidad de la viruta y el máximo espesor de ésta.

La fuente de calor que sí es tenida en cuenta a lo largo de esta zona es la propiciada por la fricción entre material y herramienta y el valor de la energía por unidad de tiempo (potencia) que se genera por este concepto viene dado por el producto de la fuerza de fricción y la velocidad de la viruta.

Finalmente aparece una tercera zona (zona III) en las inmediaciones de la cara de incidencia de la herramienta debida al rozamiento aparecido entre ésta y la superficie ya mecanizada de la pieza.

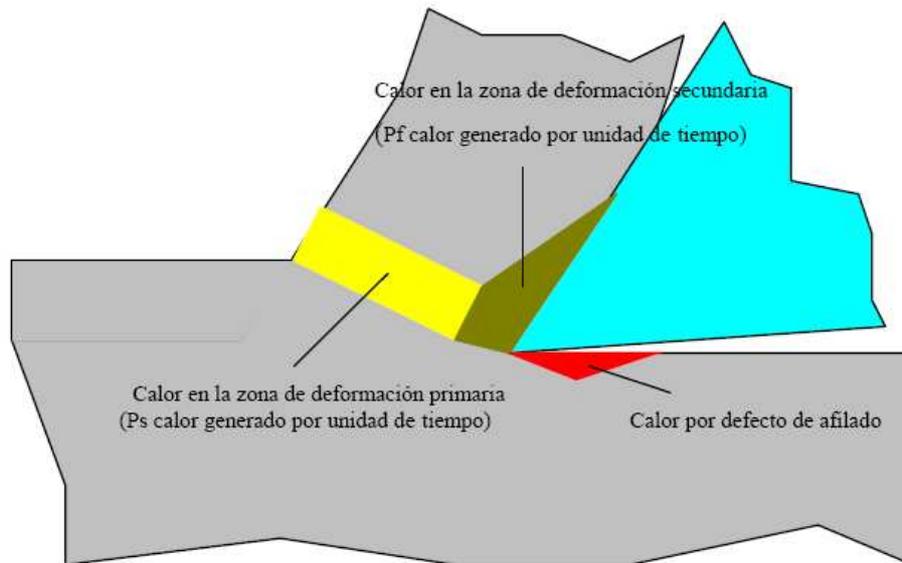


Figura 2.13 Calor producido en las diferentes zonas térmicas (Kalpakjian et al., 2002)

El calor generado en las zonas I y III afecta fundamentalmente a la pieza que, tal y como ha sido indicado, presenta mayores posibilidades de evacuación del mismo por conducción hacia el interior y por convección hacia el ambiente exterior (Kalpakjian et al., 2002).

La zona más crítica es la zona II puesto que, aunque el calor generado se distribuya entre la viruta y la herramienta, la parte correspondiente a la herramienta resulta más difícil de eliminar y va acumulándose a medida que se desarrolla el proceso.

Un efecto muy nocivo derivado del incremento de temperatura es el conocido como "filo recrecido", cuya aparición depende además de los materiales de pieza y herramienta. El filo recrecido consiste en la deposición progresiva de material de la pieza sobre la cara de desprendimiento de la herramienta. Este material queda adherido por soldadura y modifica la geometría de la herramienta de forma tal que se hace necesario detener el proceso y proceder a la eliminación del recrecimiento antes de proseguir (Groover, 1997).

La distribución particular de temperaturas dependerá de factores como el calor específico y la conductividad térmica de los materiales de la herramienta y de la pieza, la velocidad de corte, profundidad de corte y la clase de fluido de corte que se usa (Figura 2.14).

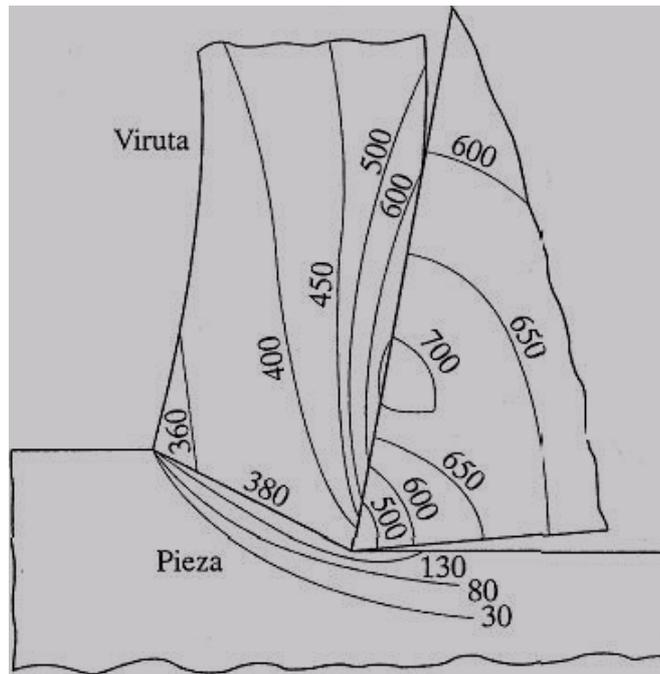


Figura 2.14 Distribución típica de temperaturas en la zona de corte (Kalpakjian *et al.*, 2002)

Se pueden determinar las temperaturas y su distribución en la zona de corte mediante termopares embebidos en la herramienta y/o la pieza. Esta técnica se ha aplicado con éxito, aunque implica esfuerzos considerables. Es más fácil determinar la temperatura promedio con la fuerza electromotriz térmica en la interfase herramienta-viruta.

Hay que mencionar (Kalpakjian *et al.*, 2002) que el 80% de la temperatura lo absorbe la viruta, un 10% es absorbido por la pieza de trabajo y el otro 10% lo absorbe la herramienta de corte. Para disminuir el incremento de temperatura de la herramienta durante el proceso de mecanizado se utilizan los denominados fluidos de corte. Estos actúan, bien mediante una disminución del coeficiente de rozamiento (lubricación), bien permitiendo una mayor posibilidad de evacuación del calor generado (refrigeración).

Ambos efectos, lubricación y refrigeración, suelen actuar simultáneamente. Según predomine uno u otro puede establecerse una subdivisión entre los fluidos de corte.

Aquellos fluidos de corte en los que predomina el efecto de lubricación están constituidos mayoritariamente por aceites minerales, y suelen emplearse en procesos con velocidades de corte relativamente bajas (escariado, brochado etc.). En los que predomina la refrigeración (taladrinas) su constitución mayoritaria es agua con la adición de aceites minerales solubles bien disueltos o bien en emulsión.

2.8 LAS ZONAS DE DEFORMACIÓN PRODUCIDAS DURANTE EL PROCESO DE CORTE

En general, los investigadores se decantan por diferenciar dos zonas de deformación en la pieza mecanizada (Umbrello *et al.*, 2006; Filice *et al.*, 2006; Bil *et al.*, 2004; Özel *et al.*, 1998). En estas zonas es donde se genera mayor incremento de temperatura debido a la deformación o al rozamiento entre pieza y herramienta.

La zona de deformación primaria se lleva la mayor parte del calor generado debido a la deformación ocurrida en el plano de corte y al rozamiento interno de la pieza mecanizada. Experimentalmente se ha observado que esta zona tiene siempre el mismo espesor (Zeren *et al.*, 2004).

En la zona de deformación secundaria (Åström, 2004) el aumento de temperatura se produce debido al rozamiento entre la cara de desprendimiento de la herramienta y la pieza. Estas zonas se pueden ver representadas en la Figura 2.15.

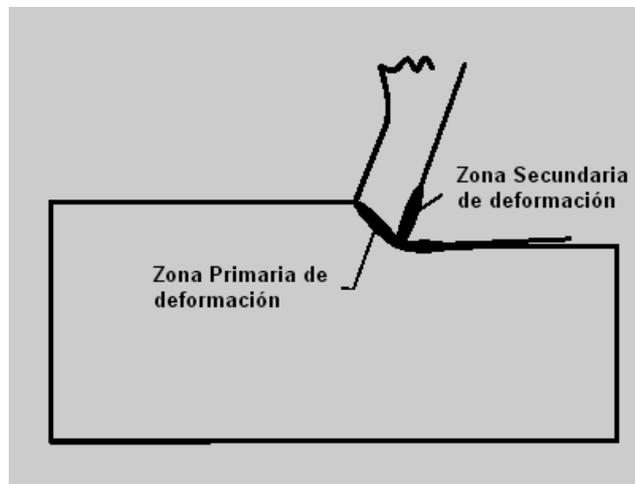


Figura 2.15 Zonas primaria y secundaria de deformación (Åström, 2004)

Otros autores añaden una tercera zona de deformación producida por el rozamiento entre la cara de incidencia (o de holgura) de la herramienta y la zona ya mecanizada de la pieza como se puede ver en la Figura 2.16.

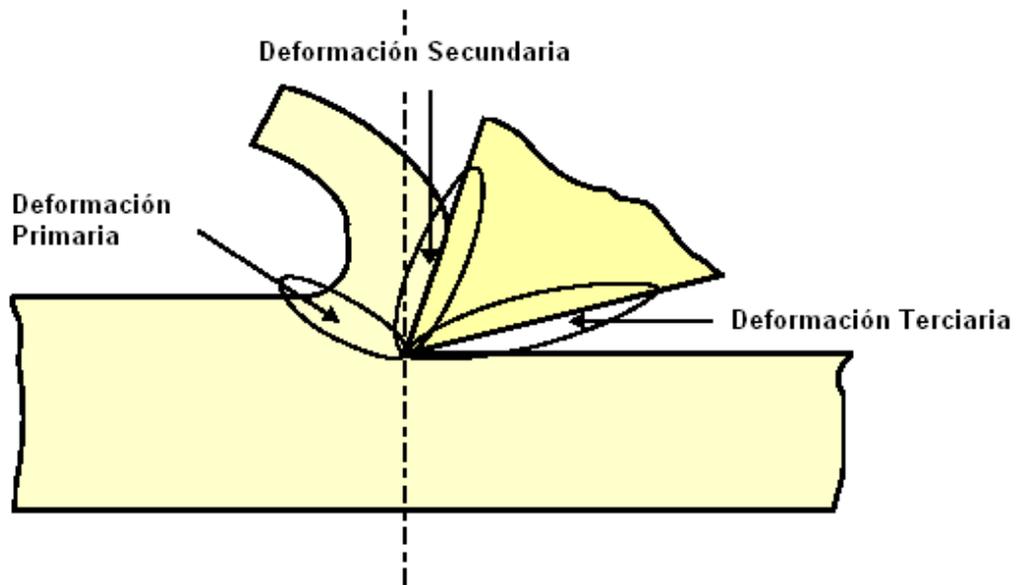


Figura 2.16 Zonas de deformación: primaria, secundaria y terciaria (Groover, 1997)

El punto de máxima temperatura se encuentra en el cruce de las tres zonas, donde se produce la penetración.

2.9 VIDA DE LAS HERRAMIENTAS: DESGASTE Y FALLO

Las herramientas de corte están sometidas a grandes esfuerzos localizados, altas temperaturas, deslizamiento de la viruta por la cara de ataque, y deslizamiento de la herramienta por la superficie recién cortada. Estas condiciones inducen el desgaste de la herramienta que, a su vez, afecta de forma negativa la vida de la misma, la calidad de la superficie mecanizada y su exactitud dimensional y, en consecuencia, a la economía de las operaciones de corte.

La rapidez del desgaste depende de los materiales de la herramienta y de la pieza, la forma de la herramienta, los fluidos de corte, los parámetros del proceso (como la velocidad de corte, avance y profundidad de corte) y de las características de la máquina herramienta. Además es uno factor clave dentro del mecanizado, ya que afecta la calidad superficial y dimensional de las piezas elaboradas (Liew *et al.*, 2003) así como también aumenta la fuerza de corte (Poulachon *et al.*, 2001).

Hay dos tipos básicos de desgaste, que corresponden a dos regiones de una herramienta: desgaste de flanco y desgaste de cráter.

1) Desgaste de flanco

El desgaste de flanco se presenta en la superficie de incidencia de la herramienta y en general se atribuye a dos fenómenos (Groover, 1997): el frotamiento de la herramienta sobre la superficie mecanizada y las altas temperaturas (Figura 2.17).

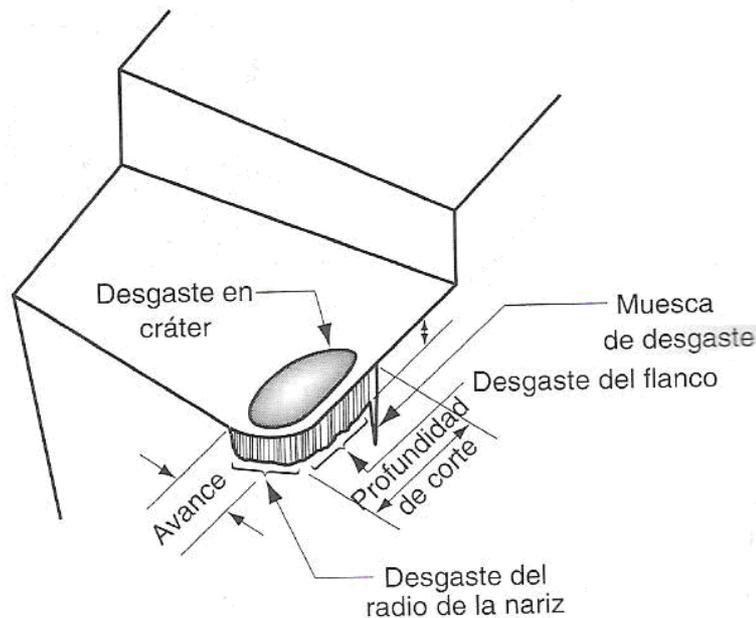


Figura 2.17 Desgaste de flanco (Groover, 1997)

2) Desgaste de cráter

El desgaste de cráter, también llamado craterización, se presenta en la cara de ataque de la herramienta y debido a que cambia la geometría de la interfase entre viruta y herramienta afecta al proceso de corte (Figura 2.17).

Los factores más influyentes sobre el desgaste de cráter son (Devries, 1992):

- La temperatura en la interfase herramienta-viruta.
- La afinidad química entre los materiales de herramienta y pieza.

Además, los factores que influyen sobre el desgaste de flanco también influyen sobre el desgaste de cráter.

2.10 LOS MATERIALES Y SU COMPORTAMIENTO DURANTE EL MECANIZADO

En esta sección se comentarán los aspectos referentes a las propiedades de los materiales comúnmente mecanizados, así como los utilizados en la fabricación de útiles de corte.

2.10.1 Material de las piezas a mecanizar

El material de la pieza a mecanizar es uno de los condicionantes esenciales para la viabilidad del proceso. No obstante, aun conociendo sus propiedades físicas, no resulta sencillo predecir su comportamiento en un proceso de mecanizado debido al elevado número de factores que inciden sobre el mismo (Kalpakjian *et al.*, 2002).

2.10.1.1 Maquinabilidad de la Pieza

Para caracterizar el comportamiento de un determinado material suele emplearse el concepto de maquinabilidad, entendida como la aptitud que presenta éste para ser mecanizado. La maquinabilidad de los materiales es una propiedad fundamental en la fabricación de componentes mediante mecanizado debido a su repercusión directa sobre los costes de fabricación, tanto desde el punto de vista herramental como de tiempos de mecanizado (Devries, 1992).

El término maquinabilidad se aplica a menudo a los materiales de trabajo para describir sus propiedades de mecanización y puede tener varios significados según el proceso que esté bajo consideración. Cuando se establece que el material *A*, es más mecanizable que el material *B*, esto puede significar que se obtiene un menor desgaste de la herramienta por unidad de tiempo con el material *A*, o que se requiere menos potencia para mecanizar el material *A*.

Está claro que en procesos de acabado, el desgaste de la herramienta y el acabado superficial son los parámetros más importantes. En operaciones de desbaste, el desgaste de la herramienta y el consumo de potencia son importantes.

Las propiedades de maquinabilidad representan un argumento de marketing esencial para la industria productora de materiales empleados en la fabricación de piezas mecanizadas.

El desarrollo de materiales con maquinabilidad mejorada, así como una mejora de los procesos de mecanizado de los materiales conlleva una potencial reducción de costes en lo que respecta a la producción de componentes, ampliando de este modo el rango de aplicación de estos materiales (Boothroyd, 2002).

A continuación se enumeran los factores ligados al material de la pieza que inciden directamente sobre la maquinabilidad (Ginjaume y Torre, 2005):

- Composición química.

La maquinabilidad de un metal puro o de una aleación con base de ese mismo metal, puede sufrir grandes variaciones incluso para pequeños porcentajes de elementos aleantes.

- Estructura

La estructura del material implica que materiales con la misma composición química pueden presentar diferentes comportamientos desde el punto de vista de la maquinabilidad. El tamaño y orientación del grano, la forma y la distribución de los elementos aleados, los estados tensionales originados (endurecimiento por deformación) en procesos de conformación previos, o la acritud son algunos de los factores más significativos a considerar dentro de este grupo.

- Comportamiento térmico

El comportamiento térmico puede ser contemplado desde dos puntos de vista. El primero de ellos se establece a partir de la conductividad térmica del material que facilitará o dificultará la eliminación de calor de la zona de deformación. En este sentido valores crecientes de conductividad térmica mejoran la maquinabilidad. El segundo punto de vista tiene que ver con las modificaciones que un incremento de temperatura puede producir en las propiedades mecánicas o incluso en la composición química en la estructura del material.

2.10.1.2 Tipos de materiales

Comúnmente se entiende por materiales elásticos aquellos que sufren grandes elongaciones cuando se les aplica una fuerza, como la goma elástica que puede estirarse sin dificultad recuperando su longitud original una vez que desaparece la carga.

Este comportamiento, sin embargo, no es exclusivo de estos materiales, de modo que los metales y las aleaciones de aplicación técnica, piedras, hormigones y maderas empleados en construcción y, en general cualquier material, presenta este comportamiento hasta un cierto valor de la fuerza aplicada; si bien en los casos apuntados las deformaciones son pequeñas y al retirar la carga desaparecen.

Al valor máximo de la fuerza aplicada sobre un objeto para que su deformación sea elástica se le denomina límite elástico y es de gran importancia en el diseño mecánico, ya que en la mayoría de aplicaciones es éste y no el de la rotura, el que se adopta como variable de diseño (particularmente en mecanismos).

Una vez superado el límite elástico aparecen deformaciones plásticas (remanentes tras retirar la carga) comprometiendo la funcionalidad de ciertos elementos mecánicos.

La plasticidad es la propiedad mecánica de un material de deformarse permanentemente e irreversiblemente cuando se encuentra sometido a tensiones por encima de su rango elástico, es decir por encima de su límite elástico.

2.10.1.3 Comportamiento de los materiales

En los metales, la plasticidad se explica en términos de desplazamientos irreversibles. Los sólidos deformables difieren unos de otros en su ecuación constitutiva. Según sea la ecuación constitutiva que relaciona las magnitudes mecánicas y termodinámicas relevantes del sólido, se tiene la siguiente clasificación para el comportamiento de sólidos deformables:

- Comportamiento elástico: se da cuando un sólido se deforma adquiriendo mayor energía potencial elástica y, por tanto, aumentando su energía interna sin que se produzcan transformaciones termodinámicas irreversibles (Ortiz, 2007). La característica más importante del comportamiento elástico es que es reversible: si se suprimen las fuerzas que provocan la deformación, el sólido vuelve al estado

inicial de antes de aplicación de las cargas. Dentro del comportamiento elástico hay varios subtipos:

- **Elástico lineal isótropo**, como el de la mayoría de metales no deformados en frío bajo pequeñas deformaciones.
 - **Elástico lineal no-isótropo**, la madera es material ortotrópico que es un caso particular de no-isotropía.
 - **Elástico no-lineal** que, a su vez, tiene subtipos.
- Comportamiento plástico: en este comportamiento existe irreversibilidad; aunque se retiren las fuerzas bajo las cuales se produjeron deformaciones elásticas, el sólido no vuelve exactamente al estado termodinámico y de deformación que tenía antes de la aplicación de las mismas. A su vez los subtipos son:
- **Plástico puro**, cuando el material fluye libremente a partir de un cierto valor de tensión.
 - **Plástico con endurecimiento**, cuando para que el material acumule deformación plástica es necesario ir aumentando la tensión.
 - **Plástico con ablandamiento**, este comportamiento es de notable importancia en la obtención de virutas segmentadas como se verá más adelante.
- Comportamiento viscoso: se produce cuando la velocidad de deformación entra en la ecuación constitutiva. Típicamente para deformar con mayor velocidad de deformación es necesario aplicar más tensión que para obtener la misma deformación con menor velocidad de deformación pero aplicada durante más tiempo. Aquí se pueden distinguir los siguientes modelos:
- **Visco-elástico**

- **Visco-plástico:** Las aleaciones cuyos procesos de mecanizado se analizan en este documento presentan un comportamiento viscoplástico. A temperatura ambiente, el comportamiento es a menudo poco sensible a la velocidad de deformación, mientras que a temperatura elevada, los esfuerzos que denotan la zona plástica tienden a mantenerse casi constantes con el nivel de deformación, pero manifestando sensibilidad a la velocidad de deformación.

En principio, un sólido de un material dado es susceptible de presentar varios de estos comportamientos según sea el rango de tensión y deformación que predomine.

El comportamiento dependerá de la forma concreta de la ecuación constitutiva que relaciona parámetros mecánicos importantes como la tensión, la deformación, la velocidad de deformación y la deformación plástica, junto con parámetros como las constantes elásticas, la viscosidad y parámetros termodinámicos como la temperatura o la entropía (Arrazola, 2007).

Un mecanizado se puede realizar sobre prácticamente cualquier tipo de material. Sin embargo en el campo de la industria, suele llamarse mecanizado al corte de materiales metálicos, especialmente aleaciones, aluminios y aceros. Estos materiales tienen especificaciones según sus denominaciones internacionales.

2.10.1.4 Deformación del material

En función de estos estados o comportamientos, se puede hablar fundamentalmente de dos tipos de deformación (Ortiz, 2007):

- **Deformación (visco) plástica o irreversible:** es el modo de deformación en que el material no regresa a su forma original después de retirar la carga aplicada. Esto sucede porque, en la deformación plástica, el material experimenta cambios termodinámicos irreversibles al adquirir mayor energía potencial elástica. La deformación plástica es lo contrario a la deformación reversible.
- **Deformación elástica o reversible:** en la que el objeto recupera su forma original al retirar la fuerza que le provoca la deformación. En este tipo de deformación el

sólido, al variar su estado tensional y aumentar su energía interna en forma de energía potencial elástica, sólo pasa por cambios termodinámicos reversibles.

Como ya se comentó en la introducción teórica la formación de viruta en el corte ortogonal se produce por deformación plástica.

El comportamiento del material se explica mediante la curva de fluencia. En la Figura 2.18 se observa una de estas curvas, en la que se ve una zona de elasticidad proporcional en la que la relación entre la tensión y la deformación será lineal y la relación entre ambas magnitudes es una constante llamada módulo de Young, expresión conocida como ley de Hooke.

A continuación entra en una zona intermedia de comportamiento elasto-plástico llamada meseta de fluencia en la que continúa deformándose bajo una tensión constante o en la que fluctúa un poco alrededor de un valor promedio llamado límite de fluencia.

A continuación el material evoluciona hacia la zona plástica, que tiene dos partes diferenciadas:

- **Endurecimiento por deformación:** es la zona que llega hasta el punto T de la Figura 2.18. En esta zona donde el material retoma tensión para seguir deformándose; va hasta el punto de tensión máxima, definida por algunos como tensión o resistencia última por ser el último punto útil del gráfico.
- **Zona de tensión post-máxima:** en éste último tramo el material se va poniendo menos tenso hasta el momento de la fractura (punto K de la gráfica).

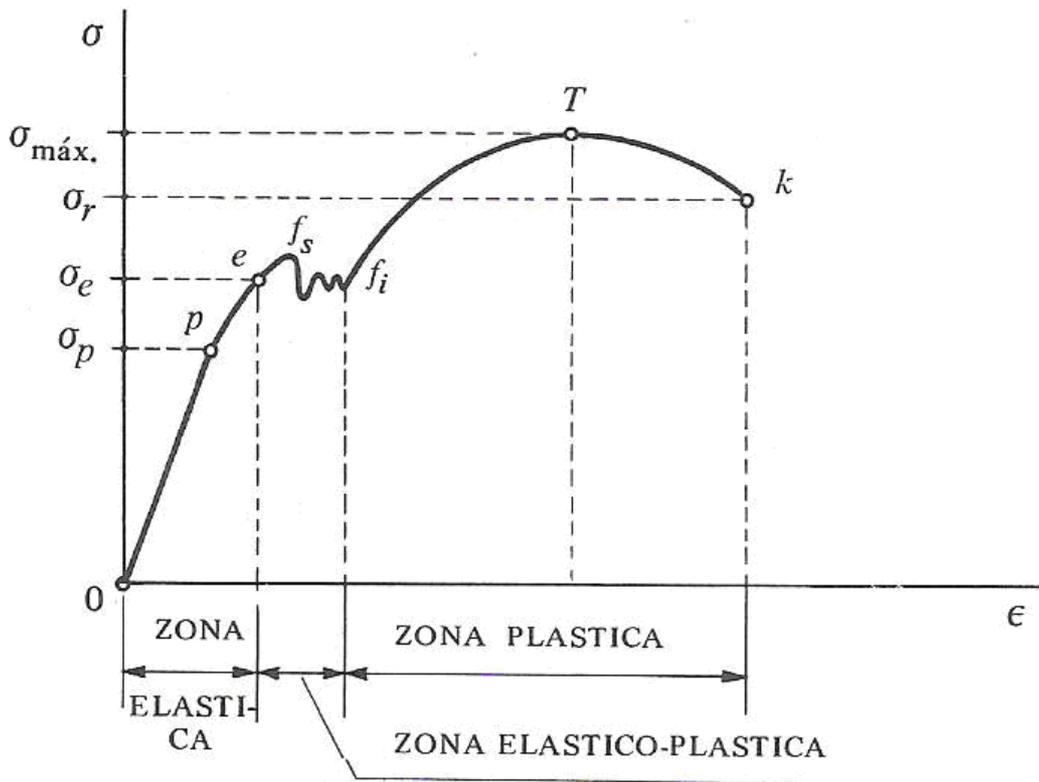


Figura 2.18 Curva tensión-deformación de un acero dulce (Ortiz, 2007)

En los procesos de mecanizado y en concreto en el corte ortogonal, las características del material se ven influenciadas por las altas temperaturas, las velocidades y las deformaciones que se producen durante el proceso. Esto se traduce en dos fenómenos fundamentales; por un lado la necesidad de una ecuación constitutiva que contemple la variación de la curva tensión-deformación con la temperatura y la velocidad de deformación; por otro lado la aparición de fractura dúctil en el material.

a) Ecuación constitutiva

Los métodos numéricos se basan en la utilización de programas de simulación basados en el Método de Elementos Finitos o de las Diferencias Finitas. En este caso se discretiza el problema tanto en el espacio como en el tiempo y se simula el proceso utilizando potentes ordenadores. La capacidad predictiva de los códigos implica disponer de modelos fiables del comportamiento de los materiales involucrados.

Un modelo completo requiere determinar la ecuación de estado del material que relaciona la presión, el volumen específico y la energía interna; la ecuación constitutiva que relaciona las tensiones y deformaciones en función de la velocidad de deformación y de la

temperatura (Figura 2.19) y finalmente el criterio de rotura del material, función asimismo de la velocidad de deformación y de la temperatura (Sánchez, 2008).

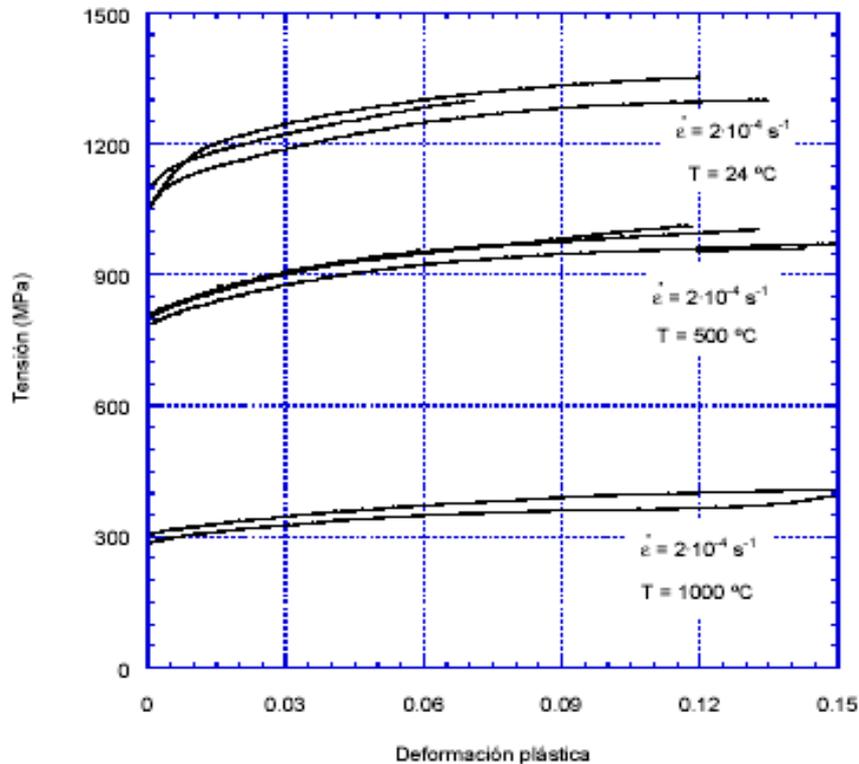


Figura 2.19 Curva tensión-deformación a diferentes temperaturas (Pintor *et al.*, 2001)

Numerosos modelos de deformación plástica y visco-plástica están disponibles en la literatura, estos permiten relacionar el estado de tensiones o deformaciones, la temperatura y la velocidad de deformación. Los modelos termo-visco-plásticos se rigen por ecuaciones constitutivas (Ecuación 2.10).

$$\sigma = \sigma(T, \varepsilon, \dot{\varepsilon}) \quad [2.10]$$

Como sucede en los modelos de Johnson-Cook (1983), Huang (2002), Poulachon *et al.* (2001), Zerilli-Armstrong (1987) y Hamouda (2002) entre otros.

El modelo de Johnson-Cook (1983) es un modelo de comportamiento de materiales metálicos sujetos a grandes deformaciones, altas temperaturas y altas velocidades de deformación. La ecuación de Johnson-Cook (J-C) es una expresión empírica que relaciona la tensión efectiva (tensión de Von Mises) σ con la deformación efectiva ε .

$$\sigma = [A + B \cdot \varepsilon_p^N] \cdot \left[1 + C \cdot \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_o} \right) \right] \cdot [1 - T_H^M] \quad [2.11]$$

Las constantes empíricas que determinan el comportamiento del material son A , B , C , N , y M . El valor de la constante A (MPa) representa el límite elástico a temperatura ambiente (20° C), mientras que B (MPa) es el módulo de endurecimiento, C es un coeficiente relativo a la sensibilidad a la deformación plástica, N coeficiente de acritud o sensibilidad a la deformación plástica, mientras que M es el coeficiente de ablandamiento térmico.

El primer grupo de la ecuación corresponde al término elástico-plástico, el segundo coorresponde a la componente de viscosidad debido a la velocidad de deformación y el tercer grupo de la ecuación 2.12 corresponde al efecto y a la temperatura. ε_p representa la deformación plástica, $\dot{\varepsilon}_p$ (s^{-1}) es la velocidad de deformación plástica normalizada con una velocidad de deformación de referencia mientras que finalmente T_H es la variable temperatura adimensionalizada mediante la ecuación 2.12.

$$T_H = \frac{T - T_{ambiente}}{T_{fusión} - T_{ambiente}} \quad [2.12]$$

La obtención de estos coeficientes se realiza ajustando el modelo de comportamiento a aquellas curvas que se obtienen al realizar varios ensayos a diferentes temperaturas y velocidades de deformación. La temperatura de fusión será 1600°C para el Ti6Al4V y 520°C para el UNS A92024.

La ecuación de Johnson-Cook (1983) se encuentra implementada en algunos de los códigos comerciales de simulación por el Método de Elementos Finitos. A ello ha contribuido que los valores de los parámetros del modelo estén disponibles en la bibliografía científica para las aleaciones metálicas comúnmente utilizadas.

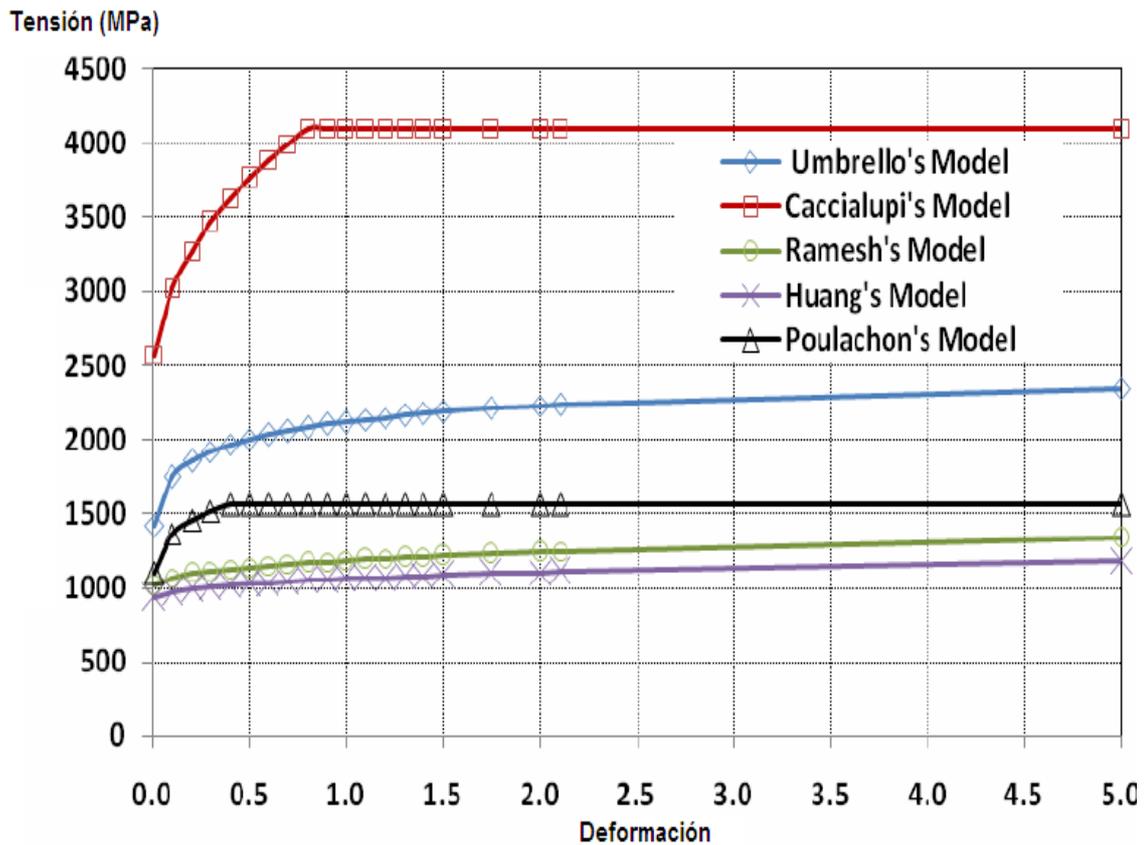


Figura 2.20 Modelos alternativos de Tensión-Deformación (Al-Zkeri, 2007)

Sin embargo autores como Al-Zkeri (2007), Ugarte *et al.* (2005) y Umbrello (2007) consideran que el modelo de Johnson-Cook puede llegar a ser insuficiente en el análisis, recomendando el uso de otras ecuaciones constitutivas.

La Figura 2.20 muestra la comparación entre cinco modelos diferentes de ecuación constitutiva a través de sus curvas tensión-deformación para un acero AISI 52100.

Por otro lado en la Figura 2.21 se puede ver la variación producida en la morfología de viruta obtenida con cada uno de los modelos simulados mediante el Método de Elementos Finitos (MEF). Se comprueba como para el mismo material el efecto de la variación en la ecuación constitutiva provoca variaciones importantes en la morfología de viruta obtenida en el proceso de corte, pasando de diferentes virutas de tipo continuo a viruta segmentada, como se ve al utilizar la ecuación tipo Umbrello.

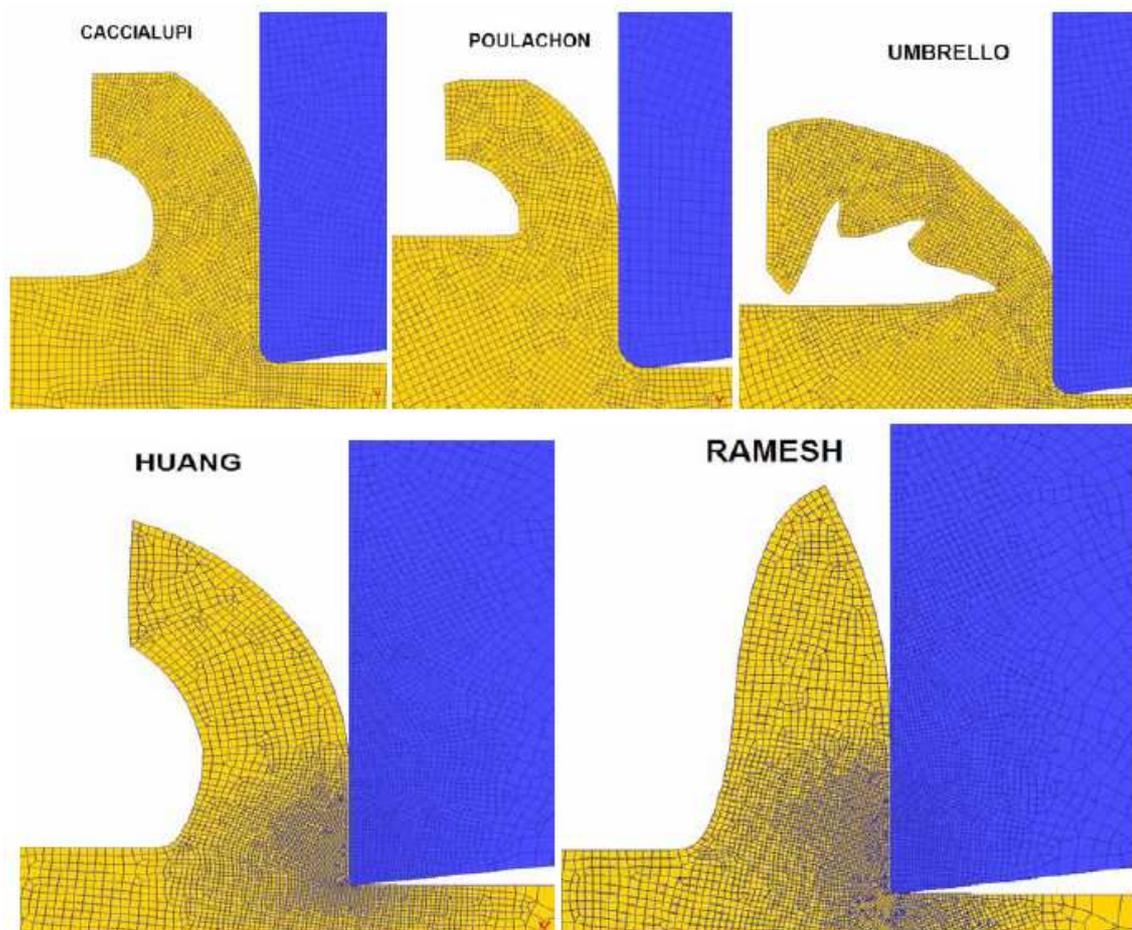


Figura 2.21 Virutas obtenidas con los diferentes modelos expuestos (Al-Zkeri, 2007)

En la Tabla 2.1 se muestran diferentes parámetros válidos para la obtención de la ecuación constitutiva con modelo Johnson-Cook para el caso del Ti6Al4V obtenidos por diversos investigadores como Lee and Lin (1998), Meyer and Keplonis (1998) y Johnson (1985). También se muestran en la misma Tabla 2.1 los valores de los parámetros para el UNS A92024 publicados por Teng *et al.* (2006).

Ti6Al4V	<i>A</i>	<i>B</i>	<i>C</i>	<i>N</i>	<i>M</i>	ϵ_0
Lee and Lin (1998)	782,7	498,4	0,028	0,28	1	1,00E-05
Meyer and Keplonis (1998)	896	656	0,0128	0,5	0,8	1
Johnson (1985)	862,5	331,2	0,012	0,34	0,8	1
UNS A92024	<i>A</i>	<i>B</i>	<i>C</i>	<i>N</i>	<i>M</i>	ϵ_0
Teng <i>et al.</i> (2006)	352	440	0,0083	0,42	1	1

Tabla 2.1 Diferentes parámetros de la ecuación de Johnson-Cook

La utilización de una ecuación constitutiva u otra produce importantes variaciones en las fuerzas obtenidas y en la morfología de la viruta obtenida. Chen *et al.* (2008) emplean cuatro ecuaciones constitutivas distintas para la modelización de un proceso bidimensional

de corte ortogonal de Ti6Al4V observando que se producen variaciones importantes (hasta del 50%) en las fuerzas obtenidas en las simulaciones con las diferentes ecuaciones constitutivas para los mismos parámetros del proceso de corte.

Umbrello (2007) se centra más en el estudio de la morfología de la viruta realizando una experimentación similar basándose en tres diferentes ecuaciones constitutivas para el estudio de los procesos de corte ortogonal del Ti6Al4V encontrando importantes variaciones en la morfología de la viruta con la variación en las ecuaciones constitutivas.

Aurich *et al.* (2006) comparan la obtención de viruta segmentada en la modelización del corte ortogonal en 3D para el AISI 3040L mediante dos métodos alternativos, el primero de ellos consiste exclusivamente en la utilización de una ecuación constitutiva que tenga en cuenta el reblandecimiento térmico del material.

Es por lo tanto una evidencia la importancia de la utilización de una ecuación constitutiva concreta en los datos obtenidos como resultados de las simulaciones.

b) La fractura y su modelización

Con el fin de predecir la evolución del deterioro del material durante el proceso de corte, la ley de comportamiento debe tener en cuenta los efectos y la evolución del daño producido en el material. En el caso que se describe en esta Tesis el desarrollo de la fractura será descrito a través de una ecuación constitutiva acoplada a un modelo de fractura dúctil que predice el fallo del material como resultado de la aparición de una inestabilidad o bifurcación en el proceso de deformación plástica.

Como se puede ver en la Figura 2.22, durante el proceso de corte se producen pequeñas microfracturas o “*cracks*” en la zona de deformación primaria debido a la sobretensión. Las intercaras de dichos segmentos de viruta sufren un proceso de soldado inmediatamente después de producirse la fractura debido al efecto de compresión y también por efecto químico, sin embargo, una vez producido el fallo se va propagando siguiendo la línea marcada por la zona de cizalladura generando la segmentación de la viruta (Aurich *et al.*, 2006) (Marusich *et al.*, 1995) (Ceretti *et al.*, 1996).

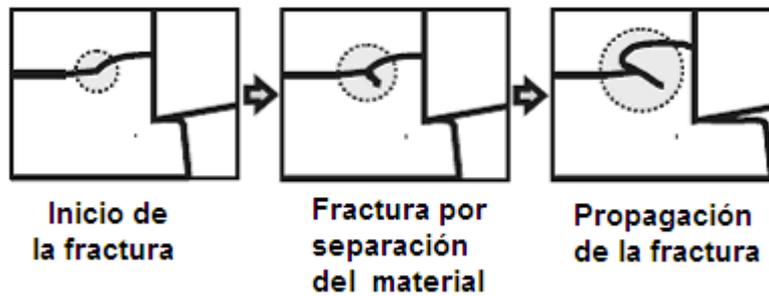


Figura 2.22 Desarrollo de la fractura (Aurich et al., 2006)

La formulación matemática de la aparición de una fractura se puede realizar de diversas formas (Signorelli *et al*, 2003). Entre ellas, uno de los criterios más difundidos y utilizado por los códigos de simulación por elementos finitos es el atribuido a Cockroft-Latham (1968), el cual está formulado en términos de la energía de tensión por unidad de volumen.

$$\int_0^{\epsilon_R} \sigma_1 \cdot d\epsilon_{eq} = D_{cr} \quad [2.13]$$

El criterio se basa en la dependencia del valor crítico de fractura con el nivel de la tensión principal máxima. Sin embargo existen materiales que pueden ser deformados satisfactoriamente bajo un estado de alta presión. Si la tensión principal máxima se divide por la tensión equivalente se obtiene el criterio de fractura normalizada de Cockroft-Latham (Vallellano *et al.*, 2005).

$$\int_0^{\epsilon_R} \frac{\sigma_1}{\sigma_{eq}} d\epsilon_{eq} = D_{cr} \quad [2.14]$$

El valor del coeficiente D_{cr} tanto en la versión normalizada como en la no normalizada dependerá por lo tanto del material.

2.10.2 Materiales para herramientas de corte

Las herramientas de corte deben poseer ciertas características específicas, entre las que se destacan: resistencia mecánica, dureza, tenacidad, resistencia al impacto, resistencia al desgaste y resistencia a la temperatura (porque en un proceso de mecanizado con herramientas tradicionales se cumple que $t^a \text{ herramienta} > t^a \text{ pieza} > t^a \text{ viruta}$. Con

herramientas más avanzadas consiguen concentrar el aumento de temperatura en la viruta). La selección de la herramienta de corte va a depender de la operación de corte a realizar, el material de la pieza, las propiedades de la máquina, la terminación superficial que se desee, etc.

Para cumplir con cada uno de estos requerimientos han surgido herramientas formadas por diferentes aleaciones. Los materiales para las herramientas de corte incluyen aceros al carbono, aceros de mediana aleación, aceros de alta resistencia, aleaciones fundidas, carburos cementados, cerámicas u óxidos y diamantes.

Para conocer las aleaciones de aceros para herramientas hay que saber las funciones que cumplen cada uno de los elementos que forman la aleación. El resumen de estas características se puede ver en la Figura 2.24. Los elementos se agregan para obtener una mayor dureza y resistencia al desgaste, mayor resistencia al impacto, mayor dureza en caliente en el acero, y una reducción en la distorsión y pandeo durante el templeado.

a) Aceros al alto carbono

Los aceros al alto carbono se han usado desde hace más tiempo que los demás materiales. Se siguen usando para operaciones de mecanizado de baja velocidad y para algunas herramientas de corte para madera y plásticos. Son relativamente poco costosos y de fácil tratamiento térmico, pero no resisten usos rudos o temperaturas mayores de 350 a 400°F (175 a 200°C).

Elemento	Porcentaje	Propiedades
C	0,6%-1,4%	Aumenta la dureza, Aumenta la resistencia mecánica, Aumenta la resistencia al desgaste
Cr	0,25%-4,5%	Aumenta la tenacidad Aumenta la resistencia al desgaste
W	1,25%-20%	Mejora la dureza en caliente Aumenta la resistencia mecánica
Mo	Hasta 10%	Mejora la dureza en caliente Aumenta la resistencia mecánica Aumenta la resistencia al desgaste

Tabla 2.2 Materiales comúnmente empleados en las herramientas de corte (Devries, 1992)

Los aceros de esta categoría se endurecen calentándolos por encima de la temperatura crítica, enfriéndolos en agua o aceite, y templándolos según se necesite. Cuando se temple a 163°C la dureza puede llegar hasta 62-65 Rockwell C.

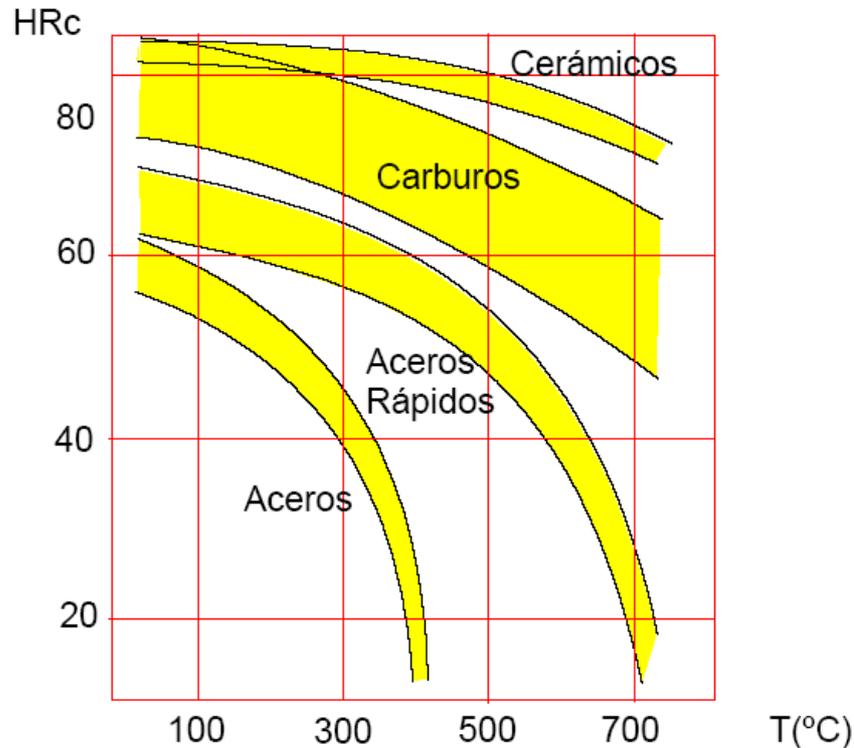


Figura 2.23 Relación dureza-temperatura para diferentes aleaciones (Groover, 2007)

Las herramientas de corte de acero al alto carbono se nitruran con frecuencia a temperaturas que van de 930 a 1000°F (500-540°C) para aumentar la resistencia al desgaste de las superficies de corte y reducir su deterioro.

Nótese (Figura 2.23) que las herramientas de corte de acero al alto carbono endurecido deben mantenerse frías mientras se afilan. Si aparece un color azul en la parte que se afila, es probable que se haya reblandecido por accidente.

b) Acero de alta velocidad

La adición de grandes cantidades de tungsteno hasta del 18% a los aceros al carbono les permite conservar su dureza a mayores temperaturas que los aceros simples al carbono.

La aleación de aceros de alta velocidad conocida como 14-4-1, que mantienen su filo a temperaturas hasta de 1000 a 1100°F (540-590°C) permite duplicar, en algunos casos, la

velocidad de corte con herramientas de estos aceros. También se aumenta la duración y los tiempos de afilado, con ello también se desarrollan máquinas herramientas más poderosas y rápidas.

El acero básico 184-1 (T-1) contiene el 10.5% de tungsteno, 4.1% de cromo, 1.1% de vanadio, de 0.7 a 0.8 % de carbono, 0.3 % de manganeso, 0.3% de silicio y el resto de hierro. Se han desarrollado variantes de esta aleación que contienen cobalto y de 0.7 a 0.8% de molibdeno. Al aumentar el contenido de vanadio al 5%, se mejora la resistencia al desgaste.

Los aceros de alta velocidad al tungsteno tienen hasta 12%, y si contienen además hasta un 10% de cobalto, se llaman aceros de súper alta velocidad o aceros de alta velocidad al cobalto, porque aumentan la resistencia al calor.

Los aceros de alta velocidad al molibdeno contienen tan solo de 1.5 a 6.5% de tungsteno, pero tienen de 8 a 9% de molibdeno, 4% de cromo y 1.1% de vanadio, junto con 0.3% de silicio e igual cantidad de manganeso y 0.8% de carbón.

Los aceros de alta velocidad al molibdeno - tungsteno, que también se conocen como aceros 5-5-2, 8-6-3 y 6-6-4, contienen aproximadamente 6% de molibdeno, 6% de tungsteno y vanadio en proporciones que van del 2 al 4%, aproximadamente.

Los aceros de alta velocidad se usan para herramientas de corte de aplicación a materiales tanto metálicos como no metálicos.

c) Aleaciones coladas

El término aleación colada o fundida se refiere a materiales constituidos por un 50% de cobalto, 30% de cromo, 18% de tungsteno y 2% de carbono. Las proporciones de estos metales no ferrosos varía, pero el cobalto es el material dominante y las herramientas hechas de estas aleaciones, con frecuencia se les llama "Stellite", permanecen duras hasta 700°C. Su dureza aproximada es 60 a 62 Rockwell C.

También se les conoce como herramientas de carburo sintetizado, son capaces de trabajar a velocidades de corte hasta tres veces las del acero de alta velocidad. El ingrediente

principal es el polvo de carburo de tungsteno, que se compone del 95% de tungsteno y 5% de carbono finamente pulverizados.

Estos dos materiales se calientan y se combinan, formando partículas extremadamente duras de carbono y tungsteno. Este carburo se mezcla con un 5 a 10% de cobalto en polvo, que funciona como aglomerante, y una pequeña cantidad de parafina. La mezcla a la que también se le puede agregar un poco de carburo de titanio para variar las características de la herramienta.

La herramienta se pre-sinteriza calentándola a 820°C para quemar la cera. A continuación se sinteriza a 1370°C. En este punto el cobalto se funde y funciona como aglomerante formando una matriz que rodea las partículas de carburo, que no se funden. La cantidad de cobalto que se usa para aglomerar los carburos afecta la tenacidad y resistencia al choque, pero no son tan duras.

Las herramientas de carburo se dividen en dos categorías principales. Una de ellas se compone de las de carburo de tungsteno simple que son duras y tienen buena resistencia al desgaste. Son las más adecuadas para mecanizar hierro colado, metales no ferrosos y algunos materiales no metálicos abrasivos.

Los tipos más duros de carburos también se pueden emplear para aplicaciones en las que sea importante la resistencia al desgaste y los choques impuestos sean pequeños. La segunda categoría (clase 5-8) comprende las combinaciones de carburo de tungsteno y de titanio y se usan por lo general para mecanizar acero.

d) Herramientas de cerámica

Las herramientas de cerámica para corte se fabrican con polvo de óxido de aluminio, compactado y sintetizado en formas de insertos triangulares, cuadrados o rectangulares. Se pueden sintetizar sin aglomerante o con pequeñas cantidades de algún vidrio.

Las herramientas de cerámica son muy duras, y son químicamente inertes, pero son más frágiles o quebradizas que los carburos u otros materiales.

Los insertos de cerámica prensados en caliente se sintetizan estando a presión y son más densos. La resistencia a la compresión de las herramientas de cerámica es muy alta y tienen baja conductividad térmica. Como son bastante frágiles, deben estar muy bien soportadas en portaherramientas, porque se pueden romper o dañar con facilidad si la máquina vibra.

Las herramientas de cerámica son muy resistentes al desgaste, y en la máquina adecuada se puede trabajar al doble de la velocidad de corte que en las máquinas con herramientas de carburo. En algunos casos, hasta se puede trabajar a mayores velocidades.

En los últimos años los diamantes se han usado más como herramientas de corte de punta, son particularmente eficaces cuando se usan con alto contenido de silicio. Un ejemplo de la utilización eficaz de los diamantes es la producción en masa de los pistones para automotores, con lo que se ha logrado aumentar notablemente la cantidad de piezas fabricadas con grandes tolerancias de control. Aunque los diamantes como herramientas son caros, la producción masiva y su alto grado de precisión los justifica.

2.11 CONSIDERACIONES

En este capítulo se ha llevado a cabo un completo estudio de los principales modelos utilizados para relacionar las variables del proceso de corte (vida útil de la herramienta, componentes de las fuerzas y temperaturas en la zona de corte), con los parámetros del régimen de corte (profundidad, velocidad de avance y velocidad de corte). También se ha estudiado el comportamiento y las propiedades mecánicas del material a mecanizar a tener en cuenta y también los materiales comúnmente empleados en las herramientas de corte. Se ha establecido también la extensa terminología y nomenclatura a utilizar a lo largo del desarrollo de este documento.

CAPÍTULO 3:
REVISIÓN DE LA LITERATURA RELACIONADA CON LA MODELIZACIÓN
ANALÍTICA DEL PROCESO DE CORTE

3.1 INTRODUCCIÓN	61
3.2 MODELIZACIÓN ANALÍTICA	61
3.2.1 Modelos del desgaste de la herramienta	62
3.2.2 Modelización de las fuerzas implicadas en el proceso de corte	62
3.3 CONSIDERACIONES	68

3.1 INTRODUCCIÓN

Una de las vías de investigación más importante en los procesos de mecanizado en general es aquella que trata de establecer un modelo que consiga recrear las relaciones entre las diferentes variables que intervienen en el proceso. La combinación de ensayos experimentales junto a la modelización analítica y numérica (elementos finitos) permite una mayor comprensión y dominio de dicho proceso, ayudando notablemente en la selección de condiciones de corte, en la elección de geometrías de herramienta, etc.

Los modelos comúnmente más utilizados para el estudio de los procesos de corte son los modelos matemáticos (Martínez, 1986). Estos modelos relacionan entre sí los valores cuantitativos de las variables. Entre el amplio abanico de modelos numéricos cabe destacar los modelos analíticos y especialmente los basados en elementos finitos y los modelos empíricos basados en ecuaciones estadísticas.

El proceso de corte es difícil de modelizar debido a la gran cantidad de variables que intervienen en él. Sin embargo, hay ciertas variables que se hacen imprescindibles a la hora de modelizar un mecanizado. Algunas de estas variables a destacar son la fuerza de corte y la temperatura en la zona de corte (Quiza, 2004). Estas variables sufren modificaciones cuando se producen cambios en parámetros del proceso de corte vistos con anterioridad, a saber el avance, la fricción, la profundidad de pasada y la velocidad de corte.

Dentro de los diferentes tipos de modelización matemática anteriormente mencionados, cabe destacar dos, la modelación analítica y la modelización mediante elementos finitos. En este capítulo se muestra una revisión de la literatura relacionada con la modelización analítica, necesaria para comprender la modelización mediante el software adecuado que se desarrollará en capítulos posteriores.

3.2 MODELIZACIÓN ANALÍTICA

Dentro de los distintos tipos, la modelización analítica o teórica es la que más se aproxima a la realidad, ya que además de establecer una relación cuantitativa entre las variables también determina las relaciones causales entre ellas. Los fenómenos que intervienen en

los procesos de mecanizado son demasiado complejos, como ya se ha afirmado anteriormente. Por este motivo para modelizar estos procesos, es necesario llegar a unas simplificaciones que, por desgracia, limitan la aceptación de los resultados obtenidos (Kumar *et al.*, 2000).

Los modelos de corte ortogonal más utilizados en estudios recientes son los creados por Piispanen (1948) y Merchant (1945). En ellos se puede ver la limitación comentada anteriormente, ya que, aunque han aportado una mejor visión de los fenómenos que influyen en el proceso de corte, estos modelos no ofrecen valores cuantitativos aceptables al compararlos con datos experimentales (Quiza, 2004).

3.2.1 Modelos del desgaste de la herramienta

Dada la importancia que tiene el desgaste de la herramienta sobre otros factores del mecanizado, diversos investigadores han propuesto diferentes modelos teóricos para simular dicha relación. Sin embargo ninguno de ellos ha logrado un modelo válido (Dan *et al.*, 1990).

Un modelo muy utilizado es el propuesto por Galante *et al.* (1998). Este modelo utiliza una distribución gaussiana inversa para representar la vida útil de la herramienta. Además el modelo relaciona esta vida útil con los parámetros del corte y ha demostrado unos resultados con buena proximidad a los datos experimentales bajo diferentes condiciones de trabajo.

Otros ejemplos son las teorías de Molinari *et al.* (2002), que modelizan el desgaste según la difusión de temperaturas y el de Zhao *et al.* (2002) que incorpora los efectos de la tensión normal y la temperatura sobre el desgaste del flanco de la herramienta en un corte ortogonal.

3.2.2 Modelización de las fuerzas implicadas en el proceso de corte

En las últimas décadas se han escrito numerosos artículos sobre el mecanizado, en los que se han expuesto diversos modelos. Aunque la mayoría han descrito el proceso de manera satisfactoria, ninguno es completamente válido a la hora de dar resultados.

Sin embargo, estos modelos son dignos de estudiar, ya que explican en gran medida los fenómenos observados en el proceso de corte y sirven para indicar la dirección a tomar para la optimización de los mecanizados (Bil, 2003).

Por su parte, la modelación de la fuerza de corte, desde el punto de vista teórico, se ha basado en los modelos de Merchant (1945) y de Lee y Shaffer (1951) y en la teoría del campo de líneas de desplazamiento de Oxley (1989).

Se abren dos vertientes a la hora de estudiar la zona de corte o cizalladura. Autores como Merchant (1945), Piispanen (1937), Kobayashi *et al.* (1959), Dewhurst (1978) se han decantado por un modelo de zona de corte fina (Figura 3.1 a). Sin embargo Palmer *et al.* (1959) o Hitomi y Okushima (1961) prefieren una zona gruesa, según se observa en la Figura 3.1.b.

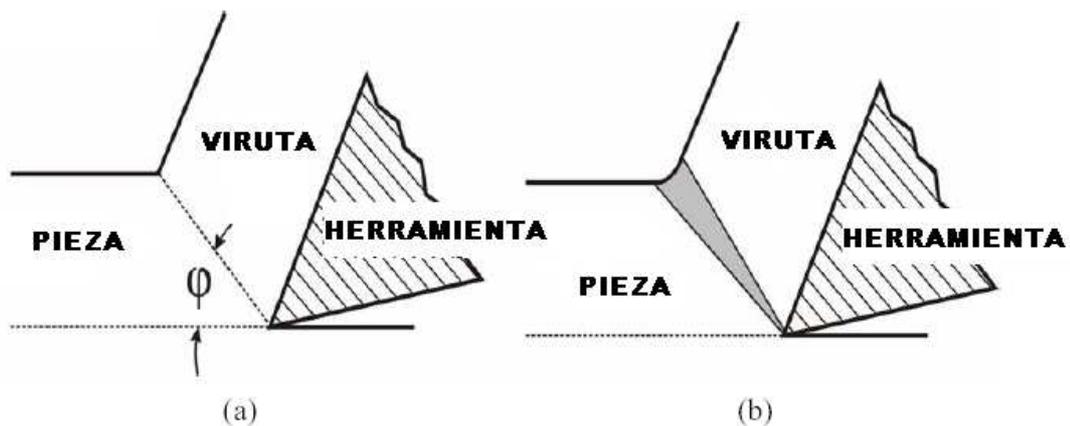


Figura 3.1 Zonas de corte: a) zona de corte fina. b) zona de corte gruesa (Bil, 2003)

Según datos experimentales, se ha demostrado que el modelo de zona gruesa describe el proceso de corte a bajas velocidades. Sin embargo al variar hasta altas velocidades, el modelo de zona fina parece más fiable. Por esta razón, es más aconsejable el uso de la zona fina, ya que se aproxima más a las condiciones reales de los procesos de corte actuales (Bil, 2003). Además, el modelo de zona fina es más simple que el modelo grueso. Por estas dos razones su uso está mucho más extendido.

El ángulo de corte es la medida de la deformación plástica en el corte y por lo tanto una medida esencial para predecir las fuerzas de corte. Por este motivo, numerosos investigadores han tratado de definir una relación del ángulo de corte que pueda ayudar a

calcular las fuerzas de corte. Aunque cada autor tiene una ecuación diferente para describir esta relación, la mayoría se pueden reducir a ecuaciones del tipo:

$$\varphi = C_1 - C_2 \cdot (\beta - \gamma) \quad [3.1]$$

Donde C_1 y C_2 son constantes, φ es el ángulo de corte, β es el ángulo de fricción y γ es el ángulo de desprendimiento (Figura 3.2).

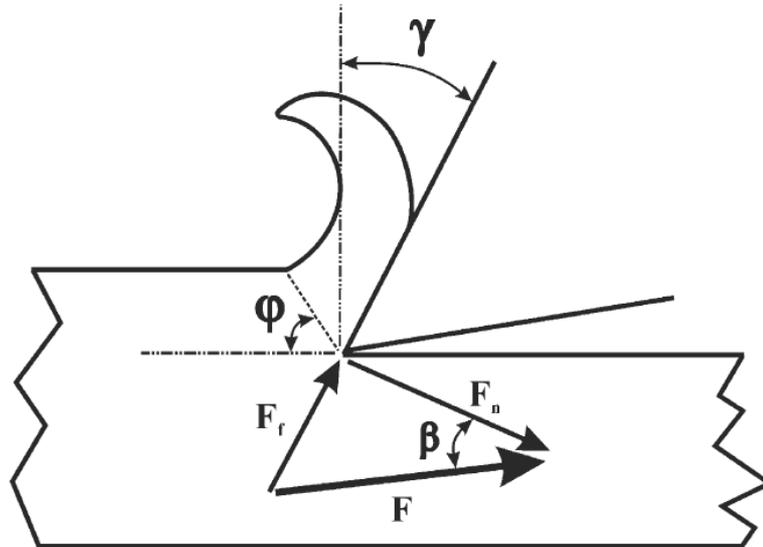


Figura 3.2 Ángulos y fuerzas de corte (Bil, 2003)

La relación de ángulo de corte más extendida es la relación de Merchant, que sugiere que el propio material tomará el ángulo de corte que minimice la cantidad de energía requerida para el corte (Merchant, 1945). Esta ecuación se enuncia de la siguiente manera:

$$\varphi = \frac{\pi}{4} - \frac{1}{2} \cdot (\beta - \gamma) \quad [3.2]$$

Por otro lado, Lee y Shaffer (1951) aplicaron a la ecuación la teoría de la plasticidad para un rígido flexible, asumiendo que la zona de deformación sigue el modelo de zona fina.

Consideran que en la pieza de corte debe haber una zona de tensión desde donde se transmite la fuerza de corte del plano de cizalladura hasta la cara de la herramienta. Esto es representado mediante una zona de deslizamiento en la que no hay deformación aunque se lleve hasta el límite de elasticidad.

La ecuación de Lee y Shaffer se plantea de la siguiente forma:

$$\varphi = \frac{\pi}{4} \cdot (\beta - \gamma) \quad [3.3]$$

Oxley (1951) utiliza dos ecuaciones para representar una relación de ángulo de corte implícito (ecuación 3.4).

$$\theta = \varphi + \beta - \gamma \quad [3.4]$$

$$\theta = \arctan \left[\frac{\pi}{4} + \frac{1}{2} - \varphi \cdot \frac{\cos 2(\varphi - \gamma)}{2 \cdot \tan \lambda} - \frac{\text{sen} 2(\varphi - \gamma)}{2} \right]$$

Otros autores como Colding (1960) han desarrollado relaciones de ángulo de corte teniendo en cuenta las propiedades de los materiales. Es interesante ver como las ecuaciones más conocidas de esta relación no consideran los materiales a estudiar, cuando en realidad este factor sí que interviene en el proceso de corte ortogonal.

A pesar de estas ecuaciones que tratan de describir el ángulo de corte, Hill (1954) afirma que debido al gran número de incógnitas y variables que influyen en el mecanizado, este ángulo no puede ser definido de forma única, si no que se deben fijar sus límites. Por desgracia, los límites hallados por Hill, distan mucho de los verdaderos ángulos de corte calculados experimentalmente.

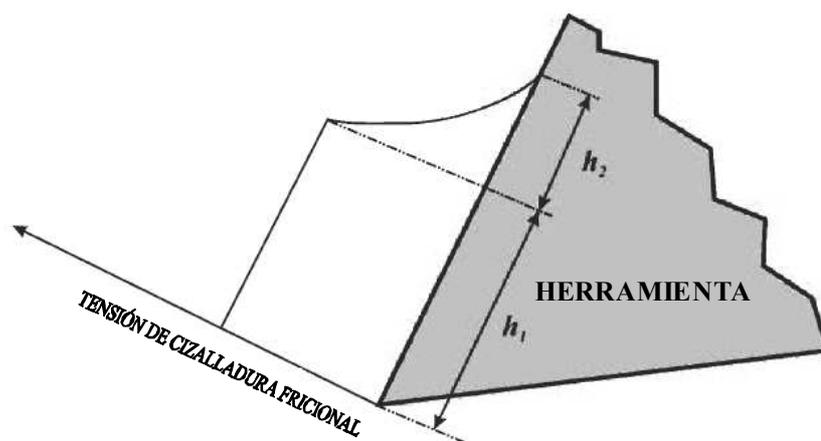


Figura 3.3 Zonas de adherencia del material sobre la herramienta (Bil, 2003)

Experimentalmente se ha comprobado que las leyes de fricción en las zonas de deformación plástica no son válidas en la zona de deslizamiento, es decir, cuando la carga normal es extremadamente alta.

Takeyama y Usui (1960), Zorev (1963 y 1966) y Wallace *et al.* (1964) han demostrado que la tensión se distribuye por el plano de desprendimiento (Figura 3.3). La zona h_1 es una zona de deformación plástica, donde la carga normal es muy alta y el material se adhiere a la herramienta. En esta zona, la tensión de fricción es independiente de la carga normal, y habitualmente se toma como igual al límite elástico. En h_2 sin embargo, se produce un deslizamiento, y se pueden aplicar las leyes habituales de fricción, ya que las fuerzas normales son más pequeñas.

Es de esperar que cualquier variación en las condiciones de corte afectará en las longitudes relativas de h_1 y h_2 . Por ejemplo, un incremento en el ángulo de desprendimiento reduce la carga normal, lo que a su vez hace disminuir en proporción a h_1 y h_2 .

En los procesos de mecanizado se ha encontrado que la tensión de cizalladura en la zona de corte es mayor que el límite de fluencia (es decir, el punto límite hasta el cual el módulo de Young es constante) determinado para el material estudiado.

Existen dos efectos que pueden explicar de manera inmediata este fenómeno. La primera es el efecto de la fricción en la cara de incidencia, que introduce una nueva fuerza que, aunque se puede medir, no influye en el proceso de corte. El segundo efecto es la llamada área de pre-fluencia, que extiende la longitud del plano de corte por encima de lo asumido en el análisis (Figura 3.4).

Aún teniendo en cuenta estos dos fenómenos, la tensión de cizalladura resulta mayor que el límite de fluencia. Diferentes autores han encontrado explicaciones a este hecho. Merchant (1945) afirma que estos valores de tensión aumentan en el plano de corte debido a los altos valores de tensión normal sobre este plano. Por otro lado, otros autores como Backer *et al.* (1952) y Shaw *et al.* (1955) sugieren que el tamaño del área de deformación puede influir en los valores de tensión de corte.

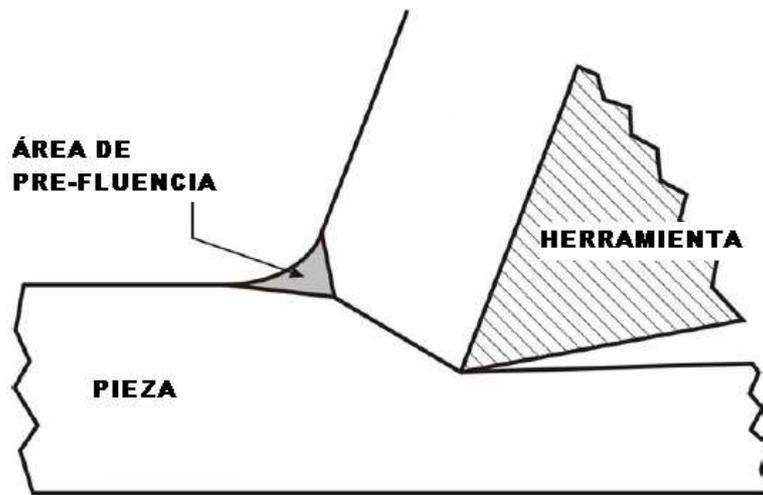


Figura 3.4 Área de pre-fluencia en la pieza de trabajo (Bil, 2003)

El contacto entre viruta y herramienta es probablemente el elemento de mayor complejidad en el estudio del proceso de corte. Un modelo de contacto entre la herramienta y la viruta que considera la distribución de tensiones cortantes en la zona secundaria de deformación ha sido propuesto por Qi *et al.* (2003). Este modelo tiene en cuenta los fenómenos de las capas tribológicas (*tribolayers*) de diferente naturaleza, tales como las capas de inclusiones en la pieza elaborada, las capas de óxidos formadas como consecuencia de reacciones químicas, las capas de deformación plástica y las capas de transferencia de material.

También es destacable la aportación de Özel y Zeren (2006) proponiendo variaciones en la fricción dependiendo de la zona o el aporte de Childs *et al.* (2000) con modelos de fricción de corte variable.

En cuanto a estudios analíticos sobre la temperatura, resaltar la aportación de Hahn (1951) que desarrolló un modelo para la temperatura en el estado estacionario que ha sido mejorado por Komanduri *et al.* (2001) y también es destacable el estudio de la interacción entre pieza y herramienta realizado por Chao *et al.* (1953), encontrando un modelo analítico para la distribución de la temperatura en la zona de contacto de ambas que también fue mejorado posteriormente por Komanduri *et al.* (2001)

3.3 CONSIDERACIONES

En este capítulo se ha detallado la revisión bibliográfica relacionada con la modelización analítica del proceso de corte, haciendo especial énfasis en aquellos aspectos más influyentes en el proceso, como son la generación de viruta, las fuerzas de corte y el efecto de la fricción. Estos factores influyen notablemente en los modelos de simulación.

Teniendo en cuenta lo anteriormente expuesto, se puede considerar que los modelos teóricos suponen un extraordinario aporte a la comprensión de los fenómenos de los procesos de corte y que la evolución en la investigación ha llevado a algunos modelos modernos que ofrecen resultados cada vez más precisos, aunque requieren ciertos datos o coeficientes que sólo pueden ser determinados en la práctica, por lo cual no eliminan la necesidad de estudios experimentales.

Una vez completado el estudio del proceso de corte y su modelización analítica ya es posible comenzar el estudio de la simulación mediante una modelización numérica del proceso.

CAPÍTULO 4
SOBRE LA SIMULACIÓN Y EL ANÁLISIS
MEDIANTE ELEMENTOS FINITOS

4.1 INTRODUCCIÓN	71
4.2 PRINCIPIOS GENERALES DEL MÉTODO	71
4.3 ETAPAS DEL MEF	76
4.4 SELECCIÓN DEL SOFTWARE	79
4.5 CONSIDERACIONES	89

4.1 INTRODUCCIÓN

En este capítulo se comentan los aspectos más destacables de la simulación mediante elementos finitos. Se lleva a cabo una amplia revisión de la literatura relacionada con la modelización del proceso de corte mediante dicho método y se revisan las diferentes opciones de software comercial que ofrece el mercado para finalmente seleccionar el que para el autor de este documento será el más adecuado para la realización de las simulaciones.

4.2 PRINCIPIOS GENERALES DEL MÉTODO

El Método de Elementos Finitos (MEF) es un método de cálculo numérico basado en ecuaciones diferenciales para resolver problemas relacionados con la ingeniería. Para dar solución a un problema de ingeniería basándose en el Método de Elementos Finitos, se deben tener en cuenta las siguientes asunciones:

1. Una función continua se aproxima a una serie de funciones finitas y mediante ese número finito de funciones se puede llegar a una solución equivalente de la función continua.
2. El objeto a estudiar estará dividido en subdominios a los que se denomina “elementos” (Figura 3.1).
3. Estos elementos estarán definidos mediante puntos y conexiones llamados “nodos” (Figura 4.1).

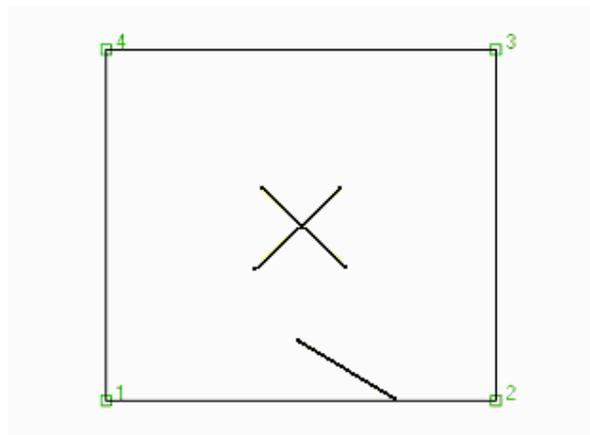


Figura 4.1 Elemento definido por nodos 1, 2, 3 y 4

4. La unión en una pieza de todos sus nodos y elementos es a lo que se denomina “mallado”, por lo tanto “mallar” una pieza significa crear los subdominios que van a definir a la misma.
5. Las funciones continuas definidas son resueltas en cada nodo, asumiendo que cualquier punto interno al elemento puede calcularse como variables nodales del elemento.
6. Como variables nodales entendemos los grados de libertad de los nodos: tres grados de desplazamiento y tres grados de rotación.
7. La suma de todos los elementos representa el objeto de estudio, al que se llama cuerpo mallado (Figura 4.2), consiguiendo una gran aproximación con la realidad a la hora de realizar el estudio de los elementos finitos.

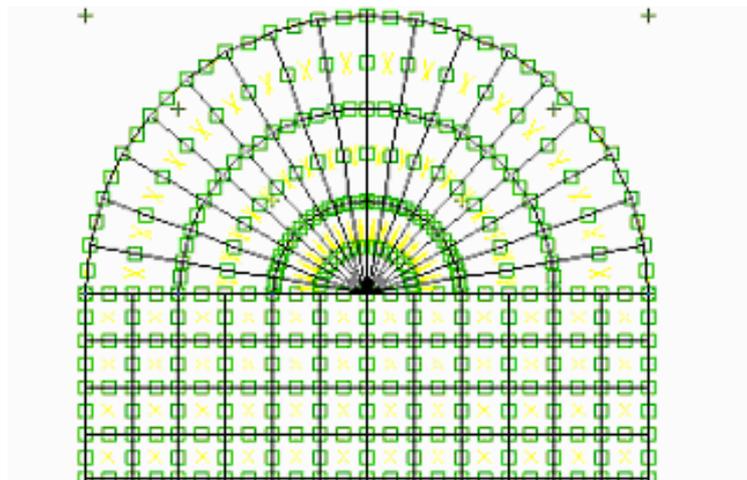


Figura 4.2 Cuerpo mallado

8. Las Figuras formadas por formas geométricas y no se encuentren malladas, serán llamados cuerpos rígidos (Figura 4.3).

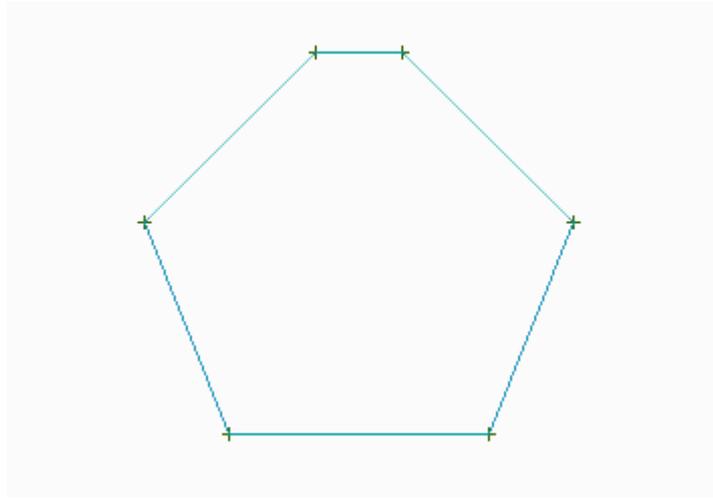


Figura 4.3 Cuerpo rígido

En un análisis estructural, el Método de Elementos Finitos ensambla una serie de elementos entre sí conectándolos a través de nodos hasta representar la geometría a estudiar.

Cada elemento contiene las propiedades del material, de manera que se supone un comportamiento simplificado dentro de los mismos.

Cada elemento interactúa con sus elementos vecinos mediante una serie de ecuaciones que llevan como variables las incógnitas del problema a estudiar. Estas ecuaciones serán lineales o no dependiendo de las propiedades definidas del material y las condiciones de contorno del problema. Resolviendo cada una de las ecuaciones dentro de los elementos, se obtiene la solución global del problema.

El principio del Método de Elementos Finitos se remonta a los años 50, aunque no fue hasta la década de los 70 cuando las teorías basadas en MEF empezaron a ser usadas para simulaciones (Åstrom, 2004).

La historia de la tecnología basada en elementos finitos se puede dividir en cuatro fases (Rowan, 1990). En el primer periodo, este método fue aplicado fundamentalmente en problemas mecánicos estructurales. Ya a finales de los 70, en una segunda fase del desarrollo del MEF, métodos numéricos empezaron a usarse para simulaciones de corte (Usui *et al.*, 1978). En un tercer período los investigadores se centraron en crear nuevos métodos para solucionar problemas de mayor dificultad, como cálculo de flujos. El cuarto

período, desarrollado actualmente, trata de optimizar los algoritmos creados y su comercialización.

Özel (2005) afirma que la ventaja de los modelos de simulación basados en MEF consiste en su potencia para predecir desgastes y fracturas tanto en la herramienta de corte como en la superficie de la pieza mecanizada. Sin embargo otros autores como Umbrello *et al.* (2006) aportan varios puntos débiles a las simulaciones de corte por el Método de Elementos Finitos, ya que las estimaciones del desgaste en formas complejas y la correcta estimación de gradientes térmicos no son totalmente fiables en estas simulaciones. No obstante y según afirma el mismo autor, actualmente se están llevando a cabo numerosas investigaciones en este campo y los progresos son remarcables, siendo este método la herramienta más popular en el análisis mecánico, debido principalmente a su bajo costo frente a los métodos experimentales.

Desde el punto de vista industrial los propósitos a la hora de usar el MEF son los siguientes (Ästrom, 2004).

- Para analizar el impacto durante el uso. Los productos industrializados sufren de diversos daños debidos al uso operacional. El propósito del MEF es el del predecir ese desgaste y así mejorar el diseño del producto final.
- Para analizar el impacto de las operaciones de manufactura sobre el material estudiado. A la hora de elegir material, se debe tener en cuenta las operaciones que se van a realizar sobre la estructura original, como puede ser mecanizado, tratamientos superficiales, soldaduras, etc.
- Para optimizar las operaciones de manufactura. Así mismo, gracias a las herramientas MEF se puede predecir el efecto de dichas operaciones sobre la materia prima, pudiendo así optimizar el proceso aún antes de que se halla comenzado.

El estudio del proceso de manufactura para el diseño de un producto es lo que se conoce como *Virtual Manufacturing* (VM) o Fabricación Virtual. En esencia, el propósito de VM es poder realizar la manufactura del producto mediante simuladores por ordenador, teniendo en cuenta todas las posibles variables que ocurran en el futuro entorno de manufactura real.

Las ventajas de usar VM antes de proceder a la manufactura de un producto son varias:

- La necesidad de un menor número de prototipos. Cuantas más simulaciones se realicen, menos prototipos físicos se tendrán que hacer, ya que se estará más próximo a un modelo válido.
- El punto anterior da lugar a un menor gasto de material y un menor desgaste de las herramientas de manufactura.
- Disminución de los ciclos de tiempo de los productos. Gracias al VM el producto se lanza con una mayor rapidez al mercado.
- El precio total de la manufactura del producto disminuye, al hacerse una gran parte de las pruebas con simulaciones, en lugar de sobre prototipos físicos.

El uso del análisis por el Método de Elementos Finitos ha ido aumentando de manera asombrosa en los últimos años. Esto se debe a que es una herramienta esencial para realizar los análisis y simulaciones dentro de la Fabricación Virtual.

Hasta los años 80, la especialización de departamentos y su consiguiente aislamiento del resto de la empresa era lo que primaba en la industria de todo el mundo. No fue hasta 1990 cuando se empezó a usar el concepto de “reingeniería”, donde se encuentra integrada la Fabricación Virtual. Esta técnica apoya los movimientos interdepartamentales a la hora del diseño de un producto, de manera que diseño, producción y comercio aporten algo a ese diseño.

Adams (1999) brinda además una importancia al MEF en el área del ciclo de desarrollo del producto. Al realizar simulaciones antes de proceder a la fabricación real del producto, se aporta un conocimiento de la respuesta del material y del producto que de otro modo no tendríamos. Esta reducción del espacio de desconocimiento se convierte en un potencial para ahorrar tiempo y costes en etapas posteriores del producto.

Adams explica gráficamente esta teoría mediante el diagrama expuesto en la Figura 4.4.

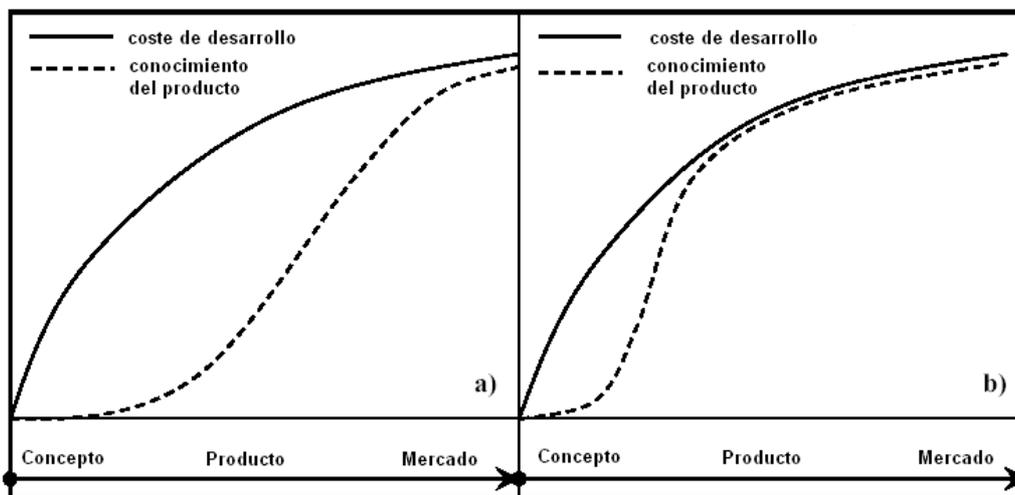


Figura 4.4 Curva de desarrollo de un producto a) Sin VM b) Aplicando VM (Adams, 1999)

En la Figura 4.4 a) se presenta la curva de coste de desarrollo en función del tiempo en un desarrollo de ingeniería tradicional, mientras que en la Figura 4.4 b) se muestra esa misma curva para un desarrollo de producto con proyecto de análisis de ingeniería, donde se introducen estudios y simulaciones con elementos finitos.

El abaratamiento de los equipos informáticos ha contribuido a que la difusión de las herramientas de elementos finitos crezca de manera increíble, de forma que cualquier oficina técnica, por pequeña que sea, las puede tener a su alcance.

4.3 ETAPAS DEL MEF

El ciclo del análisis por elementos finitos incluye cinco etapas diferenciadas, tal y como se puede observar en la Figura 4.5.

- Concepto: en esta etapa se debe tener en cuenta los requisitos del problema a analizar. Hay que definir el modelo e incluir para el correcto análisis.
- Modelización: esta etapa es también llamada pre-procesamiento. En este punto se diseña el objeto a analizar así como las condiciones de contorno.
- Análisis: en este punto es en que se hace el verdadero cálculo numérico del modelo de elementos finitos.

- Interpretación: aunque todos los demás puntos son los que hacen posible el análisis, esta es en realidad la etapa más importante. Aquí es donde se da forma a los datos obtenidos, se interpreta su significado y se decide si el análisis es admisible o si por el contrario se debe proceder a realizar algún cambio. Desde esta etapa se puede volver atrás hasta el concepto, la modelización o incluso hasta una nueva interpretación de los mismos datos.
- Aceptación: es el momento de realizar las conclusiones finales sacadas del análisis e interpretación de los datos obtenidos.

El MEF se implementa a través de software informático que minimiza los tiempos dedicados a iteración. En este caso los programas informáticos usados para estos análisis incluyen tres pasos o módulos principales, el pre-procesado, el análisis y el post-procesado.

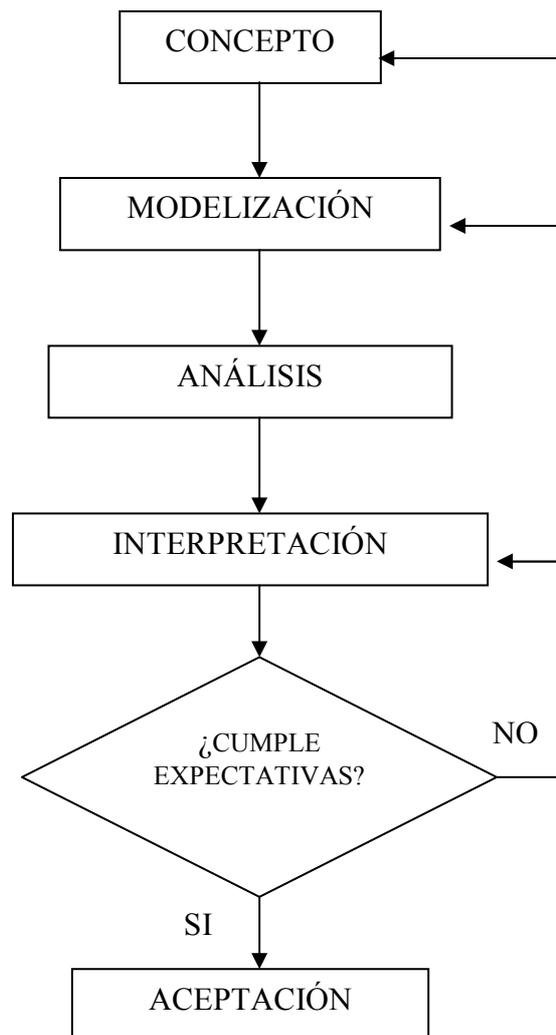


Figura 4.5 Etapas del MEF (MSC, 2005)

1) Pre-procesado

En el pre-procesado se incluye la definición del problema o el concepto y la modelización. Esta es una parte fundamental del trabajo, ya que cuantos más parámetros se definen, más veraces serán los resultados obtenidos, pero a su vez el tiempo de cálculo también se incrementa de manera considerable.

Dentro del módulo de pre-procesado se incluyen entre otros: diseño de geometrías y mallado, propiedades del material, contactos o rozamientos, condiciones iniciales, condiciones de contorno y adaptación de mallado.

2) Análisis o cálculo por elementos finitos

Este módulo también denominado como “*solver*” o “solucionador” es el que realmente realiza la parte iterativa y matemática en la que se basa el Método de Elementos Finitos, pudiendo hacer los demás pasos mediante otros programas menos especializados (como programas de CAD) o incluso manualmente (Camacho, 2005)

3) Post-procesado

En esta fase se procede al estudio de los datos y resultados obtenidos. La mayoría de los programas informáticos basados en el MEF actuales incluyen un post-procesador en el que se muestran gráficamente los resultados, siendo de esta forma más sencilla su interpretación. De acuerdo con Özel (2005) la simulación está influenciada por dos factores clave:

- Las variaciones en las propiedades de la pieza mecanizada a diferentes velocidades de corte. Este fenómeno se ha explicado anteriormente en este documento en el apartado dedicado a las ecuaciones constitutivas.
- Las características de fricción entre el material y la herramienta, aunque autores como Filice *et al.* (2006) han afirmado que esta fricción prácticamente no afecta al análisis mecánico, sin embargo en un análisis térmico es fundamental.

Estos parámetros son los fundamentales en un análisis puramente mecánico. Sin embargo, para realizar un análisis mecánico-térmico también habrá que tener en cuenta los siguientes factores (Zeren *et al.*, 2004):

- Las propiedades térmicas del material a mecanizar y de la herramienta de corte.
- Geometría de la herramienta de corte.
- Las condiciones de contorno.
- Los criterios de fractura, si son utilizados permiten predecir la forma que irá adquiriendo el cuerpo mecanizado (Filice *et al.*, 2006).

4.4 SELECCIÓN DEL SOFTWARE

La elección de un software adecuado es muy importante para que el análisis realizado sea correcto y para que los resultados obtenidos sean válidos. No todos los programas existentes en el mercado ofrecen lo mismo y por lo tanto cada caso deberá ser tratado con un software apropiado en función de las características del mismo. Por este motivo el primer paso para decidir el programa a utilizar para la simulación es examinar y clasificar el modelo a estudiar, para saber las especificaciones que el software elegido debe poseer para tener éxito en la simulación.

Los problemas resueltos mediante el Método de Elementos Finitos se pueden clasificar en dos tipos, problemas lineales y problemas no lineales. Inicialmente este método se aplicó a problemas sencillos y lineales. Sin embargo, la industria nuclear y la aeronáutica impulsaron su uso hacia problemas en los que las no linealidades se debían a los comportamientos de los materiales a altas temperaturas.

El análisis lineal es aquel análisis tensional que ocurre en estructuras elásticas lineales, es decir, el comportamiento de los materiales no varía respecto de otras variables. Este análisis es muy empleado debido a su simplicidad y a que ofrece resultados muy fiables. Sin embargo este tipo de análisis no tiene en cuenta no linealidades debidas al material, a la geometría o a las condiciones de contorno.

El principio de superposición es aplicado bajo estas condiciones, de manera que el resultado final puede ser obtenido al sumar las soluciones individuales. Por este motivo, el espacio computacional utilizado en este análisis no es tan grande como el que sería mediante un análisis no lineal.

Por otro lado, el análisis no lineal se da cuando la relación fuerza-desplazamiento depende del estado en curso.

Existen tres fuentes de no linealidad, que son el material, la geometría y las condiciones de contorno no lineales.

Una relación no lineal entre tensión y deformación es el resultado de la no linealidad del material. A pesar de la dificultad en la obtención de resultados experimentales, se han conseguido desarrollar un gran número de modelos matemáticos del comportamiento del material. Algunos ejemplos son los modelos elastómeros, viscoplásticos o el más conocido elasto-plástico.

La no linealidad geométrica aparece cuando la relación entre deformación y desplazamiento o la relación tensión-fuerza son no lineales.

Un tercer tipo de no linealidad puede venir dado por las condiciones de contorno, ya que los problemas de contacto y fricción conllevan condiciones de contorno no lineales. Además las cargas también pueden resultar causa de no linealidad si estas varían con los desplazamientos de la estructura, como es el ejemplo de la fuerza centrífuga. Estos tipos de no linealidad se ven sobre todo en casos reales, donde las fuerzas de contacto están muy presentes en todos los procesos.

En el caso de los procesos de corte se producen los tres tipos de no linealidad. El material se comporta de una manera elástico-plástica o bien de manera plástica, dando lugar a una no linealidad. Por otro lado, tanto las curvas de tensión- fuerza como las de deformación-desplazamiento son no lineales durante un proceso de mecanizado. Por último, en el caso a estudiar las fuerzas de fricción son fundamentales para obtener resultados veraces, por lo que las no linealidades debidas a las condiciones de contorno también deberán ser tenidas en cuenta.

Hoy en día existen diversos software comerciales en el mercado que son capaces de diseñar modelos de elementos finitos, analizarlos y mostrar los resultados obtenidos en dicho análisis. En la Tabla 4.1 se muestran distintos programas existentes en el mercado para las funciones anteriormente descritas.

Además de los programas expuestos aquí existen muchos otros programas informáticos comerciales susceptibles de ser utilizados tanto para el diseño de elementos finitos como para el análisis en sí.

Diseño CAD	Elementos Finitos	Lenguajes de Programación
SOLID EDGE	MSC MARC	VISUAL BASIC
INVENTOR	THIRDWAVE ADVANTEDGE	C++
PRO-ENGINEER	MSC PASTRAN/NASTRAN	FORTRAN
UNIGRAPHICS	ABAQUS	MATLAB
SOLIDWORKS	DEFORM	
MICROSTATION	ANSYS/ LS DYNA	
CATIA	AUTOFORM	
AUTOCAD	PAM-STAMP	
	MOLD-FORM	
	COSMOS/M	
	FORGE	

Tabla 4.1 Tipos de software comerciales

Como ya se ha dicho anteriormente, cada software tiene unas características diferentes que hacen que sus utilidades sean diferentes. Así por ejemplo, todos los programas CAD como el SOLID EDGE, AUTOCAD, INVENTOR etc. son muy versátiles y potentes a la hora de crear geometrías, Figuras, sólidos diseñando modelos tanto en dos dimensiones como en tres. Sin embargo todos ellos tienen un módulo muy pobre de elementos finitos y alguno de ellos carece de dicho módulo. Pueden ser utilizados para crear geometrías que posteriormente puedan ser convertidas en cuerpos mallados una vez exportados a otro software específico de elementos finitos.

Una vez establecido que el caso de estudio es un problema no lineal la elección del programa queda reducido a un software con mucha capacidad, ya que aunque en su mayoría los programas actuales están preparados para llevar a cabo una simulación lineal, en el caso de contar con no linealidades el campo de software aplicables se reduce.

Las operaciones a realizar con el software finalmente elegido son básicamente tres: diseño de la pieza y la herramienta a estudiar, mallado y análisis por el Método de Elementos Finitos y la visualización de resultados.

Cabe destacar que hoy en día todos los programas de MEF incluyen sus propios post-procesadores que permiten analizar los datos con mayor facilidad. Además, cada uno de los programas incluye herramientas de fácil manejo para un mallado sencillo o estándar, pero también cuentan con lenguajes de programación para realizar especificaciones particularizadas para cada modelo.

ABAQUS, por ejemplo, resulta una herramienta muy utilizada para este tipo de cálculos de elementos finitos. No obstante los análisis realizados por este programa son lineales y hay que recurrir al submódulo ABAQUS EXPLICIT para casos de no linealidad. Otro programa muy extendido para casos lineales es ANSYS, que también posee un módulo de análisis no lineales, el LS DYNA.

Otro software que está muy en uso actualmente es CATIA. Se trata de una potente aplicación de CAD que también incorpora una función de elementos finitos muy básica, que se hace insuficiente para modelos complejos.

PATRAN, un software de la compañía MSC, se trata de una herramienta de creación de elementos finitos, pero no lleva a cabo el análisis. La casa MSC ofrece tres “*solvers*” diferentes: DYTRAN, NASTRAN y MARC. El software NASTRAN es el solucionador para problemas lineales, mientras que DYTRAN y MARC son aplicaciones que funcionan bajo análisis no lineales.

DEFORM es otro de los fabricantes de software especializado en elementos finitos. Dispone de dos formatos separados, uno para dos dimensiones y otro para estudios tridimensionales. Se trata de códigos de elementos finitos con aplicabilidad a problemas

no lineales y además disponen de un pre-procesador específico para los modelos de mecanizado que facilita la labor de creación de las geometrías implicadas.

Por otra parte, los lenguajes de programación resultan una herramienta de apoyo para los elementos finitos. Aunque muchos de los programas incluyen módulos automáticos para proceder al mallado, la mayoría también incluye la posibilidad de crear un mallado específico y propio a través de un lenguaje de programación.

Los programas de resolución por el Método de Elementos Finitos, en su mayoría ofrecen la posibilidad de usar las herramientas de CAD que se incluyen dentro de los mismos, que a pesar de no ser tan potentes como las de otros programas específicos de CAD como el INVENTOR o el CATIA, son de gran utilidad para crear las formas sencillas a analizar. Además permiten la importación de sólidos, geometrías y estructuras ya creadas en otros programas de CAD, en formatos como STL, IDEA, STEP, DWG, ACIS, etc. Es muy importante en la elección de un software de elementos finitos comprobar la potencia de sus herramientas CAD y su capacidad de conexión con otros software específicos de diseño.

MSC MARC pertenece a la empresa MSC, la conexión con sus otros software es muy poderosa, en concreto es muy útil la conexión con PATRAN, que es una herramienta CAD muy potente y con gran versatilidad en la parte de mallado, base de datos de materiales, posibilidad de generar Figuras complejas y con una exportación al software de análisis MARC perfecta. De hecho la mayor parte de las empresas de diseño utilizan herramientas de CAD para el diseño de sus modelos y posteriormente los exportan al modulo MEF adecuado para realizar el análisis por elementos finitos.

DEFORM dispone de su propia herramienta de diseño CAD y además un pre-procesador guiado específico para la simulación de procesos de corte. Esto supone una ventaja importante para el investigador al permitir versatilidad a la hora de generar modelos similares con pequeños cambios en los parámetros de corte sin tener que dedicar mucho tiempo en el rediseño de las geometrías. Además tiene perfecta conectividad con CATIA, permitiendo la importación de modelos realizados con esta herramienta de diseño. DEFORM incluye también un lenguaje de programación propio capaz de generar rutinas con las que el usuario puede realizar procesos de análisis propios. El lenguaje de programación se denomina PHYTON.

THIRDWAVE ADVANTEDGE es otro de los códigos de mayor utilización por parte de los investigadores en esta materia. Se trata de un software específico para la simulación de procesos de mecanizado mediante el Método de Elementos Finitos que resulta muy cómodo de usar para estas simulaciones.

A pesar de los motivos dados, no se puede afirmar que la elección del programa sea la óptima, ya que como se ha comentado anteriormente el uso de códigos de elementos finitos está muy extendido. Para decidir por un software adecuado la mejor forma es realizar una revisión de la literatura al respecto. En este sentido han sido diversos autores los que a lo largo de los últimos veinte años han presentado sus modelos para simular corte ortogonal mediante el Método de Elementos Finitos utilizando para ello diversos programas informáticos.

La revisión histórica podría comenzar con los trabajos de Strenkowski *et al.*(1990), autores que presentaron un modelo predictivo del la geometría de la viruta y la distribución de la temperatura en la pieza mecanizada y en la plaquita.

Tyan y Yang (1992) utilizaron el teorema euleriano para describir un estado estático de una simulación ortogonal. Los resultados ofrecen información de la fuerza de corte, el ángulo de corte y el grosor de la viruta.

Maekawa y Shirakashi (1996) analizaron la predicción de la fluencia de viruta y del desgaste de la herramienta incluyendo un material con características elástico-plásticas. Además también incorporaron temperaturas tanto en la pieza como en la herramienta, comparando los resultados con datos experimentales.

Por otra parte los autores Komvopoulos *et al.* (1991) modelizaron la formación de viruta mediante el Método de Elementos Finitos incorporando un criterio de separación de viruta. El criterio elegido fue el de tolerancia de distancia de nodos. En este caso, la herramienta fue considerada como un elemento rígido.

Borouchaki *et al.* (2002) introdujeron el concepto de adaptación del mallado para fracturas dúctiles como la del corte ortogonal. En su modelo, el remallado se aplica después de cada

incremento de deformación, definiendo la nueva geometría de la pieza después de la formación.

La aplicación de los métodos explicados anteriormente como la adaptación del mallado, la modelación del material o el criterio de separación de viruta han ayudado a otros autores a crear nuevos modelos (Lazoglu y Altýnta, 2002; Shet y Deng, 2003). Además, gracias a nuevos programas diseñados específicamente para el análisis por elementos finitos, se han desarrollado modelos con los que se obtienen resultados bastante aproximados a la realidad, al menos en muchos de los parámetros asociados con el corte. Por ejemplo, Marusich *et al.* (2001) desarrollaron un modelo con ADVANTEDGE que simulaba la fuerza de corte con un error del 10%. Otro ejemplo puede ser el mostrado por Yen *et al.* (2004) en el que además se proponen modificaciones a los programas comerciales para así obtener una optimización. Ugarte *et al.* (2005) presentaron una modificación del software ABAQUS llamada VUMAT, que completaba la modelización del comportamiento del material aportada por el programa original mediante una subrutina programada mediante el lenguaje de programación que aporta el propio software.

En la mayoría de estas simulaciones con software actual, la duración temporal del mecanizado simulado es de micro-segundos, especialmente en casos de alta velocidad. Esto es debido a que a velocidades altas (a más de 1000 mm/s) si lo que se desease simular es un segundo (por ejemplo) la pieza debería ser muy larga, de 1000 mm al menos, para llevar a cabo la simulación completa.

La pieza debe estar mallada desde el comienzo hasta el final, por lo que habría un número muy elevado de elementos presentes, lo que aumentaría considerablemente el tiempo de simulación, llegando incluso a detenerse por falta de potencia de la computadora que realiza los cálculos. Klocke *et al.* (2001) utilizan el programa comercial DEFORM 2D para hacer una simulación de corte ortogonal que consigue simular cortes continuos infinitos. Esto lo consiguen a través una rutina de programación externa llamada *Konticut*, que incluye dos subprogramas: *MESH CUT* Y *MESH MAN*.

El programa *MESH CUT* identifica las condiciones de contorno y elimina aquellas partes de la pieza y de la viruta que ya no son necesarias y realimenta a la pieza con nuevos elementos. Una vez hecho esto DEFORM llamará a la función *MESH MAN* que recoloca las condiciones de contorno para esta nueva geometría. Esta programación permite hacer

simulaciones tan largas como se deseen, optimizando los recursos del ordenador utilizado para los cálculos.

Destacable la aportación de Bil *et al.* (2004) comparando en su artículo tres modelos realizados con tres programas comerciales diferentes. Aunque los tres dan resultados satisfactorios en algunas áreas de la simulación, ninguno logró presentar resultados validados para todas las variables de la simulación.

Destacar los trabajos de investigación de Iqbal *et al.* (2007), Al-Zkeri (2007) y Adibi *et al.* (2005) sobre las variaciones en los procesos de mecanizado debidos a la variación en las ecuaciones constitutivas de los materiales, proponiendo en estos trabajos modelizaciones de las ecuaciones constitutivas basadas en diferentes modelos de ecuación constitutiva de aceros.

Lin y Yarng (1997) presentaron un modelo basado en la teoría de elementos finitos para grandes deformaciones mediante una formulación Lagrangiana mejorada, para desarrollar un modelo tridimensional del corte. Otros modelos también tridimensionales fueron presentados por Ceretti *et al.* (2000) y El-Gallab y Sklad (2000). En este último caso se incluyeron desgastes de la herramienta, tales como picaduras, desgastes de cráter y astilladura. Estos resultados fueron validados con datos experimentales.

También de notable interés por su valor globalizador la tesis doctoral de Al-Zkeri (2007) con simulaciones de procesos de corte tanto bidimensionales como tridimensionales aplicando variaciones en las ecuaciones constitutivas de los materiales de la pieza a mecanizar y utilizando plaquitas CBN (Nitruro de Boro Cúbico) con recubrimientos de TiN.

Destacables aportaciones sobre la influencia de los parámetros de la ecuación constitutiva del material a mecanizar se pueden encontrar en los trabajos de Bäker (2006), Umbrello (2007) y Chen *et al.* (2008) con modelos en los que se analiza la influencia de los parámetros utilizados en la ecuación constitutiva en la morfología de la viruta obtenida.

En cuanto a modelos tridimensionales son de destacar los trabajos de Tugrul Özel, autor con interesantes publicaciones (1998, 2005) con grandes aportes tanto en análisis bidimensional como tridimensional. Además otros autores como Cerretti *et al.* (2000),

Attanasio *et al.* (2008), Aurich *et al.* (2006), Li *et al.* (2005) y Strenkowski *et al.* (2002) también obtuvieron con diferentes códigos de elementos finitos distintos modelos de simulación de corte en 3D.

En dicha revisión se observa que existen autores se han decantado por software más extendidos, como **ABAQUS EXPLICIT** (Potdar *et al.*, 2003; Özel *et al.*, 1998; Camacho, 2005; Xie *et al.*, 2004, Liu *et al.*, 2007; Arrazola *et al.*, 2005 y 2007), **ANSYS LS DYNA** (Pramanik *et al.*, 2007; Bäker, 2007; Zhang, 1998), **DEFORM** (Filice *et al.*, 2006; Bil, 2003; Ceretti *et al.*, 2000; Umbrello, 2008; Al-Zkeri, 2007, Karpat y Özel, 2008) **THIRDWAVE ADVANTEDGE** (Kumbera *et al.*, 2001; Li *et al.*, 2005; Marusich *et al.*, 1995; Lundblad *et al.*, 2000; Bil, 2003).

En la decisión sobre el software a utilizar priman cuatro aspectos destacables.

- Que sea eficiente en su funcionamiento y en sus predicciones.
- Que sea versátil a la hora de realizar los modelos, permitiendo generar modelos muy similares a fin de analizar los efectos de las variaciones.
- Que disponga de un módulo tridimensional.
- Que incluya bibliotecas de materiales.

En el primer aspecto, prácticamente todos los códigos mencionados anteriormente: DEFORM, MSC MARC, LS DYNA, ABAQUS, THIRDWAVE ADVANTEDGE son perfectamente válidos y de capacidad contrastada a la vista de la literatura existente.

En cuanto a la segunda condición la selección se decanta ya por dos códigos principalmente, DEFORM y THIRDWAVE, ya que estos programas disponen de un pre-procesador específico para procesos de corte, característica que otorga una gran versatilidad en la creación de los modelos de elementos finitos tanto en dos dimensiones como en tres a través del citado pre-procesador-guiado o asistente. Hay que considerar que en este trabajo se van a realizar gran cantidad de modelos con pequeñas variaciones

geométricas entre sí. Esto implica la generación de un gran número de modelos, con lo cual la simplificación del proceso de generación de los modelos es un factor muy importante en la elección.

La elección se centraba entonces en los dos códigos citados anteriormente. Las referencias literarias sobre simulación tridimensional eran superiores en el caso de DEFORM, factor que influyó definitivamente en la elección de este software.

Hay que resaltar que antes de optar por el software DEFORM, los primeros pasos en la elaboración de modelos fueron realizados con el software MSC MARC. De hecho se creó un modelo de simulación bidimensional utilizando el citado software MSC MARC, que se puede ver en la Figura 4.6, y cuyos resultados fueron contrastados a través de datos experimentales extraídos de la literatura.

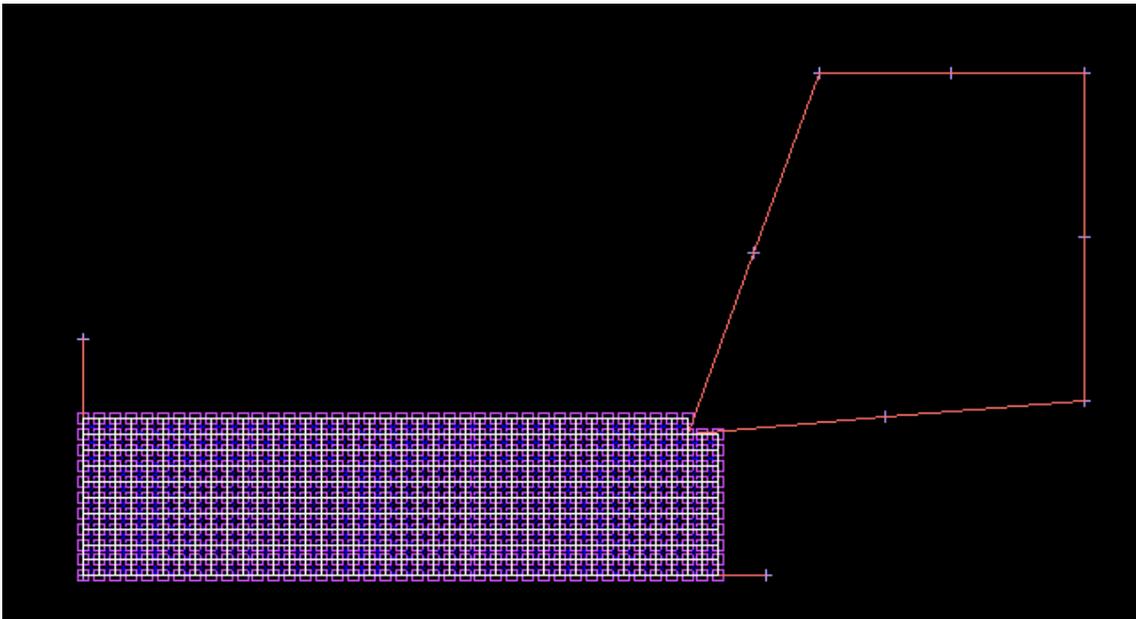


Figura 4.6 Modelo de corte ortogonal realizado con MSC MARC

Sin embargo el modelo resultó ser poco eficaz para la elaboración de la presente Tesis dadas las dificultades para generar variaciones en los parámetros del proceso de corte (un cambio en la velocidad de avance suponía generar un nuevo modelo geométrico desde el inicio), la escasez de materiales en la base de datos propia (orientada más hacia los elastómeros y menos a los metales), así como la dificultad en la generación de modelos tridimensionales.

No obstante la elaboración del modelo resultó ser de gran ayuda para la comprensión del comportamiento de los códigos de elementos finitos.

4.5 CONSIDERACIONES

En este capítulo se ha desarrollado uno de los aspectos más importantes para la consecución de la Tesis: la selección del software.

Para llevar a cabo una selección razonada del mismo se ha realizado una panorámica de la gran cantidad de programas informáticos comerciales para la resolución mediante MEF que existen hoy en día. A continuación se han establecido criterios comparativos y se ha llevado a cabo una abundante búsqueda literaria sobre simulación mediante elementos finitos, prestando especial interés a las aportaciones de los autores más representativos y a la evolución histórica de la modelización mediante MEF del proceso de corte así como a las características del software utilizado por los diferentes autores.

Una vez seleccionado el software adecuado, en el próximo capítulo se mostrarán las consideraciones generales a tener en cuenta a la hora de llevar a cabo la simulación mediante la modelización numérica por elementos finitos de un proceso de corte.

CAPÍTULO 5
MODELADO, SIMULACIÓN Y ANÁLISIS DE LOS PROCESOS DE
MECANIZADO POR EL MÉTODO DE LOS ELEMENTOS FINITOS.
CONCEPTOS GENERALES

5.1 INTRODUCCIÓN	92
5.2 TÉCNICAS DE INTEGRACIÓN PARA LA SOLUCIÓN DE PROBLEMAS	92
5.3 MÉTODOS DE ANÁLISIS	93
5.4 MODELOS DE DEFORMACIÓN DE MATERIAL	95
5.5 COMBINACIÓN TERMO-MECÁNICA	96
5.6 CONTACTO Y MODELOS DE FRICCIÓN	97
5.6.1 Métodos de contacto	97
5.6.2 Modelos de fricción	99
5.7 CRITERIO DE SEPARACIÓN DE VIRUTA	100
5.8 ADAPTACIÓN DEL MALLADO (REMALLADO) Y REGENERACIÓN	103
5.9 CONSIDERACIONES	106

5.1 INTRODUCCIÓN

Hay que tener en cuenta diversos conceptos al adentrarse en el análisis numérico por ordenador utilizando elementos finitos. En esta sección se destacan algunos de los aspectos más importantes en el Método de Elementos Finitos aplicado a procesos de corte y las posibles opciones de configuración para cada uno de ellos basada en la revisión bibliográfica anteriormente realizada.

Se trata de conceptos generales que se pueden extrapolar posteriormente al código de elementos finitos que se pretenda utilizar en el análisis.

5.2 TÉCNICAS DE INTEGRACIÓN PARA LA SOLUCIÓN DE PROBLEMAS

Para resolver un problema mediante elementos finitos, se utilizan principalmente dos métodos de cálculo distintos para obtener las soluciones a las ecuaciones, explícito e implícito (Camacho, 2005).

Mediante el método implícito se trata de resolver sistemas de ecuaciones de manera iterativa, de manera que la convergencia en el paso anterior es necesaria para la continuidad de la resolución. El método explícito, sin embargo, no necesita de esa convergencia al no usar iteraciones.

Una desventaja del método explícito es que el tiempo de paso es restringido. Por este motivo, cuando se tiene un proceso sencillo con fácil convergencia es preferible utilizar el método explícito, sin embargo es preferible el método implícito para sistemas complejos con numerosas condiciones de contacto (Ästrom, 2004).

Muchos han sido los autores que han discutido sobre las preferencias sobre un método u otro (Ästrom, 2004; Martínez, 2003), siempre con la misma conclusión: dependiendo del problema se debe estudiar el método más apropiado.

En este caso, el código de elementos finitos empleado para resolver los cálculos es de metodología implícita y utiliza una solución iterativa incremental basada en el método de Newton-Raphson, que es uno de los procedimientos comunmente utilizados para la resolución de este tipo de problemas.

5.3 MÉTODOS DE ANÁLISIS

Existen dos tipos de análisis usados para la modelización con MEF (Wince, 2002), que son los análisis mediante formulación Euleriana y mediante formulación Lagrangiana.

- **Euleriana.** En este caso la red mallada está fijada en el espacio. La ventaja de este método es que es necesario un menor número de elementos, por lo que, se reduce el tiempo del análisis.

Para realizar el análisis mediante la formulación Euleriana se emplean restricciones en el espacio que obligan a la viruta a formar una determinada geometría. Esto permite muy buenos resultados geométricos; por este motivo algunos autores se han decantado por este método (Raczy *et al.*, 2004; Fleischer *et al.*, 2006). En la Figura 5.1 se puede observar una muestra de un modelo empleando la formulación Euleriana.

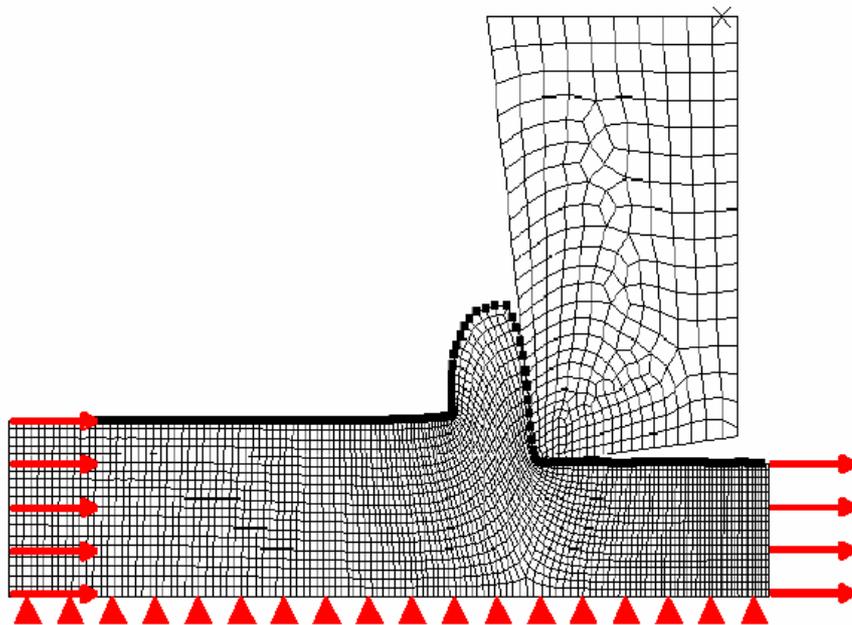


Figura 5.1 Modelo realizado mediante formulación Euleriana (Fleischer, 2006)

Por otro lado, este método requiere determinar con anterioridad la geometría del mecanizado y el ángulo de fractura experimentalmente, lo que supone un paso atrás en la simulación. Ejemplos de autores que se decantan por ésta son Ästrom (2004), Strenkowski y Athavale (1997), Ceretti *et al.* (2000) y Obikawa (1996).

- La gran mayoría de modelos están basados en la formulación **Lagrangiana**, donde la red se deforma con el material. Este método requiere instrucciones de remallado, que deben ser especialmente estudiadas si se quieren obtener resultados fiables (Figura 5.2). Por este motivo, los códigos de elementos finitos actuales incluyen una versión mejorada (“*Updated Lagrangian*”) que permite un remallado automático o adaptación de mallado basado en la penetración de la herramienta y/o en la deformación de los elementos en contacto con la misma.

Sin embargo Umbrello *et al.* (2006) advierten de los puntos débiles de esta formulación; las altas tensiones y altos gradientes de temperatura a las que se ven sometidos los materiales en un mecanizado hacen muy difícil el modelar el remallado. Así pues, es necesario un gran número de elementos en el mallado/remallado para obtener resultados locales en tiempo y espacio aceptables.

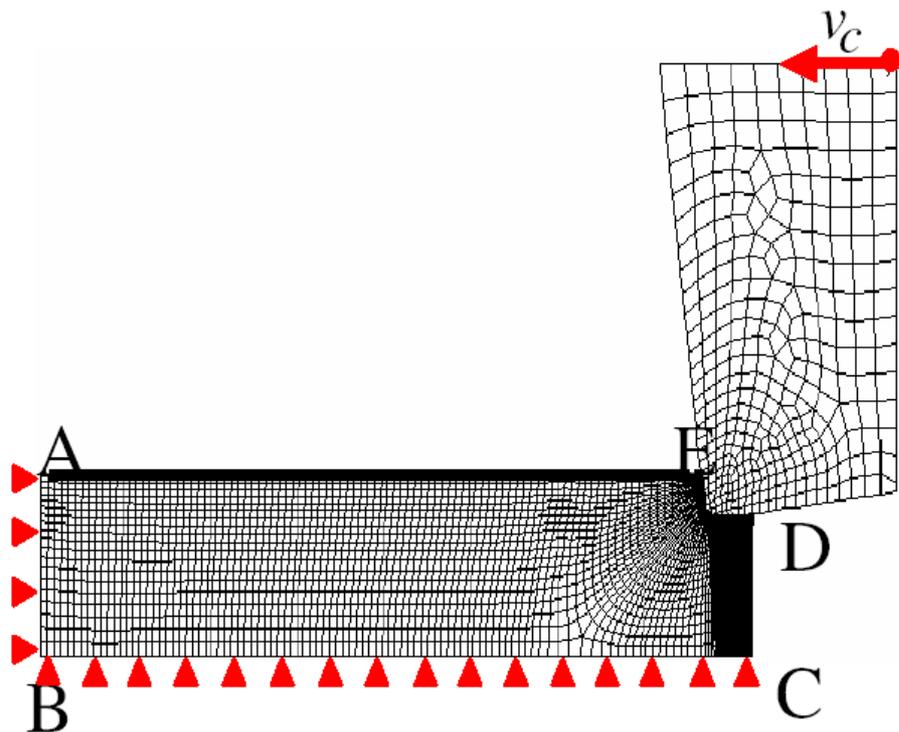


Figura 5.2 Modelo realizado mediante formulación Lagrangiana (Fleischer, 2006)

Existe un tercer método que combina las ventajas de ambos análisis Euleriano y Lagrangiano (Miguel *et al.*, 2007). Se trata de la técnica “*Arbitrarily Lagrangian-Eulerian (ALE)*” Esta técnica es utilizada para evitar las altas frecuencias del remallado en el análisis Lagrangiano, evitando la necesidad de un criterio de

separación de viruta y evitando también definir condiciones de contorno externas para la misma. La representación de las restricciones de este modelo *ALE* se pueden observar en la Figura 5.3.

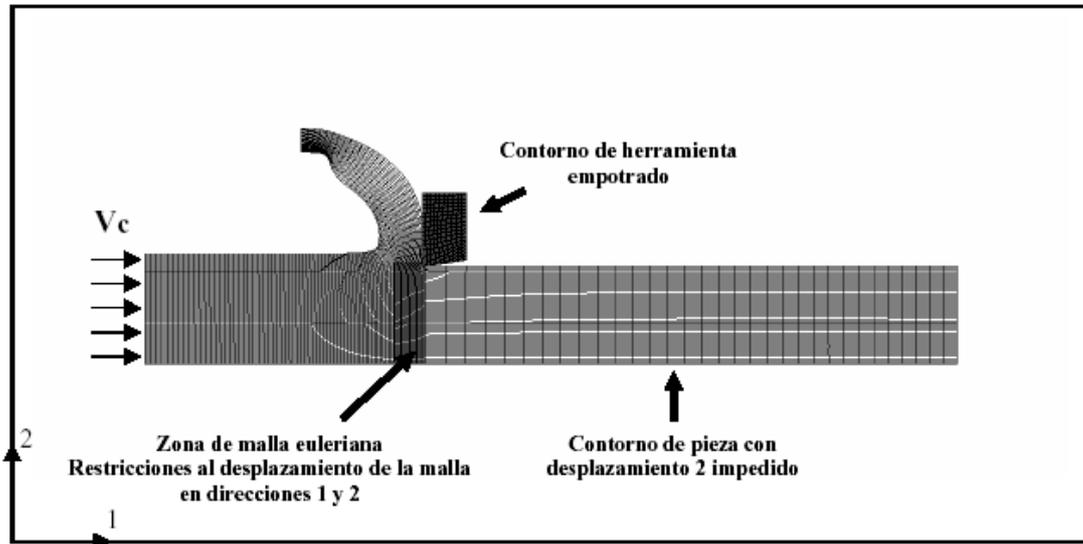


Figura 5.3 Modelo basado en formulación *ALE* (Míguez et al., 2007)

En este sentido el software DEFORM 2D seleccionado para la resolución de las simulaciones bidimensionales es un código implícito con formulación “*Updated Lagrangian*”, mientras que el software DEFORM 3D seleccionado para la resolución de las simulaciones tridimensionales permite la simulación mediante “*Updated Lagrangian*” y también mediante formulación *ALE*.

5.4 MODELOS DE DEFORMACIÓN DE MATERIAL

En las últimas décadas se han realizado diversos estudios sobre la modelización de la deformación del material y su introducción en el Método de Elementos Finitos. La determinación de la ecuación constitutiva de los materiales a mecanizar (de la que ya se ha hablado anteriormente en este documento) es un paso fundamental para la simulación y control del proceso.

Investigadores como Oxley (1989), Vöhringer y Schulze (2000), Joshi y Melkote (2004) y Liu y Melkote (2006) han desarrollado sus propias teorías y modelos de materiales. En concreto, el modelo formulado por Oxley (1989) es el más utilizado en los programas de simulación por el Método de Elementos Finitos.

De acuerdo con Astakhov (2000), el mayor problema en la simulación de corte ortogonal es que la deformación va más allá de la teoría de plasticidad. Debido a las altas tensiones que se producen durante la formación de la viruta, esta teoría no es admisible para la simulación de corte de metales. Por este motivo, la mayoría de los investigadores se decantan por una teoría mixta. Estas teorías mixtas se dividen en dos tipos diferentes: modelos elástico-plásticos y modelos rígido-plásticos. La elección entre uno y otro dependerá de si la parte elástica de la deformación juega un papel importante en la simulación o no.

Muchos autores han abogado por el modelo elástico-plástico (Mackerle, 2003) debido a que este método permite la predicción del llamado “efecto muelle” así como de tensiones térmicas y residuales (Ästrom, 2004). Sin embargo en la gran mayoría de la literatura los autores se decantan por un modelo de material de tipo plástico o visco-plástico asimilable a la existencia de un proceso previo de precorte del material (Al-Zkeri, 2007).

Otro factor de deformación a tener en cuenta en los materiales es el índice de plasticidad, indicado mediante la tensión. Un modelo independiente de dicho índice, no tendrá en cuenta la tensión debida a la plasticidad en las ecuaciones usadas para el análisis. En los cortes ortogonales de metales se ha comprobado que el índice de tensión es muy grande, y por lo tanto en la mayor parte de las simulaciones se utiliza un modelo de material dependiente del índice de plasticidad. Sin embargo, dado la dificultad de obtener datos en ensayos reales para determinados materiales, también se encuentran casos en los que se desprecia dicho índice.

Otros fenómenos como el criterio de fractura, el módulo de Young (para materiales elástico-plásticos), el módulo de Poisson o el coeficiente de expansión térmica también son indicaciones del material que van a servir para la perfecta definición del modelo de material a introducir en el análisis.

5.5 COMBINACIÓN TERMO-MECÁNICA

Existen dos tipos de ensayos termo-mecánicos a la hora de simular cortes mecánicos. El acoplamiento adiabático considera que el calor que se genera durante el corte es localizado, y por lo tanto no existe intercambio de calor entre la herramienta y la pieza.

Sin embargo, en un ensayo termo-mecánico completo, se tiene en cuenta la conductividad calorífica entre ambos cuerpos.

Según el tipo de simulación a ensayar, ambos tipos pueden ser válidos. En casos en los que la conductividad es despreciable, como en ensayos a altas velocidades, donde no hay tiempo para que la conducción tenga lugar o en casos en los que se utilicen materiales con baja conductividad térmica, se puede asumir una simulación adiabática. Sin embargo en otros casos con materiales conductivos o con ensayos a bajas velocidades de avance se aconseja un ensayo térmico-mecánico.

5.6 CONTACTO Y MODELOS DE FRICCIÓN

Los modelos de fricción y de contacto tratan de definir la formulación de lo que ocurre en el momento de contacto entre la herramienta y la pieza a mecanizar. Para estas formulaciones se usan básicamente modelos numéricos creando restricciones para impedir la penetración.

5.6.1 Métodos de contacto

Para modelizar el contacto entre herramienta y pieza en una simulación de corte ortogonal existen diferentes métodos que serán estudiados a continuación.

Los Multiplicadores de Lagrange es el método más depurado que existe para modelizar el contacto entre dos cuerpos. En este procedimiento se aplican restricciones matemáticas al modelo, de tal manera que si se aplican adecuadamente se puede llegar a que no se produzca nunca la penetración.

La gran desventaja de este método es la complejidad de sus operaciones matemáticas, que requieren operaciones adicionales para la convergencia de soluciones, lo que da lugar a un elevado uso computacional que puede llevar una gran cantidad de tiempo y coste.

Otro método ampliamente reconocido son los Métodos de Penalización. Mediante este proceso se restringen los desplazamientos relativos de los cuerpos en contacto. De esta manera la penetración dependerá de las restricciones impuestas. En detrimento de este

método hay que decir que la elección de las restricciones se convierte en una tarea muy ardua, ya que estas influyen en la convergencia final de la solución.

Un tercer método es el utilizado en casos de no linealidad y consiste en aplicar las restricciones de movimiento directamente sobre los nodos en contacto. Esto se consigue a través de un seguimiento del movimiento de los cuerpos y estableciendo las restricciones al detectar el contacto. La ventaja de este método es que no se necesita un estudio previo de las superficies de contacto ni se pone límites al movimiento relativo entre cuerpos.

Para realizar el monitorizado de los cuerpos en contacto se utiliza el método de Newton-Raphson con sus diferentes variantes. Este método consigue mediante una serie de iteraciones escalar el incremento hasta que el nodo monitorizado llega directamente al contacto.

El tiempo total de simulación está dividido en “pasos” o “*steps*”. Este paso puede ser fijado o variado a lo largo del tiempo.

Si el método empleado es el del tiempo de paso fijado, este tiempo es dividido en dos de manera que se busca la cercanía del contacto a mitad del paso y la penetración al finalizar el tiempo de incremento.

Si por el contrario se usa un tiempo de paso variado, el tiempo es reducido hasta que el nodo se encuentra muy cercano al contacto, momento en el cual se introducen las restricciones. Entonces se calcula el siguiente tiempo de paso, basándose en el criterio de convergencia fijado. Este método ralentiza la solución pero en contraste da una solución más precisa del modelo de contacto.

Además de estos tres métodos, existen diversas versiones mixtas y numerosas variantes de los métodos aquí expuestos.

Por otro lado, en toda simulación mediante elementos finitos en la que se establece contacto entre dos o más cuerpos implicados en el proceso es necesario definir el contacto de unos objetos sobre otros. En este sentido se establecen relaciones para definir estas prioridades. En cada relación los cuerpos tienen que ser definidos como maestro o esclavo, el objeto esclavo será el que se deformará cuando se produzca el contacto con el objeto

maestro. De esta manera se consigue también definir cual de los dos elementos implicados (el maestro) es el que penetra y consigue que se produzca un remallado en el objeto definido como esclavo.

5.6.2 Modelos de fricción

Una vez más, diferentes investigadores se han decantado por diversos modelos, desde el más sencillo como el modelo de Coulomb, hasta combinaciones de varios modelos.

a) Modelo de Coulomb constante

Este es el más sencillo de los modelos de fricción, donde la tensión de fricción tangencial se supone directamente proporcional con la tensión normal con una constante que se denota como μ (Lin y Lin, 1999)

$$\tau(x) = \mu\sigma_n(x) \quad [5.1]$$

b) Modelo de Coulomb variable

En un principio, el modelo de Coulomb se compone de dos ecuaciones. En la zona de deslizamiento la tensión tangencial es μ veces mayor que la tensión normal, y en el caso contrario, no existe movimiento relativo entre ambos cuerpos y por lo tanto se trata de la zona denominada “de pegado”. El uso de una u otra ecuación para determinar la fricción se determina con la definición de una constante k que dividirá ambas zonas (Filice *et al.*, 2006) (Calamaz *et al.*, 2008).

$$\begin{aligned} \tau(x) &= \mu\sigma_n(x) \text{ cuando } \tau < k \\ \tau(x) &= k \quad \text{cuando } \tau \geq k \end{aligned} \quad [5.2]$$

c) Modelo de fricción de corte constante

Este modelo, uno de los más utilizados, ignora las relaciones entre las tensiones tangenciales y las normales. En su lugar, asume que la tensión

tangencial es igual a un porcentaje (definido como m) de la tensión de flujo de corte, k :

$$\tau = m \cdot k \quad [5.3]$$

d) Modelos de fricción de corte variable

Mediante modificaciones empíricas, Childs *et al.* (2000) llegaron a una ecuación más compleja de la fricción, teniendo en cuenta tanto las tensiones de corte como las tensiones normales a la fricción. Además introducen un exponente n que varía entre 1 y 3:

$$\tau = m \cdot k \left[1 - e^{-(\mu \cdot \sigma_n / m \cdot k)^n} \right]^{1/2} \quad [5.4]$$

Un estudio realizado por Filice *et al.* (2006) hace una comparación entre estos métodos de fricción concluyendo que, salvo pequeñas variaciones, el modelo de fricción no influye notoriamente en los resultados mecánicos del análisis.

También se pueden utilizar diferentes modelos de fricción derivados de los anteriormente descritos. Por ejemplo, Özel (2005) utiliza un modelo que describe diferentes modelos de coeficientes de fricción para distintas zonas de contacto, diferenciando una zona de deslizamiento de una zona de adherencia, tal y como se ha explicado con anterioridad.

5.7 CRITERIO DE SEPARACIÓN DE VIRUTA

Para realizar un análisis de corte ortogonal es necesario introducir un criterio que controle cuando la viruta va a comenzar a separarse de la pieza. Existen dos criterios generales con este propósito: criterios geométricos y criterios físicos (Wince, 2002). En cualquiera de los dos casos, un camino de corte puede ser definido mediante diversos métodos.

Un ejemplo de combinación de criterios geométricos y físicos puede ser el del uso de la tensión equivalente plástica como indicador del criterio de separación del material. El camino es guiado mediante una distancia predefinida del nodo más cercano a la herramienta de corte. Otra medida igual de extendida es el uso de un criterio de fractura,

en el que la separación de la viruta dependerá de las propiedades frágiles o dúctiles de la fractura.

Al elegir el método a emplear se debe tener en cuenta el objetivo final de la simulación. Por ejemplo, en el caso de utilizar un criterio de separación de tensión equivalente en el nodo, esto puede derivar en que la pieza pueda empezar a separarse antes de que la herramienta llegue hasta ese nodo. Por ese motivo, si lo que se desea es estudiar las superficies de rozamiento entre la herramienta y la pieza, este criterio puede resultar dañino para obtener unos resultados veraces (Vaz, 2000).

Dar un criterio de comienzo de separación puede resultar complejo y existen diferentes métodos de detección del contacto dependiendo del software de elementos finitos utilizado. En el caso de MSC MARC, la penetración se produce con una tolerancia prefijada. Esta tolerancia debe ser sabiamente elegida, ya que si es muy pequeña el cálculo computacional será excesivo, mientras que si la tolerancia se relaja demasiado, muchos nodos se verán afectados y los resultados no serán válidos. Bil *et al.* (2004) recomiendan una tolerancia del 5% con respecto al lado de menor tamaño de los elementos en contacto/penetración.

Hacer uso de la técnica de adaptación de mallado mediante una formulación ALE permite evitar la definición previa de un criterio de separación. (Liu *et al.*, 2006). Esta técnica supone que el material fluye alrededor de la herramienta, de manera que según vaya avanzando se producirá un corte en el elemento, quedando un nodo en cada cara de la herramienta. La desventaja de este método es que se produce cierto solapamiento entre herramienta y elemento hasta que se produce el corte. Sin embargo aunque autores como Bäker (2002) han comprobado que los resultados obtenidos a partir de este método no difieren mucho con los obtenidos según criterios de separación, la realidad es que los modelos tridimensionales (como más adelante se verá en la presentación de resultados) en los cuales no se implanta un criterio de separación de viruta sufren una notable sobrestimación de fuerzas de corte.

En materiales como el Ti6Al4V cobra especial importancia la geometría de la viruta segmentada, muy común en este material incluso a bajas velocidades de corte. Uno de los métodos más utilizados para conseguir esta segmentación de la viruta consiste en definir la eliminación de elementos por fractura utilizando el criterio de separación Cockroft-

Latham para eliminar los elementos que exceden de un predeterminado valor de tensión (Zhao *et al.*, 2006; Umbrello, 2008). Aunque se puede evitar este planteamiento usando formulación ALE, los códigos basados en formulación “*Updated Lagrangian*”, como es el caso de MSC MARC, DEFORM 2D y DEFORM 3D (aunque este último permite la posibilidad de un análisis ALE) precisan la introducción del valor crítico de la ecuación de fractura.

No hay que desdeñar la investigación de autores que centran la obtención de la viruta segmentada en la modelización de una ecuación constitutiva que tenga en cuenta al reblandecimiento térmico del material (Bäker, 2006; Aurich *et al.*, 2006). Estos autores consiguen la viruta segmentada aumentando el coeficiente de fricción y sobre todo la velocidad del proceso de corte.

Centrándonos en la modelización del criterio de fractura, Ceretti *et al.* (1997) observan que el valor del factor crítico de fractura puede ser considerado una característica constante del material aunque es afectado por las condiciones del proceso de corte. Es además un valor difícil de calcular experimentalmente aunque si es posible su cálculo en procesos simples como los tests a compresión.

Chen *et al.* (2008) y Umbrello (2007) introducen en sus modelos la valoración de la fractura aplicando la ecuación de Cockroft-Latham, obteniendo los valores de las constantes, tanto del factor crítico de dicha ecuación como el coeficiente de fricción, tras un proceso iterativo que se puede observar en la Figura 5.4.

Se trata en suma de un proceso de comparación con resultados experimentales, partiendo de un valor de rozamiento y un valor del factor crítico de fractura, Umbrello observa si la diferencia entre los datos obtenidos en sus modelos basados en elementos finitos y los datos experimentales se producen en el plano de la morfología de la viruta o en el de las fuerzas obtenidas, modificando el coeficiente de fractura o el factor de rozamiento respectivamente hasta lograr la aproximación deseada entre modelos y experimentos. De hecho, inicialmente se parte de un valor determinado para unas condiciones concretas (genéricas experimentales iniciales) del material y lleva a cabo un número de iteraciones variando el valor de dicho factor crítico con el fin de adaptar la morfología de la viruta obtenida en las simulaciones por el modelo MEF bidimensional realizado con DEFORM 2D a la morfología de la viruta real obtenida experimentalmente.

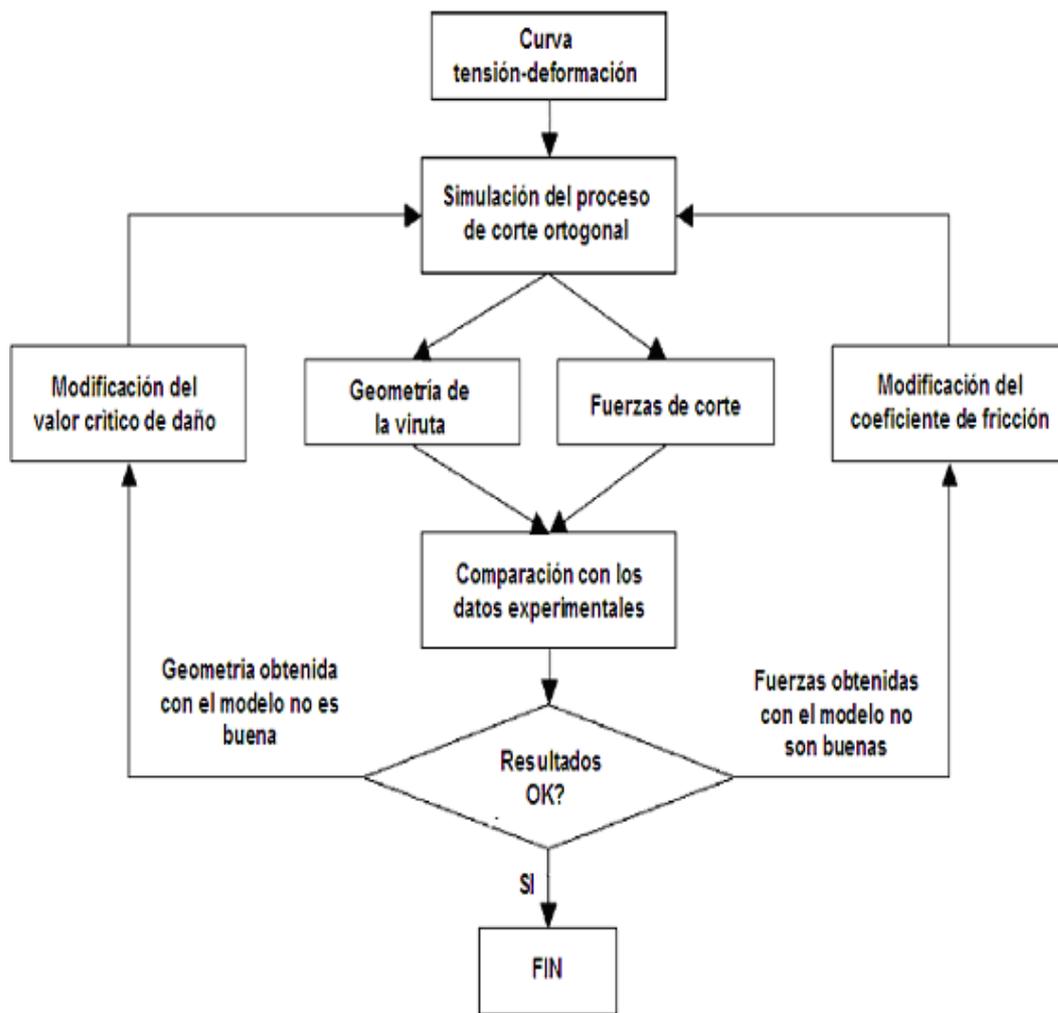


Figura 5.4 Diagrama de flujo para la obtención del valor crítico de daño (fractura) y el coeficiente de fricción adecuados para un proceso de corte determinado (Basada en Umbrello, 2008)

5.8 ADAPTACIÓN DEL MALLADO (REMALLADO) Y REGENERACIÓN

La adaptación de mallado es una técnica que reorganiza los elementos de un cuerpo mallado. Las tensiones a las que se ven sometidos los cuerpos y en particular cada uno de los elementos creados, hace que éstos se deformen. Con una reorganización de los elementos se impide la deformación excesiva de los mismos debido a tensiones ocurridas en el cuerpo mallado.

En el campo de la mecanización el remallado es imprescindible para la simulación del proceso de corte, debido a las altas deformaciones producidas en los elementos de la pieza mecanizada y porque la viruta se genera por deformación plástica. Sin la regeneración de elementos, las altas tensiones a las que los elementos están sometidos darían lugar a

errores en la convergencia de la solución así como a grandes distorsiones con respecto a la realidad.

El remallado computacional puede dividirse en tres campos diferentes:

- Adaptación-H
- Adaptación-P
- Adaptación-R

La adaptación-H, cambia el tamaño de los elementos según las fuerzas que actúan sobre ellos. En la adaptación-P, el programa aumenta los grados de los polinomios que forman el elemento finito, lo que hace que los elementos cambien de tipo. Por último, el objetivo de la adaptación-R es recolocar los nodos de los elementos afectados, de manera que la distorsión es más sencilla y menos severa.

La adaptación-R es la más utilizada porque aumentar el grado de los polinomios y cambiar de tipo de elemento resultan procesos que aumentan en gran medida los procesos de cálculo.

Existen dos tipos diferentes de remallados según la adaptación-R:

- a) Remallado de elementos.

En este caso, un límite de penetración es predefinido. Cuando la penetración alcanza ese límite preestablecido, los elementos afectados son remallados de tal forma que los nodos de dichos elementos son recolocados para adaptarse a la forma de la herramienta. En caso de ser necesario, se crearán nuevos elementos y superficies de contacto, tal y como se puede observar en la Figura 5.5.

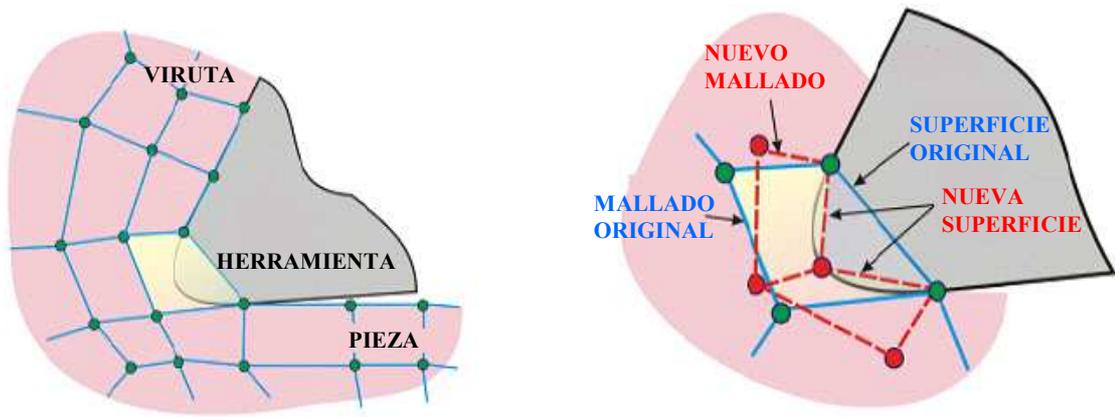


Figura 5.5 Remallado de elementos (Bil, 2003)

- b) Eliminación de elementos mediante remallado. En este caso, además de proceder al remallado, se eliminan aquellos elementos que alcanzan un nivel crítico de deformación siguiendo un criterio determinado. De esta manera, cuando se produce la penetración de la herramienta en la pieza, los elementos de la misma se van deformando debido a la tensión ejercida y cuando alcanzan un cierto nivel de deformación el elemento es eliminado reajustando los demás elementos para formar en nuevo mallado (Guo *et al.*, 2004). Este proceso se puede observar en la Figura 5.6.

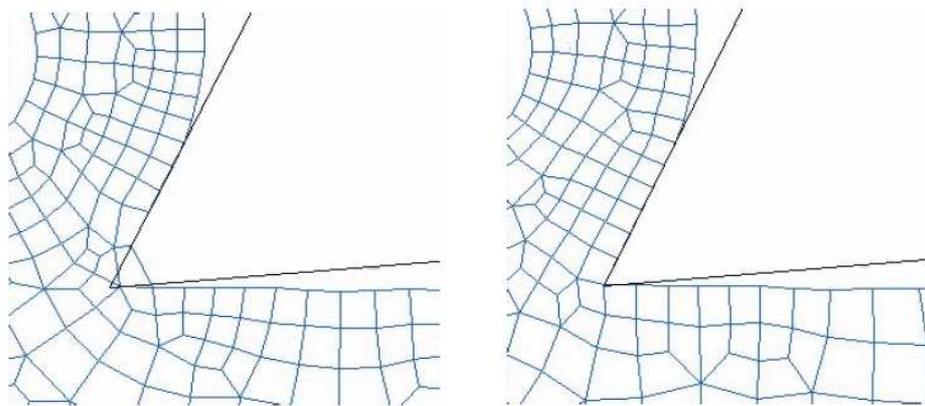


Figura 5.6 Remallado mediante eliminación de elementos (Bil, 2003)

5.9 CONSIDERACIONES

Este capítulo se ha centrado en la descripción detallada de la relación entre los procesos físicos producidos durante la realización del corte ortogonal atendiendo a las particularidades de su modelización mediante elementos finitos. Se ha tratado desde un punto de vista general, adecuado para todo tipo de software comercial que permita realizar este tipo de simulaciones.

Se ha valorado la opinión de los autores más relevantes en el campo de la simulación de este tipo de procesos, dejando el camino preparado para la particularización que se llevará a cabo en capítulos posteriores en los que se utilizará un software concreto para la modelización de los citados procesos mediante elementos finitos.

CAPÍTULO 6
DEFINICIÓN DEL MODELO DE CORTE MEDIANTE ELEMENTOS FINITOS

6.1 INTRODUCCIÓN	108
6.2 DESCRIPCIÓN DE LOS MODELOS A ESTUDIAR: SIMPLIFICACIONES	109
6.3 FACTORES IMPORTANTES A TENER EN CUENTA EN LA CONCEPCIÓN DEL MODELO	112
6.3.1 Pre-procesado	113
6.3.2 Condiciones de contorno	115
6.3.3 Mallado/Remallado	117
6.3.4 Análisis	118
6.4 CONSIDERACIONES	119

6.1 INTRODUCCIÓN

Hasta ahora se ha estudiado el proceso de corte, se ha visto su modelización analítica y numérica, se ha seleccionado un software adecuado para la simulación MEF del mismo. En este capítulo se explicarán de forma detallada las características de los modelos de simulación de corte ortogonal bidimensional y tridimensional así como las simplificaciones realizadas a la hora de generar los modelos más empleadas en la literatura relacionada con este tema.

6.2 DESCRIPCIÓN DE LOS MODELOS A ESTUDIAR: SIMPLIFICACIONES

Un modelo de elementos finitos para el corte ortogonal está compuesto por la pieza a cortar que se considerara de tipo deformable y la herramienta, plaquita o inserto que puede considerarse rígida o deformable según interese al investigador que realice las simulaciones y los resultados que pretende analizar.

El modelo asumirá la condición de estado tensional plano, porque generalmente la profundidad de pasada es mucho mayor que la velocidad de avance de la herramienta.

La simulación parte de la idealización del modelo tridimensional (ver Figuras 6.1 y 6.2) simplificándolo en un modelo tridimensional reducido o en un modelo bidimensional.

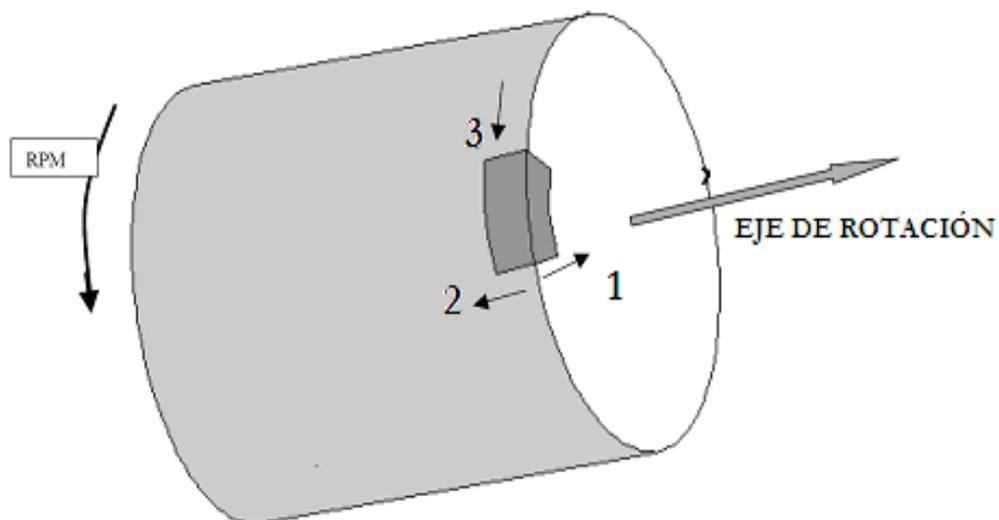


Figura 6.1. Pieza mecanizada y su eje de rotación



Figura 6.2. Fotografía de un proceso de corte ortogonal sobre una pieza (Coromant Sandvik, 2008)

En el mecanizado por torneado o cilindrado (Figura 6.3), la pieza a cortar gira con una velocidad angular ω , mientras que la herramienta lleva dos movimientos: la velocidad de corte medida en m/min, y la velocidad de avance medida en mm/rev.

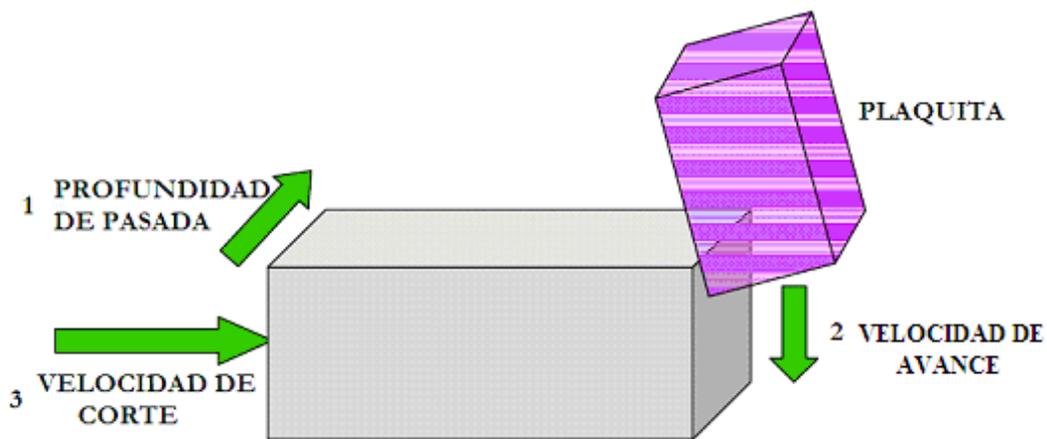


Figura 6.3 Esquema simplificado en 3D de un corte ortogonal (DEFORM2D, 2005)

La velocidad de corte resultante V_e es la velocidad instantánea relativa entre la herramienta y la pieza y viene dada por la siguiente ecuación:

$$V_e = V \cdot \cos(\eta) \quad [6.1]$$

En la que η es el ángulo de la velocidad de corte resultante. En la mayoría de los procesos de mecanizado, η es muy pequeño y por lo tanto despreciable.

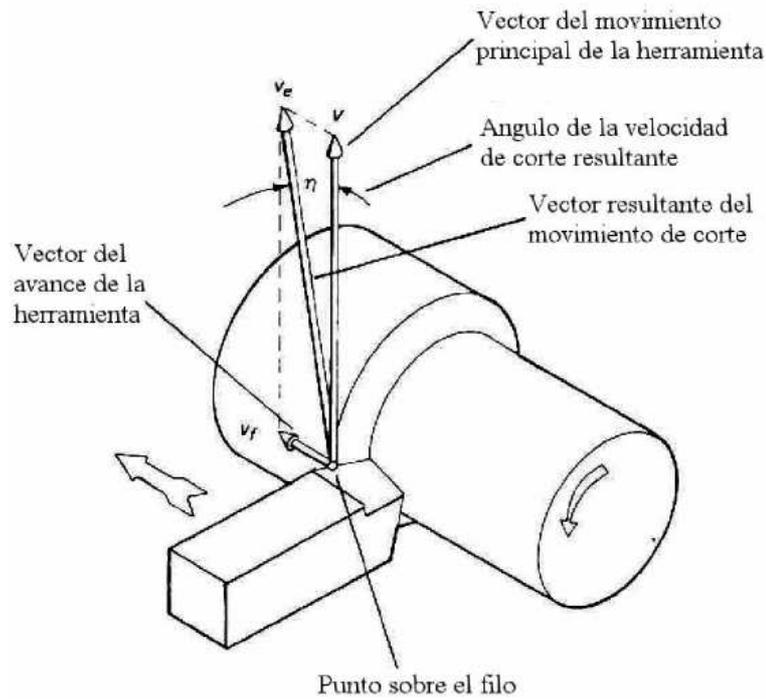


Figura 6.4 Gráfico de un proceso de mecanizado general (Groover, 1997)

La teoría de corte ortogonal, aplica este concepto considerando η igual a cero, y por lo tanto se puede esquematizar geoméricamente el sistema como un modelo en dos dimensiones como el mostrado en la Figura 6.5 teniendo en cuenta que la simulación se realizará para un período muy corto de tiempo y suponiendo que la herramienta está lejos del eje rotacional de la pieza cilíndrica.

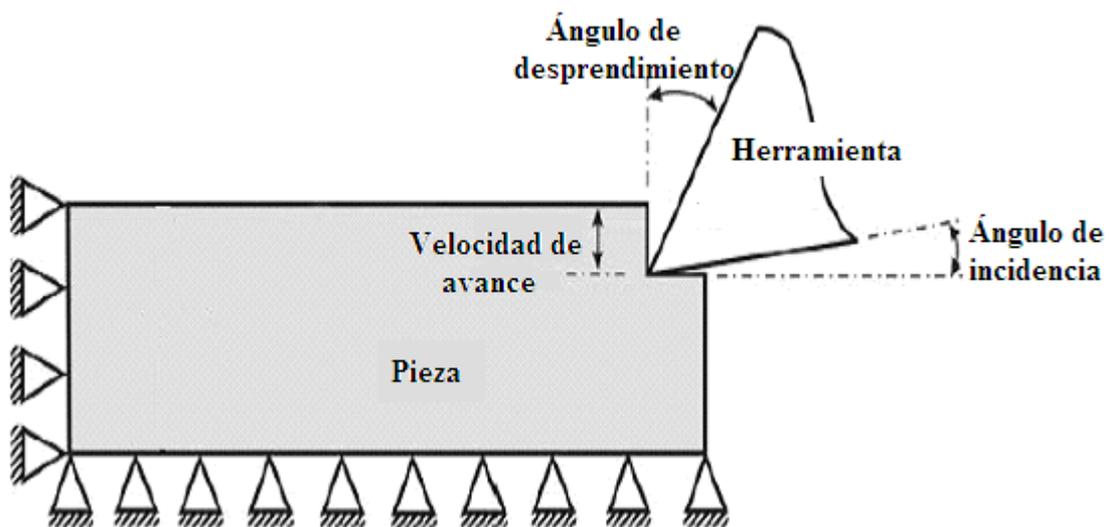


Figura 6.5 Modelo simplificado en 2D para el corte ortogonal (Bil, 2003).

Este modelo genérico simplificado del corte ortogonal es el que usan diversos autores tanto para software DEFORM 2D (Klocke *et al.* 2001; Özel, 1998; Özel *et al.*, 2005; Bil *et al.*, 2004) como para otros códigos de elementos finitos como el ABAQUS (Arrazola *et al.*, 2007) o el MSC MARC (Bil, 2003). Lo que varía de unos análisis a otros, como se verá más adelante, es la modelización del movimiento, la fijación de las condiciones de contorno y el contacto entre la pieza y la herramienta.

El modelo tridimensional se simplifica al análisis en un dominio muy concreto del proceso de corte que se puede observar en la Figura 6.6 hasta alcanzar un nivel de aproximación a las mismas condiciones de axisimetría que en el modelo bidimensional.

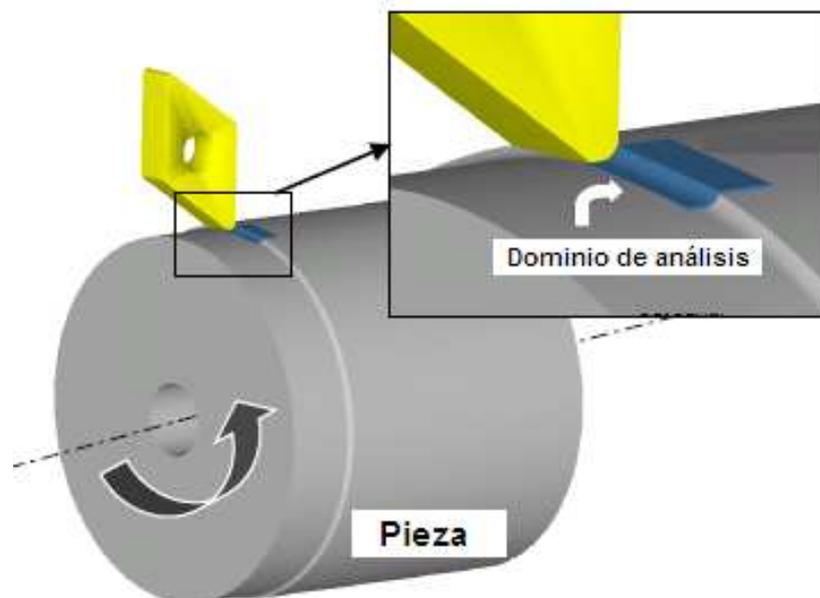


Figura 6.6 Dominio de análisis simplificado en la simulación tridimensional

La modelización de este proceso tridimensional necesita simplificaciones evidentes a fin de optimizar el tiempo de cálculo durante el proceso de análisis. De ahí considerar la herramienta como elemento deformable de tipo plástico o visco-plástico y la plaquita como cuerpo rígido.

6.3 FACTORES IMPORTANTES A TENER EN CUENTA EN LA CONCEPCIÓN DEL MODELO

En este apartado se comentarán las particularidades de los métodos de elementos finitos más relevantes a considerar previa a la definición concreta de los modelos realizados.

6.3.1 Pre-procesado

El Método de Elementos Finitos se basa en dividir el cuerpo, estructura o dominio (medio continuo) sobre el que están definidas ciertas ecuaciones integrales que caracterizan el comportamiento físico del problema, en una serie de subdominios no intersectantes entre sí denominados elementos finitos.

El conjunto de elementos finitos forma una partición del dominio también denominada discretización. Dentro de cada elemento se distinguen una serie de puntos representativos llamados nodos que son considerados adyacentes si pertenecen al mismo elemento finito; además, un nodo sobre la frontera de un elemento finito puede pertenecer a varios elementos. El conjunto de nodos considerando sus relaciones de adyacencia es lo que se denomina malla.

En este módulo se crea la forma geométrica del modelo a estudiar y se introducen las condiciones de contorno de la simulación. Es donde se debe crear y discretizar la solución dominio en elementos finitos, asumir una función forma a representar el comportamiento físico de un elemento, que es una función continua aproximada que se asume para la solución del elemento. Finalmente se deben aplicar condiciones de contorno, condiciones iniciales y cargas adecuadas para la simulación.

Para dar forma el modelo se usan herramientas CAD para crear una geometría que más tarde se convertirá en cuerpo de elementos finitos o bien para crear directamente elementos y nodos.

En toda simulación se tienen unas determinadas condiciones de contorno que deben ser modeladas según restricciones, temperaturas, cargas, desplazamientos, aceleraciones, etc. Estas condiciones también son incluidas en este módulo.

En caso de existir más de un cuerpo en el modelo a estudiar, también se habrá de añadir la clase de interacciones existentes entre ellos. Esto es a lo que comúnmente se llama “contactos”, que en la modelización de un proceso de corte cobra una importancia relevante. En caso de existir condiciones iniciales que varían con las condiciones de la simulación, también se deben incluir en este apartado.

Una vez terminada la forma geométrica del modelo hay que infundir de propiedades a los elementos, comenzando por las propiedades geométricas que exige el programa. Es

importante saber que esta opción resulta imprescindible en cualquier simulación, ya que el análisis produce errores si no se tiene en cuenta o si algún elemento carece de tipo de geometría asociada.

Es sabido que si el ancho de la pieza a cortar es considerablemente mayor que el grosor de pieza que queda sin cortar, se puede considerar un caso de deformación plana. En este caso particular, el ancho es diez veces mayor que el grosor de la pieza sin cortar, y por lo tanto se asume que todos los elementos son del tipo “*plane strain*”.

En el proceso de corte ortogonal, las herramientas están constituidas por materiales altamente resistentes a las temperaturas, por lo que su comportamiento se puede considerar lineal, tanto cuando están malladas y por lo tanto tienen asignado un material como cuando se opta por utilizarlas como rígidas, caso en el que podría no ser necesario asignar ni mallado ni material.

La creación de las curvas constitutivas tensión-deformación precisa la obtención de una gran cantidad de datos experimentales que no están disponibles para todos los materiales. Una vez obtenidos los datos necesarios para la definición de un material, éstos deben ser introducidos punto por punto y curva a curva en el software. Cuantos más puntos se introduzcan, más definida estará la curva y habrá una mayor similitud entre los resultados simulados y los datos experimentales. Evidentemente cuantas más curvas tensión-deformación se implementen para un material más cercana a la realidad será la simulación.

Las ecuaciones constitutivas representan las curvas tensión-deformación variables con la temperatura y velocidad de deformación, características del comportamiento visco-plástico y que ya han sido previamente explicadas en este documento. Un ejemplo de un gráfico de curvas tensión-deformación para un material no lineal se puede observar en la Figura 6.7, que compara las curvas de esfuerzo de fluencia (esfuerzo ejercido para llegar a la tensión que produce la deformación plástica) y deformación a diferentes temperaturas.

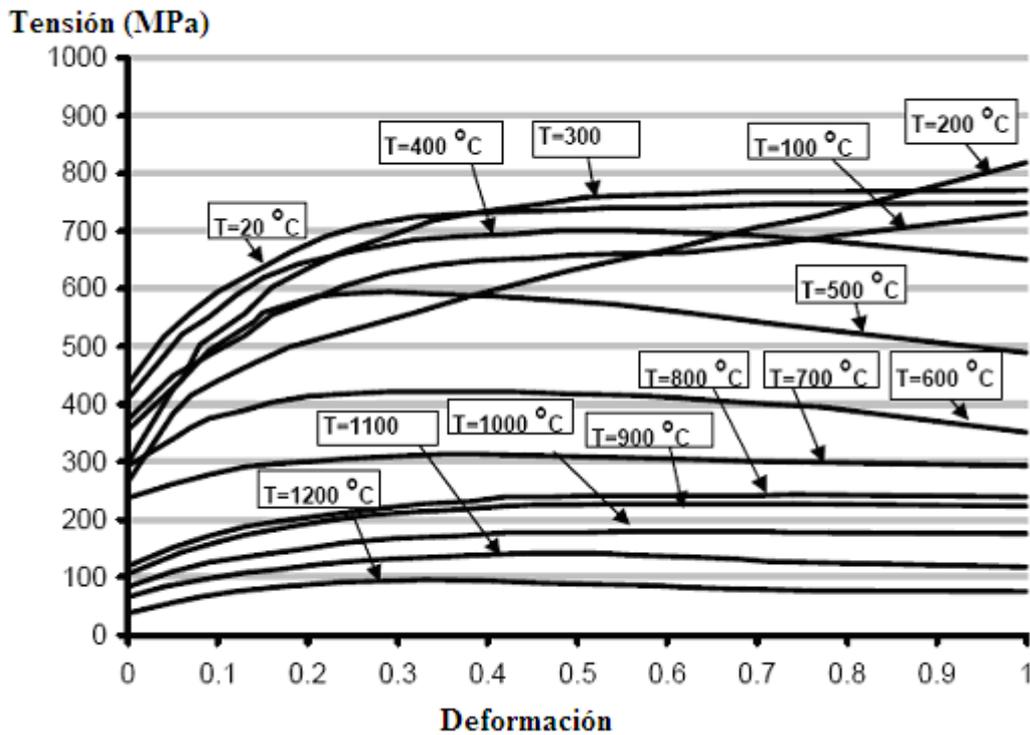


Figura 6.7 Ejemplo de una curva de tensión frente a deformación plástica a diferentes temperaturas para velocidad de deformación constante $40s^{-1}$ (Bil, 2003)

6.3.2 Condiciones de contorno

Para este estudio resultan ser las condiciones mecánicas y las térmicas. Las condiciones mecánicas a definir son las restricciones de movimiento y las fuerzas externas mientras que las condiciones térmicas serán temperaturas, flujos térmicos y radiaciones de calor.

En un principio parece lógico pensar que en el modelo de corte ortogonal es imprescindible contar con una condición de contorno que fije y restrinja el movimiento de alguno de los dos elementos implicados en el corte. Con lo cual la modelización más intuitiva podría ser la representada en la Figura 6.8, en la que la herramienta está fijada mediante condiciones de contorno que impiden su desplazamiento, mientras que la pieza se mueve en dirección horizontal a velocidad constante y tiene restringido el movimiento vertical. De hecho este modelo es el que se implanta en el software DEFORM 2D, que dispone de una aplicación específica para la simulación del corte ortogonal que simplifica estos problemas.

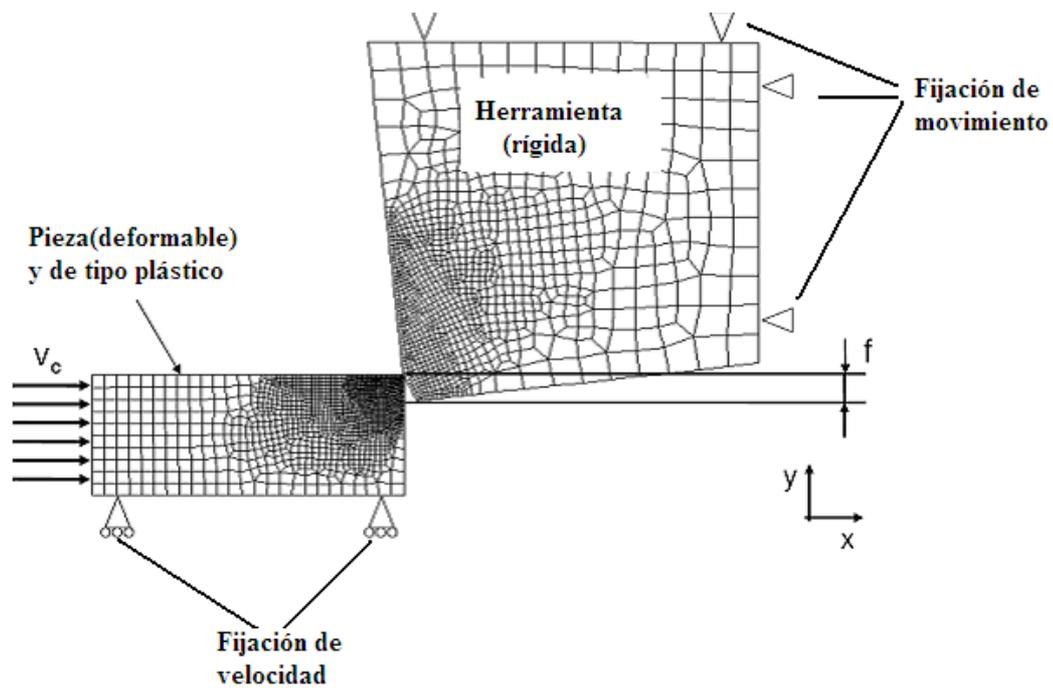


Figura 6.8 Modelo de corte ortogonal en el que la herramienta permanece fija y es la pieza la que produce el movimiento (Basada en Klocke et al., 2004)

También sería viable la opción contraria, con pieza fija y herramienta con movimiento en la dirección del corte, igualmente intuitivo y que es la que se implementará en el modelo tridimensional usando el software DEFORM 3D como se puede ver en la Figura 6.9.

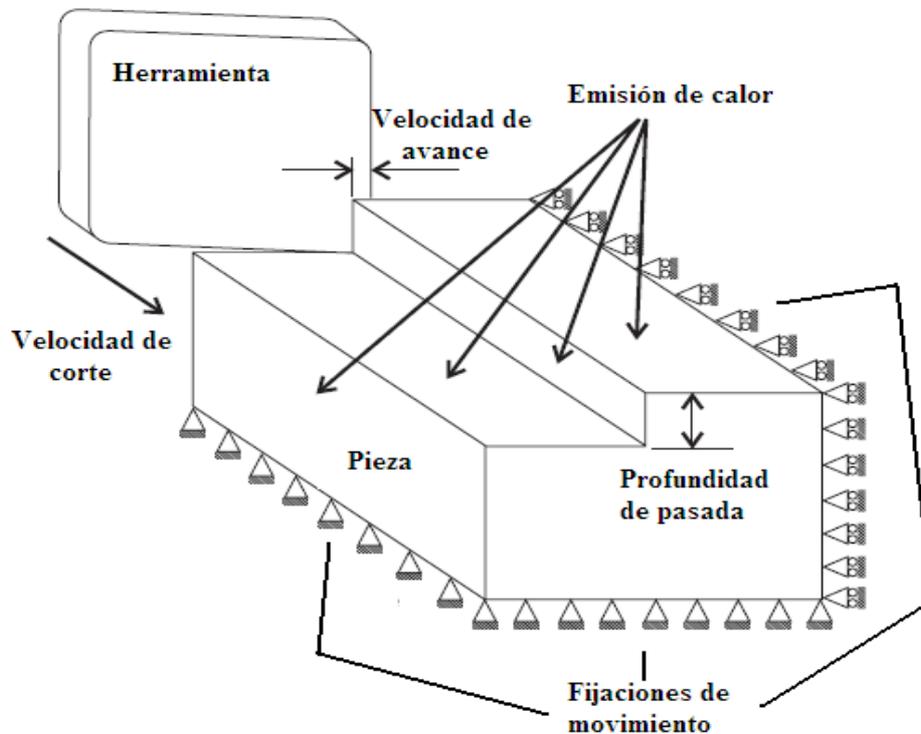


Figura 6.9 Modelo de corte ortogonal tridimensional en el que la herramienta se mueve a velocidad constante y la pieza tiene el movimiento restringido (Basada en Aurich et al., 2006)

Se han de definir también los objetos que van a entrar en contacto. Existen varios tipos diferentes de objetos o cuerpos para la aplicación de contactos y el tratamiento de los mismos. De estos tipos cabe destacar dos, los cuerpos deformables y los cuerpos rígidos.

- **Cuerpos rígidos:** Definidos por una colección de curvas o superficies consideradas indeformables y sin masa. Pueden estar mallados o no.
- **Cuerpos deformables:** Definidos por una colección de nodos y elementos, los cuales tendrán las propiedades de rigidez habituales de cualquier modelo estructural de elementos finitos.

Los cuerpos deformables serán los cuerpos a estudiar y deberán obligatoriamente estar mallados. La definición de cuerpos en contacto conlleva inevitablemente la definición de un coeficiente de fricción entre los cuerpos que van a establecer contacto.

Tanto en el modelo bidimensional como en el tridimensional la plaquita será considerada como un cuerpo rígido. No obstante y como se verá más adelante será mallada y se le asignará material, dado que existe la posibilidad de realizar un análisis posterior de la misma. La pieza a mecanizar será deformable y de tipo plástico. En este sentido, el argumento seguido en la literatura existente es el importante ahorro en tiempo de cálculo que se obtiene frente a la elección de material de tipo elastoplástico.

6.3.3 Mallado/Remallado

Los cuerpos implicados en la simulación han de ser mallados. Además en el proceso de corte se producen deformaciones permanentes en forma de separación de viruta, con lo cual es imprescindible la realización de remallados continuos en la pieza deformada. En general, la calidad del mallado es muy importante para la obtención de una buena simulación. El método ideal sería un mallado muy denso o mallado fino, que asegura un cálculo muy preciso, pero evidentemente el proceso se alarga mucho en tiempo de simulación. En este sentido el software de elementos finitos incorpora la posibilidad de mallar de manera más densa la zona de contacto y de forma menos densa el resto de la pieza, con lo cual se reduce el tiempo de cálculo.

La definición del remallado es imprescindible para obtener los resultados mediante el método “*Updated-Lagrangian*”, método utilizado en este documento para la resolución matemática del problema.

En el modelo a estudiar es imprescindible el remallado de la pieza de trabajo debido a las altas tensiones y deformaciones que sufren los elementos que forman la pieza. Sin este remallado, el análisis siempre termina con una divergencia en el resultado, es decir, un resultado no válido y no se llega a producir viruta por deformación plástica, sino que lo que se produce es un aplastamiento del material debido fundamentalmente a que los nodos no cambian de posición y no se separan entre sí, con lo que los elementos se deforman exageradamente sin llegar a deformar plásticamente y formar viruta, como se muestra en la Figura 6.10.

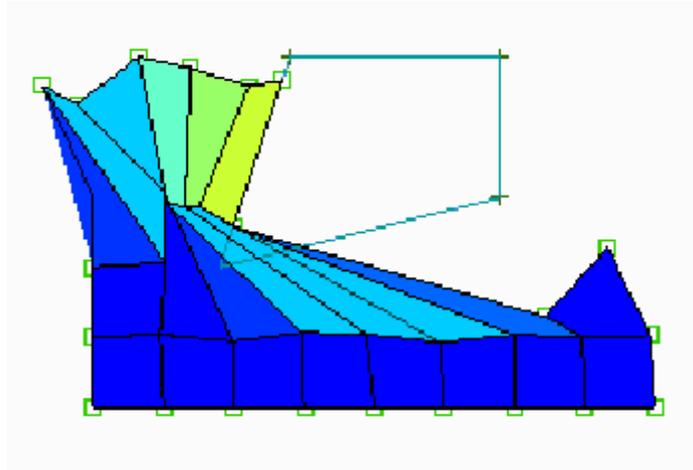


Figura 6.10 Ejemplo de simulación sin adaptación de mallado

6.3.4 Análisis

El primer punto dentro del análisis es definir los casos a analizar. A la hora de simular un corte ortogonal, tan solo los mecánicos o los de tipo mixto (termo-mecánicos), llamados también “*coupled*” son los que tienen interés.

Un caso de análisis “*coupled*” difiere del análisis mecánico simple en que mientras que el primero tiene en cuenta condiciones térmicas, el segundo las omite. Por lo tanto para un caso de análisis termo-mecánico, la opción “*coupled*” debe ser la utilizada.

Es importante destacar que en casos complejos como el corte ortogonal, seleccionar acertadamente el número de iteraciones que se permite realizar es muy importante. Este

número indica el máximo número de iteraciones que se permite realizar al software antes de considerar que se ha llegado a una divergencia en el resultado. Si este número es muy pequeño, es muy posible que en la mayoría de los casos la solución derive en una falta de convergencia, mientras que si el número de iteraciones es muy alto, el tiempo de resolución del problema y análisis será muy elevado.

El tiempo de simulación del proceso de corte aplicado en este estudio será de microsegundos. Esto es debido a que las velocidades implementadas para la herramienta son altas y la longitud de la pieza a cortar muy pequeña, por lo que para evitar que en el primer incremento la herramienta recorra la longitud a mecanizar en el transcurso de dicho incremento, hace necesario que los tiempos de iteración implementados sean muy cortos.

En cuanto a la fricción se permite elegir entre el método de Coulomb constante o el método de fricción de corte constante, ambos explicados en documento. Después de realizar la revisión bibliográfica, el método elegido para este estudio es el de fricción de corte constante, utilizado por diversos autores (Bil *et al.*, 2003; Filice *et al.*, 2006; Childs *et al.*, 2000).

6.4 CONSIDERACIONES

En este capítulo se han establecido las geometrías de los modelos simplificados tanto bidimensional como tridimensional, se han propuesto simplificaciones geométricas que permiten establecer mejoras en el tiempo de respuesta del software de elementos finitos con el objetivo de conseguir simulaciones factibles tanto a nivel de calidad de los resultados como a nivel de tiempo de simulación y procesador necesario para poder llevarlas a cabo.

A tal efecto se han fijado las condiciones de contorno, las características de los cuerpos implicados en el proceso así como la interacción o contacto entre ellos. Todas estas consideraciones son generales y se las podría adaptar a gran parte de los códigos de elementos finitos existentes en el mercado. A continuación el capítulo 7 se centrará en detallar la implantación de los modelos en el software DEFORM.

CAPÍTULO 7
ÁSPECTOS METODOLÓGICOS DE LA MODELIZACION
CON DEFORM 2D Y DEFORM 3D

7.1 INTRODUCCIÓN	121
7.2 MODELIZACIÓN BIDIMENSIONAL	122
7.2.1 Pre-procesado: parámetros generales del proceso de corte	123
7.2.2 Pre-procesado: definición de los parámetros de la herramienta	125
7.2.3 Pre-procesado: definición de la pieza a mecanizar	129
7.2.4 Pre-procesado: creación de la ecuación constitutiva del material	131
7.2.5 Pre-procesado: modelización de la fractura	138
7.2.6 Pre-procesado: ajuste del control de la simulación	141
7.2.7 Resolución: solver	148
7.2.8 Post-procesador: soluciones visuales y gráficas de resultados	149
7.3 MODELIZACIÓN MEDIANTE DEFORM 3D	151
7.4 CONSIDERACIONES	159

7.1 INTRODUCCIÓN

En este capítulo se describe el proceso de creación de los diferentes modelos con las particularidades del software de elementos finitos utilizados. Este capítulo reviste un gran interés dado que en la gran mayoría de las publicaciones existentes la atención se centra totalmente en los resultados obtenidos y apenas se muestra atención a la elaboración del modelo.

DEFORM tanto en su versión 2D como en la tridimensional es un software genérico para la resolución mediante elementos finitos de problemas de tipo no lineal (módulo general del programa) que, además, incorpora el software asistente llamado MACHINING CUTTING. Este asistente es una aplicación específica incluida para la simplificación del pre-procesado de la simulación del corte ortogonal.

Es realmente útil ya que simplifica la parte más compleja del trabajo de pre-procesado con el DEFORM 2D ó 3D, que es la creación de las geometrías, la aplicación de las condiciones de contorno, los mallados, etc. Conseguir un buen pre-procesado en cualquier simulador por elementos finitos es la parte más laboriosa del trabajo. En este sentido la utilización de esta aplicación interna incluida en el DEFORM permite ganar tiempo en la parte de las condiciones del pre-procesado y afinar mucho más en los datos de la simulación para el post-procesado.

Sin embargo existen parámetros que en caso de que necesiten ser modificados obligatoriamente se deberá realizar a través del módulo general del software DEFORM. La mejor forma de trabajar con este software y la recomendada por todos los investigadores usuarios del mismo es modelizar el pre-procesado con el asistente para posteriormente pasar el modelo al módulo general y allí afinar parámetros referentes a materiales, mallados, etc.

En este apartado se detallan los aspectos más destacables en la generación del modelo de corte comenzando con el software bidimensional y terminando con los aspectos diferenciales con el software tridimensional.

El objeto de este capítulo es aclarar la metodología de selección de los parámetros de las simulaciones, aspecto pocas veces tratado en la literatura y cuyo conocimiento facilitará la iniciación en los estudios mediante elementos finitos a los investigadores primerizos, que

en su mayor parte tienen que comprobar los efectos en la variación de la selección de los parámetros por el método de prueba y error.

7.2 MODELIZACIÓN BIDIMENSIONAL

Se comienza en este apartado con las características de la simulación bidimensional. Gran parte de las pantallas comentadas en este apartado serán válidas también para el modelo tridimensional.

7.2.1 Pre-procesado: parámetros generales del proceso de corte

Antes de comenzar la definición de los elementos constitutivos del proceso de corte ortogonal a simular, el sistema necesita una serie de parámetros generales que es lo primero que se introduce en el sistema.

Inicialmente se seleccionan las unidades del sistema. Se utilizará el sistema internacional (SI) en este caso. También se pueden utilizar unidades siguiendo el sistema anglosajón.

A continuación se permite al usuario seleccionar entre diferentes procesos de mecanizado (Figura 7.1).



Figura 7.1 Opciones de tipo de mecanizado

Una vez seleccionada la opción “turning” o proceso de torneado, se procederá a introducir los datos correspondientes del proceso de corte a simular. La primera pantalla que solicita

dichos datos es la que se muestra en la Figura 7.2, en la que se introducen los datos referentes a la velocidad de corte (bien como velocidad angular y radio de la pieza cilíndrica a mecanizar o bien como velocidad lineal de corte). También se solicita la profundidad de pasada y la velocidad de avance de la herramienta.

The image shows a software interface titled "Process Setup". It contains several input fields and dropdown menus. Under the "Cutting Speed" section, there are two radio buttons: "Surface speed (v)" which is selected, and "Rotational speed". The "Surface speed (v)" field has the value "200" and a dropdown menu set to "m/min". The "Rotational speed" field has the value "666.67" and a dropdown menu set to "rpm". Below this is the "Workpiece Diameter (D)" field with the value "600" and a dropdown menu set to "mm". Further down, there is a "Depth of cut (d)" field with the value "0.5" and a unit label "mm". At the bottom, there is a "Feed rate (f)" field with the value "0.1" and a dropdown menu set to "mm/rev".

Figura 7.2 Configuración del proceso

A continuación se solicitan otros datos como el coeficiente de fricción, la temperatura del ambiente (20°C por defecto) y el coeficiente de transferencia de calor (Figura 7.3).

The image shows a software interface titled "Process Condition". It contains two main sections. The first section is "Environment" and contains a "Temperature" field with the value "20" and a unit label "C". The second section is "Tool-Workpiece Interface" and contains two fields: "Shear friction factor" with the value "0.6" and "Heat transfer coefficient" with the value "45" and a unit label "N/sec/mm/C".

Figura 7.3 Condiciones del proceso

7.2.2 Pre-procesado: definición de los parámetros de la herramienta

Una vez definidas estas condiciones generales del proceso de corte, se necesita definir la geometría y los materiales de la herramienta a utilizar y de la pieza a mecanizar.

Esta parte del pre-procesado se realiza mediante la opción “*Insert Geometry*”, pantalla en la que se solicitan las características geométricas de la herramienta.

En primer lugar se aplica una temperatura inicial para la herramienta, incluso existe la opción de que el programa la calcule automáticamente. En este paso se puede insertar herramientas que hayan sido ya diseñadas de otros proyectos realizando una importación de la geometría (Figura 7.4). Este es un factor importante, puesto que los diseños de herramienta realizados pueden ser utilizados para mecanizar distintas piezas.

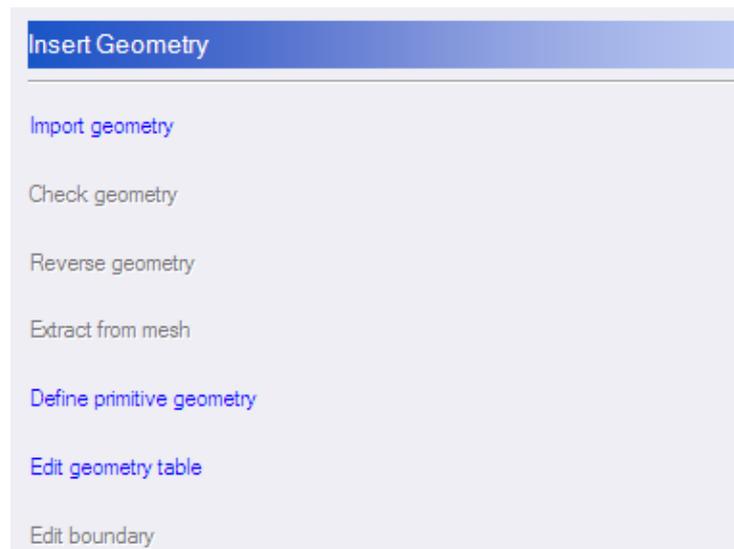


Figura 7.4 Geometría de la herramienta

Si se va a crear una nueva herramienta, como es el caso de este estudio, se deberá seleccionar la geometría mediante la opción que permite definir una nueva geometría primitiva. La pantalla en la que se definen las características de la herramienta es la que se puede consultar en la Figura 7.5.

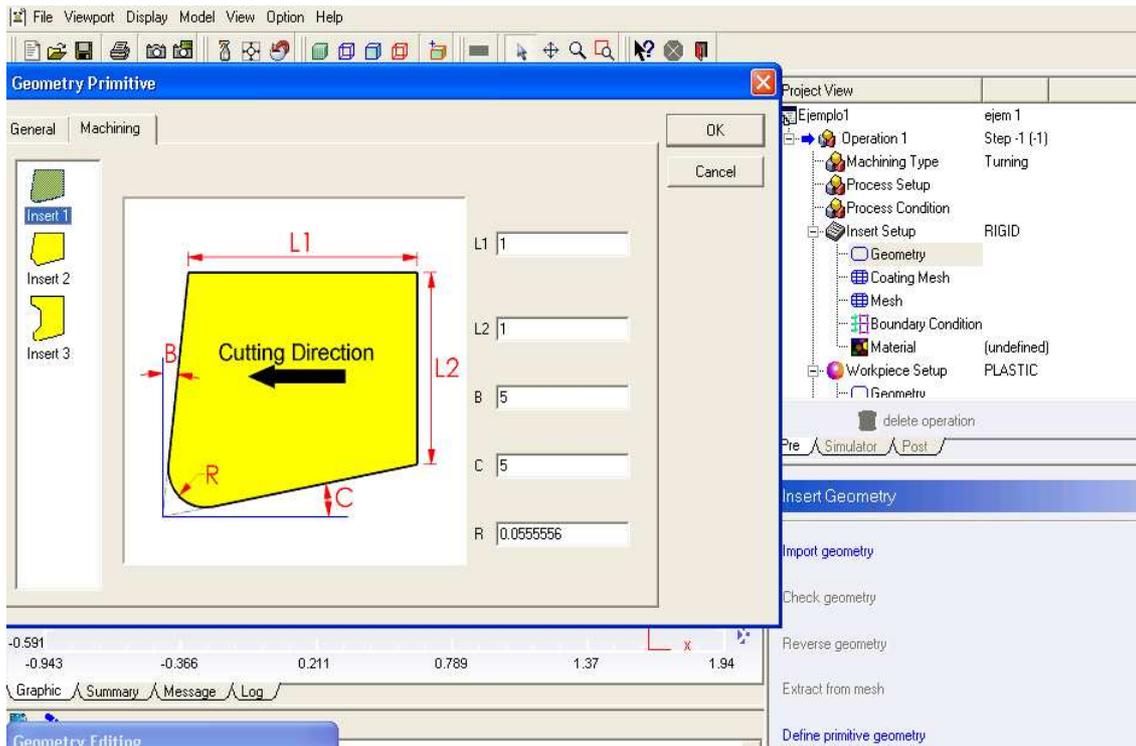


Figura 7.5 Generación de la geometría primitiva

Como se puede apreciar, el programa permite seleccionar entre tres tipos genéricos de geometría para la herramienta (Figura 7.6).

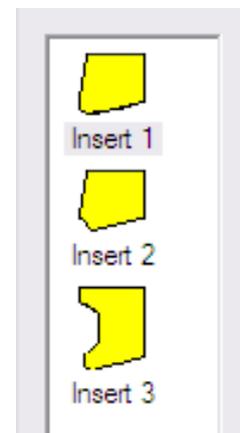


Figura 7.6 Tipos de geometría de la herramienta

Una vez seleccionado el tipo de geometría de herramienta, se tienen que facilitar los datos geométricos necesarios, entre los que se incluyen las longitudes, los ángulos de desprendimiento y de incidencia, así como el radio entre flancos (Figura 7.7).

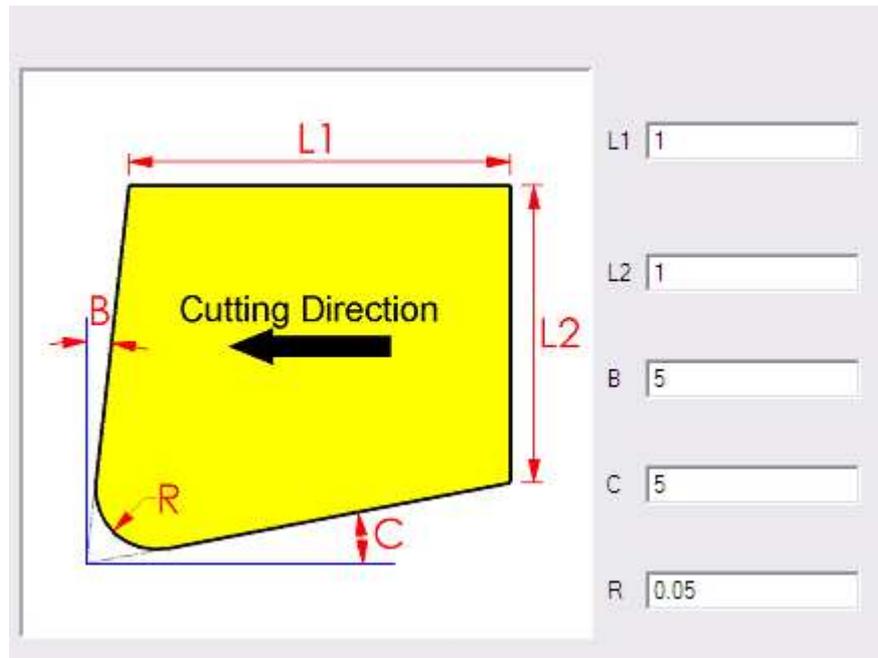


Figura 7.7 Datos geométricos de la herramienta

El siguiente paso consiste en la asignación de un material base para la herramienta, al que posteriormente se pueden añadir una serie de capas o recubrimientos del espesor y del material que se consideren oportunos (Figura 7.8).

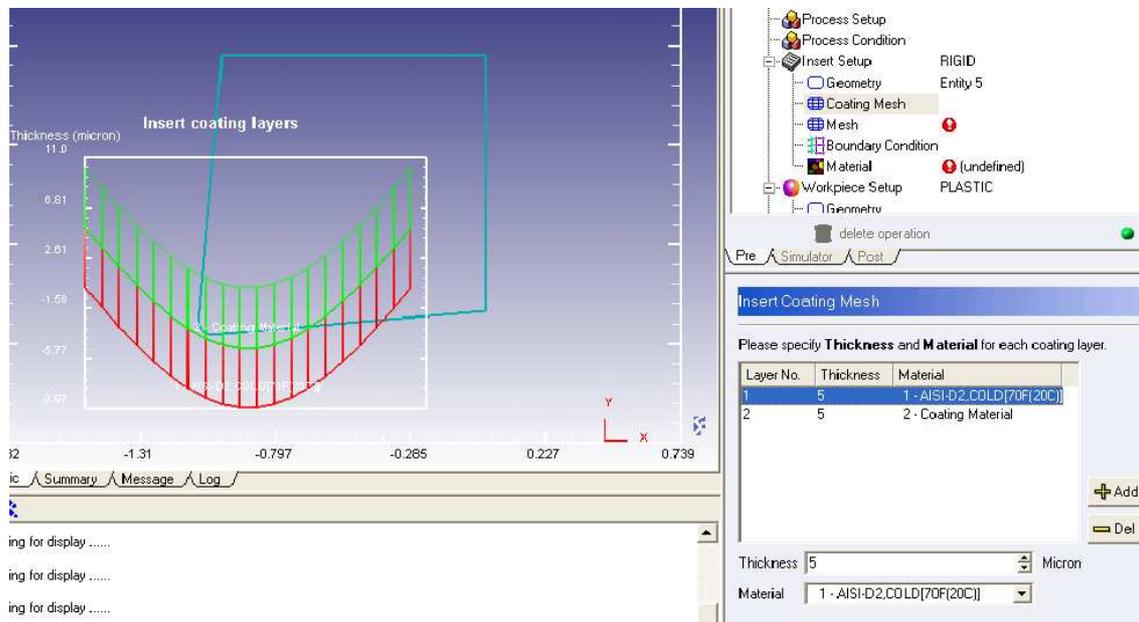


Figura 7.8 Recubrimiento de la herramienta

DEFORM 2D incluye una abundante base de datos de materiales con todas sus propiedades. Algunos de ellos llevan ya incluida una ecuación constitutiva basada

normalmente ecuaciones tipo Johnson-Cook. La Figura 7.9 muestra la base de datos propia incluida en DEFORM.

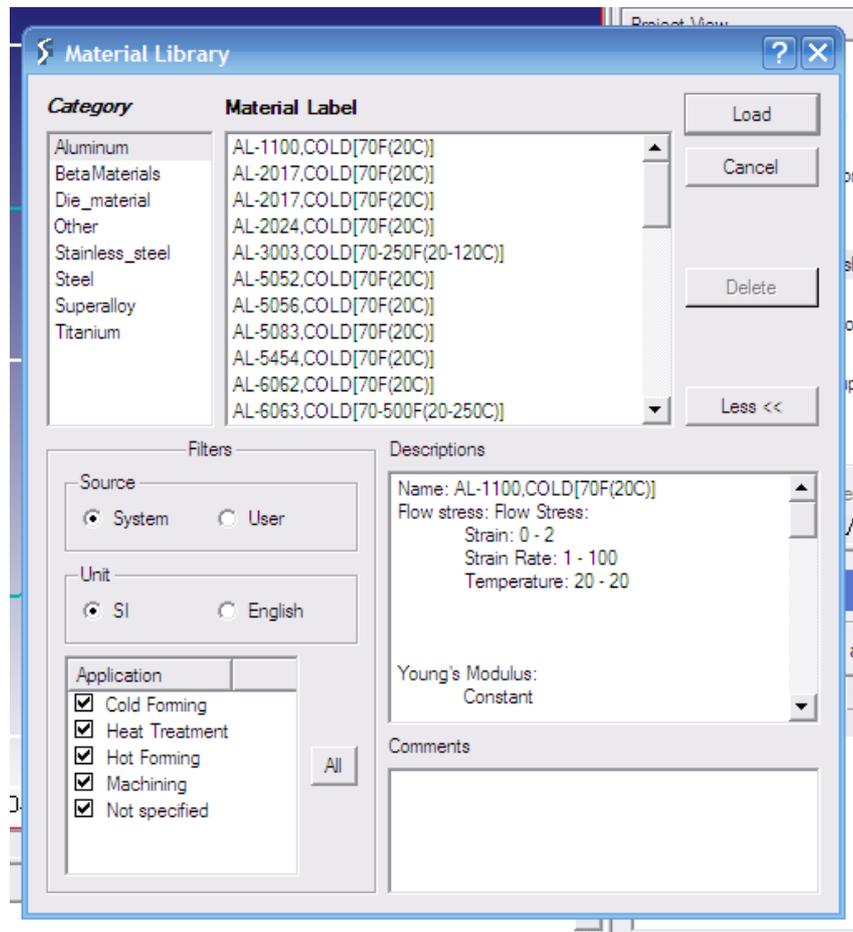


Figura 7.9 Base de datos de materiales

Se puede incrementar la base de datos con nuevos materiales generados paso a paso por el usuario y también importar materiales que ya existan en otros trabajos realizados previamente. Esto se consigue a través de la opción “*Material Wizard*”.

Una vez definidos los materiales y la geometría de la herramienta, se procede al mallado de la misma. Para este paso, el software dispone de una opción de mallado zonal (Figura 7.10) muy útil porque permite mallar de manera diferente por medio de zonas, en función de la proximidad previsible entre la plaquita y la pieza a mecanizar durante la simulación del proceso de corte. Como es conocido, cuanto mayor sea la densidad del mallado el tiempo de simulación y la complejidad del cálculo aumenta.

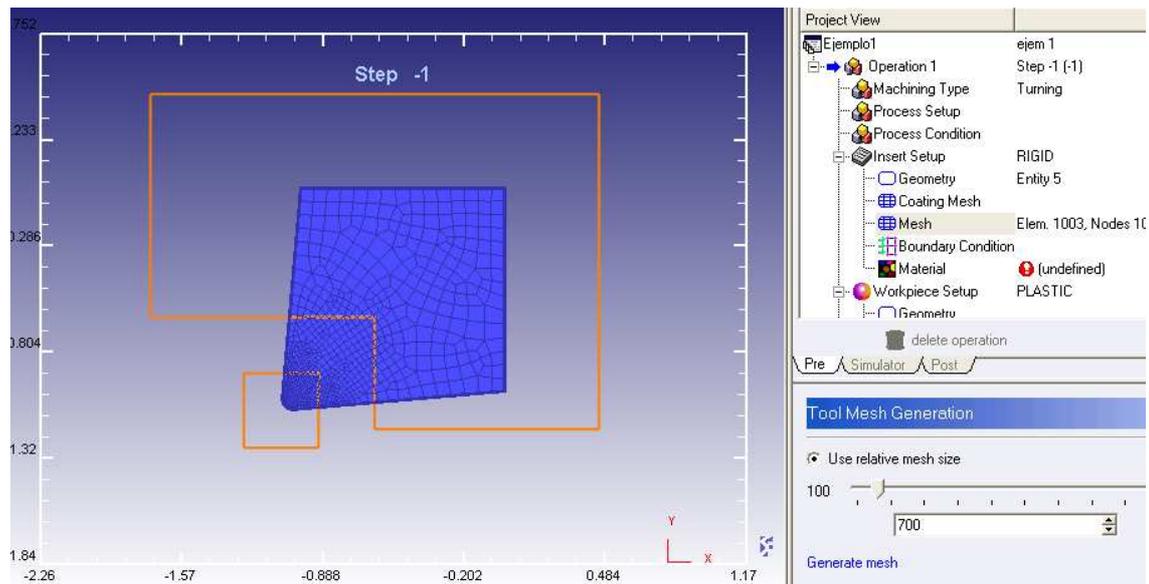


Figura 7.10 Mallado zonal

Para no desaprovechar potencia de cálculo del motor de simulación, se crean unas ventanas donde se escoge un mallado menos denso para la zona que menos participa en el proceso, y un mallado mucho más fino en la zona de contacto con la pieza, que al fin y al cabo es la que realmente tiene interés en el proceso.

DEFORM 2D considera durante la simulación que la herramienta es rígida, pero una vez finalizada la simulación se permite realizar un análisis separado de las tensiones en la herramienta. En ese caso el programa considera que la herramienta es elástica y las fuerzas de contorno que se ejercen sobre ella se obtienen por interpolación de las obtenidas para la pieza calculadas en el análisis anterior. El programa crea un archivo localizado en la carpeta donde está instalado el programa, que si se ejecuta comenzará automáticamente el análisis de las tensiones en la herramienta.

7.2.3 Pre-procesado: definición de la pieza a mecanizar

Finalizada la definición de la herramienta se procede a la configuración de la pieza a mecanizar, comenzando con la definición de la misma como plástica o elastoplástica. A continuación se define la geometría como se muestra en la Figura 7.11.

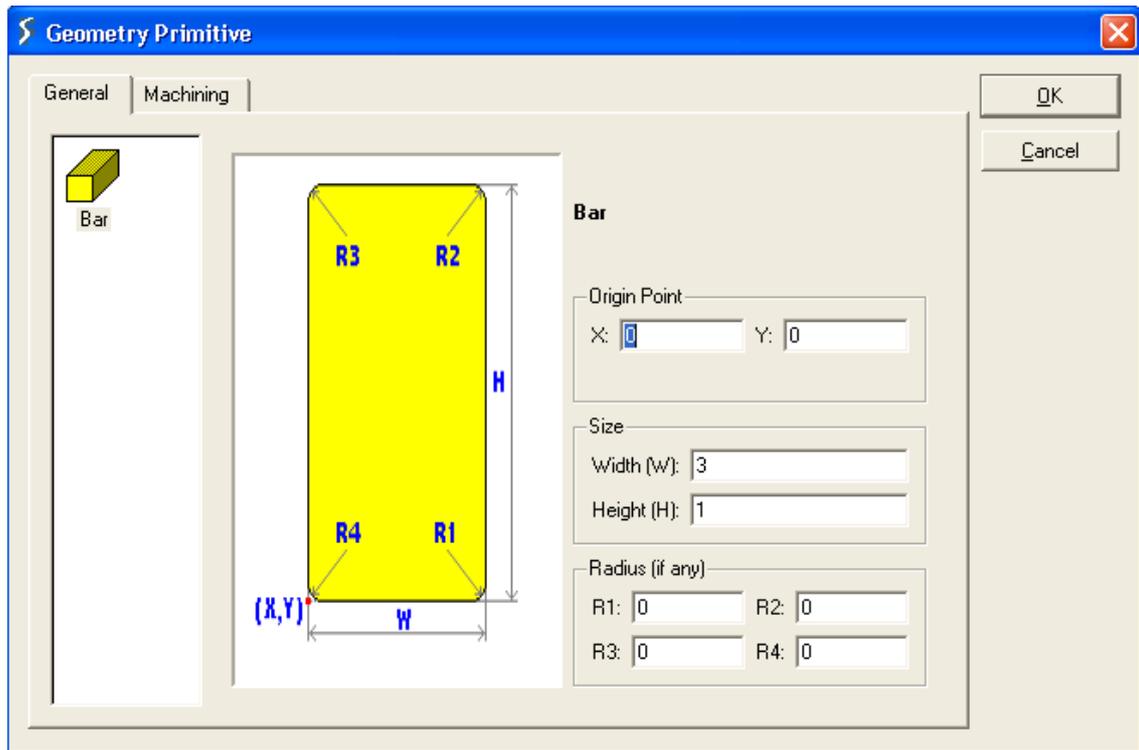


Figura 7.11 Datos geométricos de la pieza

A continuación se procede a generar las propiedades del material que conforma la pieza. En este tema se puede aplicar lo anteriormente descrito para la herramienta. Se puede seleccionar un material de la base de datos o generar uno propio y también importar materiales que ya existan en otros trabajos realizados previamente.

Sin embargo, en el caso de la pieza al ser un elemento deformable y de definición plástica o visco-plástica, es importante hablar sobre el panel de opciones que incluye el software DEFORM a la hora de definir las propiedades de los materiales.

Esto se consigue a través del asistente “*Material Wizard*” (Figura 7.12), disponible en el pre-procesador general del software DEFORM, tanto en versión bidimensional como tridimensional. En primer lugar se pueden definir las características básicas del material, y posteriormente se puede completar a través de la definición de la ecuación constitutiva del mismo (Figura 7.13). En este sentido el software incluye un sistema muy completo de introducción de datos para la simulación de las diferentes ecuaciones.

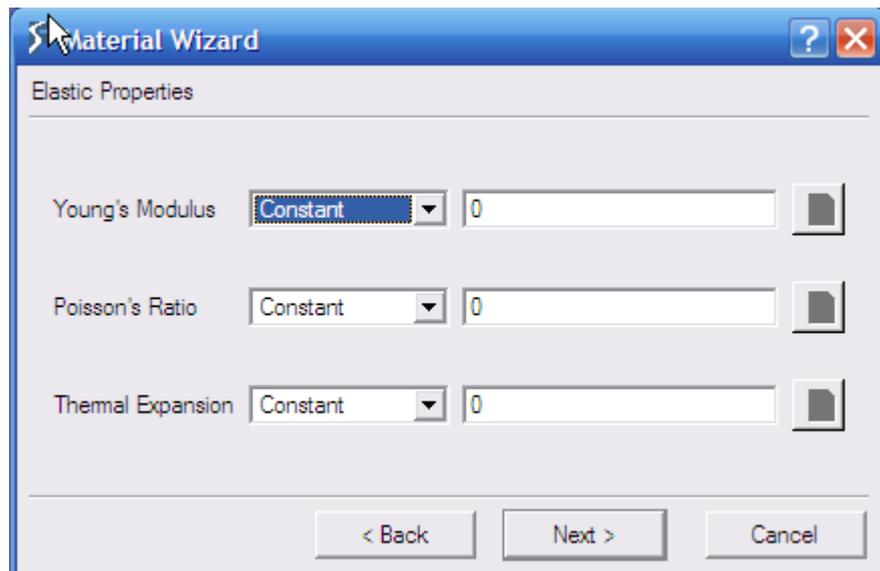


Figura 7.12 Propiedades del material

En el programa se accede a la definición de las propiedades plásticas del material a través de la pantalla “*Plastic Properties*” (Figura 7.13). Es esta aplicación la que permitirá la introducción de las ecuaciones constitutivas del material a mecanizar.



Figura 7.13 Propiedades de la ecuación constitutiva del material

7.2.4 Pre-procesado: creación de la ecuación constitutiva del material

Como se ha comentado en apartados anteriores, la curva correspondiente a la ecuación constitutiva tiene gran importancia en la simulación del proceso de corte. DEFORM incluye una base de datos muy completa de ecuaciones constitutivas, permitiendo además

que el usuario genere sus propias curvas a partir de la introducción de puntos previamente extraídos de la ecuación constitutiva que previamente se ha decidido como la adecuada para realizar la simulación.

En la Figura 7.14 se aprecia que la pantalla interfaz incluye una sección gráfica y otra de introducción de datos. Esta parte del pre-procesado no se puede realizar desde el asistente de pre-procesado sino desde el módulo general pre-procesador del software DEFORM 2D.

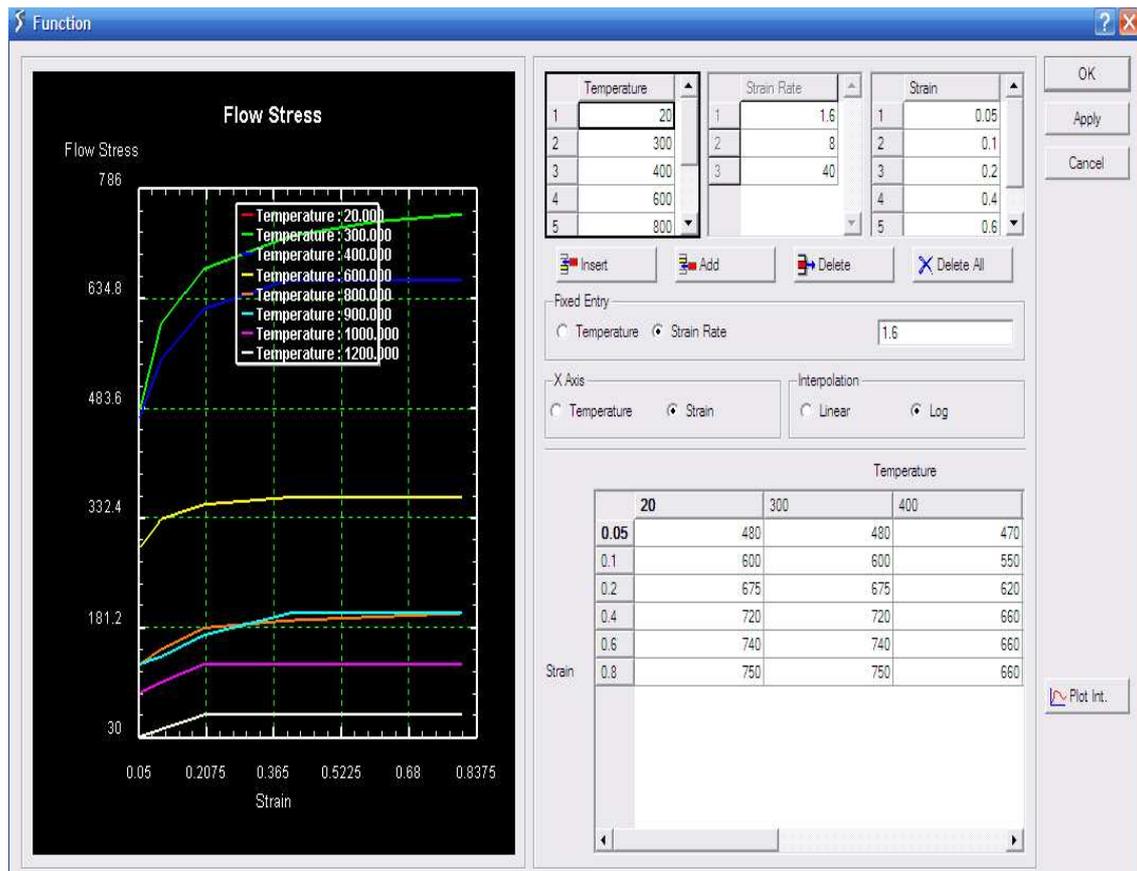


Figura 7.14 Introducción de datos de la ecuación constitutiva del material

Los puntos extraídos de la ecuación constitutiva se agregan en una rejilla de introducción de datos, que a su vez tiene unos valores marcados en la escala de definición de ejes (*Temperature* y *Strain*) predefinidos, pero que se pueden también modificar si fuera necesario (Figura 7.15).

The interface contains three data tables:

	Temperature
1	20
2	300
3	400
4	600
5	800

	Strain Rate
1	1.6
2	8
3	40

	Strain
1	0.05
2	0.1
3	0.2
4	0.4
5	0.6

Fixed Entry: Temperature Strain Rate (1.6)

X Axis: Temperature Strain

Interpolation: Linear Log

		Temperature		
		20	300	400
Strain	0.05	480	480	470
	0.1	600	600	550
	0.2	675	675	620
	0.4	720	720	660
	0.6	740	740	660
	0.8	750	750	660

Figura 7.15 Tabla de introducción de datos de la ecuación constitutiva

En la introducción de los datos es imprescindible fijar la temperatura o la velocidad de deformación (*Strain-Rate*) a un valor concreto y definir también un tipo de interpolación lineal o logarítmica para la definición final de la curva (Figura 7.16).

Fixed Entry: Temperature Strain Rate (1.6)

X Axis: Temperature Strain

Interpolation: Linear Log

Figura 7.16 Fijación de parámetros e interpolación

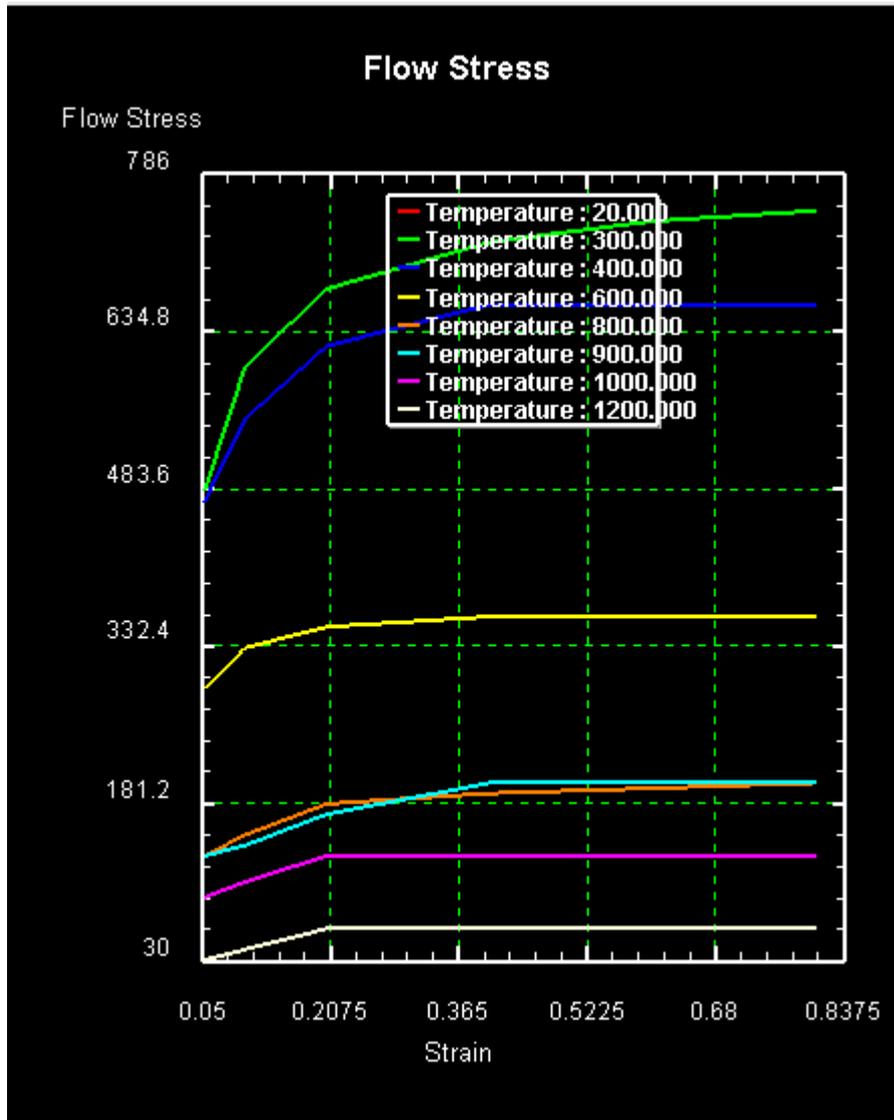


Figura 7.17 Curvas tensión-deformación para 8 temperaturas diferentes

En la parte gráfica se puede ver la forma final de las curvas en función de las temperaturas (Figura 7.17).

Otras opciones que se pueden manejar desde el menú “Material Wizard” son las correspondientes a las propiedades térmicas del material como la conductividad térmica y la capacidad calorífica. El interfaz gráfico es el que se muestra en las Figuras 7.18, 7.19 y 7.20.

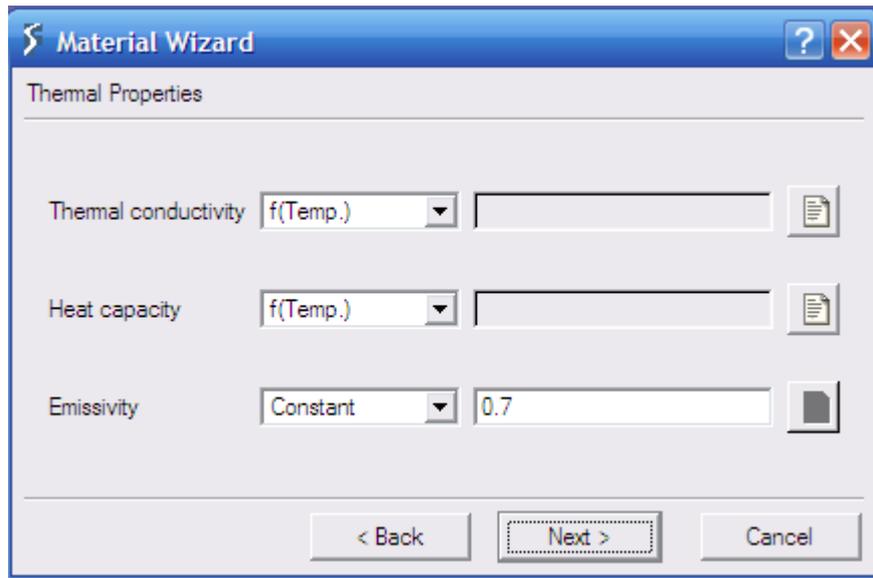


Figura 7.18 Propiedades térmicas del material

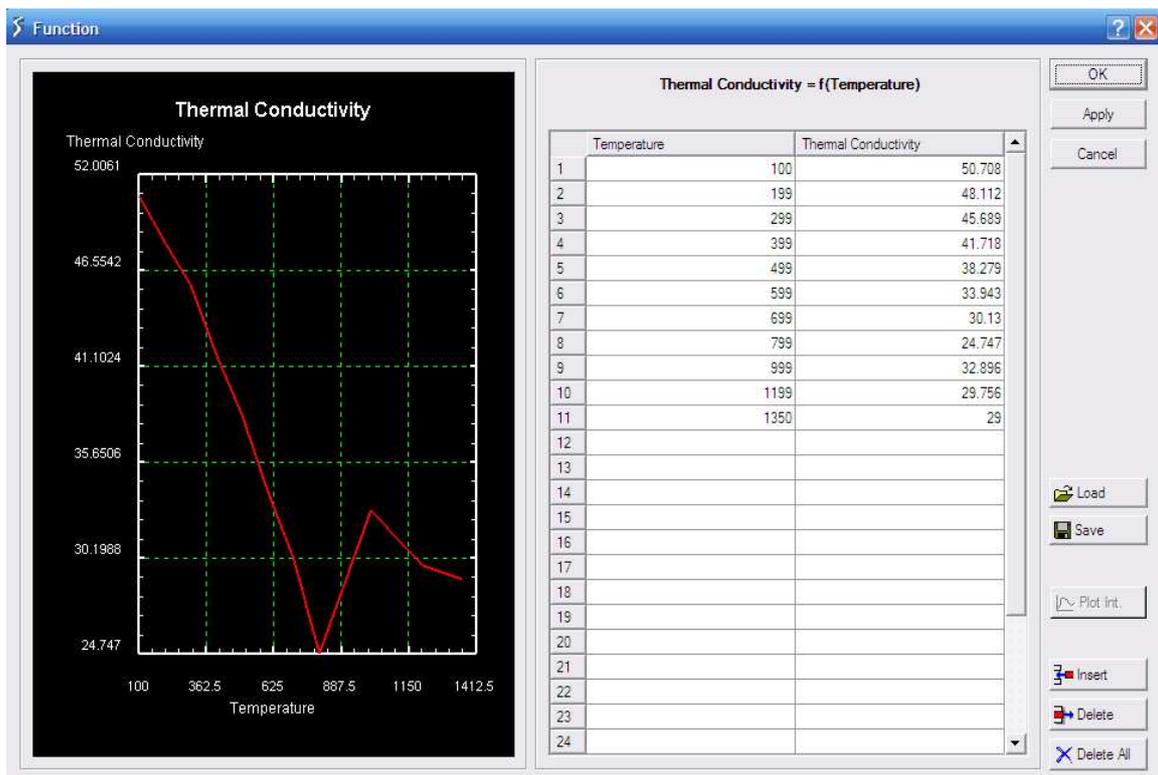


Figura 7.19 Gráfica conductividad-temperatura

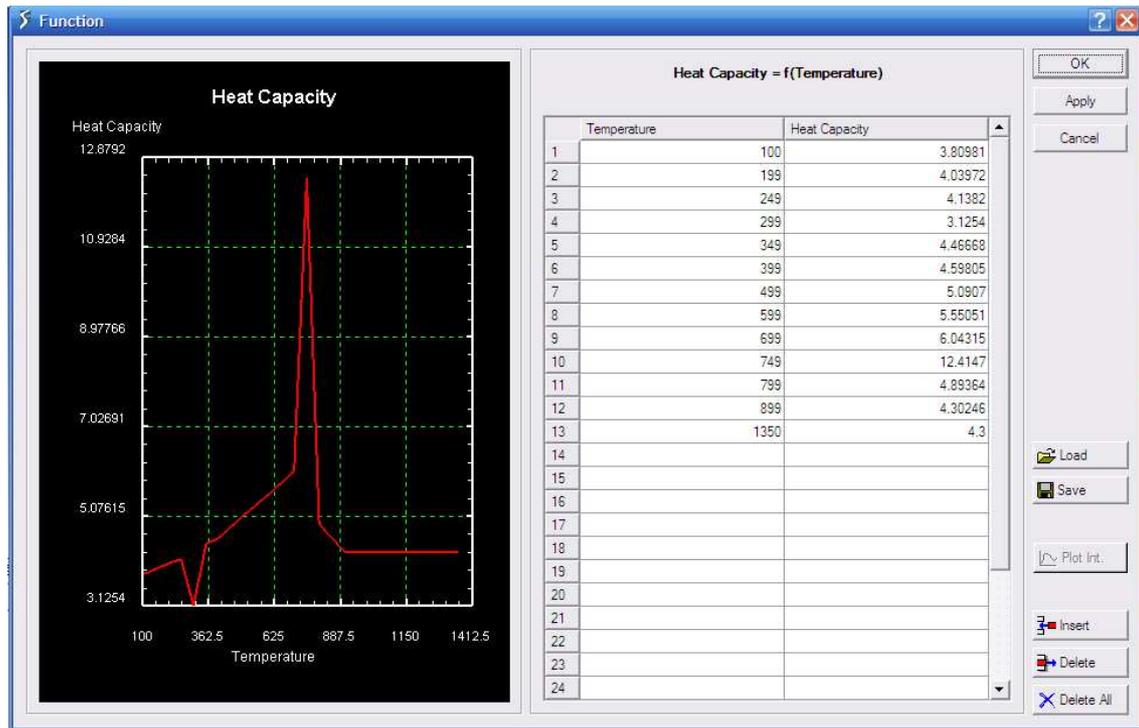


Figura 7.20 Curva de capacidad calorífica en función de la temperatura

Después de implementar la ecuación constitutiva del material, el paso siguiente será la definición de las propiedades y parámetros de la pieza. Se realiza el mallado, siguiendo la metodología descrita anteriormente para la herramienta, con el manejo de las ventanas (Figura 7.21) que permiten mallar con diferente densidad.

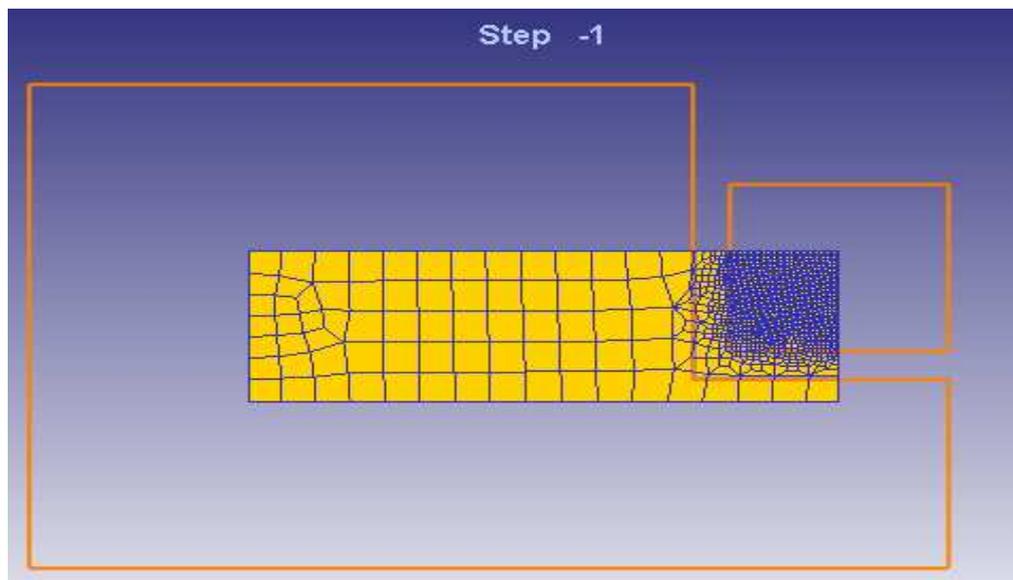


Figura 7.21 Mallado de la pieza

En las condiciones de contorno hay que tener en cuenta que en este modelo la herramienta está fija y es la pieza la que se mueve y en una dirección concreta (dirección X), por lo que

se aplicarán condiciones de contorno (*Boundary Conditions*) en los nodos inferiores a fin de conseguir este objetivo.

Como se puede observar en la Figura 7.22, para la dirección X se fija la velocidad al valor de la velocidad de corte mientras que en la dirección Y se fijará velocidad nula puesto que estos nodos deberán carecer de velocidad en la dirección Y, como se muestra en la figura, los nodos están resaltados en la pieza por estar marcados y en la parte derecha está la fijación en el eje Y (*Y-fixed*).

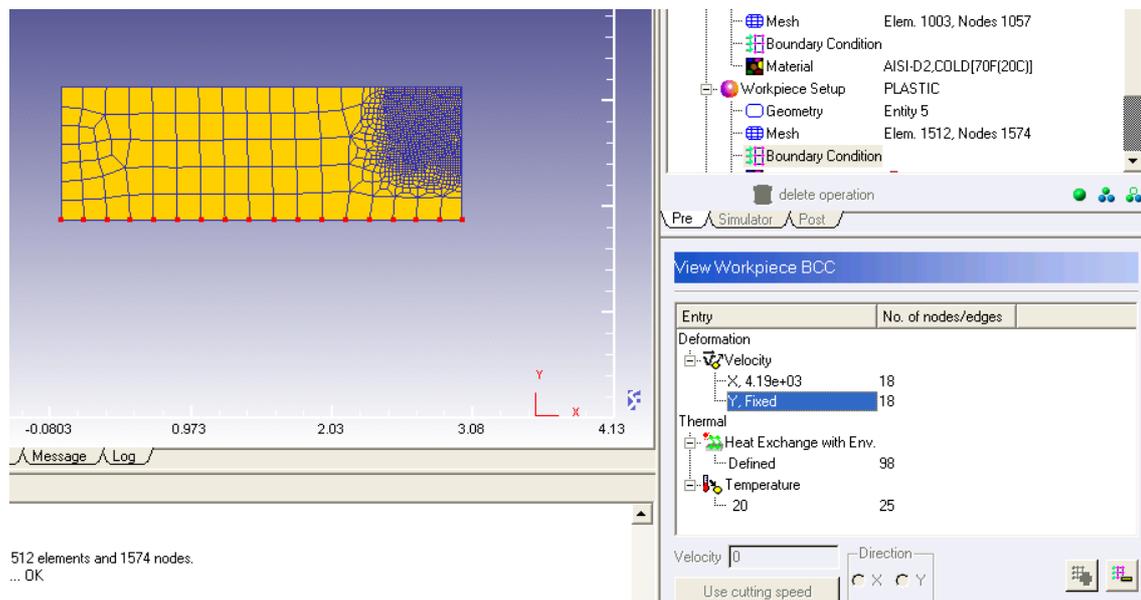


Figura 7.22 Condiciones de contorno de la pieza

Finalizada la definición de pieza y herramienta, solamente faltaría situarlas físicamente. En la Figura 7.23 se pueden observar las posibilidades de posicionamiento entre pieza y herramienta, pudiendo elegir también la interferencia entre ambos.

En este paso la opción más simple (ya que las condiciones del proceso de corte se han definido previamente) es permitir que el programa sitúe la herramienta por defecto en las condiciones descritas en los pasos anteriores.

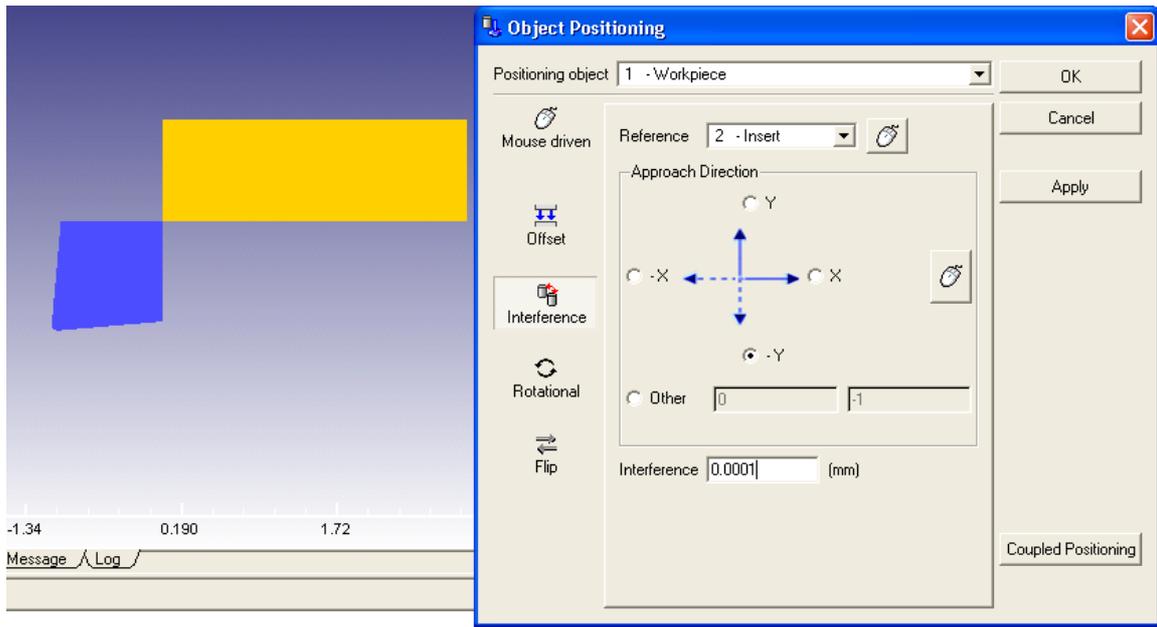


Figura 7.23 Posicionamiento entre pieza y herramienta

El software identifica sin tener el usuario la necesidad de hacerlo cuál es el objeto o cuerpo esclavo y cuál de ellos es el maestro. Las condiciones de contacto controlan la fricción, la transferencia de calor y la relación maestro-esclavo entre la herramienta y la pieza.

La herramienta tiene que ser el objeto definido como maestro y la pieza debe ser definida como objeto esclavo, porque será la pieza el objeto que se deformará cuando la herramienta comience a moverse. De esta manera se consigue también definir cual de los dos elementos implicados (el maestro) es el que penetra y consigue que se produzca un remallado en el objeto definido como esclavo.

A partir de este punto ya se puede afirmar que el proceso está listo para comenzar el análisis, aunque previamente se deben definir los controles de simulación. Este es un paso importante para la obtención de buenos resultados y mejorar parámetros y formas de cálculo del simulador: número de pasos, límites para la convergencia, etc.

7.2.5 Pre-procesado: modelización de la fractura

Las técnicas con las que permite el software DEFORM para interpretar el daño producido en el material son dos (Deform, 2006):

1.-Aplicar un borrado de elementos, con todos los parámetros asignados a dichos elementos, una vez iniciada la fractura.

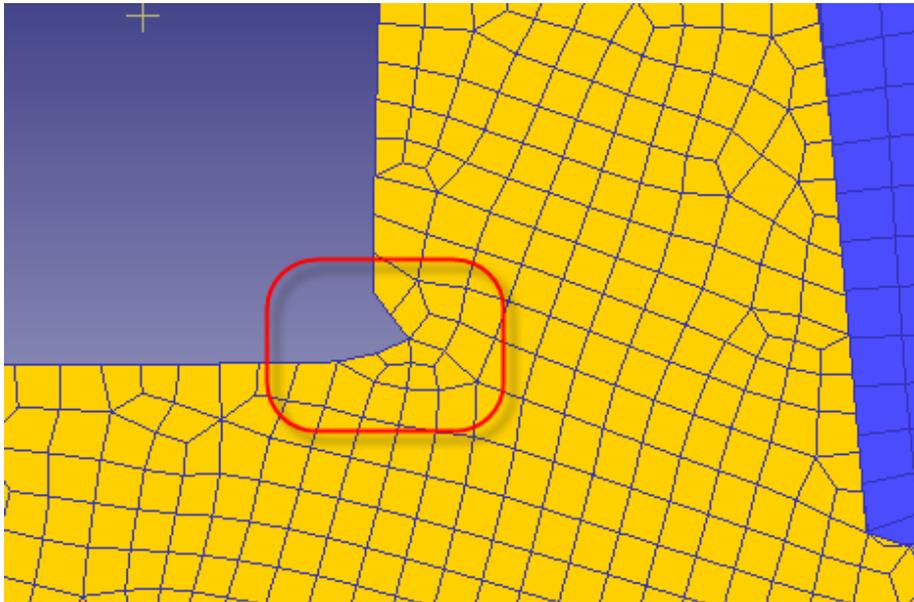


Figura 7.24 Inicio de la fractura

Esta técnica se denomina “*element deletion fracture*” (Figura 7.25) y su problema fundamental es la limitación del número de elementos a eliminar, otro de los parámetros modificables por el usuario, y que influye notablemente sobre los resultados obtenidos. Para definir el borrado de elementos el usuario puede optar por dos posibilidades:

- a) Decidir un intervalo basado en el número de pasos de simulación realizados por el software. Cada vez que el software ha llevado a cabo dicho número de pasos, se produce una parada y el software elimina todos aquellos elementos en los que se supere la condición establecida por el criterio de fractura. Si no hay ningún elemento que eliminar el software no lo eliminaría.
- b) Decidir un número de elementos mínimo que superen el factor crítico para que el software se detenga y los elimine.

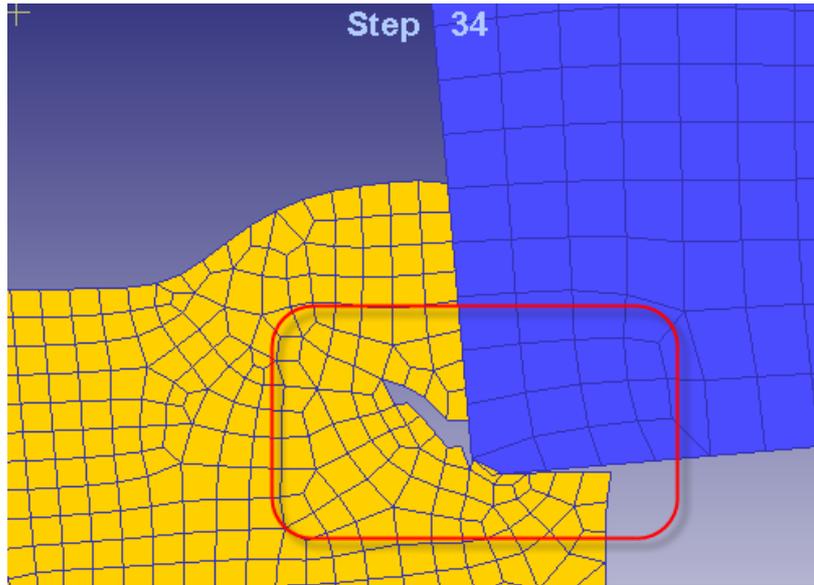


Figura 7.25 Borrado de los elementos

En ambos casos es absolutamente necesario un mallado muy denso en la zona donde se va a producir el borrado de elementos a fin de evitar la separación por rotura total de la viruta (Figura 7.26).

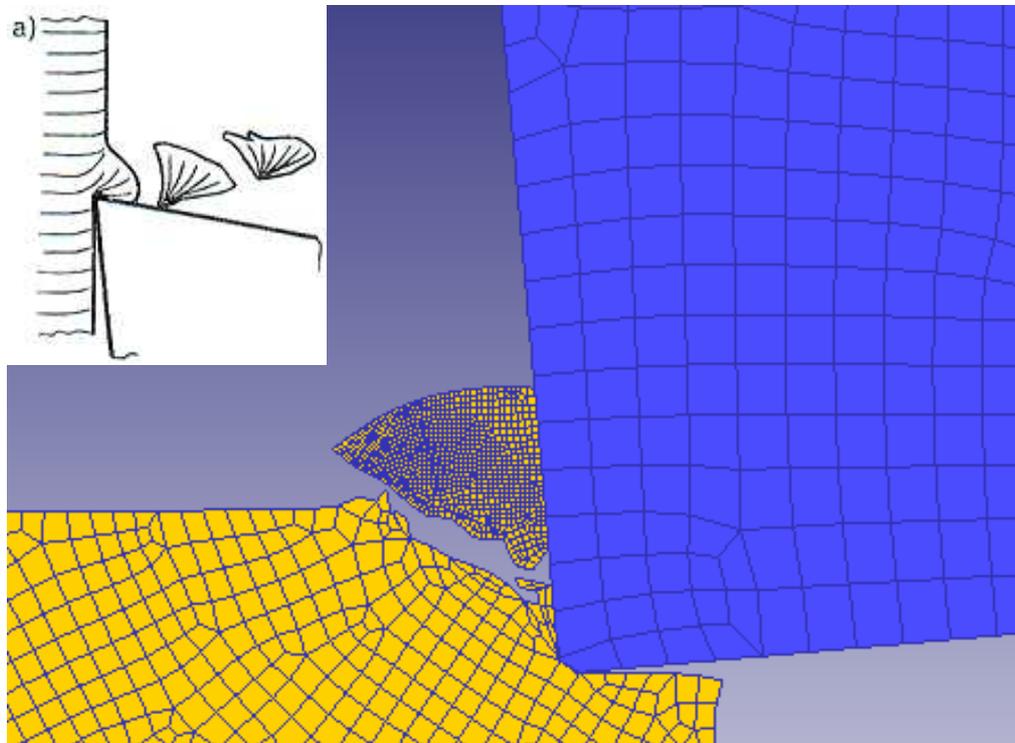


Figura 7.26 Separación de viruta por borrado de los elementos

2.-La técnica denominada “*remeshing-rezoning*”.

Usando esta técnica el software DEFORM establece el borrado de elementos mediante un remallado en la zona donde se produce la fractura. La obtención de la forma de la viruta segmentada se consigue mediante una drástica disminución de los valores de esfuerzo de fluencia de aquellos elementos que superen el valor crítico de daño. Solamente requiere la introducción en el programa del valor crítico D_{cr} correspondiente a la ecuación de Cockroft-Latham.

Durante el proceso de corte se producen pequeñas microfracturas o “*cracks*” en la zona de deformación primaria debido a la sobretensión. Las intercaras de dichos segmentos de viruta se sueldan inmediatamente después de producirse la fractura debido al efecto de compresión y también por efecto químico, sin embargo, una vez producido el fallo se va propagando siguiendo la línea marcada por la franja de deformación plástica generando la segmentación de la viruta (Aurich *et al.*, 2006). Esta técnica es la que finalmente se implantará en las simulaciones que se presentan en el capítulo de resultados. En dicho capítulo se mostrará con mayor detalle la forma con que el proceso de simulación lleva a cabo el desarrollo de la fractura.

7.2.6 Pre-procesado: ajuste del control de la simulación

Son las opciones que el software proporciona para controlar numéricamente la solución. Sin duda es la parte más importante en la configuración de una simulación puesto que la mayor parte de los problemas de convergencia de las soluciones están provocadas por una incorrecta configuración de los parámetros del análisis.

La correcta configuración de los parámetros que aparecen en esta ventana se puede luego mejorar desde el pre-procesador general de DEFORM en el caso que la simulación fallara por motivos de convergencia.

Las diferentes opciones se abren en una misma ventana a través de diferentes pestañas, que se describen a continuación.

- MAIN

Especifica el título de la simulación, sistema de unidades, tipo de geometría, modo de simulación etc. como se puede ver en la Figura 7.27. Es una pantalla general meramente informativa.

En esta ventana se deben seleccionar las opciones de “*plane strain*” en geometría, las unidades del Sistema Internacional (SI), el modo Deformación (*Deformation*) y Transferencia de calor (*Heat Transfer*).

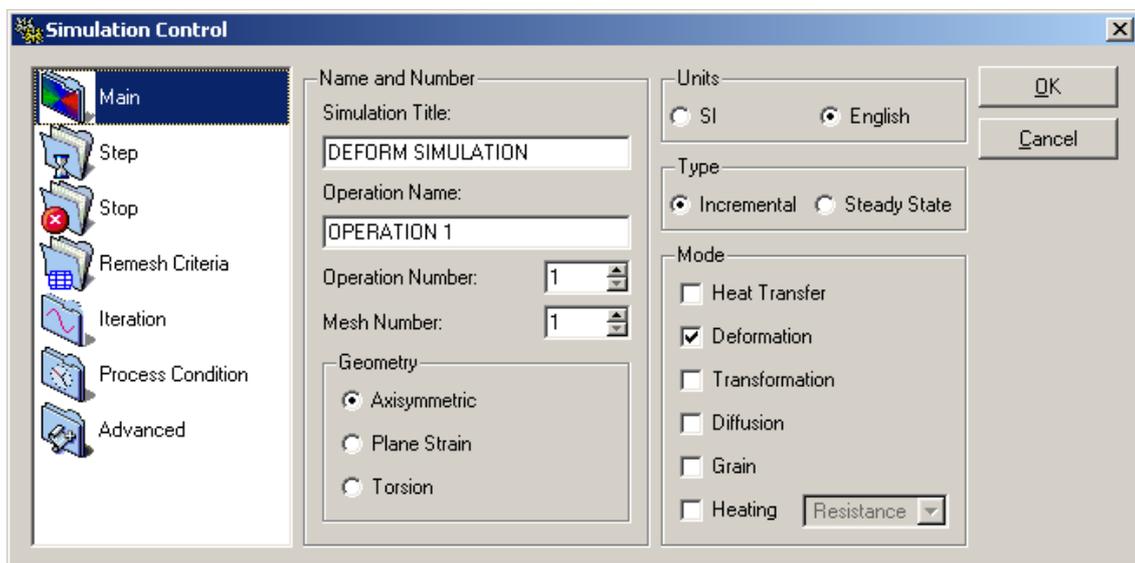


Figura 7.27 Pantalla de control de simulación situada en la pestaña MAIN

- STEP

DEFORM 2D resuelve problemas no lineales dependientes del tiempo. A cada incremento de tiempo, la velocidad, temperatura, y otras muchas variables de cada nodo de la malla de elementos finitos son dependientes de las condiciones de contorno y de las propiedades termomecánicas del material utilizado. Así mismo, estas propiedades van actualizándose paso a paso. Toda esta información se debe rellenar en las diferentes casillas (Figura 7.28) que tiene la pantalla de controles de paso (STEP): Número del primer paso, número de pasos previstos para la simulación, número de pasos que ejecuta cada vez que hace un guardado, etc. Es importante saber que la solución se puede controlar con el tamaño de paso o por el desplazamiento de la herramienta-pieza.

Es importante elegir un tiempo de paso y la cantidad de pasos necesarios para realizar una simulación correcta. En cualquier caso el programa informará de las posibles inconsistencias de planteamiento al realizar la comprobación final del modelo (paso habitual en todos los programas de elementos finitos). Tiempos cortos pueden provocar inexactitud en la solución, o un remallado muy distorsionado. Tiempos largos, en cambio, pueden dar largas e innecesarias soluciones. Es la experiencia del analista y el proceso de prueba y error lo que determina la elección adecuada de estos parámetros.

En este mismo control existen más pestañas con herramientas avanzadas, con las que se permite ajustar más profundamente el sistema. Entre ellas la herramienta “*Sliding Error*”, que controla el movimiento de los nodos que están en contacto con dos objetos.

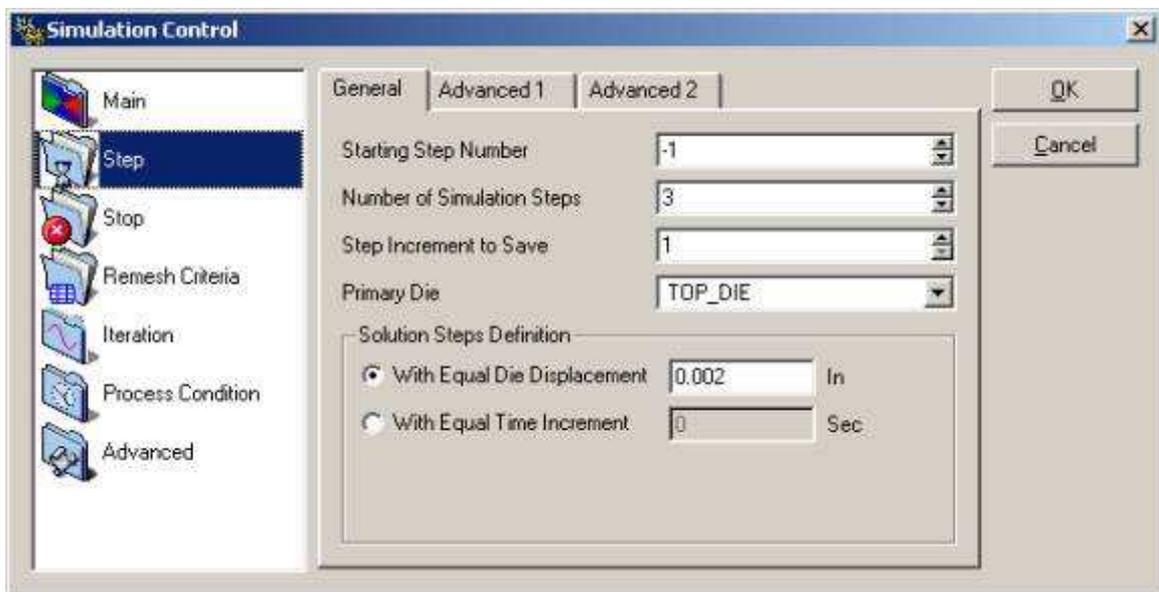


Figura 7.28 Pantalla de control de simulación situada en la pestaña STEP

- STOP

Reúne las restricciones para que el simulador no siga calculando (Figura 7.29). Esta ventana y sus parámetros son muy importantes, porque en muchas ocasiones tiene valores asignados por defecto que llevan a que una simulación finalice antes de lo previsto, bien por el tiempo de duración del proceso o la distancia recorrida por la plaquita, por ejemplo.

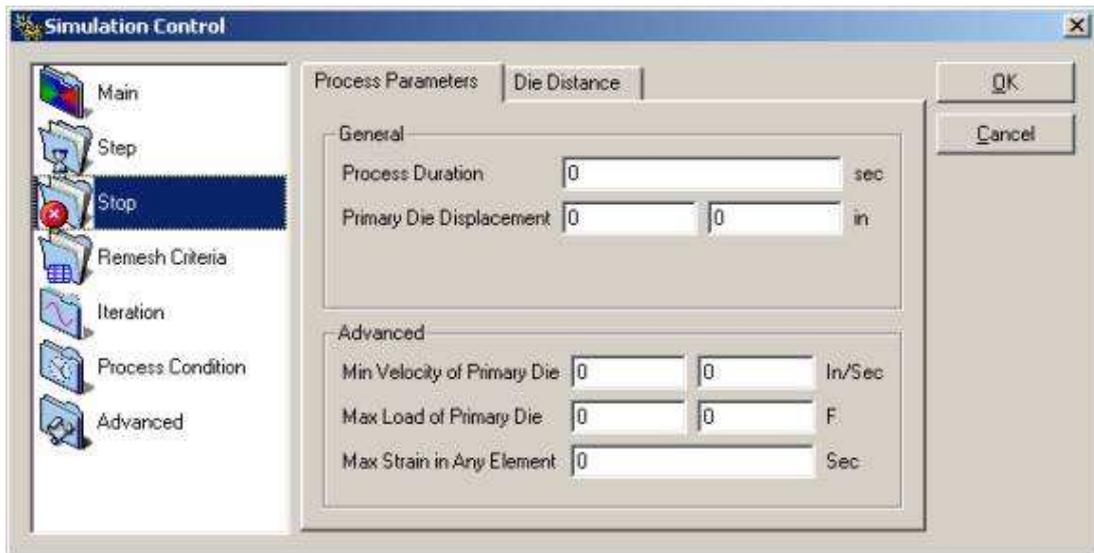


Figura 7.29 Pantalla de control de simulación situada en la pestaña STOP

La información a introducir son los valores de una serie de parámetros como las condiciones de velocidad, duración, tensión máxima, carga máxima o distancia máxima entre nodos adyacentes; de manera que cuando uno de ellos se supere, la simulación del problema se detendrá.

- REMESH CRITERIA

En esta pantalla se pueden controlar las variables que afectan al remallado de la pieza (Figura 7.30). Es decir, se puede escoger parámetros que afectan a cuándo, cómo y con qué frecuencia se malla de nuevo la pieza.

Cuando cualquiera de las condiciones descritas se completa, ya sea la profundidad de interferencia entre objetos, la carga máxima, incremento de tiempo y paso máximo, el programa realizara un nuevo mallado.

Se puede provocar el remallado bien por factores geométricos, (como el coeficiente de penetración o profundidad entre los nodos de un cuerpo y los del otro), pero también se permite una programación temporizada (bien por tiempos o por pasos de simulación).

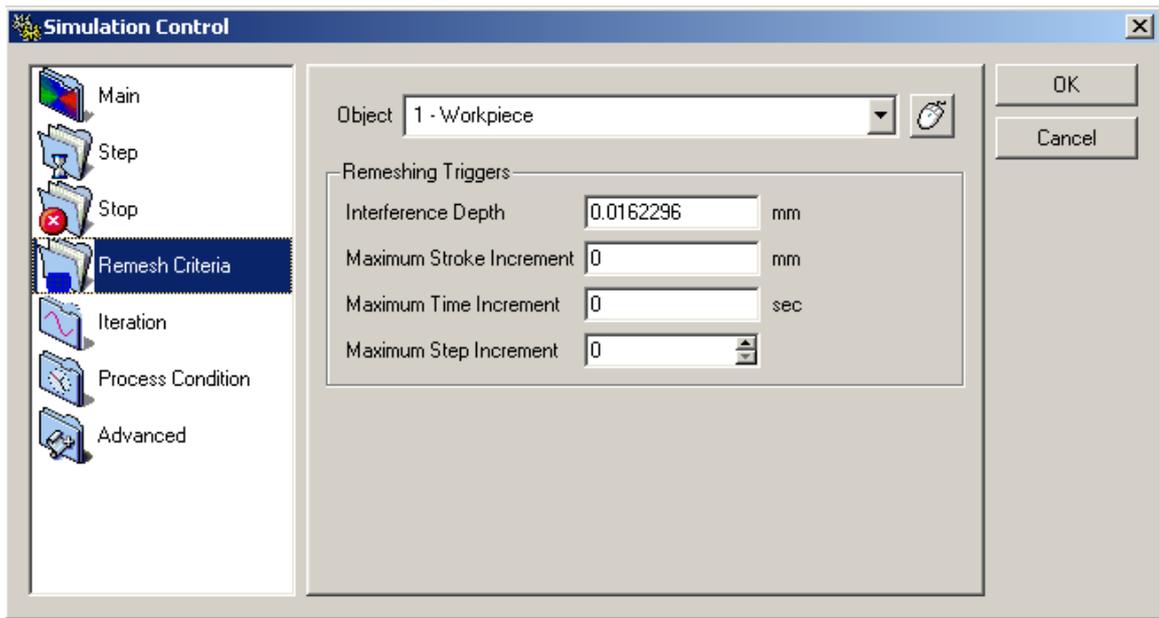


Figura 7.30 Pantalla de control de simulación situada en la pestaña REMESH CRITERIA

Un proceso de remallado de manera visual puede verse en la Figura 7.31.

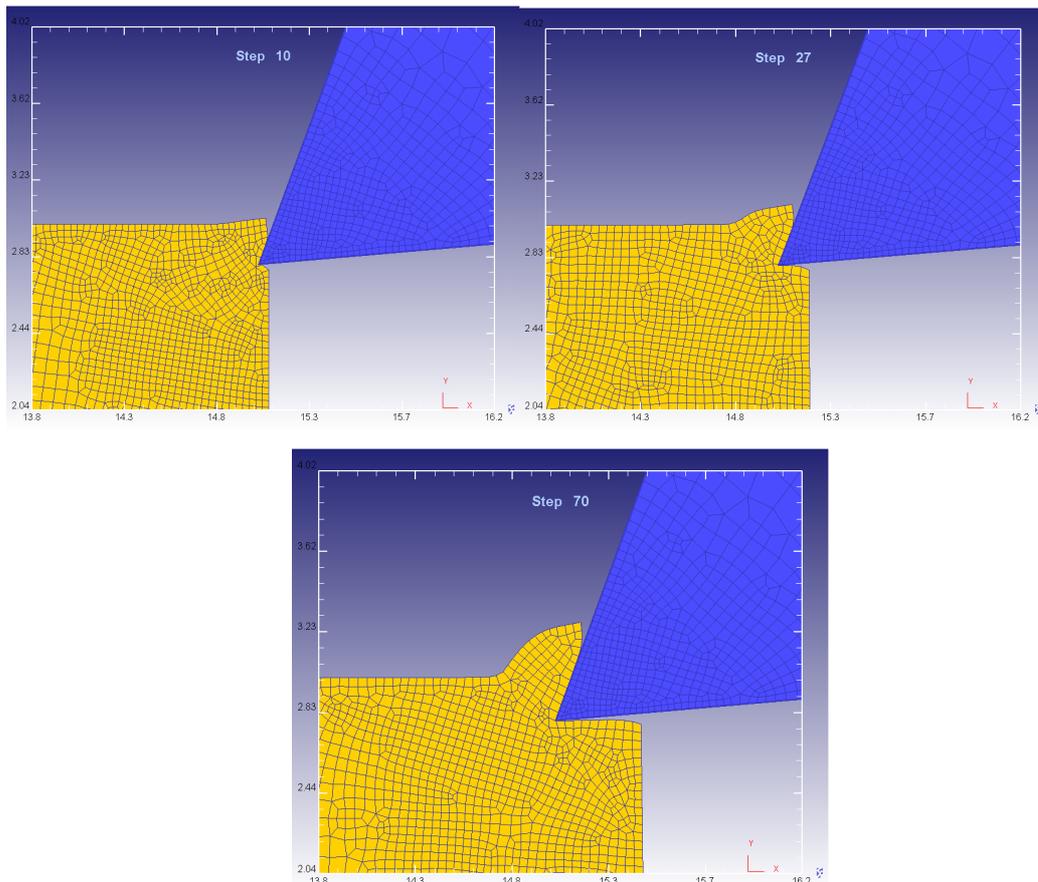


Figura 7.31 Proceso de remallado

- ITERATION

El método de resolución aplicado en la simulación es muy importante en el resultado final obtenido a partir de un modelo de elementos finitos. En DEFORM 2D existen dos tipos de iteración, la Directa y la Newton-Raphson.

En la pantalla ITERATION es donde se lleva a cabo la selección del método de resolución (Figura 7.32). También permite elegir entre dos “solvers” distintos que aporta el software. En esta misma pestaña se presenta la opción de dar valor al límite de error de convergencia para la fuerza y la velocidad.

Es importante resaltar la importancia de los valores introducidos en estos campos. Si se incrementan estos límites se produce un efecto negativo disminuyendo la precisión de las soluciones obtenidas, sin embargo en simulaciones que producen problemas de convergencia, un incremento en estos factores de hace que las iteraciones varíen ligeramente y se pueda llegar a hallar la solución para el problema.

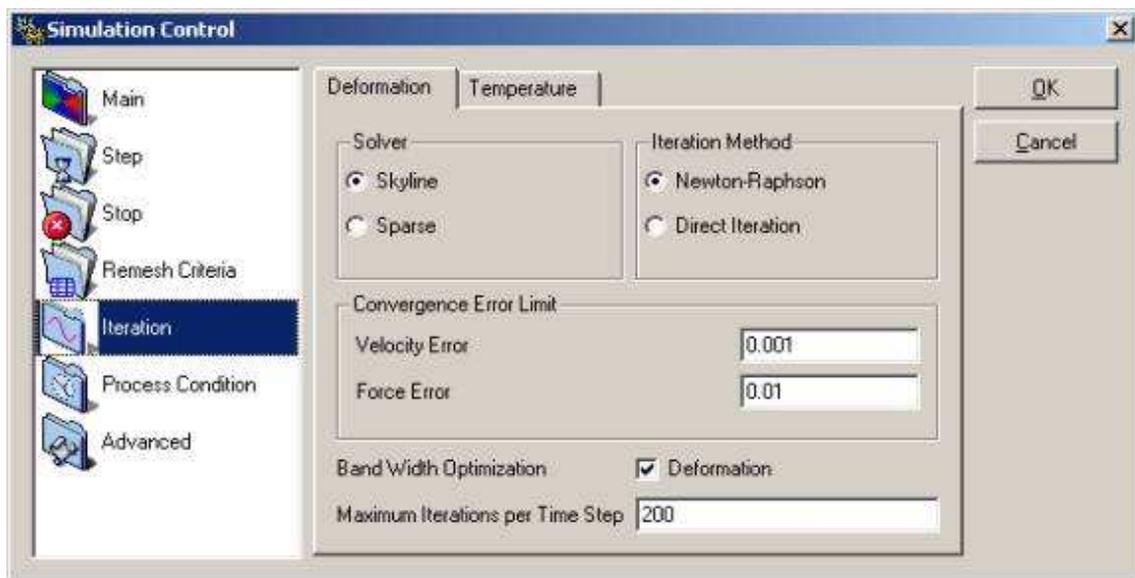


Figura 7.32 Pantalla de control de simulación situada en la pestaña ITERATION

- PROCESS CONDITION

En esta pestaña (Figura 7.33) se introducen los valores al entorno del proceso, como la temperatura ambiental del entorno, coeficiente de convección, factor de cálculo, etc.

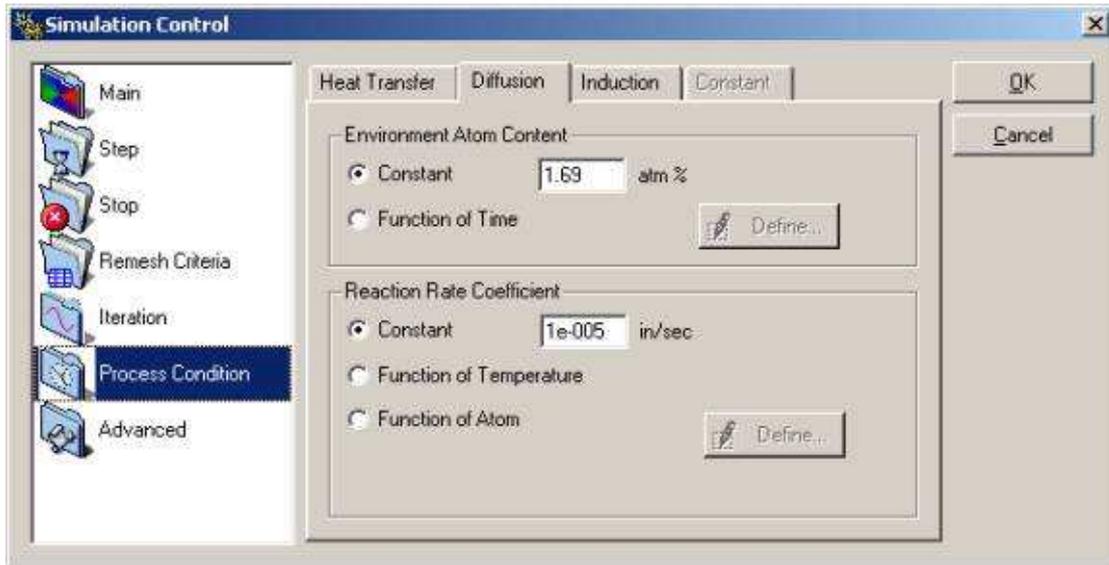


Figura 7.33 Pantalla de control de simulación situada en la pestaña PROCESS CONDITION

- ADVANCED

Permite dar valores al error geométrico que puede haber entre dos elementos unitarios (cuerpos discretizados), oscilaciones de un nodo adyacente a un segmento o superficie en el que un límite de esta oscilación haría estático este punto a un número fijo de subpasos (Figura 7.34).

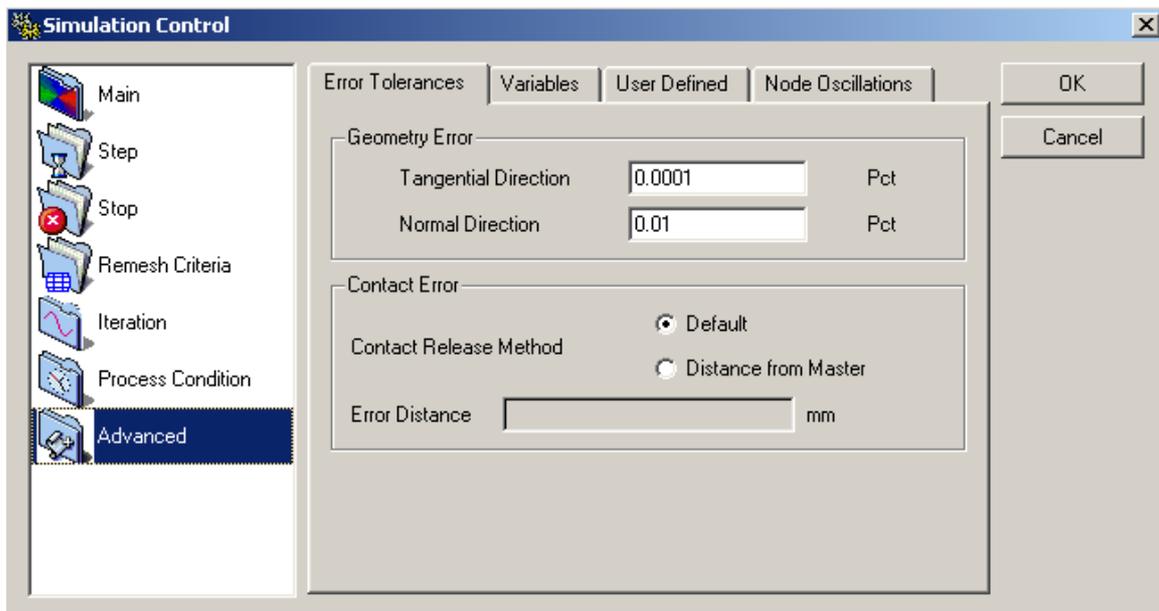


Figura 7.34 Pantalla de control de simulación situada en la pestaña ADVANCED

7.2.7 Resolución: solver

Una vez seleccionados todos los parámetros de control de la simulación se procede a cerrar la operación. Antes el software realiza una comprobación de los datos introducidos o “*Check Data*”, realizando una rápida pasada a todos los datos introducidos. En la esquina inferior izquierda aparece todo el recorrido que realiza por los parámetros, marcando en color rojo o amarillo los datos que pueden presentar error o una advertencia en la simulación.

A continuación, una vez hecho los posibles cambios a los datos, se pasa a generar la base de datos del problema o “*database*”, que ensambla todos los parámetros en un único archivo. Con esto último finaliza el pre-procesado y se accede a la pestaña “*Simulator*”, en la ventana de árbol de contenidos del proyecto. En esta pantalla (Figura 7.35) se utiliza la base de datos creada anteriormente para que el motor de simulación realice los cálculos. Pulsando la opción “*Run Simulation*” la simulación comienza a ejecutarse. A la izquierda el software realiza un seguimiento de la simulación vía mensajes, cálculos e incluso vista previa del transcurso de la simulación.

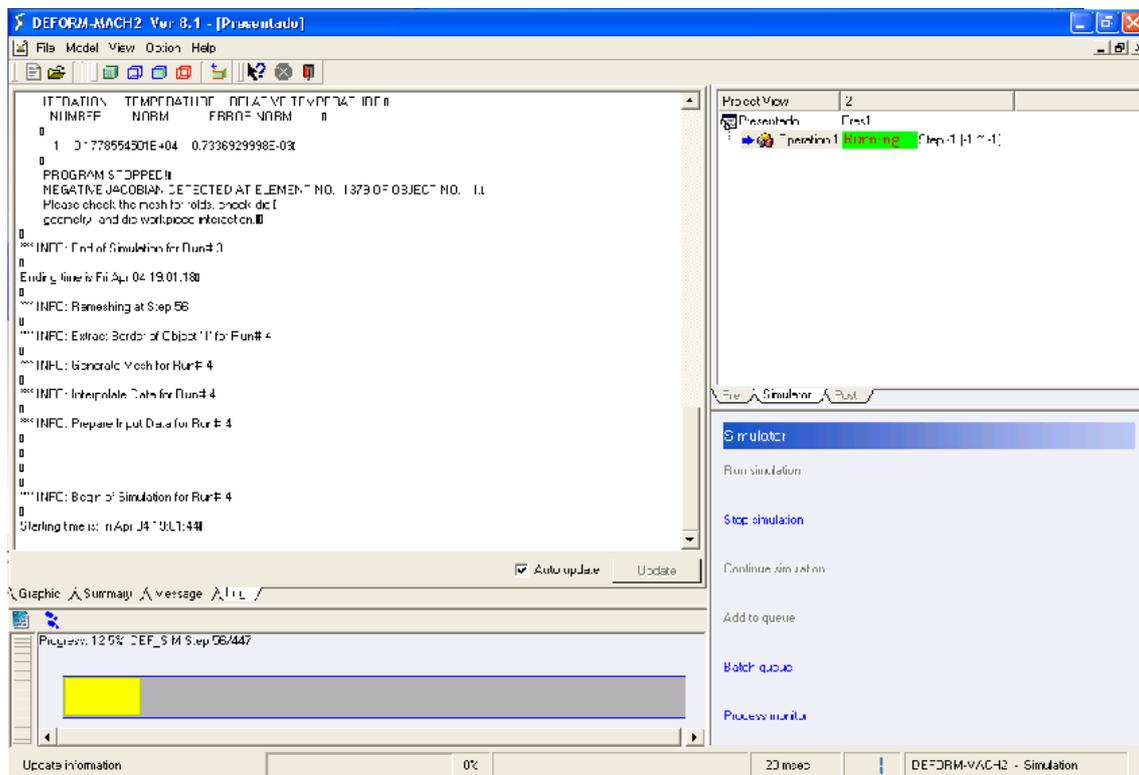


Figura 7.35 Simulador trabajando, como puede observarse en la franja amarilla de estado

La duración de la simulación es variable y puede ser de varias horas o incluso llevar días. Esta duración siempre depende de los parámetros utilizados en la definición de los procesos de iteración definidos sobre todo en los controles de la simulación, así como del hardware utilizado.

7.2.8 Post-procesador: soluciones visuales y gráficas de resultados

En esta pantalla se muestran todos los resultados producto de la simulación. En ella se observa la deformación paso a paso, dando la opción de pararla cuando sea oportuno y observar los parámetros concretos. Se puede disponer del entorno gráfico del simulador obtener gráficas de deformación, tensiones, temperaturas y demás variables del sistema. El entorno (Figura 7.36) gráfico de la pantalla de postproceso está dividido en tres partes fundamentales.

Por un lado está la zona de visualización en la que se puede observar la simulación de manera dinámica. En la parte superior derecha de la pantalla se encuentran las características del modelo y en la parte inferior derecha se encuentran las disponibilidades de obtención y disposición de la información a través de graficas y del histórico de la simulación.

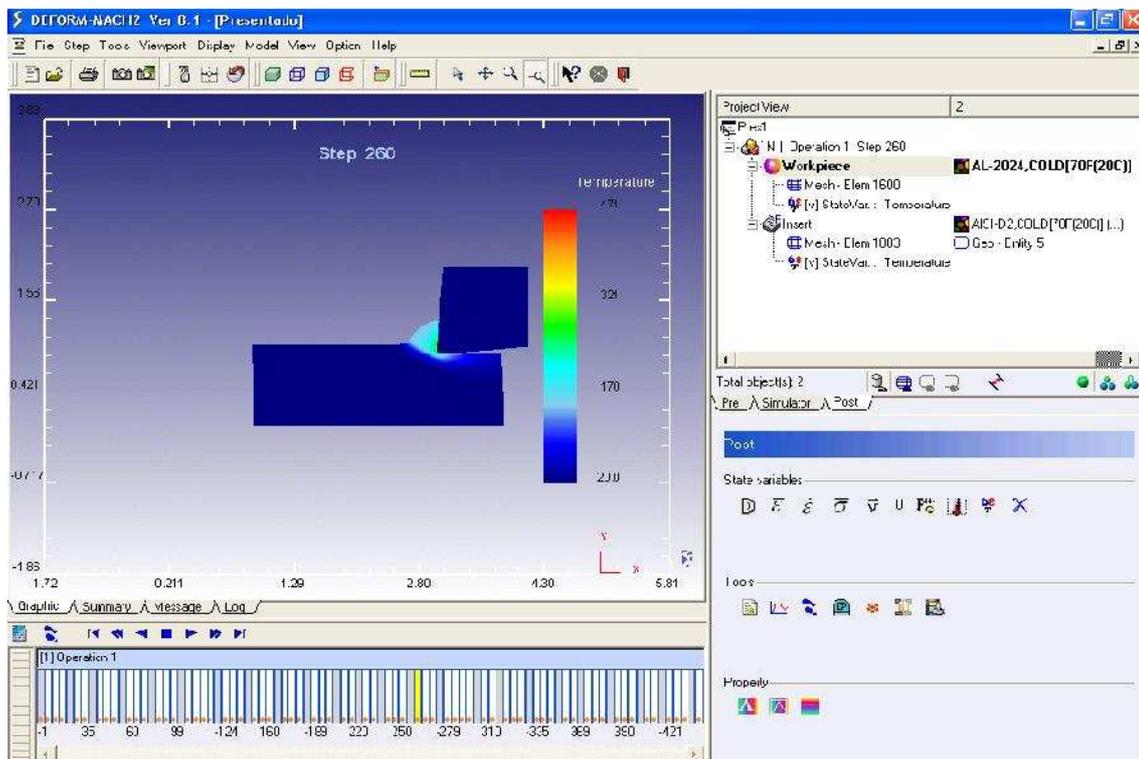


Figura 7.36 Pantalla de post-procesador

Los datos de salida de la simulación se pueden obtener de forma gráfica y también visual.

Se puede obtener una visualización por pantalla de la secuencia de pasos dinámica que muestra el avance del proceso en forma de video. A continuación, en la Figura 7.37 se muestra una secuencia de pasos para ver como se va desarrollando la viruta arrancada de la pieza a medida que avanza la herramienta.

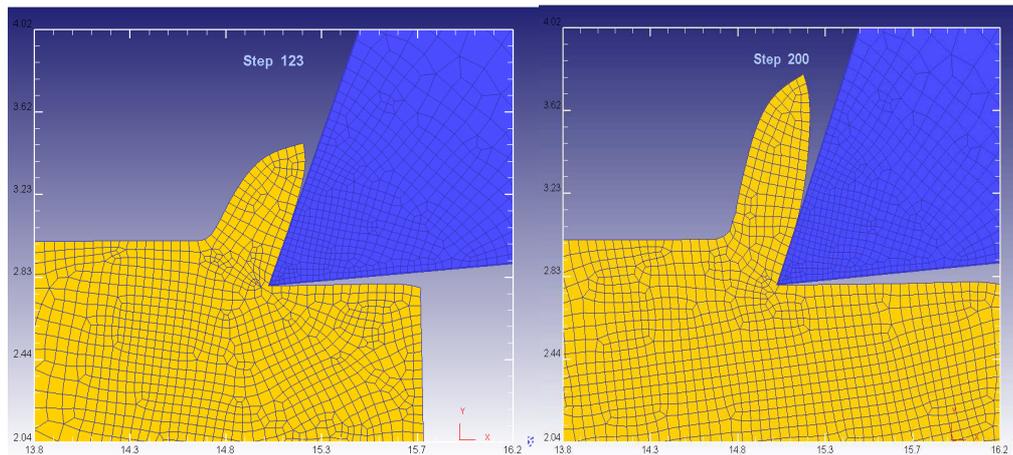


Figura 7.37 Visualización del proceso de forma dinámica

En la pestaña “Tools” o herramientas (Figura 7.38) se pueden obtener resultados en forma de diversas gráficas.

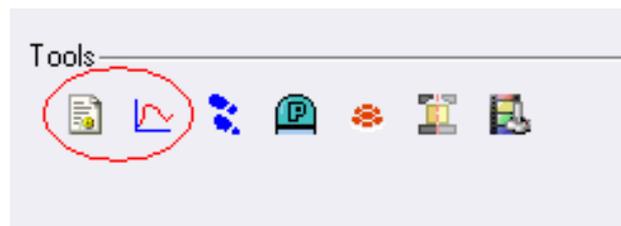


Figura 7.38 Iconos para obtener las gráficas

Una vez pulsado el icono se presenta una de las dos pantallas mostradas en la Figura 7.39. En cualquiera de ellas se pueden obtener las gráficas deseadas de muchos parámetros y variables del proceso.

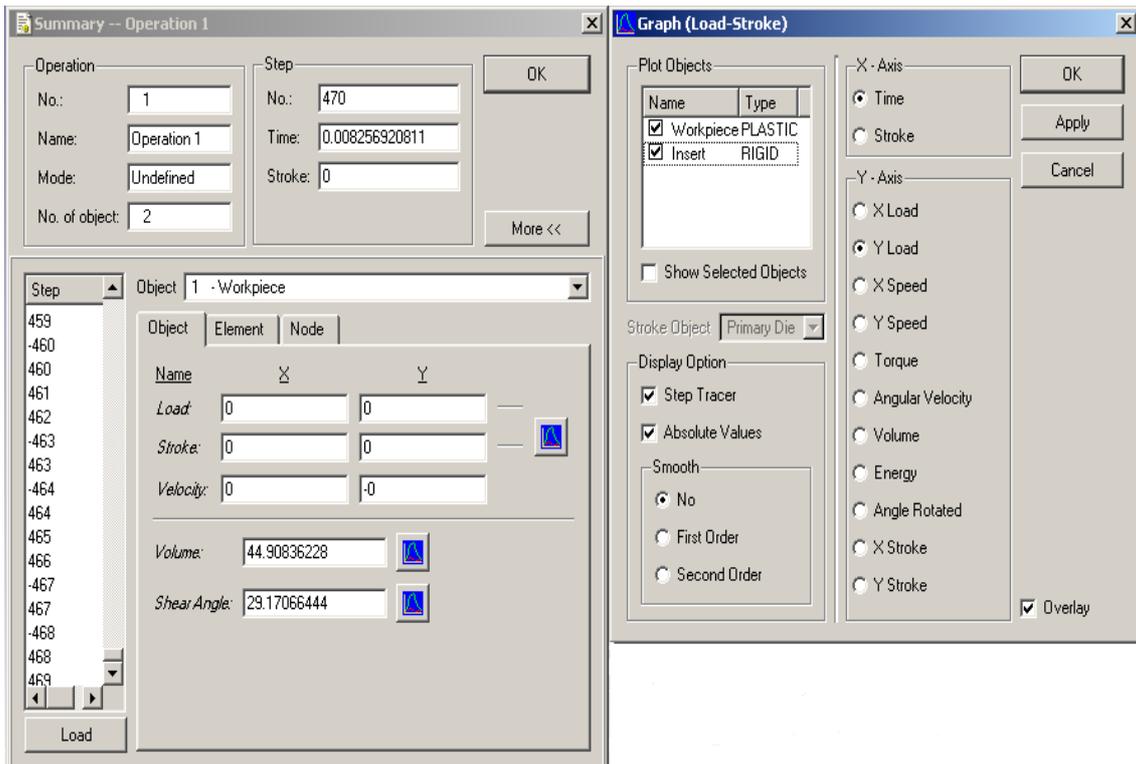


Figura 7.39 Pantallas para seleccionar las variables y parámetros de los que se deseen obtener gráficas

7.3 MODELIZACIÓN MEDIANTE DEFORM 3D

La modelización mediante DEFORM 3D tiene diferencias significativas con la modelización bidimensional en lo correspondiente al pre-procesado. El análisis y el post-procesado son idénticos en ambos a los descritos para el software bidimensional en el capítulo anterior, disponiendo el software DEFORM 3D de dos módulos separados: el asistente de pre-procesado tridimensional y el módulo general.

La mejor forma de trabajar con este software es modelizar el pre-procesado con el asistente para posteriormente pasar el modelo al módulo general y allí afinar parámetros referentes a materiales, mallados, etc.

El pre-procesado en tres dimensiones modelizará una plaquita concreta y tridimensional que se puede seleccionar entre las plaquitas comerciales que ya vienen incluidas en la base de datos del software o bien se puede introducir una plaquita generada por el usuario con algún software de diseño CAD (ya sea CATIA, SOLID EDGE o similar) que permita la exportación correcta al software DEFORM.

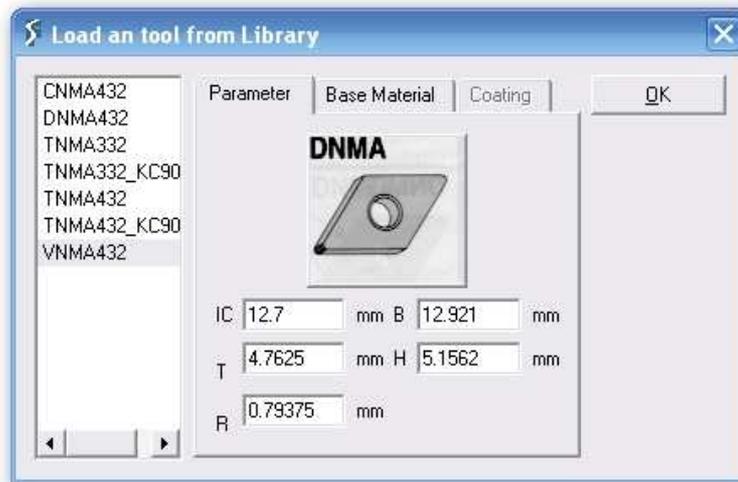


Figura 7.40 Listado de plaquitas comerciales disponibles en el software DEFORM 3D

En la Figura 7.40 se puede ver el listado de plaquitas disponibles para seleccionar, y en la Figura 7.41 se puede ver parte del listado de porta-plaquitas que también tiene incluida la librería de DEFORM 3D y que constituye el paso siguiente en la configuración del proceso de corte.

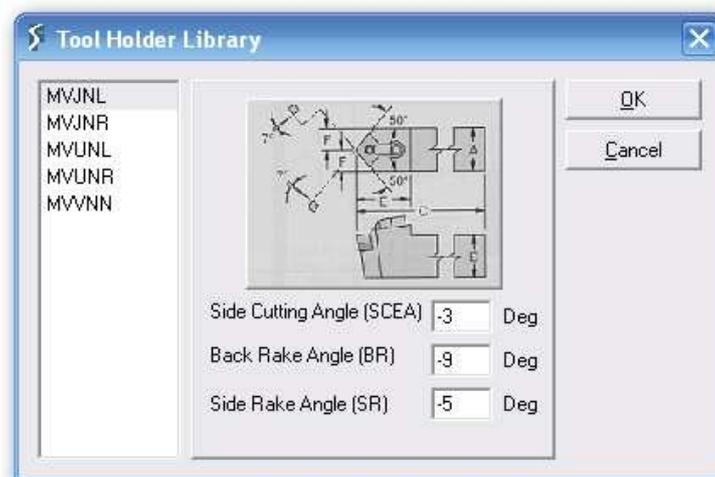


Figura 7.41 Listado de porta-plaquitas disponibles en el software DEFORM 3D

Evidentemente también se permite la generación de porta-plaquitas definidos por el usuario.

Posteriormente se decide la densidad del mallado de la plaquita mediante una pestaña que permite la previsualización y el mallado selectivo en densidad (Figura 7.42).

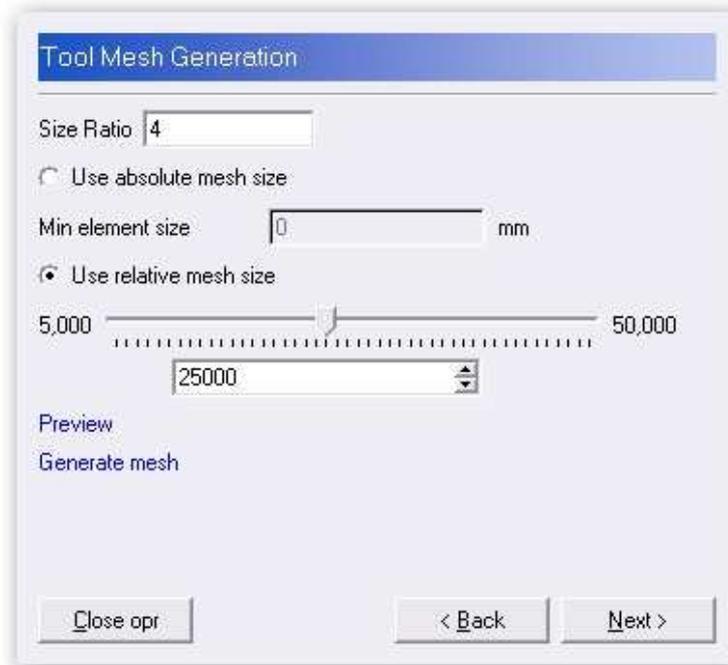


Figura 7.42 Selección del mallado.

Una vez realizado el mallado la plaquita, el paso final será la implementación del material (de la misma forma que en el caso bidimensional) y con ello la plaquita ya está lista para usar (Figura 7.43) y se procederá a la introducción de los datos de la pieza.

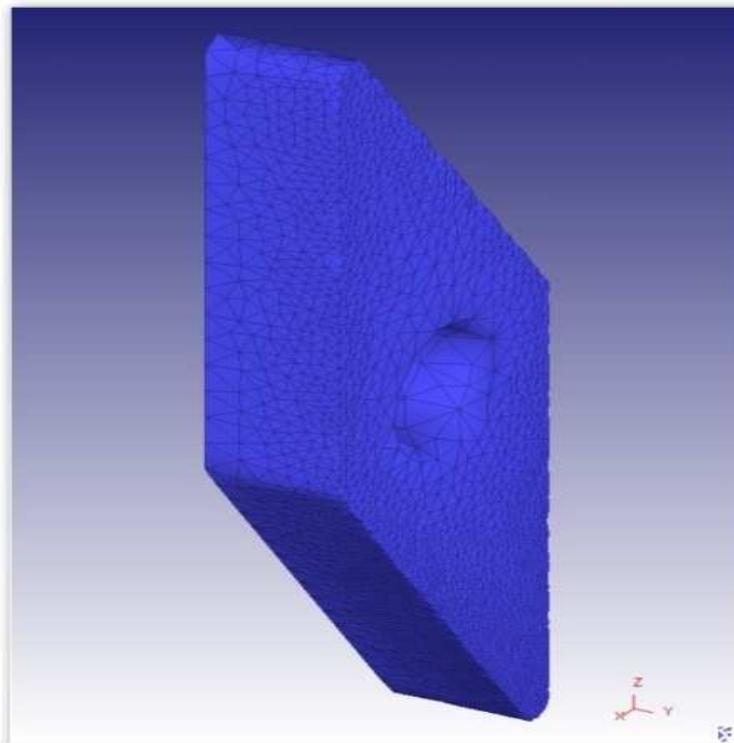


Figura 7.43 Ejemplo de plaquita mallada y lista para la simulación

En el caso de la pieza a mecanizar se deberá tener en cuenta el dominio del análisis que se va a realizar. Se trata de un análisis centrado en un tiempo muy corto (del orden del microsegundo) y por lo tanto la modelización debe ajustarse a tal circunstancia (Figura 7.44).

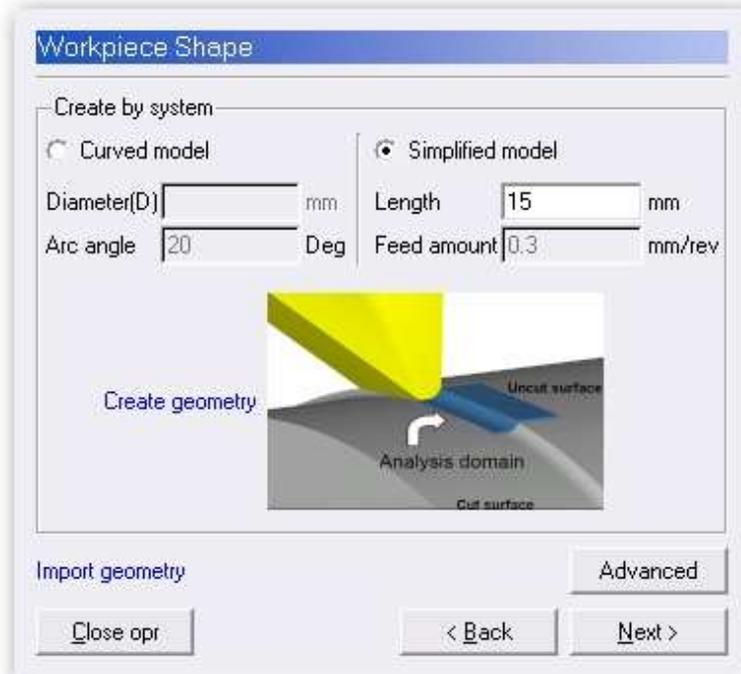


Figura 7.44 Selección del dominio de análisis

El software permite la generación de una pieza con o sin curvatura, seleccionando el radio del cilindro a mecanizar o el arco longitudinal a ser mecanizado. Al darle al programa la orden de crear la geometría, en la ventana de visualización se puede ver su representación gráfica inicialmente sin mallado (Figura 7.45).

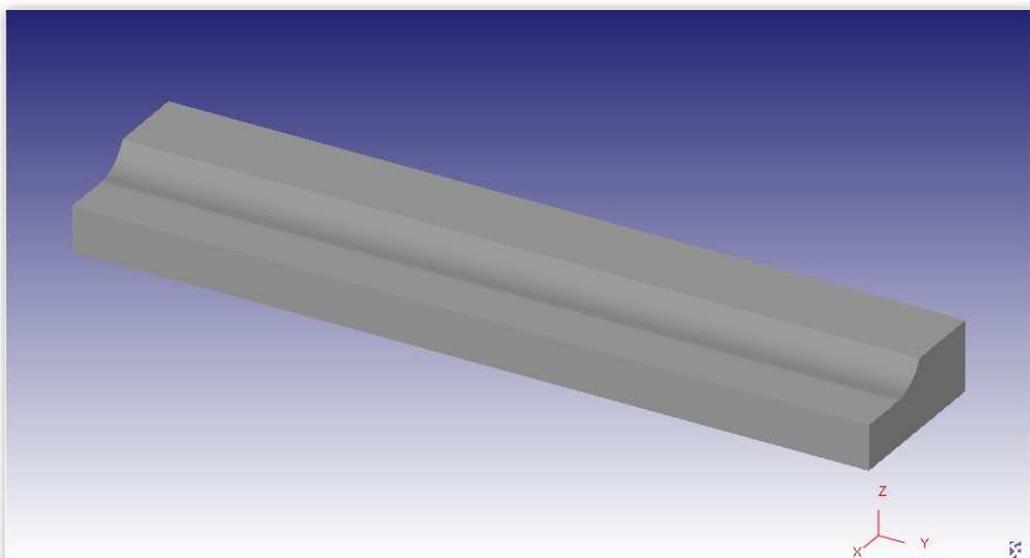


Figura 7.45 Dominio de análisis mediante la definición de la pieza.

Tras un proceso de mallado y asignación de material permite la obtención del cuerpo mallado correspondiente.

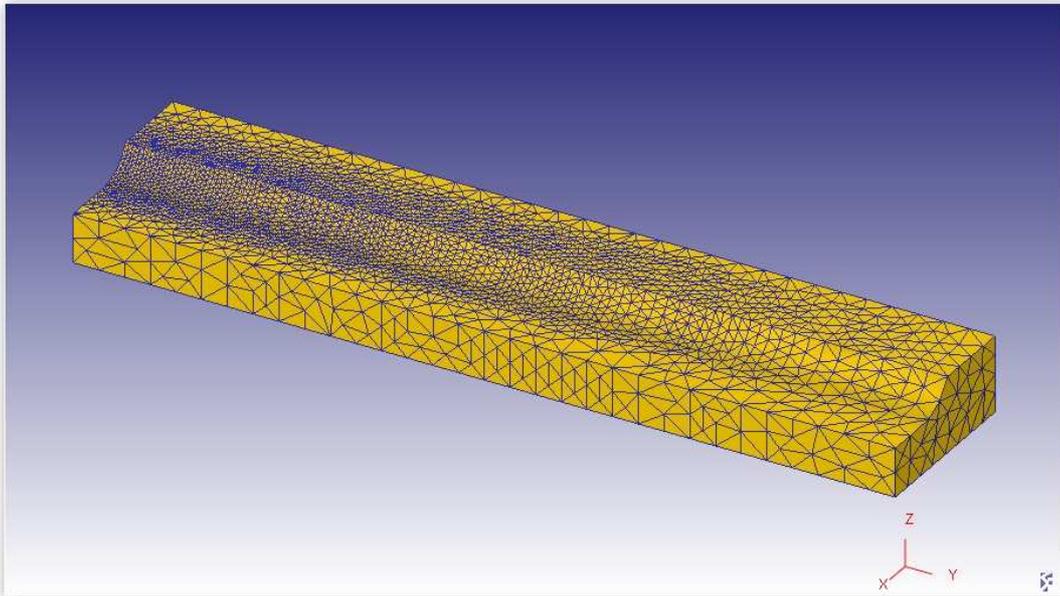


Figura 7.46 Pieza mallada con asignación de material

Es importante resaltar que el programa permite un diseño de malla con una densidad mayor en la parte más próxima al punto de corte (Figura 7.46). Esto es debido a que lo que interesa realmente es lo que sucede en el punto de contacto entre la herramienta y la pieza de trabajo. Por lo que mallar el resto de la pieza de una forma más leve hace que en conjunto se tengan menos datos, y la agilidad del software en el cálculo sea mayor.

No quiere decir que el resto de la pieza no tenga importancia en el análisis del conjunto, pero su interacción a medida que se aleja del punto de corte es menor y no es preciso tener una malla tan densa porque para cada paso iterativo que genere el programa, éste irá remallando la pieza para mantener en todo momento un mallado apropiado en la zona de corte, que proporcione la información necesaria para el estudio.

El modelo geométrico estará listo para programar los parámetros del análisis, que como ya se comentó con anterioridad no difieren de los explicados en la simulación bidimensional. En la Figura 7.47 se muestra un modelo completo con plaquita y pieza a mecanizar con dos formas de visionado: sólido (izquierda) y mallado (derecha).

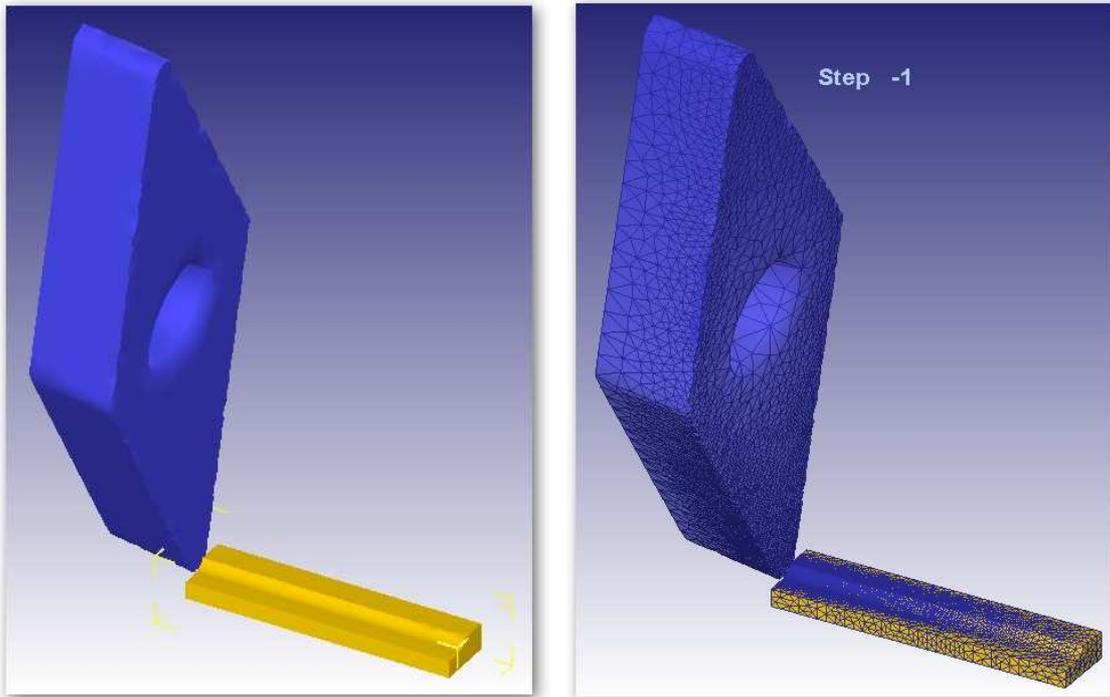


Figura 7.47 Pieza y plaquita definidas y listas para simular

En las simulaciones bidimensionales y en las tridimensionales existen aspectos que el asistente no permite modificar. Uno de ellos es el material, que tanto en las simulaciones bidimensionales como tridimensionales debe ser modificado a través del pre-procesador general.

Alguno de los aspectos cuya introducción en el software aún no se han mencionado son el criterio de fractura y el tipo de mallado y remallado, tanto para los modelos bidimensionales como para los tridimensionales.

Estos dos factores no se pueden introducir mediante el asistente de pre-procesado específico para procesos de corte, sino que será necesario hacerlo a través del pre-procesador general del software DEFORM.

El primero de estos factores se puede modificar a través de la pantalla de propiedades de los materiales en la sección “*Advanced*” que se puede ver en la Figura 7.48. En esta pantalla el usuario puede seleccionar entre diferentes ecuaciones que rigen el comportamiento de la fractura dúctil.

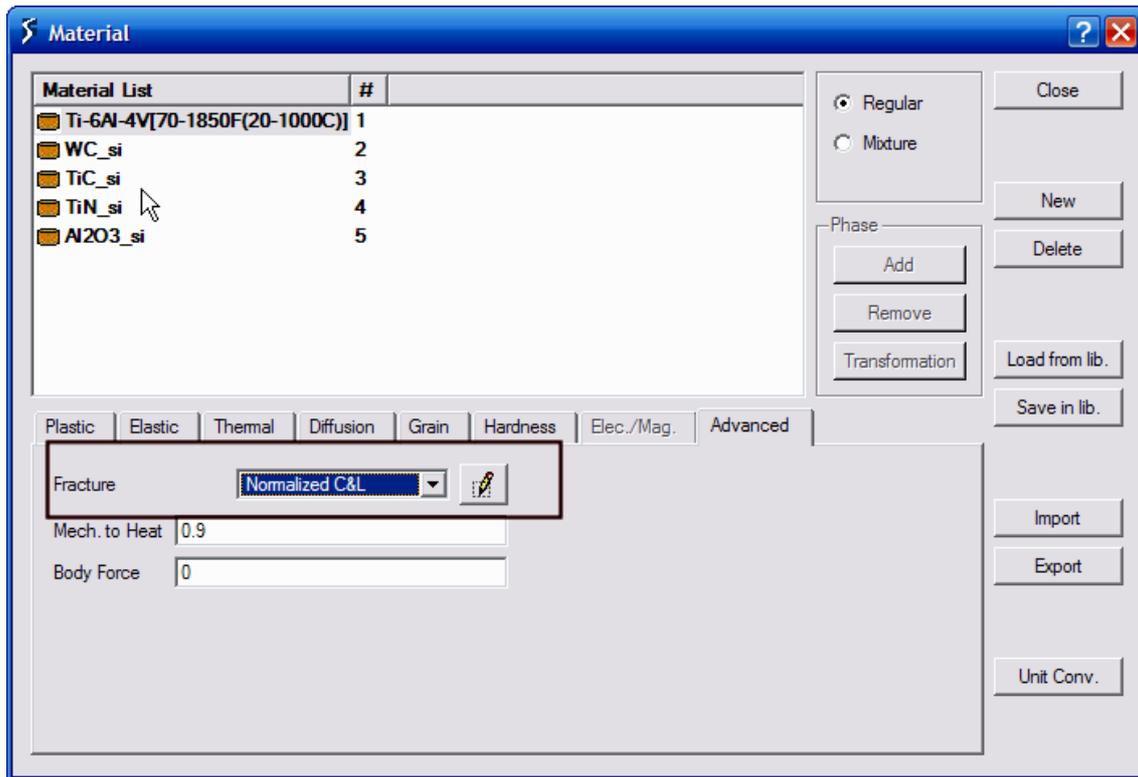


Figura 7.48 Selección de la ecuación de fractura

En el ámbito del análisis, bien es sabido por comentarios anteriores que el mallado y el remallado son factores muy influyentes en la consecución del modelo. En este sentido el usuario puede generar diferentes mallados para plaquita y pieza diferentes de los que genera el asistente de pre-procesado. Para ello es necesario introducirse en el pre-procesador general y seleccionar la opción de mallado y en concreto en el submenú “Detailed Settings” que se puede ver en la Figura 7.49.

En este submenú se permite modificar el mallado atendiendo a diferentes criterios marcados en la Figura 7.49 mediante círculos. Se puede realizar un mallado definido por el sistema o por el usuario.

En la Figura 7.49 se presenta el mallado relativo que es el que realmente se diferencia del producido por el asistente y el absoluto en el que se selecciona un mallado basado también el tamaño de los elementos (el más grande o el más pequeño según decida el usuario).

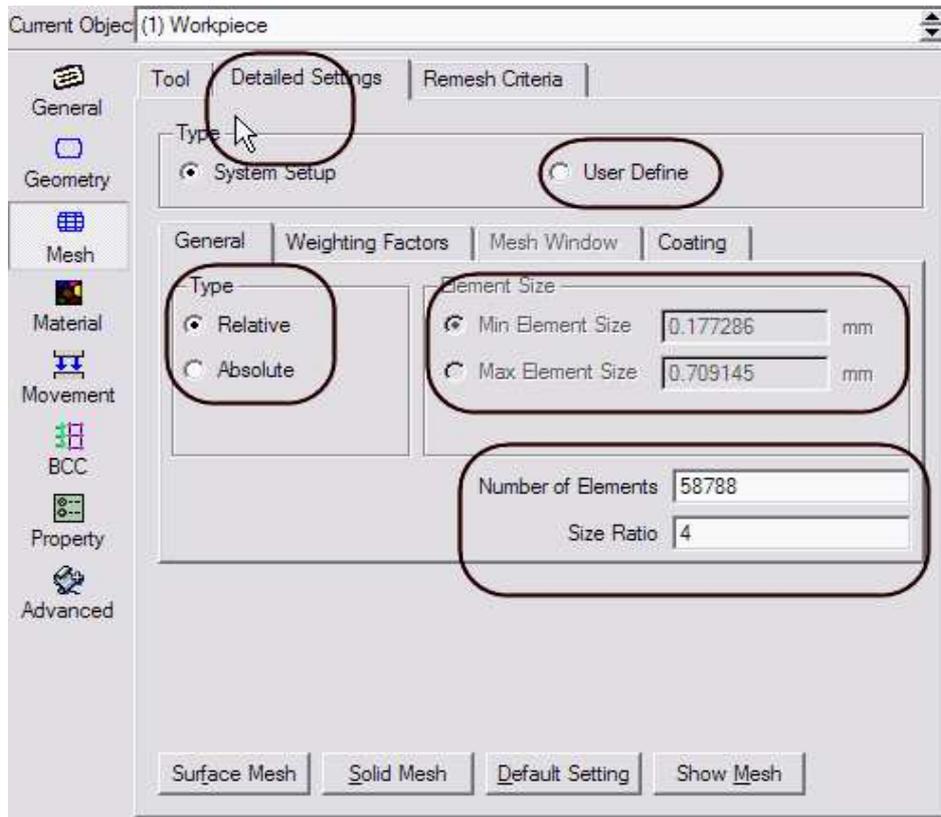


Figura 7.49 Selección del mallado definido por el usuario

En la Figura 7.50 se presenta la selección mediante zonas que define el usuario y que genera mediante una ventana especial que surge al seleccionar esta opción.

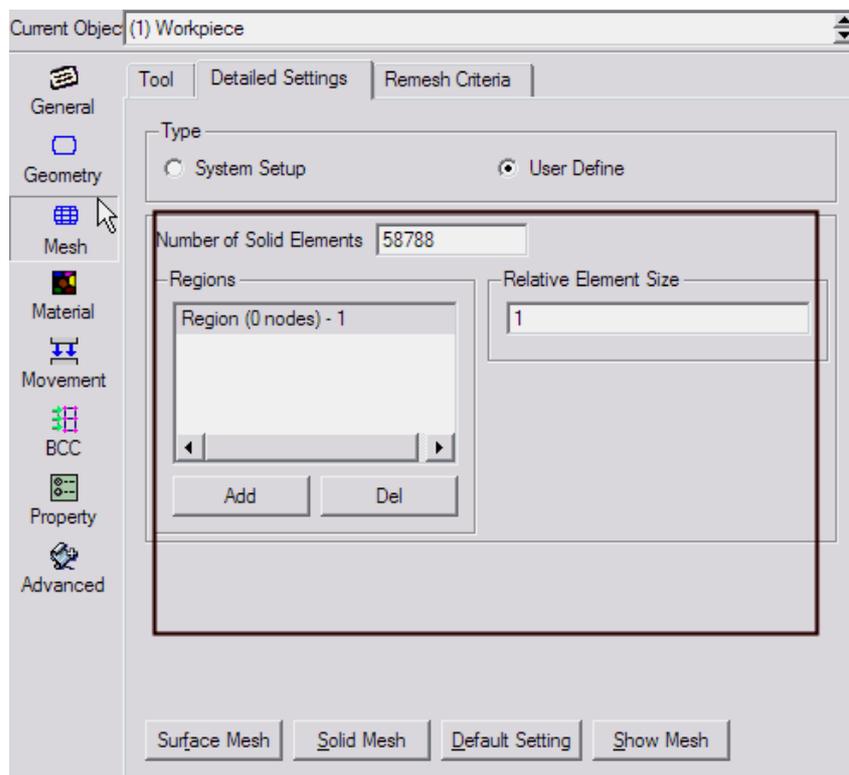


Figura 7.50 Selección del mallado por zonas definidas por el usuario

Por último en la Figura 7.51 se muestran las opciones de remallado, de gran importancia para conseguir un mallado de densidad adecuada a lo largo de toda la simulación.

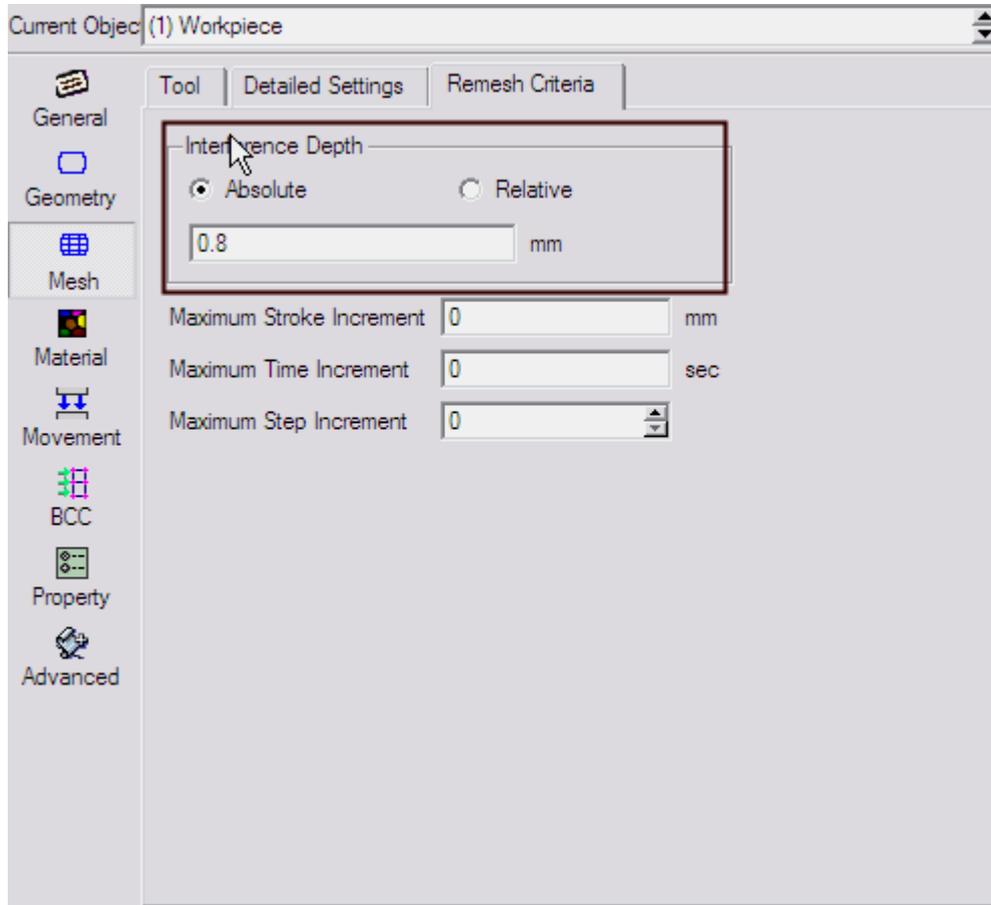


Figura 7.51 Selección del remallado

Es en esta pantalla en la que se selecciona (sección “*Interference Depth*”) el tipo de remallado, absoluto por distancia de penetración (en mm) o relativo por porcentaje de penetración en función de los tamaños de los elementos.

7.4 CONSIDERACIONES

El capítulo que aquí termina es un capítulo muy importante porque uno de los grandes problemas con los que se encuentra un investigador cuando comienza en el desarrollo de procesos de simulación en este campo es la ausencia de información sobre el manejo del software.

Aunque éste dispone de su documentación de ayuda correspondiente, ésta suele ser de carácter muy generalista y muy poco aplicada al proceso que se pretende simular.

En este sentido se ha pretendido aclarar aspectos relacionados con la generación de los modelos en el software DEFORM, tanto en su versión bidimensional como en su módulo tridimensional. Se ha realizado un barrido completo por todos los módulos, menús y submenús que incluye el software que como ya se ha indicado dispone de un asistente que permite realizar una modelización inicial pero que en muchos casos hay que mejorar desde el pre-procesador general.

Una vez generados los modelos se procederá a su análisis y extracción de resultados.

CAPÍTULO 8
APLICACIONES Y RESULTADOS

8.1 INTRODUCCIÓN	164
8.2 DESCRIPCIÓN DE LOS MATERIALES	164
8.2.1 UNS A92024	164
8.2.2 Ti6Al4V	167
8.3 CONDICIONES DEL PROCESO DE CORTE	170
8.4 MODELOS REALIZADOS MEDIANTE ELEMENTOS FINITOS	171
8.4.1 Modelo bidimensional	171
8.4.2 Modelo tridimensional	175
8.5 ANÁLISIS DE LOS RESULTADOS	178
8.5.1 Evolución de las fuerzas de corte y de la temperatura para simulaciones bidimensionales del material UNS A92024 para distintas condiciones del proceso de corte.	184
8.5.1.1 Resultados observados para variaciones en velocidad de corte, profundidad de pasada y velocidad de avance.	187
8.5.1.2 Resultados observados al realizar variaciones en el factor de fricción	194
8.5.1.3 Resultados observados con la variación del ángulo de desprendimiento.	198
8.5.1.4 Estudio de la morfología de la viruta con ángulo de desprendimiento -5°	201
8.5.1.5 Estudio de la morfología de la viruta con ángulo de desprendimiento $+5^{\circ}$	209
8.5.2 Evolución de las fuerzas de corte y de la temperatura para simulaciones tridimensionales del material UNS A92024 para distintas condiciones del proceso de corte.	213
8.5.2.1 Resultados observados para variaciones en velocidad de corte, profundidad de pasada y velocidad de avance.	218
8.5.2.2 Resultados observados para variaciones en el coeficiente de fricción	221
8.5.2.3 Estudio de la morfología de la viruta tridimensional	222

8.5.3 Evolución de las fuerzas de corte y de la temperatura para simulaciones bidimensionales del material TI6AL4V para distintas condiciones del proceso de corte.	223
8.5.3.1 Resultados observados para variaciones en velocidad de corte, profundidad de pasada y velocidad de avance.	227
8.5.3.2 Resultados observados para variaciones en el factor de fricción	231
8.5.3.3 Resultados observados para variaciones en ángulo de desprendimiento	234
8.5.3.4 Estudio de la morfología de la viruta con ángulo de desprendimiento -5°	236
8.5.3.5 Estudio de la morfología de la viruta con ángulo de desprendimiento $+5^{\circ}$	240
8.5.4 Evolución de las fuerzas de corte y de la temperatura para simulaciones tridimensionales del material TI6Al4V para distintas condiciones del proceso de corte.	244
8.5.4.1 Resultados observados para variaciones en velocidad de corte, profundidad de pasada y velocidad de avance.	245
8.5.4.2 Resultados observados para variaciones en el coeficiente de fricción	248
8.5.4.3 Estudio de la morfología de la viruta	249
8.6 CONSIDERACIONES	251

8.1 INTRODUCCIÓN

En la primera parte de este capítulo se van a describir las características principales de los materiales utilizados en las simulaciones, tanto en la pieza a mecanizar (UNS A92024 y Ti6Al4V) como el modelizado en la plaquita (WC).

A continuación se describirán los modelos específicos diseñados y los parámetros de los diferentes procesos de corte simulados.

Posteriormente se presentará la resolución de distintos casos para situaciones de corte bidimensional y tridimensional variando los parámetros fundamentales que afectan al proceso. Se extraerán y presentarán los resultados obtenidos en las magnitudes seleccionadas para el estudio del proceso (la fuerza de corte y la temperatura) y la evolución de las mimas en función de los cambios en los parámetros de corte. Se comprobará si es posible realizar extrapolaciones sobre los resultados.

Así mismo se van a comparar los resultados con los obtenidos de la literatura existente. El objetivo es la validación de los modelos de elementos finitos realizados y abrir la posibilidad de realizar estudios futuros más amplios acerca de la influencia de otros factores relevantes en el proceso.

Se presentaran tablas comparativas de los resultados obtenidos en los modelos bidimensionales y tridimensionales realizados mediante los códigos de elementos finitos DEFORM 2D y DEFORM 3D utilizando los dos materiales distintos a mecanizar: UNS A92024 y Ti6Al4V.

8.2 DESCRIPCIÓN DE LOS MATERIALES

8.2.1 UNS A92024

El aluminio posee una combinación de propiedades que lo convierten en un material extremadamente útil, en especial para aplicaciones de ingeniería. De gran relevancia resulta su baja densidad ($2,70 \text{ g/cm}^3$), buena resistencia a la corrosión en la mayoría de los entornos naturales, baja toxicidad, etc. Su aplicación, sin embargo, no está exenta de inconvenientes ya que si bien diversas aleaciones base aluminio presentan excelentes

propiedades mecánicas, éstas ven afectadas su resistencia a la corrosión y fatiga, en especial en ambientes salinos.

En la actualidad existen diversos tratamientos superficiales, químicos y electroquímicos aplicables a las aleaciones de aluminio según su uso particular, que mejoran u optimizan el proceso natural de oxidación, engrosando en forma controlada esta capa de “óxido protector”, que gracias a sus particulares propiedades, tales como adherencia, homogeneidad e impermeabilidad, forman una barrera que impide o retarda el avance de la corrosión. Dentro de estos tratamientos, el anodizado, que consiste en someter el aluminio o sus aleaciones a un tratamiento electroquímico con el propósito de engrosar la capa de óxido (Al_2O_3) hasta espesores muy superiores a los adquiridos en forma natural, presenta gran aplicación en la industria aeronáutica (Thompson *et al.*, 1983).

El aluminio se puede alear con ciertos elementos químicos (Mn, Mg, Si, Zn, Cu, Fe) en pequeñas cantidades, obteniéndose las conocidas aleaciones de aluminio o “aleaciones ligeras”.

Las propiedades mecánicas de la aleación final vendrán determinadas por los elementos aleantes y sus concentraciones. El temple da una idea clara de las propiedades mecánicas más importantes del metal: resistencia a tracción a rotura, límite elástico y alargamiento. Estas propiedades se determinan realizando los correspondientes ensayos de tracción en una prensa con probetas normalizadas.

En general, se puede afirmar que los efectos de los elementos aleantes son los siguientes:

- Manganese: aumenta la tenacidad y disminuye la cinética de recristalización.
- Magnesio: aumenta la resistencia a la corrosión, buena soldabilidad, aumenta la resistencia mecánica.
- Magnesio + Silicio: resistencia media, buena conformación, aumenta la resistencia a la corrosión.
- Silicio: baja la temperatura, aumenta la resistencia al desgaste.

- Cobre: aumenta la tenacidad, disminuye la resistencia a la corrosión.
- Zinc: gran aumento de las propiedades mecánicas en combinación con otros elementos aleantes.

La aleación definida como UNS A92024 tiene la composición porcentual de aleantes que se muestra en la Tabla 8.1

%	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	Otros	Al
Mínimo			3,8	0,3	1,2				Zr+Ti	
Máximo	0,5	0,5	4,9	0,9	1,8	0,1	0,25	0,15	0,2	RESTO

Tabla 8.1 Proporción de aleantes en el UNS A92024 (Catálogo ALU-STOCK, 2008)

Esta aleación, junto con la 2014, 2017 y 2030, pertenece al grupo de los "Duraluminios". Se trata de aleaciones de elevada resistencia mecánica (comparable a la de los aceros al carbono) y que es obtenida por tratamientos de puesta en solución, temple y maduración. La principal aplicación de esta aleación está en la industria aeronáutica y militar. Sus propiedades mecánicas se resumen en la Tabla 8.2.

Propiedades termo-mecánicas	UNS A92024
Dilatación térmica ($\mu\text{m}/\text{m}^\circ\text{C}$)	22,2
Densidad (kg/m^3)	2700
Coefficiente de Poisson	0,34
Calor específico ($\text{J}/\text{Kg}^\circ\text{C}$)	877,6
Conductividad ($\text{W}/\text{m}^\circ\text{C}$)	180,2
Módulo de Young (GPa)	69
Emisividad	0,7

Tabla 8.2 Propiedades mecánicas del UNS A92024 (ASM Handbook of materials, 1990)

Con todo lo visto, las aleaciones de aluminio son, en general, fáciles de mecanizar. Durante el arranque de viruta, las fuerzas de corte que tienen lugar son considerablemente menores que en el caso de las generadas con el acero (la fuerza necesaria para el mecanizado del aluminio es aproximadamente un 30% de la necesaria para mecanizar acero). Por consiguiente, los esfuerzos sobre los útiles y herramientas así como la energía consumida en el proceso es menor para el arranque de un volumen igual de viruta. El

aluminio tiene unas excelentes características de conductividad térmica, lo cual es una importante ventaja dado que permite que el calor generado en el mecanizado se disipe con rapidez. Su baja densidad hace que las fuerzas de inercia en la piezas de aluminio giratorio (torneados) sean asimismo mucho menores que en otros materiales.

El mecanizado del aluminio en general produce viruta continua, pero en algunas circunstancias, en función de la aleación que se mecanice el proceso de mecanizado que se esté efectuando y de las condiciones de corte, pueden aparecer virutas astilladas o de otras formas irregulares no deseadas. Cuando se mecaniza aluminio puro o aleaciones forjadas blandas se genera una viruta voluminosa (debido al gran ángulo de desprendimiento) e irregular, mientras que las aleaciones forjadas duras producen una viruta rizada y discontinua. Los aluminios de fundición, sin embargo, suelen producir virutas astillosas, rotas e incluso en forma de aguja.

8.2.2 Ti6Al4V

La aleación Ti6Al4V es la aleación de titanio de más uso. Su composición química varía ligeramente según el estándar o el fabricante elegido, pero es conocido que cuanto mayor es su contenido en oxígeno, nitrógeno, aluminio o vanadio, mayor es la resistencia, mientras que a la inversa, cuanto menor es su contenido en estos componentes mayor es la tenacidad a la fractura, la ductilidad y la resistencia a la corrosión. Las proporciones de los distintos aleantes que componen el material en su forma más común se pueden ver en la Tabla 8.3.

Proporción(%) de aleantes de la aleación Ti6Al4V						
O	N	C	H	Al	Fe	V
0,18	0,015	0,04	0,006	6	0,13	4

Tabla 8.3 Proporción de aleantes en el Ti6Al4V(ASM Handbook of materials, 1990)

Tiene muchas propiedades que la convierten en un material atractivo para aplicaciones de alto rendimiento, como por ejemplo uno de los más altos ratios de resistencia-peso y su alta resistencia a la corrosión gracias a la capa de óxido que se le forma.

No obstante, a pesar de las ventajas que presentan las aleaciones de titanio respecto a otros materiales, en sectores como el aeronáutico, se siguen buscando nuevas aleaciones y materiales que presenten mejores prestaciones, tanto desde el punto de vista de

propiedades, como de reciclado y que puedan ser empleadas en un mayor rango de aplicaciones.

También se trata de una aleación de interés particular para las aplicaciones biomédicas debido a su excepcional biocompatibilidad y su resistencia a la corrosión. Ésta, provista por una capa pasiva adherente de óxido de titanio (TiO₂), excede significativamente a las del acero inoxidable y a las aleaciones de cobalto.

Es un material difícil de mecanizar debido a su baja conductividad térmica que provoca altas presiones y temperaturas en la zona de contacto entre herramienta y viruta y un fuerte desgaste de la herramienta por fatiga térmica. Otro de los motivos de su difícil proceso de mecanizado es su bajo módulo elástico que provoca fenómenos vibratorios en herramienta y pieza. Este material presenta una alta tendencia a la oxidación a temperaturas relativamente bajas (del orden de 450°C). En los procesos de mecanizado este hecho puede suponer la combustión de la viruta provocando alteraciones en la herramienta que llevan a su desgaste, dando lugar a pérdida en la calidad en las piezas y a una disminución del rendimiento del proceso. Para minimizar estos inconvenientes se emplean los fluidos de corte que en su doble acción lubricante y refrigerante minimizan la fricción en la intercara herramienta-pieza y disminuyen la temperatura en la misma. Sin embargo, estos líquidos suelen presentar inconvenientes medioambientales por lo que es necesario emplearlos en cantidades muy pequeñas o bien evitarlos, dando lugar a lo que se conoce como mecanizado en seco.

En el caso de esta aleación cobra especial importancia la elección de los parámetros y el tipo de ecuación constitutiva seleccionada, puesto que dependiendo de los usados la morfología de la viruta puede ser muy diferente y pasar de una viruta continua a una viruta segmentada. De hecho, la segmentación de la viruta depende en gran medida de las características del material, de la ecuación constitutiva y de las condiciones de corte. En este sentido en la literatura se han realizado estudios con diferentes resultados, por ejemplo Bäker (2006), utilizando la ecuación constitutiva descrita por El-Magd *et al.* (2001) no consigue viruta segmentada hasta la velocidad de corte de 300 m/min. Sin embargo Chen *et al.* (2008) utilizando una ecuación Johnson-Cook con parámetros Johnson (1985) y Lee *et al.* (1998) descritos anteriormente consigue viruta segmentada a velocidad de corte de 120 m/min.

Calamaz (2008) realizando un mismo modelo con J-C usando diferentes parámetros y con otra ecuación de su propia autoría (modelo TANH) a 60 m/min consigue viruta sin segmentación en el modelo J-C y con segmentación utilizando su ecuación. Subiendo la velocidad de corte a 180 m/min consigue segmentación en las dos, luego su modelo sirve para predecir viruta segmentada a velocidades y avances muy bajos y que no se pueden apreciar usando la ecuación J-C. Sin embargo las aproximaciones en la predicción en las fuerzas de corte son poco aproximadas a los resultados experimentales.

Umbrello (2007) también realiza modelos con ecuación J-C consiguiendo la viruta segmentada a 60 y 120 m/min. Es importante resaltar la observación del autor respecto a los errores de convergencia que se producen durante estos análisis necesitando la programación de subcódigos para producir un remallado independiente del que produce el software de elementos finitos.

Las propiedades termomecánicas del material vienen detalladas en el la Tabla 8.4.

Propiedades termo-mecánicas	Ti6Al4V
Dilatación térmica ($\mu\text{m}/\text{m}^\circ\text{C}$)	4,7
Densidad (g/cm^3)	4,43
Coefficiente de Poisson	0,34
Calor específico ($\text{J}/\text{Kg}^\circ\text{C}$)	f(T)
Conductividad ($\text{W}/\text{m}^\circ\text{C}$)	f(T)
Módulo de Young (GPa)	113,8
Emisividad	0,7

Tabla 8.4 Propiedades mecánicas del Ti6Al4V (ASM Handbook of materials, 1990)

Algunas de las propiedades son variables con la temperatura y deberán introducirse estos datos en la opción correspondiente explicada en el capítulo anterior. La modelización utilizada se muestra en la Tabla 8.5.

Calor específico ($\times 10^6 \text{J}/\text{m}^3 \text{K}$)	Conductividad ($\text{W}/(\text{mK})$)
Ti6Al4V	
2,35 (0°C)	7 (0°C)
2,52 (200°C)	8,6 (200°C)
2,76 (400°C)	11,5 (400°C)
3,5 (600°C)	14,4 (600°C)
3,9 (800°C)	17,2 (800°C)

Tabla 8.5 Propiedades térmicas del Ti6Al4V dependientes de la temperatura (DEFORM, 2005)

8.3 CONDICIONES DEL PROCESO DE CORTE

Las condiciones de los procesos de corte a simular se resumen en la Tabla 8.6.

CONDICIONES DEL PROCESO DE CORTE	
Velocidad de corte [V_c] (m/min)	50-100-150
Profundidad de pasada [p] (mm)	1 - 2 - 3
Velocidad de avance [f] (mm/rev)	0,1 - 0,2 - 0,3
Factor de fricción [m]	0- 0,2 - 0,4 - 0,6
Materiales pieza	Ti6Al4V y UNS A92024
Plaquita	CNMA-432
Porta plaquitas	MCGNL
Material plaquita	WC
Ángulo de desprendimiento (γ):	-5° - +5°
Ángulo de incidencia u holgura (α)	+5°
Radio de punta (mm)	0,78
Radio de filo (mm)	0,0295
Coefficiente de transferencia de calor en la intercara pieza-plaquita (N/s mm ° C)	45
Porcentaje de energía de deformación transformada en calor	0,9

Tabla 8.6 Condiciones de los procesos de corte

La plaquita empleada es de tipo CNMA 432 como la que se puede ver en la Figura 8.1



Figura 8.1 Plaquita característica CNMA 432 (Coromant Sandvik, 2008)

Esta plaquita con sus dimensiones viene definida en el software tridimensional y de éste se extraen los valores geométricos para su representación en la simulación bidimensional.

El material base será WC (carburo de tungsteno) y en el software de elementos finitos será considerada como rígida. Como se ha comentado anteriormente la implementación de materiales en la plaquita no tiene gran importancia en la fase de análisis en la que se obtienen los resultados de fuerza de corte y temperatura. Este tipo de análisis que define la pieza como elemento plástico y la plaquita como elemento rígido o indeformable es el

más utilizado en la literatura con el fin de obtener resultados coherentes con un tiempo de cálculo aceptable (Al-Zkeri, 2007).

No obstante, se han implementado en las características de la plaquita las propiedades termo-mecánicas del material de la misma (ver Tabla 8.7) extraídas de la literatura (Özel, 1998), ya que el software permite el análisis específico de la plaquita una vez finalizado el análisis del proceso global, cuestión interesante para futuros trabajos.

Propiedades termo-mecánicas	WC
Expansion ($\mu\text{m}/\text{m}^\circ\text{C}$)	5
Coefficiente de Poisson	0,22
Calor específico ($\text{J}/\text{Kg}^\circ\text{C}$)	15
Conductividad ($\text{W}/\text{m}^\circ\text{C}$)	121
Módulo de Young (GPa)	650
Densidad (g/cm^3)	14,95
Emisividad	0,5

Tabla 8.7 Propiedades del material WC (Özel, 1998)

8.4 MODELOS REALIZADOS MEDIANTE ELEMENTOS FINITOS

8.4.1 Modelo bidimensional

En la Figura 8.2 se puede observar el modelo bidimensional realizado para llevar a cabo los análisis. El modelo consta de una plaquita rígida y fijada en movimiento en los dos ejes y de una pieza plástica a mecanizar, de forma rectangular a la que se le asignará la velocidad de corte en dirección del eje X. Como se puede apreciar el modelo dispone de un mallado más denso en la zona de contacto entre la plaquita y la pieza, mientras que el mallado del resto de la pieza es mucho menos denso. En total la pieza dispone de 2500 elementos de mallado, mientras que la plaquita está mallada con 1600 elementos. La plaquita, al ser rígida, no sufrirá remallado alguno y siempre conservará la totalidad de sus elementos; la pieza será constantemente remallada al ser el cuerpo deformable.

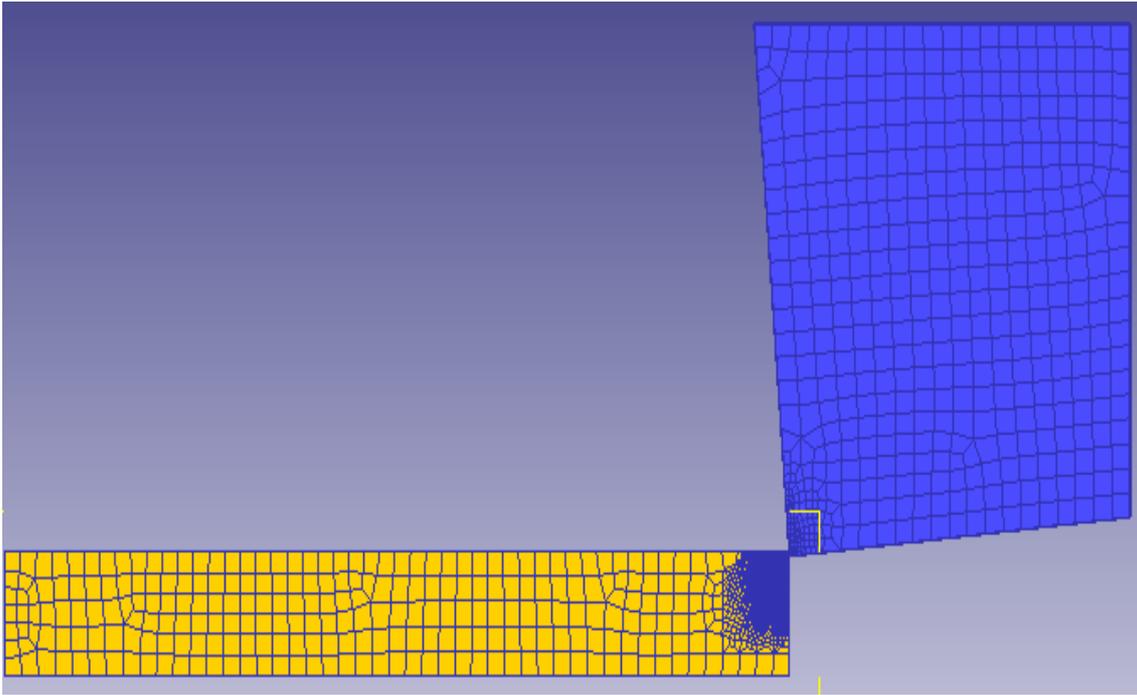


Figura 8.2 Modelo final de corte ortogonal generado en DEFORM 2D

Los materiales asignados a la pieza serán las aleaciones de titanio y de aluminio anteriormente comentadas, mientras que el material modelizado para la plaquita será un material base de WC.

Como se puede ver en el detalle de la Figura 8.3 se han modelizado las geometrías de las plaquitas de tipo CNMA-432. La velocidad de avance será uno de los parámetros de variabilidad de los modelos, mientras que la profundidad de pasada en este modelo queda oculta por estar en el plano Z, tercera dimensión que no está contemplada en el estudio bidimensional. En los resultados se comprobará específicamente la influencia de la profundidad de pasada en el modelo bidimensional.

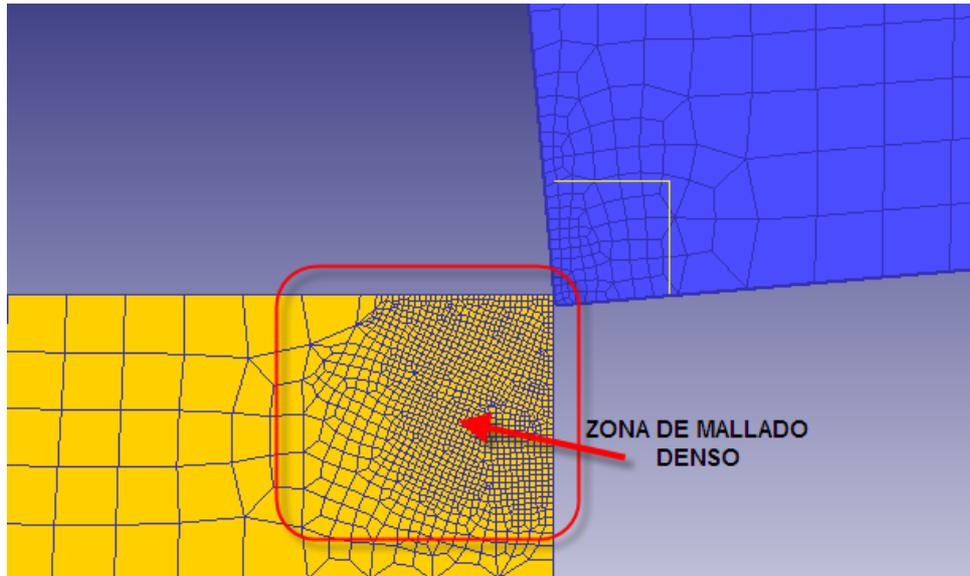


Figura 8.3 Zona de mallado denso en el modelo final de corte ortogonal generado en DEFORM 2D

El remallado se ha realizado atendiendo a un criterio de “penetración”, de manera que el software realizará mallado cuando se produzca una penetración de un elemento sobre otro de valor superior a 0.0014 mm. En la Figura 8.4 se puede observar el remallado producido en un paso concreto de la simulación.

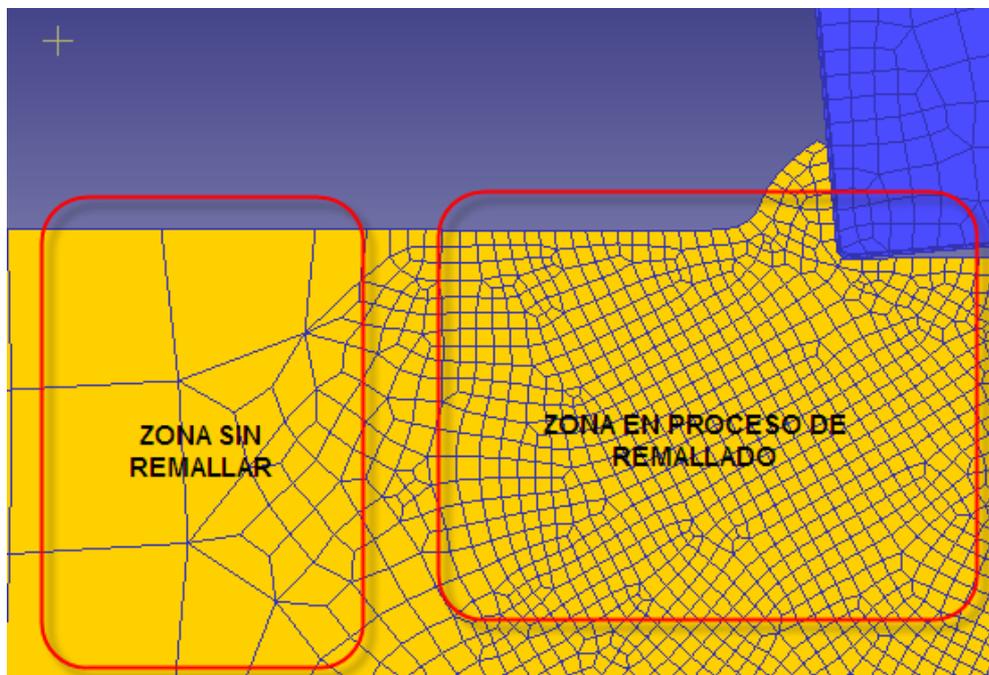


Figura 8.4 Zonas remalladas y sin remallar

Las gráficas de fuerza de corte obtenidas en viruta continua y su comparación con una curva experimental (Pereira *et al.*, 2007) se pueden ver en la Figura 8.5.

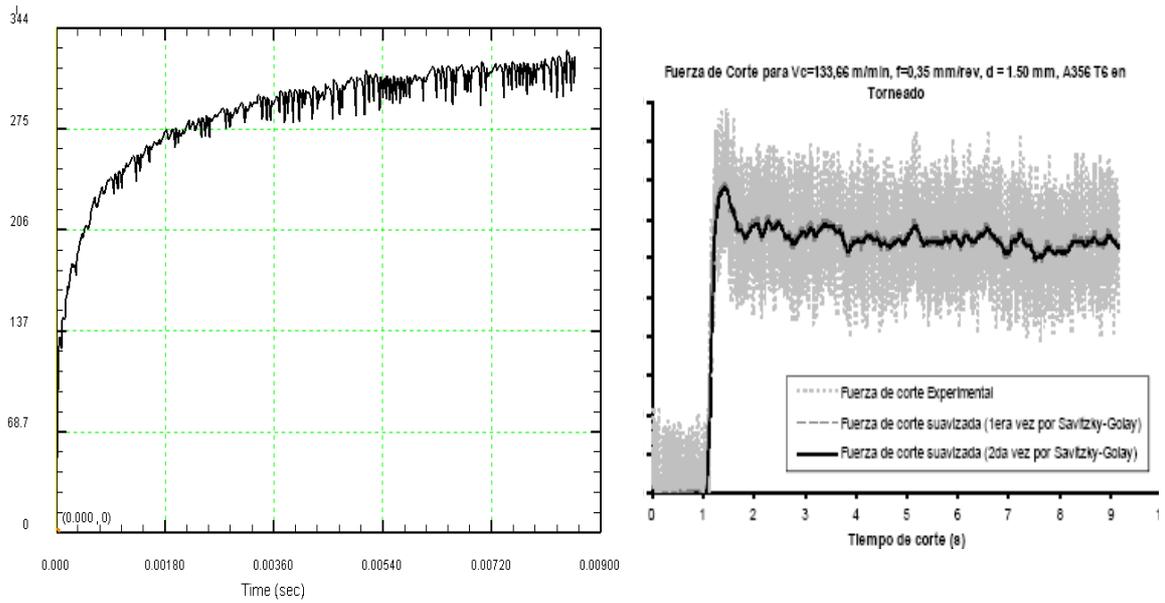


Figura 8.5 Fuerza de corte simulada (izquierda) y experimental (derecha)

En la Figura 8.6 se presenta la distribución de temperaturas en un post-procesado, destacadas mediante zonas coloreadas por el software.

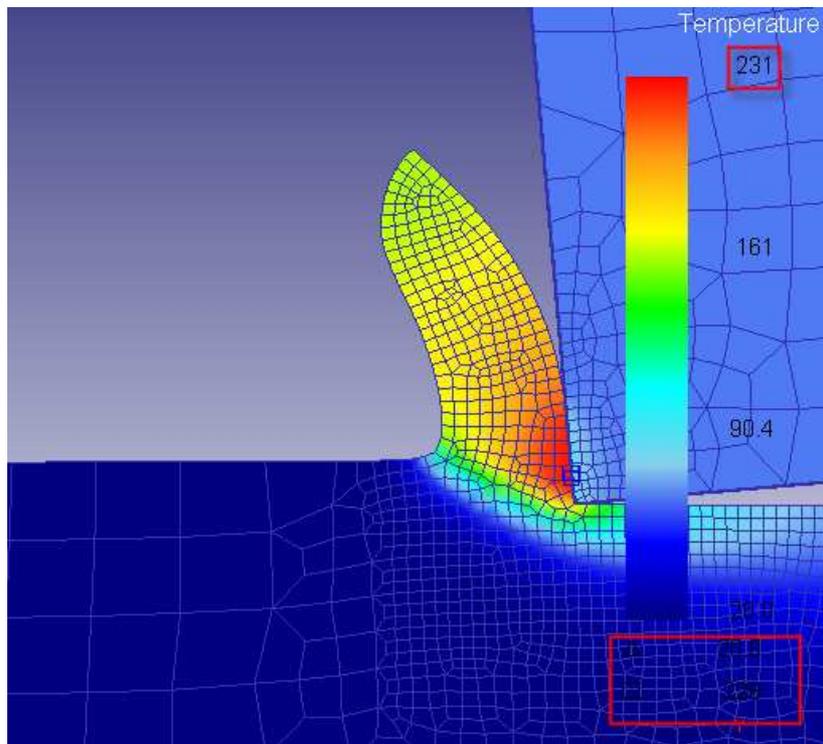


Figura 8.6 Temperatura en la zona de corte simulada

8.4.2 Modelo tridimensional

La realización del modelo tridimensional cuenta con la ventaja de que la plaquita CNMA-432 y el portaplaquitas ya están creados en la base de datos del sistema. Generar una nueva plaquita no hubiera sido un gran problema debido a la facilidad de importación que tiene el software y la escasa complejidad de la geometría de la plaquita. En la Figura 8.7 se puede ver el cuerpo mallado de la plaquita que será rígida con 18000 elementos de mallado.

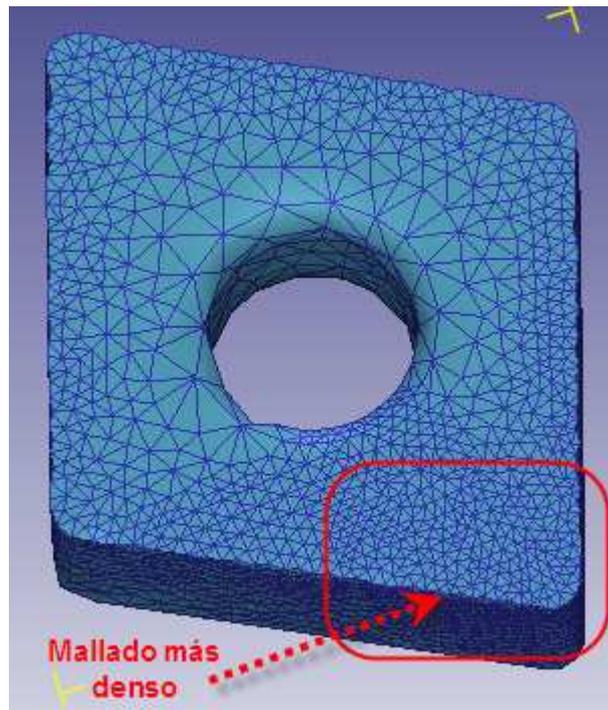


Figura 8.7 Mallado en la plaquita con densidad mayor en la zona de corte

Se puede apreciar una zona de mallado más denso, que corresponde a la zona de contacto entre plaquita y pieza y por lo tanto requiere una densidad superior al resto.

La pieza a mecanizar será de tipo plástico y en la Figura 8.8 se presenta el conjunto plaquita-pieza completamente pre-procesado y listo para enviar a la fase de análisis. La pieza que se observa en esta Figura tiene un mallado compuesto por 62000 elementos. El fabricante del software recomienda mallados entre 60000 y 70000 elementos dependiendo de la velocidad de avance empleada en la simulación.

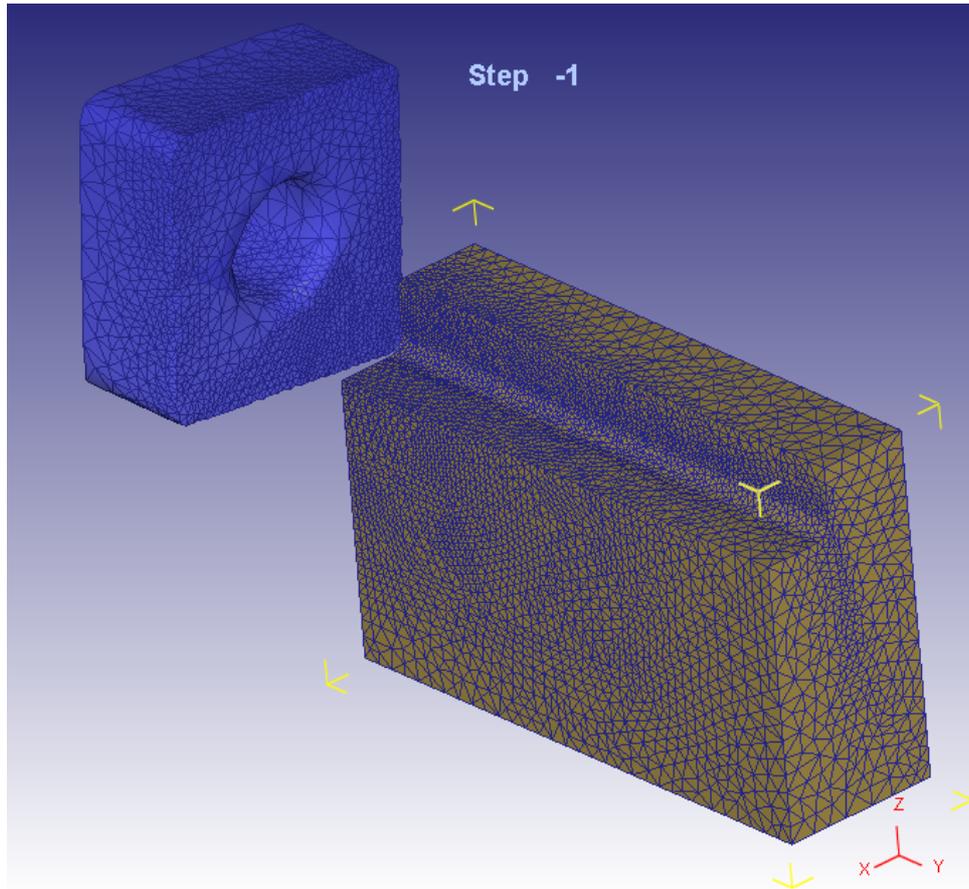


Figura 8.8 Conjunto plaquita-pieza listo para simular

Realizando una vista más próxima a la zona de contacto se pueden comprobar las medidas geométricas de dicha zona y apreciar la densidad del mallado de esta zona de interfaz (Figura 8.9).

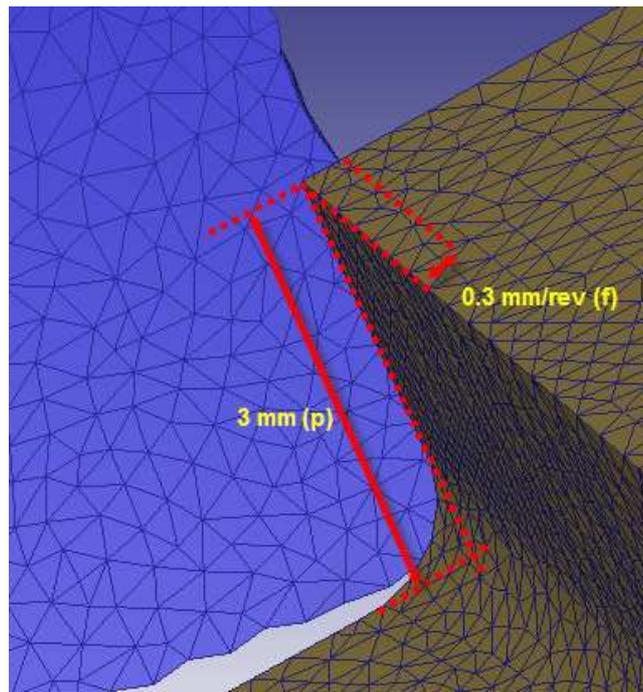


Figura 8.9 Geometrías plaquita-pieza

El remallado de la pieza se realizará automáticamente cuando la penetración supere un valor porcentual de un 30% de la longitud del elemento menor.

El aspecto de las curvas de fuerza de corte es idéntico al obtenido en los modelos bidimensionales, como se puede observar en la Figura 8.10.

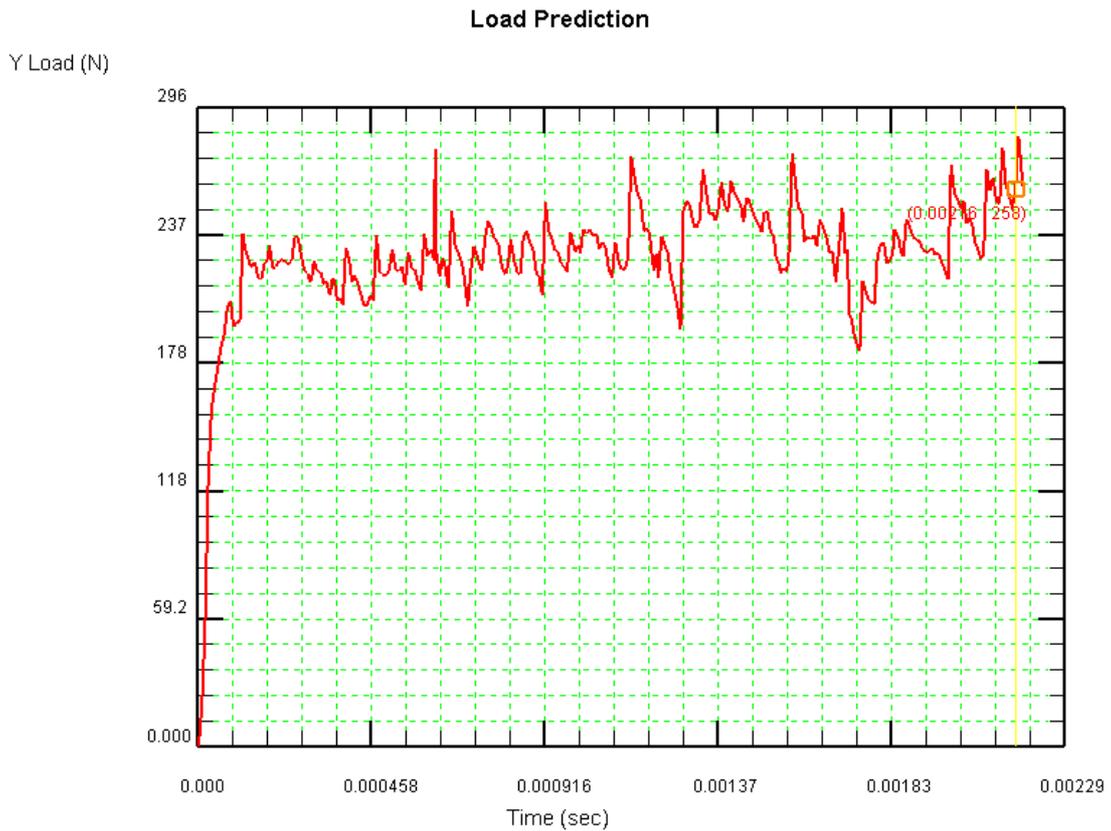


Figura 8.10 Diagrama Fuerza-Tiempo en una simulación tridimensional

Las temperaturas, al igual que sucedía en el caso bidimensional se pueden observar en la Figura 8.11; se muestran mediante campos distintivos por colores en la viruta generada y mediante una barra de información.

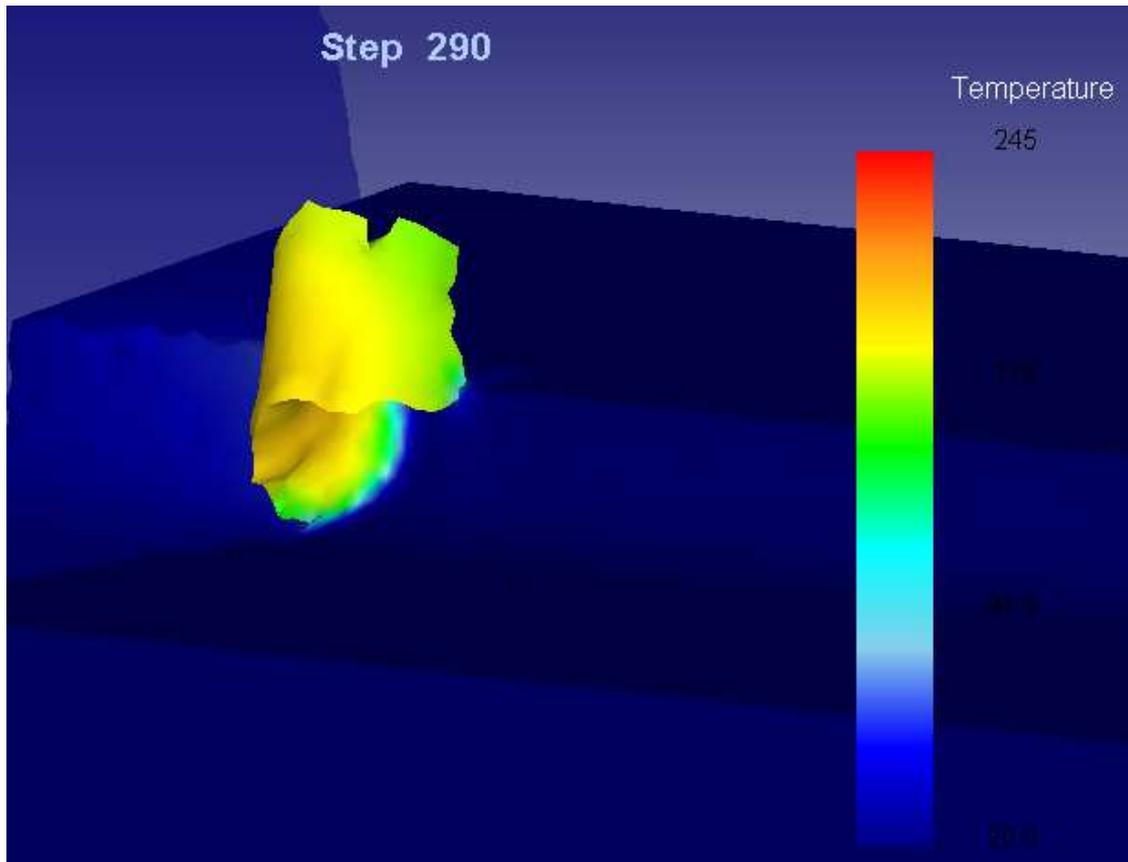


Figura 8.11 Temperatura en la pieza simulada

8.5 ANÁLISIS DE LOS RESULTADOS

Los resultados valorarán la evolución del proceso de corte utilizando modelos bidimensionales y tridimensionales para los dos materiales comentados con anterioridad, contemplando el proceso desde dos puntos de vista:

Cuantitativo: evaluando los valores de las fuerzas de corte y las temperaturas obtenidas y estableciendo criterios de comparación.

Cualitativo: evaluando la influencia de la variación de los parámetros del proceso de corte, así como la modelización de los materiales en los resultados obtenidos en las predicciones de fuerzas y temperaturas y evaluando la morfología de la viruta obtenida.

En las Figuras 8.12 y 8.13 se presentan los dos esquemas de estudios realizados cuyos resultados se analizarán posteriormente.

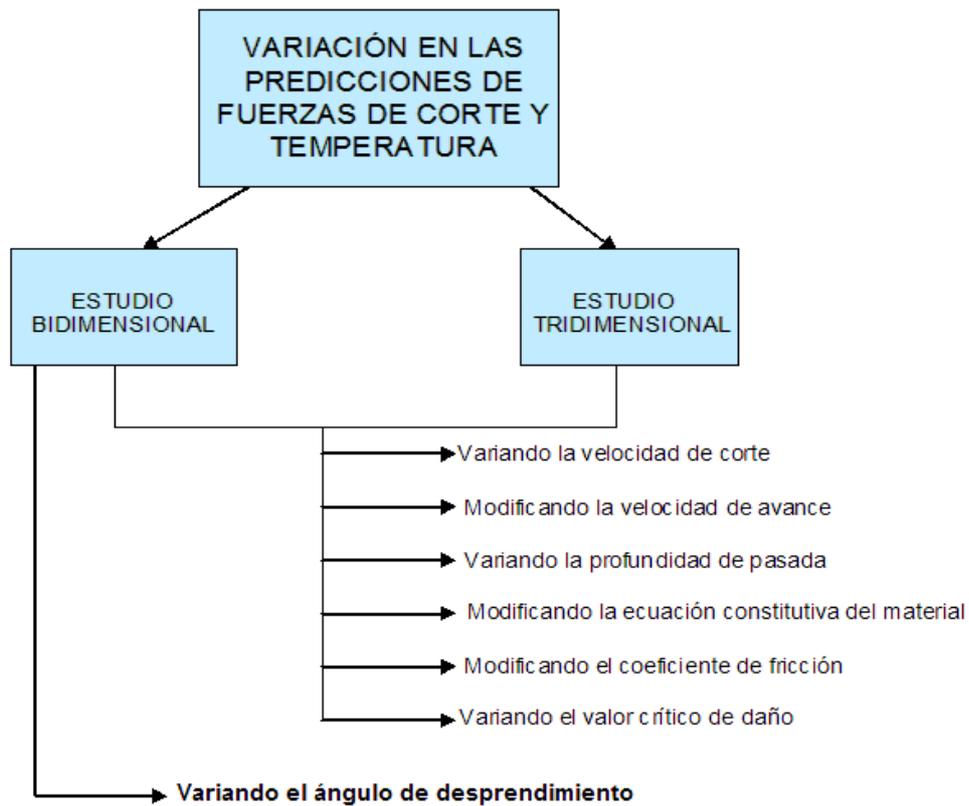


Figura 8.12 Conjunto de estudios cuantitativos a realizar

Cada uno de estos estudios se ha realizado para los dos materiales: UNS A92024 y Ti6Al4V

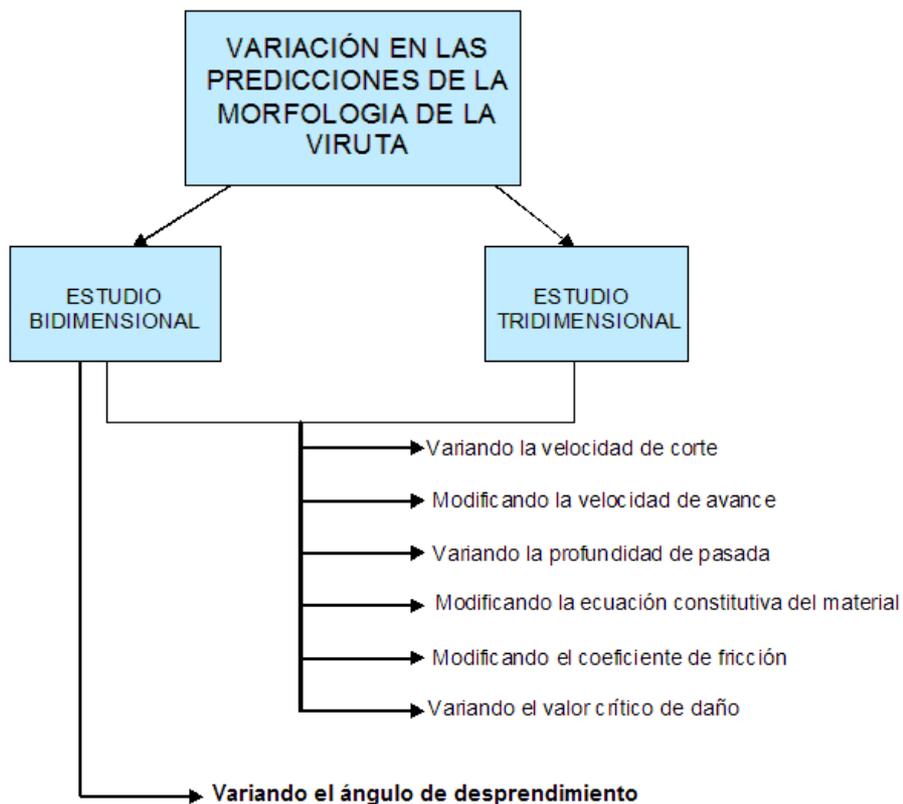


Figura 8.13 Conjunto de estudios cualitativos a realizar

Con el propósito de obtener una predicción de fuerzas de corte y de temperatura en el proceso, se va a simular dicho proceso bajo diferentes combinaciones de sus parámetros relacionados cuya nomenclatura y unidades de medida se recuerdan a continuación:

Velocidad de corte (V_c): m/min

Velocidad de avance (f): mm/rev

Factor de fricción (m)

Profundidad de pasada (p): mm

Ángulo de desprendimiento (γ)

Factor crítico de la ecuación Cockcroft-Latham (D_{cr})

Fuerza de corte (F_c): N

Temperatura (T): °C

En el caso de las fuerzas de corte, se considerará para su estudio la fuerza obtenida una vez alcanzado el régimen estacionario de la simulación (Figura 8.14), mientras que la temperatura medida será la temperatura máxima alcanzada durante la simulación del proceso.

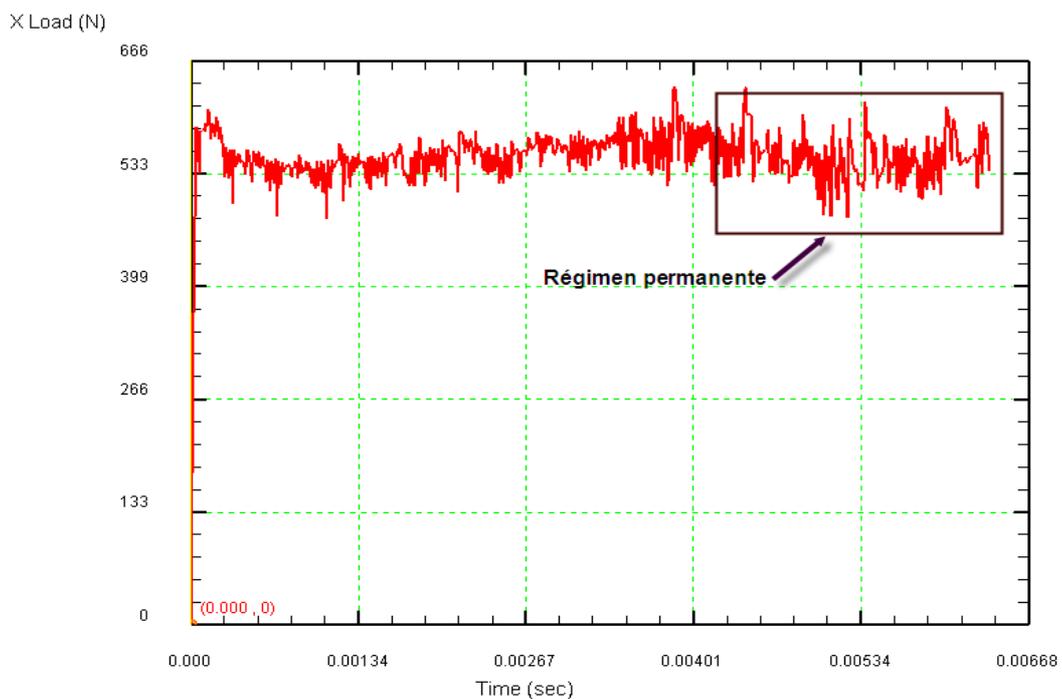


Figura 8.14 Régimen estacionario o permanente

La tendencia natural de la evolución de la fuerza de corte con los cambios en velocidad de corte, velocidad de avance y profundidad de pasada se puede observar en la Figura 8.15 extraída de ASM Handbook (1995).

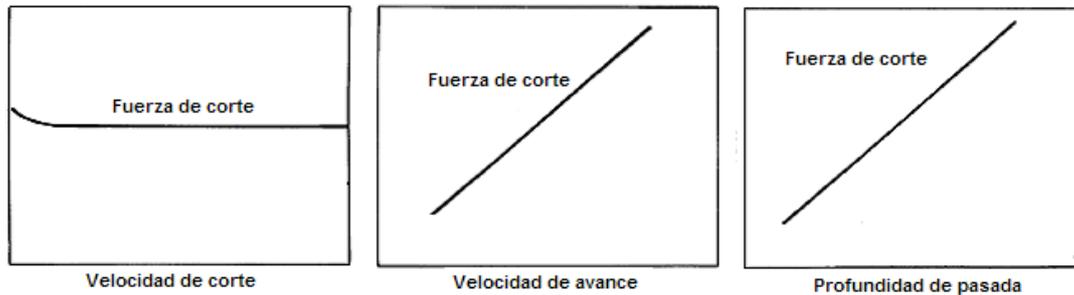


Figura 8.15 Tendencias habituales en la fuerza de corte con la variación de tres parámetros del proceso

Un comentario previo antes de comenzar a relatar los resultados de las simulaciones. Uno de los problemas más serios encontrados en la realización de las simulaciones bidimensionales ha sido la interferencia de la viruta con el material no cortado. Como se puede ver en la Figura 8.16.

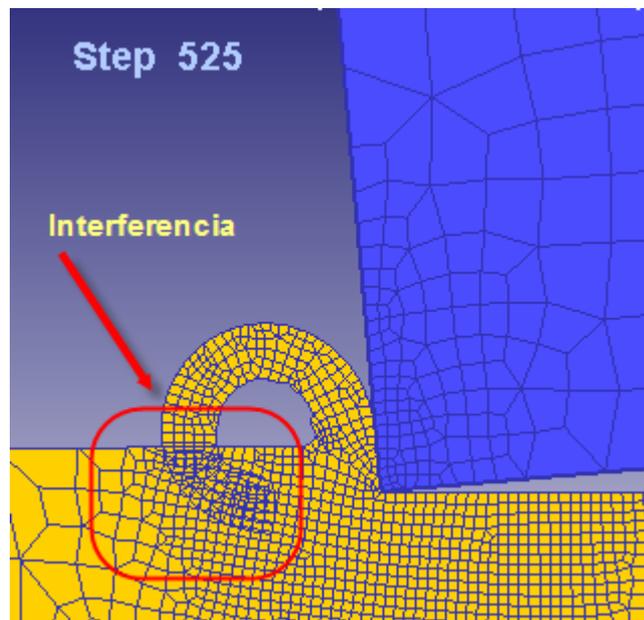


Figura 8.16 Fenómeno de interferencia

Este problema de interferencia provoca problemas de convergencia en la simulación que conllevan, en la mayoría de los casos, que el software aborte el proceso. Existe una solución para este problema que consiste en la utilización de una subrutina programada exteriormente que permite la realización de cortes infinitos. La herramienta, presentada por Klocke *et al.* (2001), se denomina *Konti-Cut* y consiste en la generación de una ventana que elimina la parte de viruta que excede los límites de la misma, evitando de esta

forma que el crecimiento de la viruta la lleve a contactar y penetrar en la zona de material no cortado.

En las simulaciones desarrolladas y presentadas en esta Tesis no ha sido necesaria la implantación de esta herramienta dado que las simulaciones alcanzaban el estado estacionario del proceso de corte antes de producirse la interferencia. Esto se puede comprobar en la Figura 8.17, que corresponde al análisis de la fuerza de corte para la simulación presentada en la Figura 8.16. En este caso y como se puede ver claramente la interferencia no produce variación en la fuerza de corte obtenida.

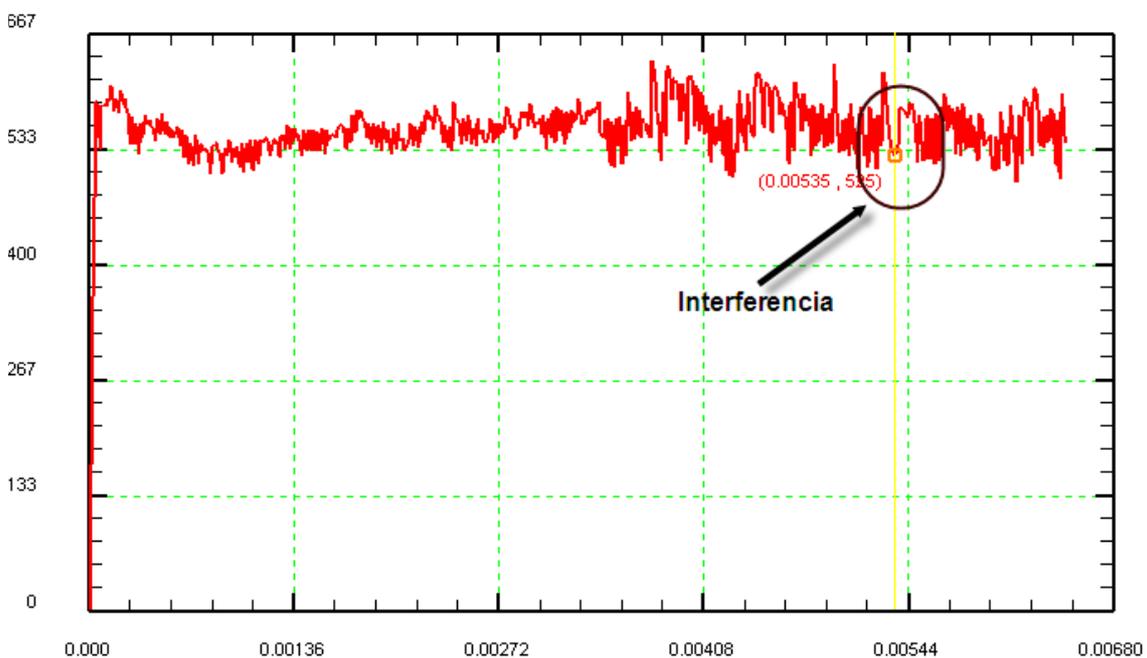


Figura 8.17 Punto en el que se produce la interferencia visto desde el diagrama de fuerzas

En el software DEFORM 2D tal y como se explicó anteriormente existe un pre-procesador guiado llamado “machining wizard” que se ocupa de hacer gran parte del trabajo de modelización de la relación entre pieza y herramienta. En este sentido el asistente también decide que la plaquita o la herramienta sea el objeto maestro y la pieza sea el objeto esclavo. Una forma de generar nuevas relaciones de contacto se podría realizar desde el pre-procesador general del software DEFORM accediendo a la pantalla *Inter-Objet* (ver Figura 8.18) en la que se encontrará la relación entre plaquita y pieza que ha puesto el asistente por defecto.

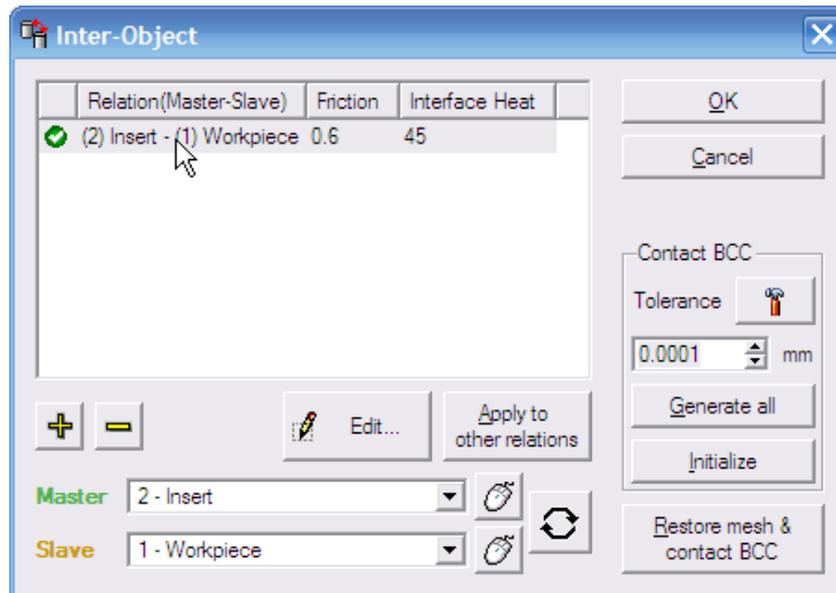


Figura 8.18 Pantalla Inter.-Object

Para evitar la interferencia, se puede optar por añadir una nueva relación entre objetos, en concreto añadir una relación maestro-esclavo para la plaquita con ella misma (ver Figura 8.19).

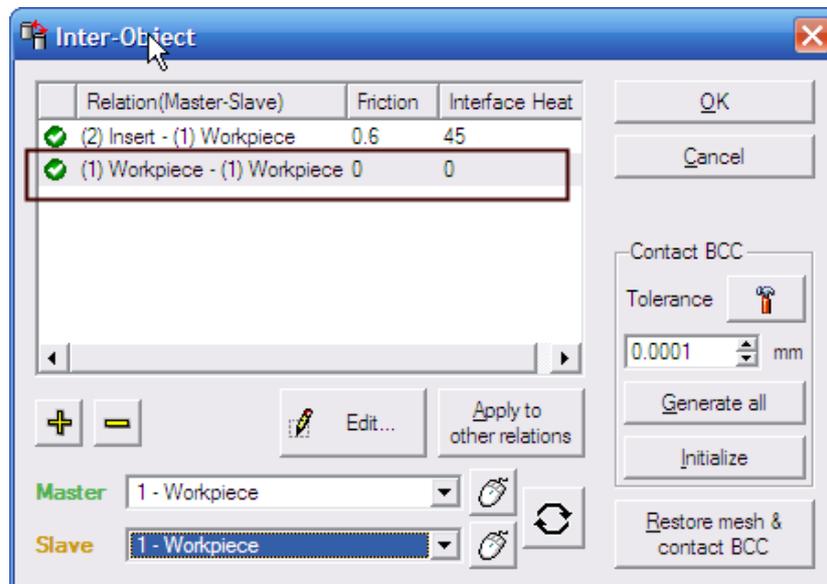


Figura 8.19 Creación de una nueva relación entre objetos

De esta forma la viruta, cuando contacte con la parte de la pieza que no ha sido mecanizada, no penetrará en la pieza. Es una solución que no permite prestaciones para mecanizado continuo como el uso del *Konti-Cut* pero permite evitar la penetración, obteniendo virutas como la mostrada en la Figura 8.20.

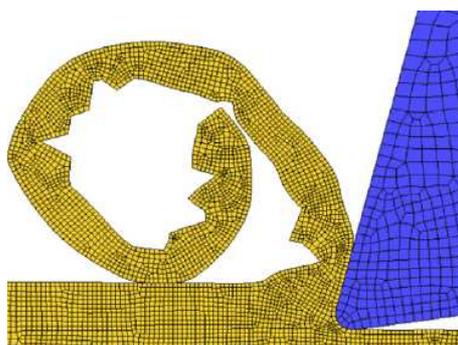


Figura 8.20 Evitando la interferencia (Umbrello, 2008)

8.5.1 Evolución de las fuerzas de corte y de la temperatura para simulaciones bidimensionales del material UNS A92024

En la Tabla 8.8 aparecen los primeros resultados tras la simulación del proceso con lubricación perfecta, es decir, sin rozamiento.

p (mm)	f (mm/rev)	Vc (m/min)	F_c (N)	T (°C)
1	0,1	50	86	130
1	0,2	50	180	200
1	0,3	50	265	214
1	0,1	100	86,6	150
1	0,2	100	170	210
1	0,3	100	262	213
1	0,1	150	85	148
1	0,2	150	165	178
1	0,3	150	260	215
2	0,1	50	76,2	147
2	0,2	50	177	199
2	0,3	50	264	220
2	0,1	100	84,2	148
2	0,2	100	175	200
2	0,3	100	270	215
2	0,1	150	83	142
2	0,2	150	174	189
2	0,3	150	275	209
3	0,1	50	80	137
3	0,2	50	170	201
3	0,3	50	265	214
3	0,1	100	82	140
3	0,2	100	176	185
3	0,3	100	258	207
3	0,1	150	81	144
3	0,2	150	179	199
3	0,3	150	256	206

Tabla 8.8: Valores obtenidos para UNS A92024 para rozamiento nulo ($m=0$) y $\gamma=-5^\circ$

El primero de los casos que va a ser objeto de análisis mediante el Método de Elementos Finitos será el estudio bidimensional del proceso de corte ortogonal del material UNS A92024. En esta primera fase de trabajo de simulación, el ángulo de desprendimiento se mantuvo constante a -5° . Más adelante, en un apartado especial, se mostrarán los datos obtenidos con las simulaciones con ángulo de desprendimiento de valor $+5^\circ$.

De la misma forma se aportan los datos referentes a las simulaciones realizadas con coeficiente de fricción de valor 0,2, consultables en la Tabla 8.9.

p (mm)	f (mm/rev)	Vc (m/min)	F_c (N)	T (°C)
1	0,1	50	90	168
1	0,2	50	210	207
1	0,3	50	311	237
1	0,1	100	87	164
1	0,2	100	220	213
1	0,3	100	314	233
1	0,1	150	92	166
1	0,2	150	206	210
1	0,3	150	308	233
2	0,1	50	93	169
2	0,2	50	208	210
2	0,3	50	310	235
2	0,1	100	84	167
2	0,2	100	206	211
2	0,3	100	312	235
2	0,1	150	90.8	163
2	0,2	150	201	209
2	0,3	150	305	235
3	0,1	50	95	164
3	0,2	50	207	209
3	0,3	50	307	237
3	0,1	100	89	169
3	0,2	100	206	210
3	0,3	100	306	231
3	0,1	150	96	162
3	0,2	150	206	210
3	0,3	150	304	238

Tabla 8.9: Valores obtenidos para UNS A92024 para rozamiento ($m=0,2$) y $\gamma=-5^\circ$

Como era de esperar los valores de fuerzas de corte y las temperaturas tienen un comportamiento ascendente con el aumento del factor de fricción, esto se puede constatar cuando se consultan los valores de las simulaciones obtenidas con coeficientes de fricción 0,4 (Tabla 8.10) y 0,6 (Tabla 8.11).

p (mm)	f (mm/rev)	Vc (m/min)	F_c (N)	T (°C)
1	0,1	50	123	178
1	0,2	50	240	227
1	0,3	50	360	254
1	0,1	100	120	180
1	0,2	100	239	227
1	0,3	100	360	260
1	0,1	150	111	181
1	0,2	150	236	230
1	0,3	150	358	257
2	0,1	50	125	176
2	0,2	50	243	230
2	0,3	50	368	268
2	0,1	100	137	184
2	0,2	100	240	235
2	0,3	100	363	268
2	0,1	150	107	173
2	0,2	150	232	227
2	0,3	150	356	255
3	0,1	50	120	178
3	0,2	50	241	233
3	0,3	50	362	258
3	0,1	100	122	183
3	0,2	100	240	234
3	0,3	100	360	263
3	0,1	150	118	178
3	0,2	150	240	231
3	0,3	150	359	256

Tabla 8.10: Valores obtenidos para UNS A92024 para rozamiento ($m=0,4$) y $\gamma=-5^\circ$

En todas estas simulaciones se ha utilizado el material modelizado en la base de datos incluida en DEFORM2D (que se corresponde con una aleación trabajada en frío) y no se ha incluido factor de fractura (D_{cr}) a fin de obtener viruta continua. Se pueden observar ya algunos datos resultados de tendencias esperables, como es el incremento de las fuerzas y de la temperatura con los incrementos de la velocidad de avance.

p (mm)	f (mm/rev)	V_c (m/min)	F_c (N)	T (°C)
1	0,1	50	130	191
1	0,2	50	299	252
1	0,3	50	422	277
1	0,1	100	149	207
1	0,2	100	300	256
1	0,3	100	420	282
1	0,1	150	140	206
1	0,2	150	298	254
1	0,3	150	423	288
2	0,1	50	155	205
2	0,2	50	305	252
2	0,3	50	460	304
2	0,1	100	169	208
2	0,2	100	326	285
2	0,3	100	426	274
2	0,1	150	160	209
2	0,2	150	321	265
2	0,3	150	421	280
3	0,1	50	165	212
3	0,2	50	285	255
3	0,3	50	386	186
3	0,1	100	130	185
3	0,2	100	286	253
3	0,3	100	472	298
3	0,1	150	128	195
3	0,3	150	482	298

Tabla 8.11: Valores obtenidos para UNS A92024 para rozamiento ($m=0,6$) y $\gamma=-5^\circ$

Estos resultados son coherentes en magnitud con resultados experimentales publicados en la literatura (Asad *et al.*, 2008; Sánchez *et al.*, 2004).

Autor	Condiciones del proceso			F_c (N)
Asad <i>et al.</i> (2008)	$f=0.4$ mm/rev	$V_c=200$ m/min	$p=4$ mm	778
Sánchez <i>et al.</i> (2004)	$f=0,1$ mm/rev	$V_c=60$ m/min	$p=2$ mm	90
Sánchez <i>et al.</i> (2004)	$f=0,2$ mm/rev	$V_c=60$ m/min	$p=2$ mm	170
Sánchez <i>et al.</i> (2004)	$f=0,3$ mm/rev	$V_c=120$ m/min	$p=2$ mm	230

Tabla 8.12: Resultados experimentales

Para visualizar los resultados de forma gráfica y observar las tendencias en el comportamiento de los datos obtenidos se han representado de forma gráfica los mismos.

8.5.1.1 Resultados observados para variaciones en velocidad de corte, profundidad de pasada y velocidad de avance

En la Figura 8.21 se representa la evolución de las fuerzas de corte para un rozamiento constante de valor 0,2 y diferentes velocidades de avance y de corte. Como se puede apreciar la fuerza de corte se incrementa con la velocidad de avance, mientras que prácticamente no se ve afectada por las variaciones de la velocidad.

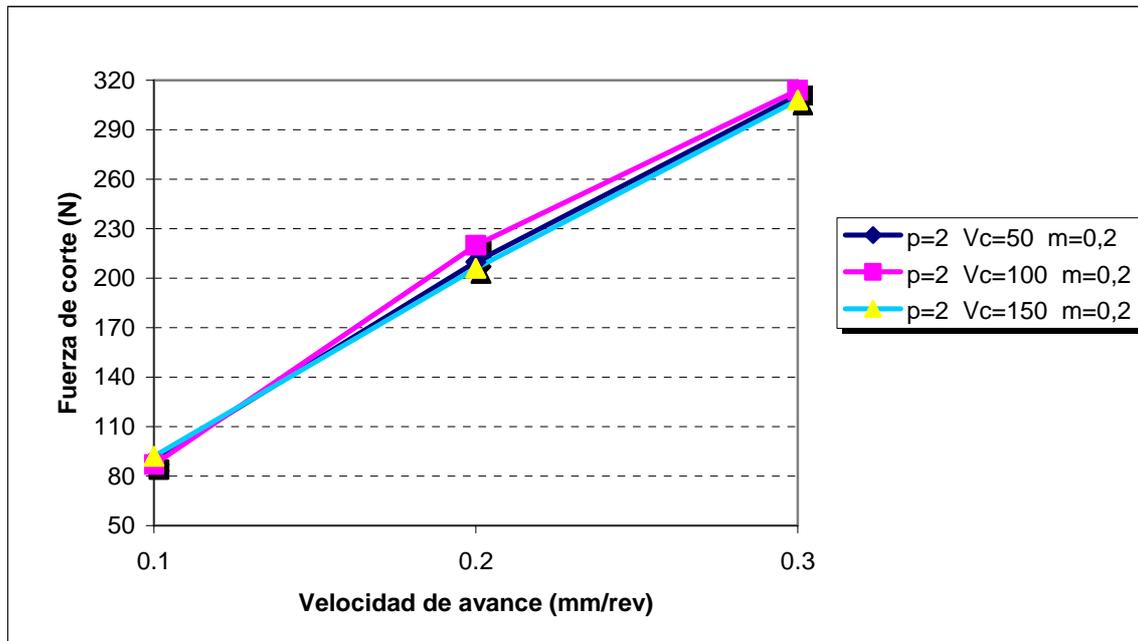


Figura 8.21 Fuerza de corte frente a velocidad de avance

A continuación, en la Figura 8.22-a se presenta la evolución de la temperatura con el incremento de velocidades de avance para misma velocidad de corte y coeficiente de rozamiento.

Este comportamiento es coherente con las tendencias que se presentan en la Figura 8.15. Se puede observar el aumento de la temperatura con el incremento en los valores de la velocidad de avance y el leve aumento de la temperatura para idéntica velocidad de avance cuando se incrementa la velocidad de corte.

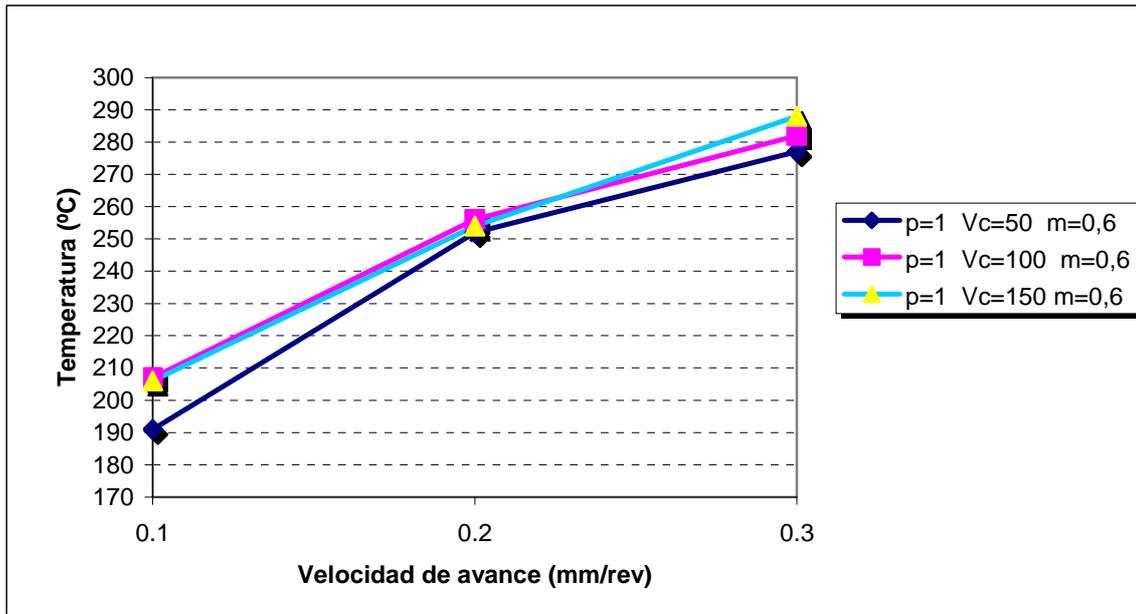


Figura 8.22-a Temperatura frente a velocidad de avance con rozamiento $m=0,6$

En la gráfica 8.22-b se puede observar cómo las temperaturas sufren un descenso cuando el coeficiente de fricción desciende al valor 0,4. El resultado obtenido es coherente con la tendencia real de los procesos de corte, al reducir el coeficiente de fricción se asume que en el proceso se ha introducido un factor de lubricación más alto con sus correspondientes efectos disipativos de calor, con lo cual es evidente que la temperatura del proceso de corte ha de bajar indefectiblemente.

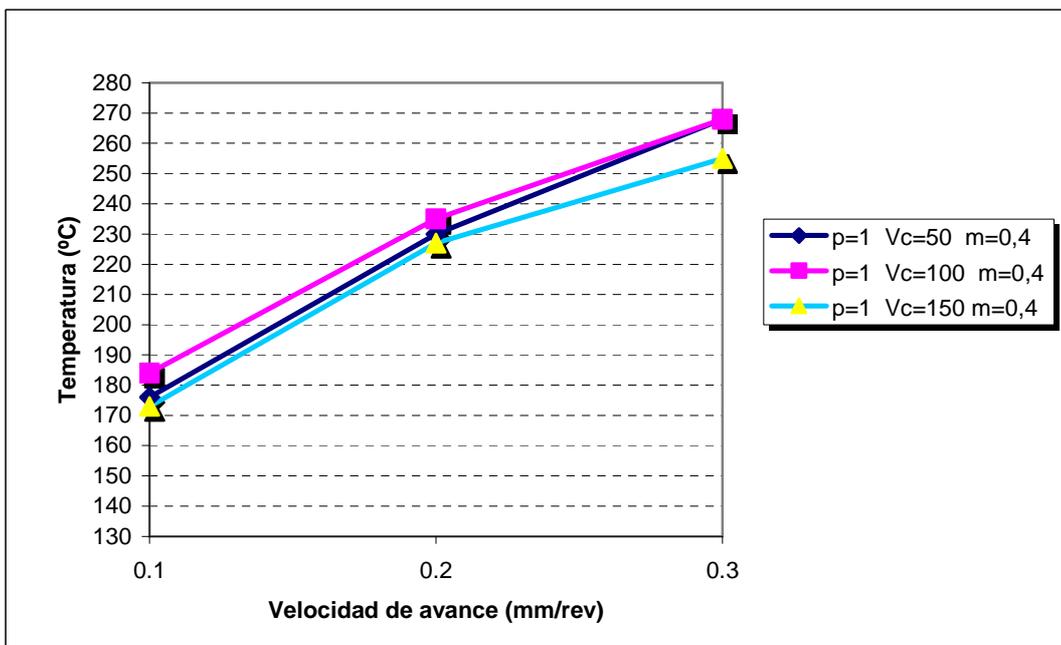


Figura 8.22-b Temperatura frente a velocidad de avance con rozamiento $m=0,4$

Acto seguido, en la Figura 8.23, se presentan gráficamente el efecto provocado por la variación de la profundidad de pasada en los resultados observados en las fuerzas de

corte. Para realizar la observación se mantiene un coeficiente de fricción fijo de valor 0,4 y una velocidad de corte constante a fin de evaluar, para diferentes velocidades de avance, los efectos producidos por la profundidad de pasada.

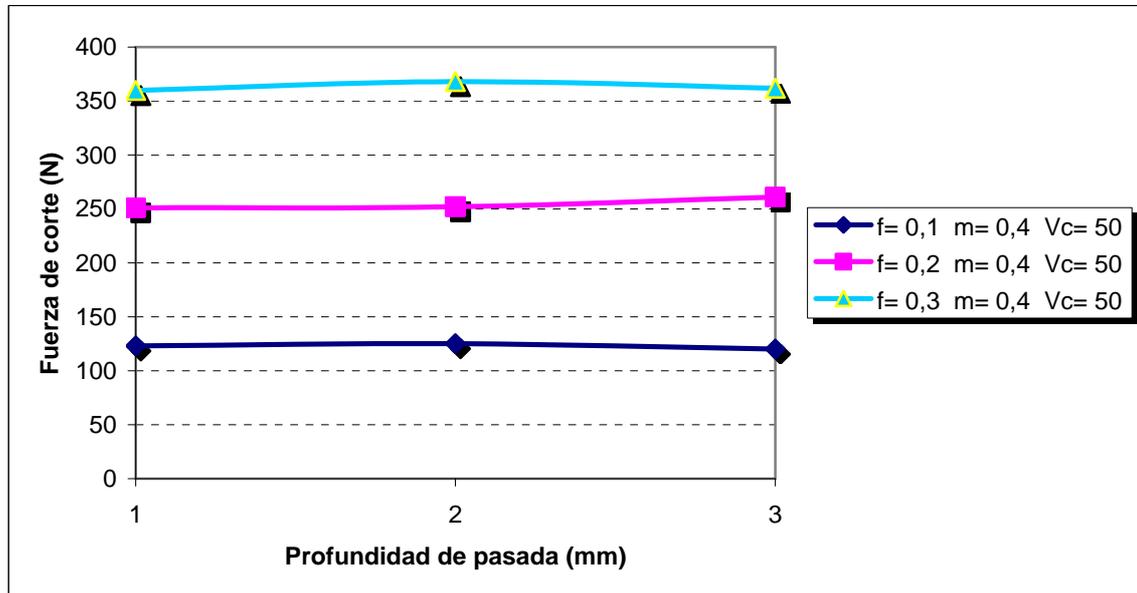


Figura 8.23 Fuerza de corte frente a profundidad de pasada con rozamiento $m=0,4$

Como se puede apreciar, se comprueba que la variación en las fuerzas obtenidas es prácticamente nula. Está claro por lo visto en la Figura 8.23 que este comportamiento de la simulación no es reflejo de la realidad. La profundidad de pasada es un parámetro que el modelo bidimensional no se contempla, al carecer de la tercera dimensión que es donde se sitúa dicha medida geométrica del diseño. Los resultados en este sentido no son buenos y será más eficaz la evaluación de la influencia de la profundidad de pasada en las simulaciones tridimensionales.

En la Figura 8.24 se han representado gráficamente los resultados obtenidos mediante la simulación del mismo proceso pero atendiendo en este caso a la temperatura obtenida en las simulaciones. En este gráfico se puede observar el incremento de la temperatura provocada por el aumento de la velocidad de avance manteniendo la velocidad de corte en 50 m/min y el coeficiente de fricción en un valor de 0,4.

También se puede observar la escasa influencia que tiene la profundidad de pasada en la temperatura obtenida en las simulaciones, al igual que se comentaba para los valores de las fuerzas obtenidas.

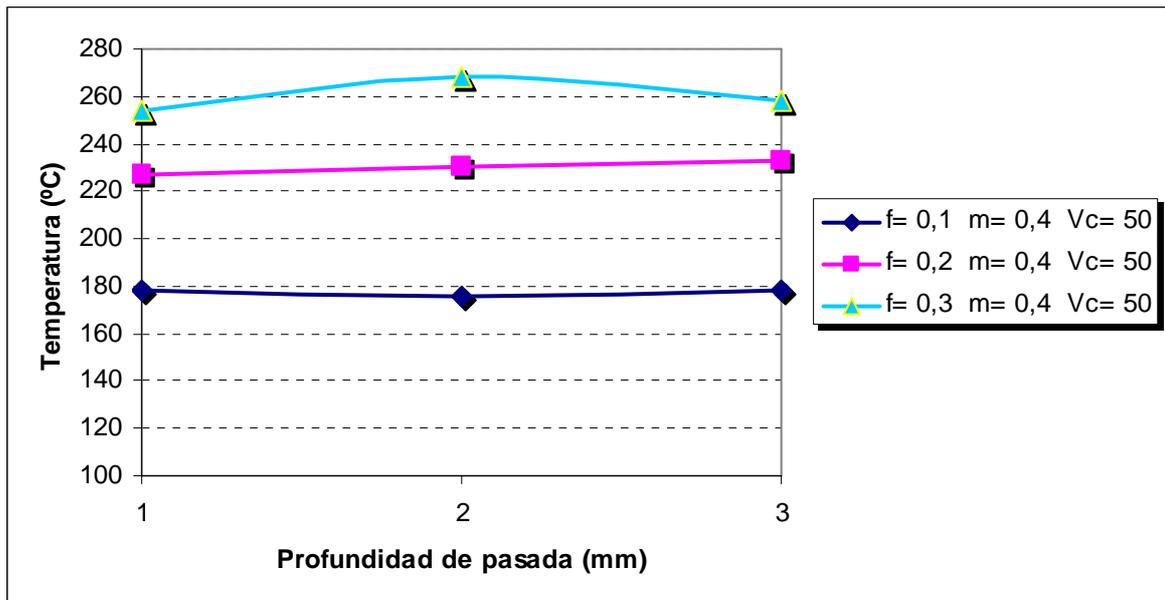


Figura 8.24 Temperatura frente a profundidad de pasada con rozamiento $m=0,4$

A continuación en la Figura 8.25 se presenta un ejemplo gráfico de post-procesado del modelo numérico en el que se pueden apreciar los campos térmicos.

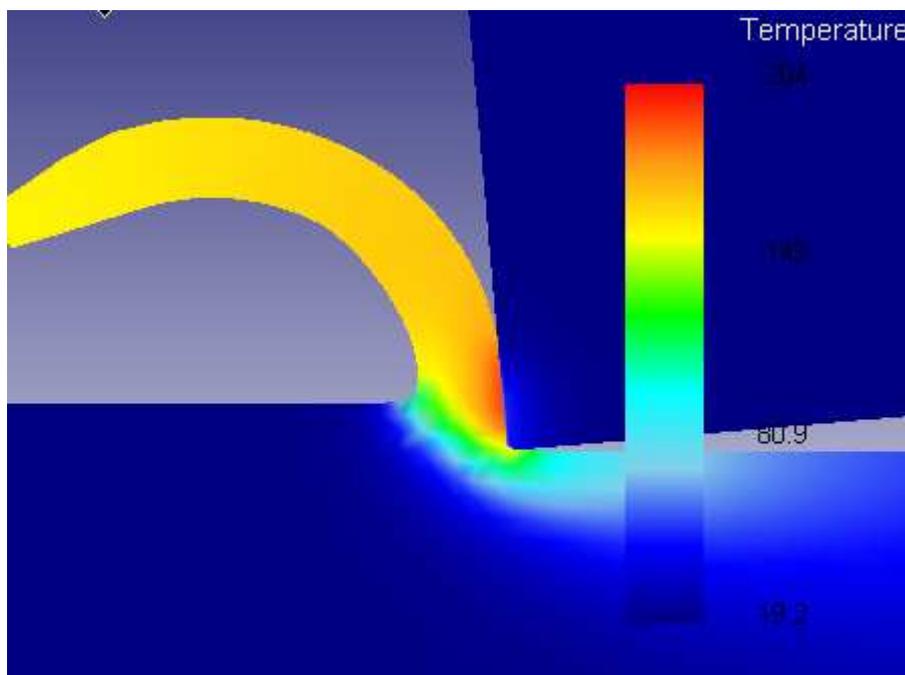


Figura 8.25 Campos de temperatura

Otro fenómeno observable a partir de los resultados es la evolución de la fuerza de corte con la velocidad; en la Figura 8.26 se presenta una gráfica con resultados extraídos de las tablas.

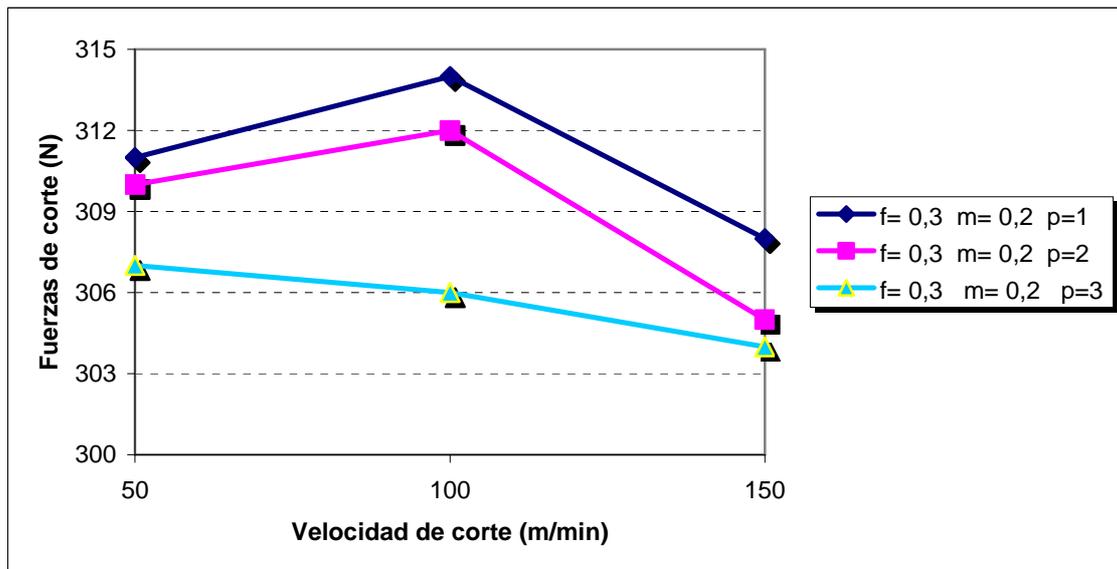


Figura 8.26 Fuerza de corte frente a velocidad de corte

En la gráfica se puede apreciar que el aumento de la velocidad provoca un leve aumento de la fuerza de corte para una posterior disminución, muy leve, en las fuerzas obtenidas en la velocidad de corte de 150 m/min. Estas tendencias son coherentes con los comportamientos citados en la Figura 8.15, dado que las variaciones son muy pequeñas (entre 5 N y 10 N), con lo cual prácticamente se podría hablar de que la fuerza no varía con la velocidad de corte con un coeficiente de fricción bajo como es el valor 0,2.

En la Figura 8.27 se comprueba si el factor de fricción puede ser determinante en el comportamiento del proceso al aumentar la velocidad de corte, por lo que se representan en la gráfica los valores obtenidos para las simulaciones en las que se ha aumentado el factor de fricción a 0,6.

Como se puede observar las diferencias obtenidas en las tendencias observadas para las fuerzas de corte obtenidas es estas nuevas simulaciones con fricción más alta son mínimas con respecto a las obtenidas con menor coeficiente de fricción.

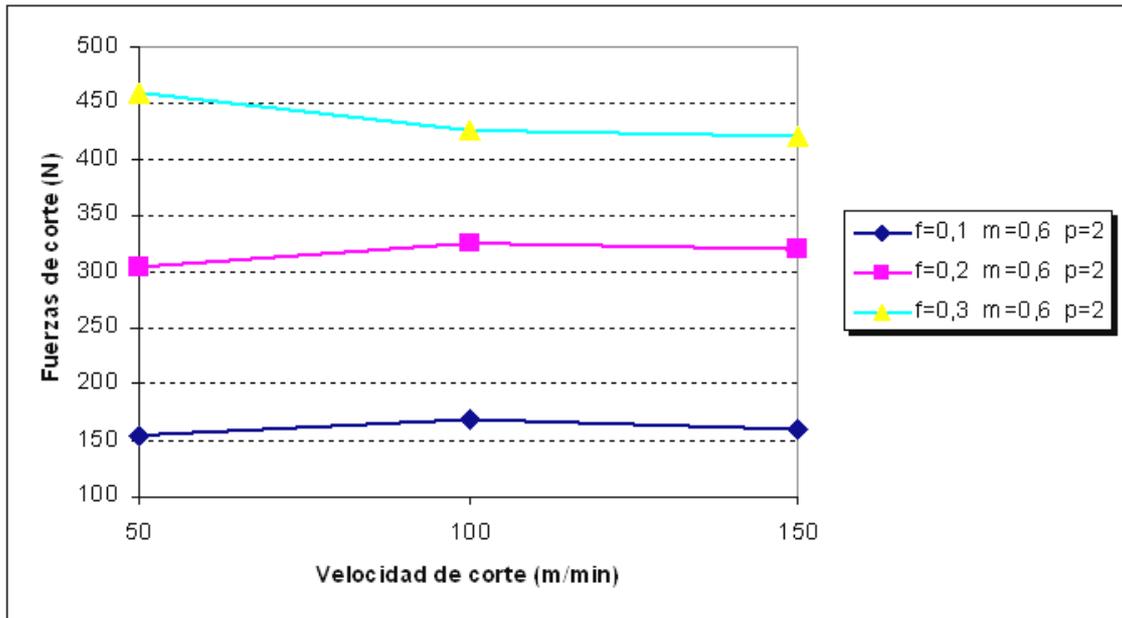


Figura 8.27 Fuerza de corte frente a velocidad de corte para rozamiento $m=0,6$

En la Figura 8.28 se representa gráficamente la variación de la temperatura con la velocidad de corte para coeficiente de fricción de valor constante fijado en 0,2, misma profundidad de pasada y con diferentes velocidades de avance en la gráfica se puede apreciar un mantenimiento de la temperatura o incluso una levísima disminución con el aumento de la velocidad.

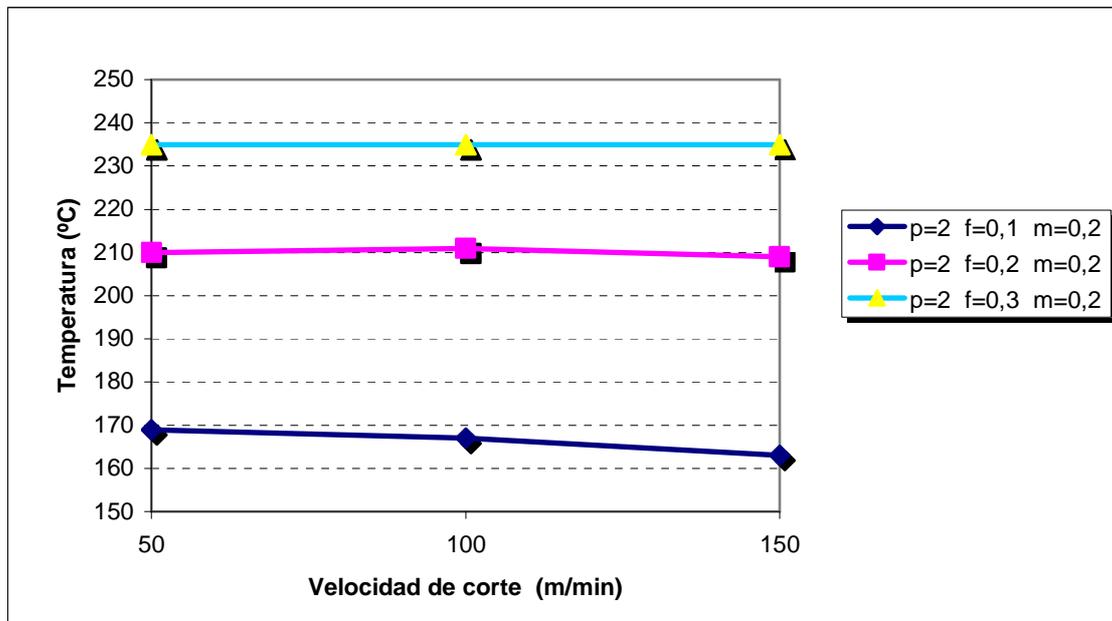


Figura 8.28 Temperatura frente a velocidad de corte con rozamiento $m=0,2$

Como se puede apreciar ahora en la Figura 8.29, incrementando el coeficiente de fricción a 0,4 para una misma velocidad de avance, se produce una ligera disminución de la

temperatura a medida que se incrementa la velocidad de corte, sobre todo para velocidades de avance más altas, sin embargo, y debido a los valores apenas es significativo.

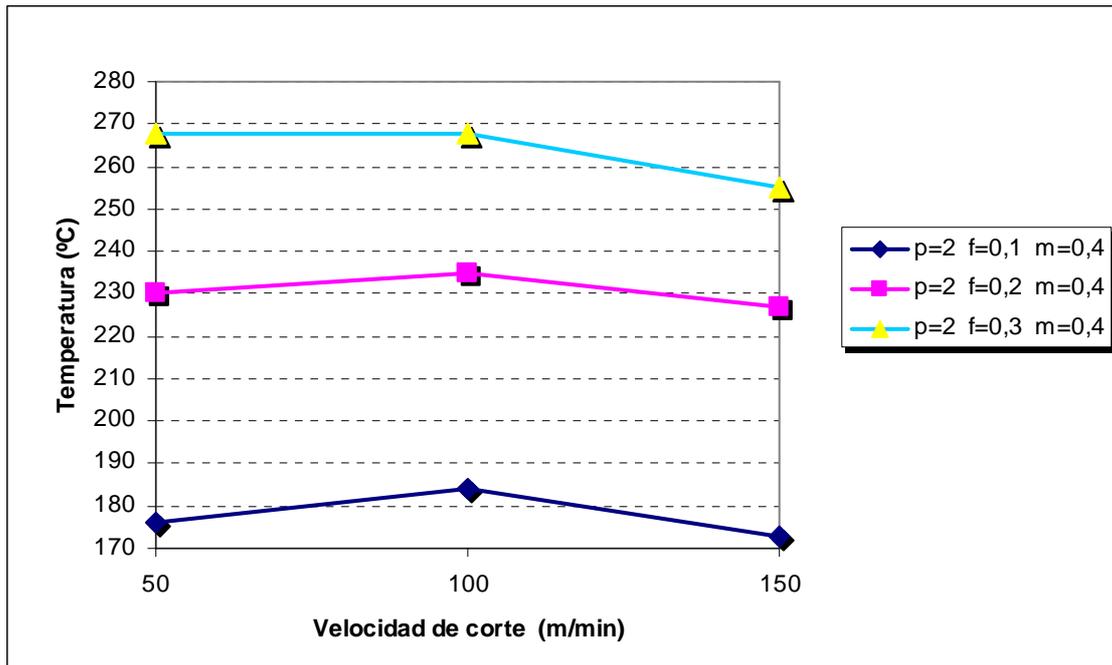


Figura 8.29 Temperatura frente a velocidad de corte con rozamiento $m=0,4$

8.5.1.2 Resultados observados al realizar variaciones en el factor de fricción

Los efectos del factor de fricción son también observables a partir de los resultados obtenidos.

A continuación se presentan los resultados en forma gráfica en los que se muestra en qué manera el factor de fricción produce un incremento en las fuerzas de corte obtenidas en la simulaciones. En estas gráficas representadas en las Figuras 8.30, 8.31 y 8.32 se ha mantenido constante la profundidad de pasada, que como se comentó anteriormente, no afecta a la fuerza de corte obtenida. También se ha mantenido constante la velocidad de corte.

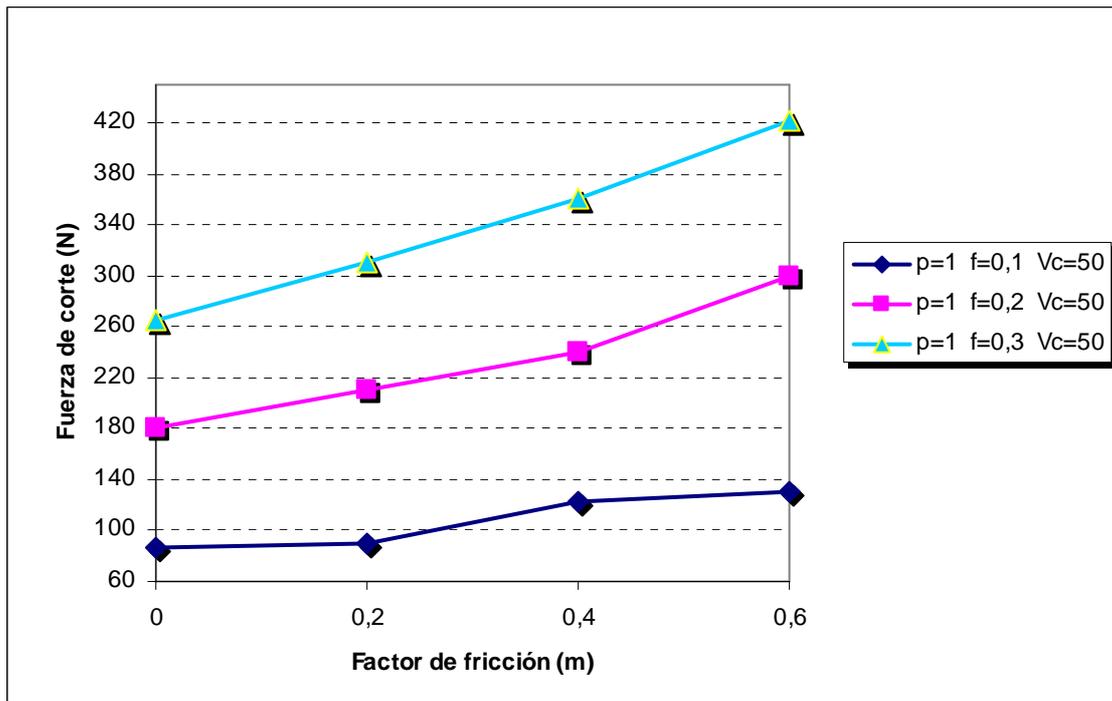


Figura 8.30 Fuerza de corte frente al coeficiente de fricción con velocidad de corte constante de 50 m/min y diferentes velocidades de avance

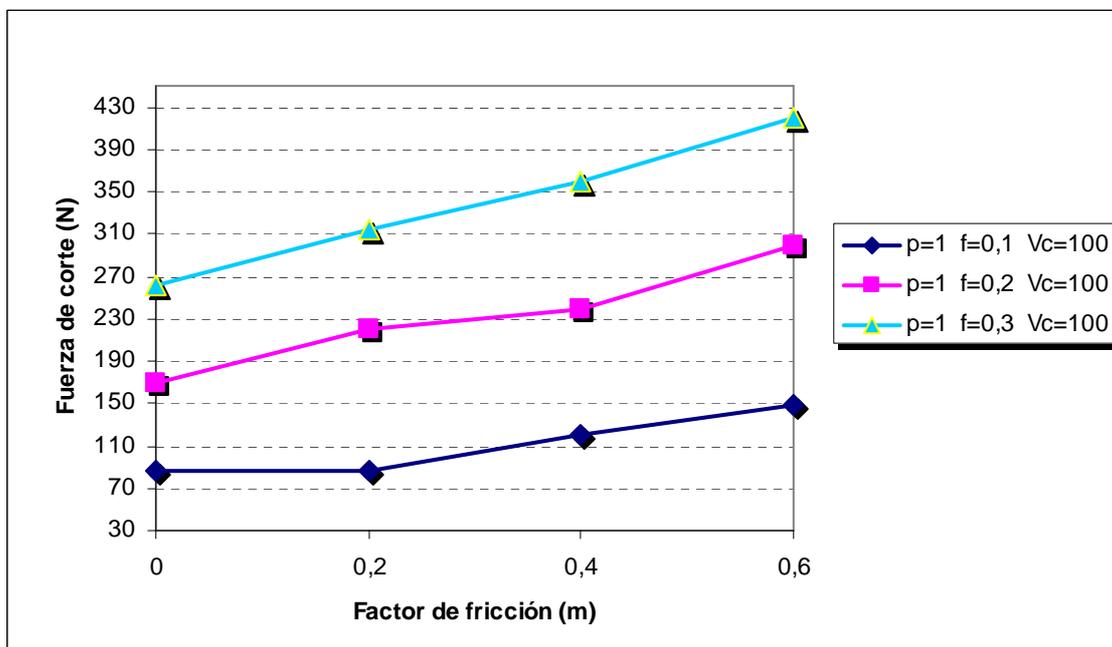


Figura 8.31 Fuerza de corte frente al coeficiente de fricción con velocidad de corte constante de 100 m/min y diferentes velocidades de avance

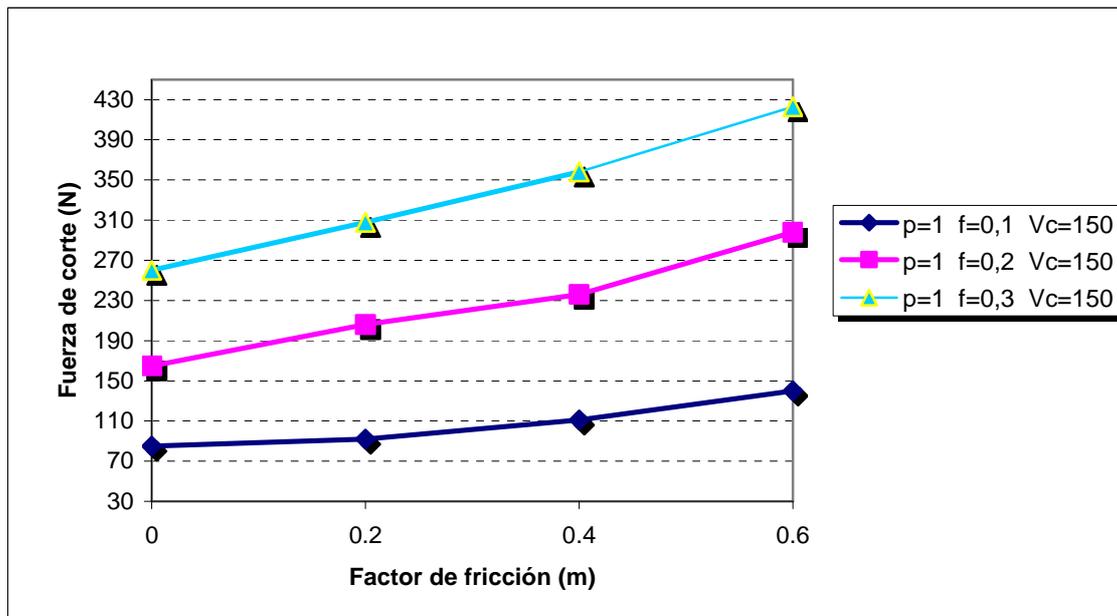


Figura 8.32 Fuerza de corte frente al coeficiente de fricción con velocidad de corte constante de 150 m/min y diferentes velocidades de avance

Se puede comprobar que en todos los casos representados las fuerzas de corte aumentan progresivamente con el incremento en el coeficiente de fricción, lo cual también está en coherencia con las tendencias de la Figura 8.15.

De la misma forma se presentan los resultados gráficos de las simulaciones prestando atención a la evolución de la temperatura siguiendo las mismas pautas de representación gráfica que las anteriores (Figuras 8.33, 8.34 y 8.35).

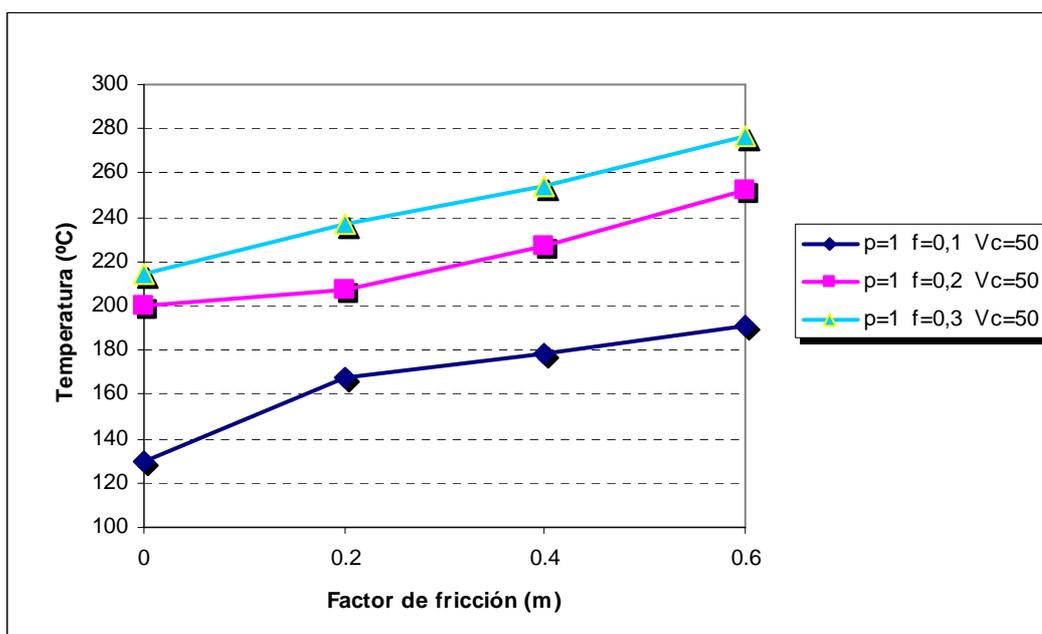


Figura 8.33 Temperatura frente al coeficiente de fricción con velocidad de corte constante de 50 m/min y diferentes velocidades de avance

Como se puede ver en la Figura 8.33 la temperatura aumenta en dos sentidos, al aumentar el factor de fricción para una misma velocidad de avance y manteniendo la velocidad de corte se puede apreciar un incremento de la temperatura. A su vez si observamos las diferentes trazas para diferentes velocidades de avance podemos observar que la temperatura también aumenta con el aumento de dicha velocidad de avance.

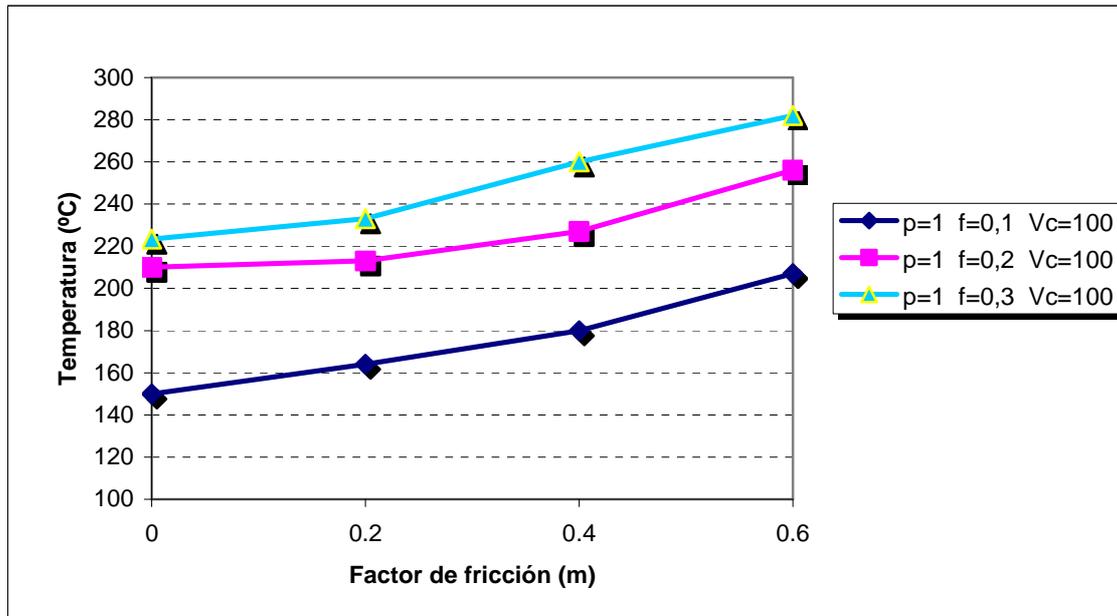


Figura 8.34 Temperatura frente al coeficiente de fricción con velocidad de corte constante de 100 m/min y diferentes velocidades de avance

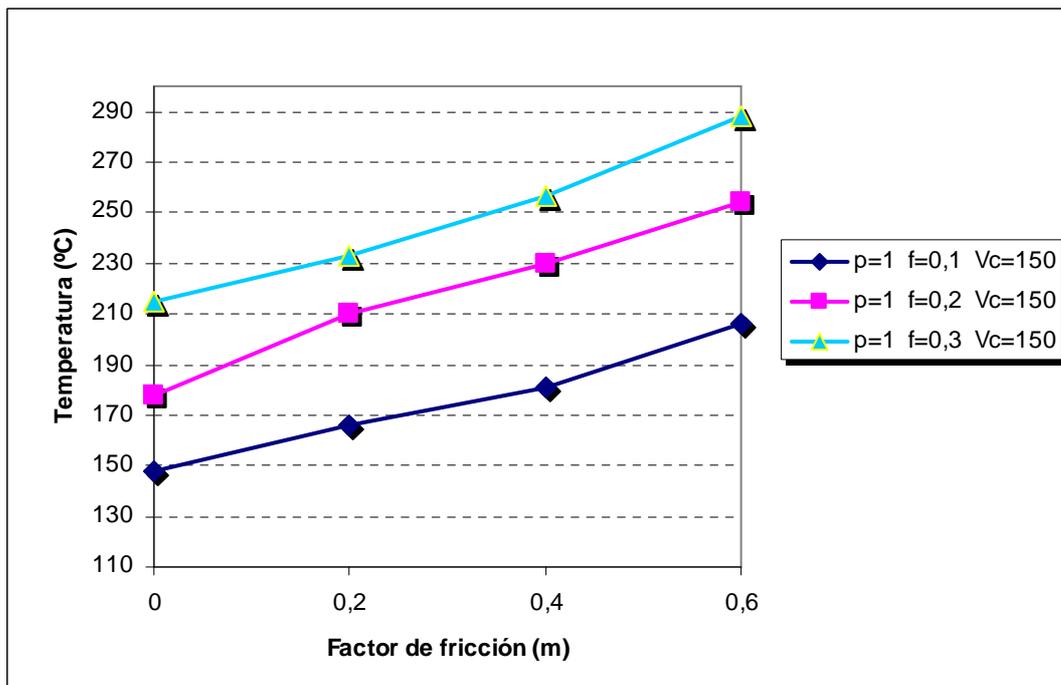


Figura 8.35 Temperatura frente al coeficiente de fricción con velocidad de corte constante de 150 m/min y diferentes velocidades de avance

8.5.1.3 Resultados observados con la variación del ángulo de desprendimiento

Se presentan a continuación las simulaciones realizadas modificando el ángulo de desprendimiento (γ) al nuevo valor $+5^\circ$. Teóricamente el comportamiento del proceso en lo referente a las fuerzas de corte y temperaturas debería evolucionar hacia una disminución de las mismas, dado que el uso de valores positivos para el ángulo de desprendimiento provoca una disminución de la fricción por contacto entre la pieza y la herramienta de corte.

En la Figura 8.36 se presenta el nuevo modelo bidimensional con ángulo positivo en sentido horario.

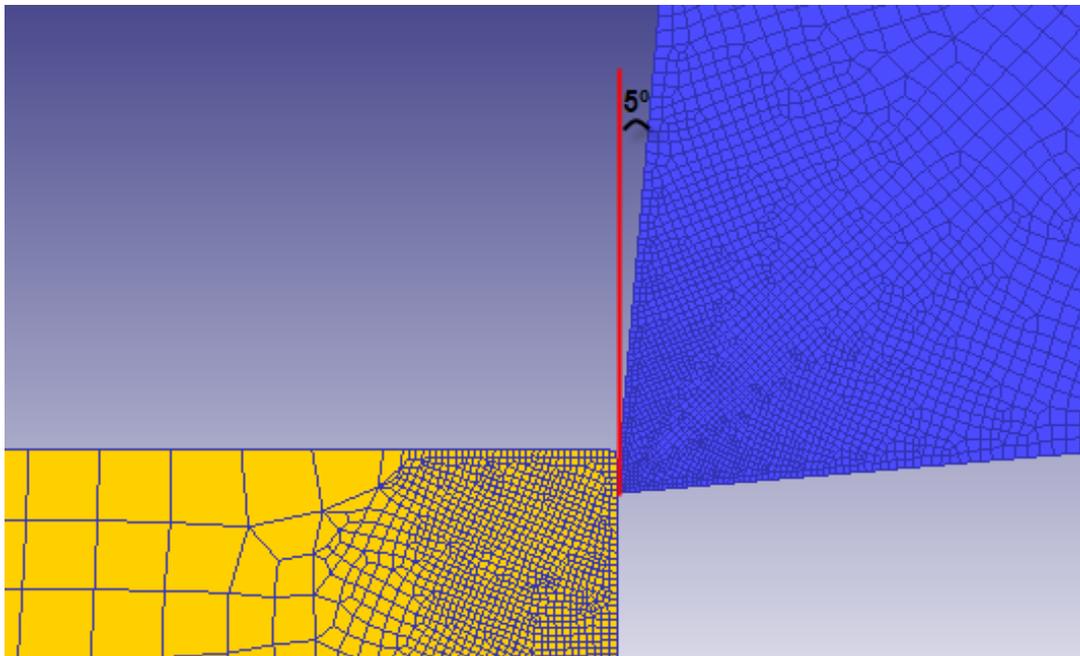


Figura 8.36 Ángulo de desprendimiento positivo de $+5^\circ$

A continuación se presenta el estudio del proceso de corte mostrando las gráficas de fuerza de corte y temperaturas obtenidas durante las simulaciones llevadas a cabo con ambos ángulos de desprendimiento (-5° y $+5^\circ$). Las simulaciones se han realizado utilizando las mismas configuraciones de parámetros en ambas. Se han variado los coeficientes de fricción entre 0,2 y 0,6 y se han comparado los resultados obtenidos. Los resultados numéricos del total de simulaciones realizadas con este nuevo ángulo de desprendimiento se muestran en la Tabla 8.13.

p (mm)	f (mm/rev)	V_c (m/min)	m	F_c (N)	T (°C)
1	0.1	150	0	70	130
2	0.2	150	0	125	146
3	0.3	150	0	213	161
1	0.1	150	0.2	80	134
2	0.2	150	0.2	146	162
3	0.3	150	0.2	235	172
1	0.1	50	0.4	85	148
2	0.2	50	0.4	154	175
3	0.3	50	0.4	260	180
1	0.1	150	0.6	95	157
2	0.2	150	0.6	209	201
3	0.3	150	0.6	302	210

Tabla 8.13: Resultados de las simulaciones con ángulo de desprendimiento positivo de +5°

Para ver mejor las diferencias observadas y las tendencias se muestran en primer lugar las gráficas de fuerza de corte y temperatura (Figuras 8.37 y 8.38) para las mismas condiciones de corte (indicadas en las Figuras) y utilizando diferentes factores de fricción.

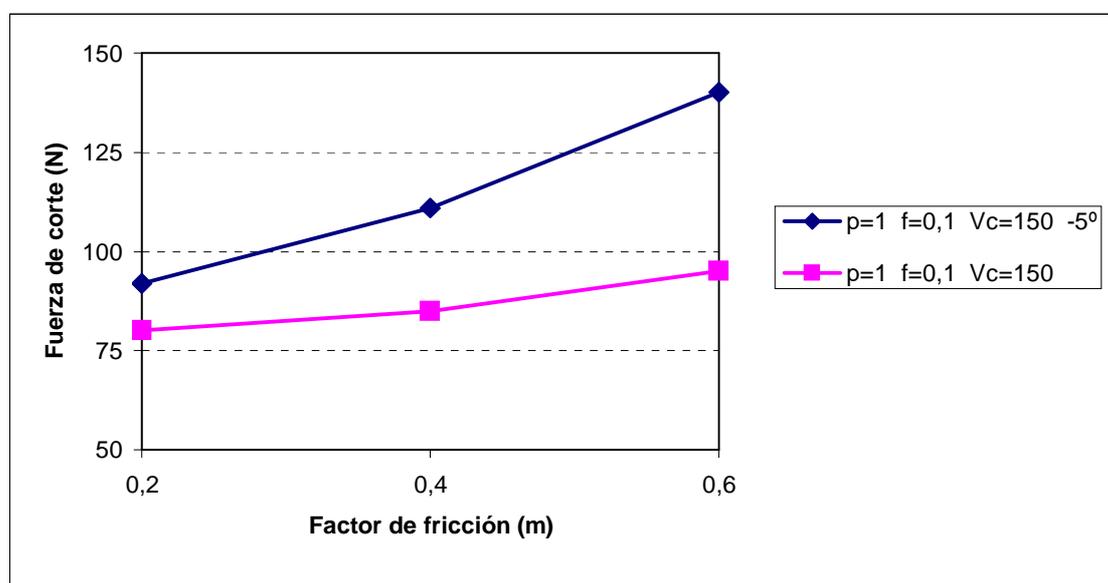


Figura 8.37 Fuerza de corte frente al coeficiente de fricción con velocidad de corte constante de 150 m/min, velocidad de avance 0.1 mm/rev y diferentes ángulos de desprendimiento

Se observa la disminución en la fuerza de corte observada acorde a lo previsto teóricamente. También se puede ver que la evolución de las fuerzas de corte con ambos ángulos de desprendimiento es ascendente con el incremento del factor de fricción.

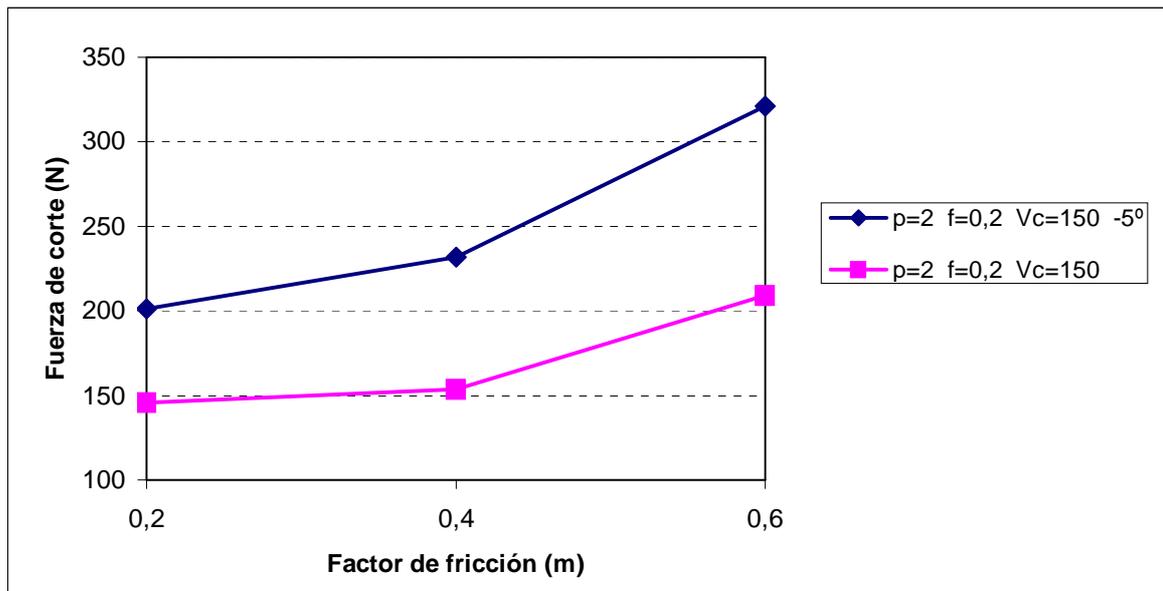


Figura 8.38 Fuerza de corte frente al coeficiente de fricción con velocidad de corte constante de 150 m/min, velocidad de avance 0.2 mm/rev y diferentes ángulos de desprendimiento

En la Figura 8.38 se comprueba que las tendencias comentadas anteriormente se mantienen también cuando se varía la velocidad de avance a 0,2 mm/rev.

En las temperaturas obtenidas en la simulación, representadas gráficamente en la Figura 8.39, se observa que al variar el ángulo de desprendimiento al valor +5° la temperatura disminuye, manteniéndose la misma tendencia ascendente en ambos casos cuando se incrementa el factor de fricción, es decir cuanto más acercamiento existe al mecanizado en seco.

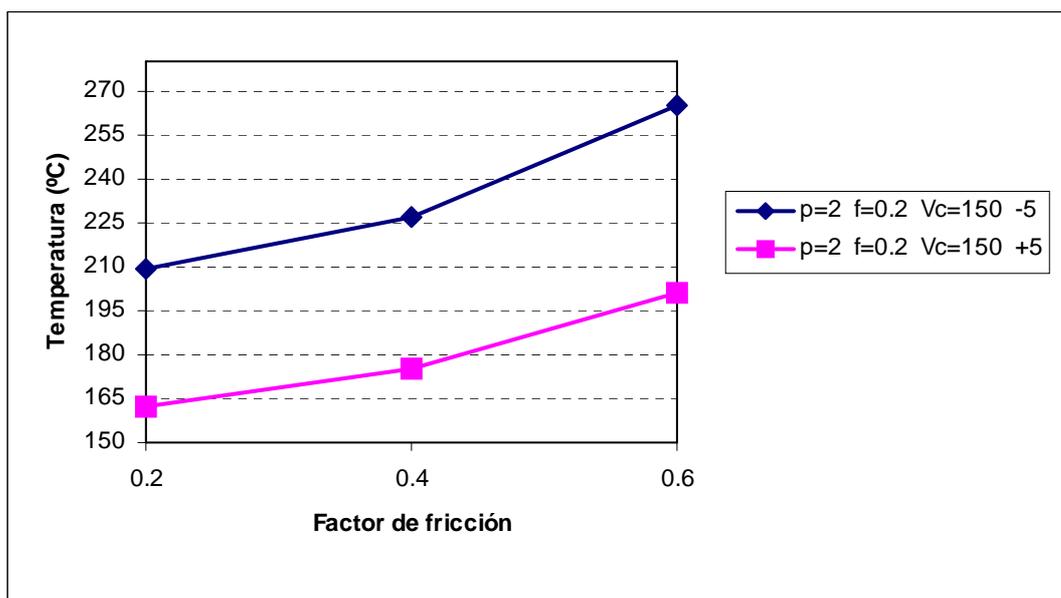


Figura 8.39 Temperatura frente al coeficiente de fricción con velocidad de corte constante de 150 m/min, velocidad de avance 0.2 mm/rev y diferentes ángulos de desprendimiento

En la Figura 8.40 se presenta la variación de la temperatura con otras condiciones del proceso de corte en la que se puede ver con claridad que el comportamiento es el mismo a pesar del incremento de la velocidad de avance y de la profundidad de pasada.

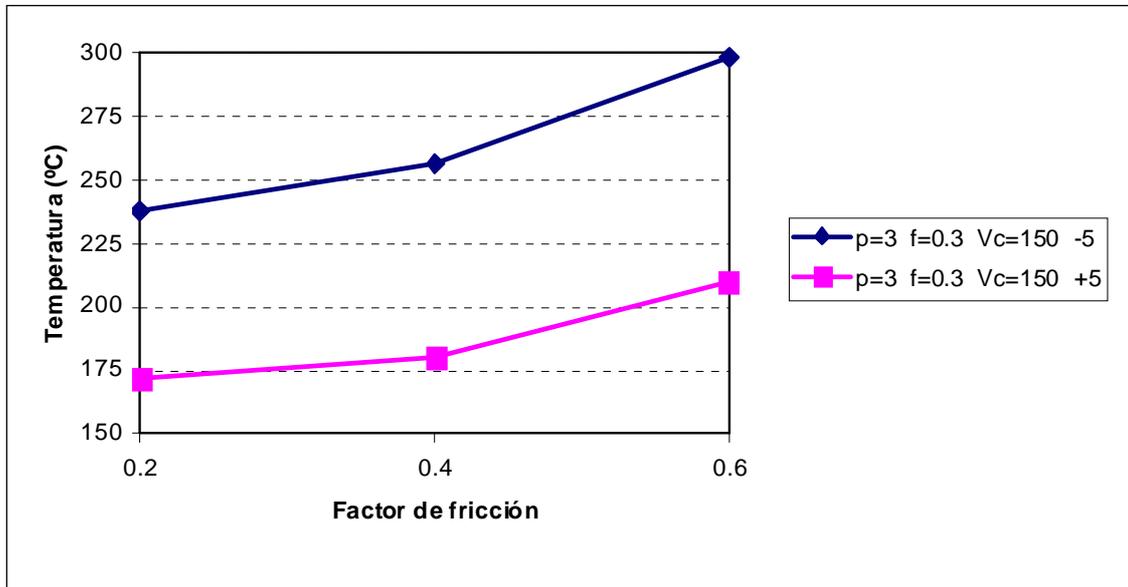


Figura 8.40 Temperatura frente al coeficiente de fricción con velocidad de corte constante de 150 m/min, velocidad de avance 0.3 mm/rev y diferentes ángulos de desprendimiento

8.5.1.4 Estudio de la morfología de la viruta con ángulo de desprendimiento

-5°

En el caso del UNS A92024 al igual que en el resto de los materiales los dos factores que de manera más notable influyen en la morfología de la viruta para unas mismas condiciones del proceso de corte son la configuración de la fractura por daño y la ecuación constitutiva empleada. Se realizará en primer lugar el estudio de la morfología obtenida con ángulo de desprendimiento -5° trabajando como factor de variabilidad con el valor para el factor crítico de daño. Posteriormente se analizará también los resultados obtenidos con ángulo de desprendimiento +5°.

La configuración del coeficiente de la ecuación de fractura (D_{cr}) es esencial en los códigos que utilizan formulación Lagrangiana. En este caso se implementará un criterio de daño basado en la ecuación de Cockroft-Latham normalizada y se presentarán los resultados de la morfología de la viruta para diferentes valores del coeficiente crítico de utilizado.

Si no se tiene en cuenta este coeficiente D_{cr} , la viruta obtenida será con toda probabilidad una viruta continua. No obstante puede suceder que la ecuación constitutiva utilizada pueda tener en cuenta el reblandecimiento del material por temperatura, en cuyo caso es posible que sin implementar un coeficiente de daño se puedan conseguir virutas segmentadas.

En la Figura 8.41 se presenta un ejemplo de viruta continua obtenido para una simulación con velocidad de avance 0,1 mm/rev, coeficiente de fricción de valor 0,6 y velocidad de corte 150 m/min.

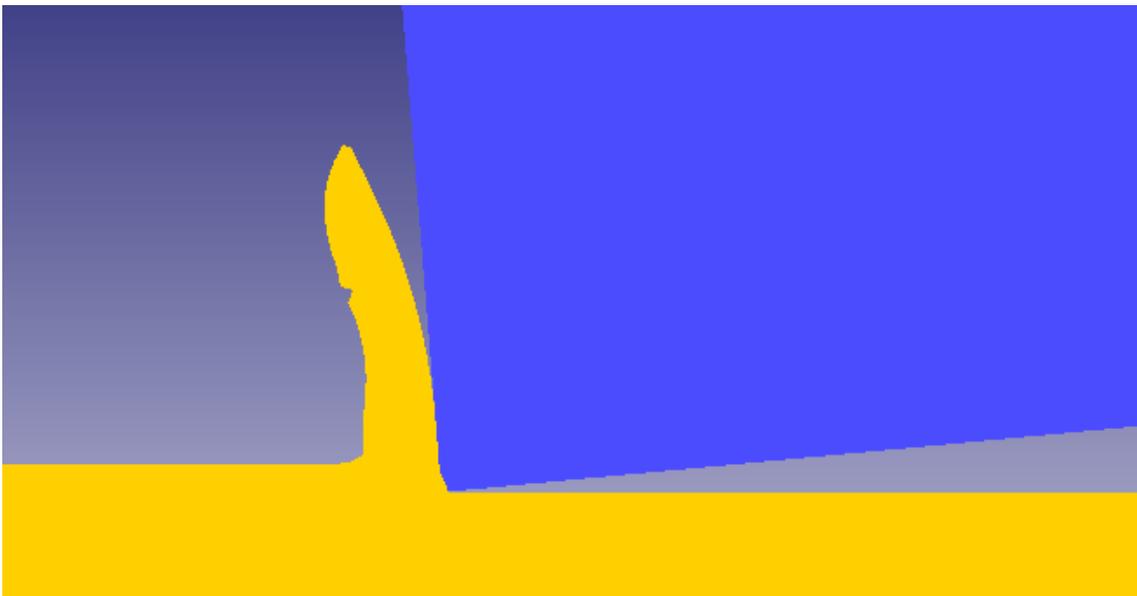


Figura 8.41 Morfología de viruta continua

La forma de la grafica de fuerzas obtenida en una simulación con viruta continua se puede ver en la Figura 8.42. Se trata de un gráfico de fuerzas frente al tiempo de simulación en la que se puede apreciar el brevísimo período de tiempo simulado, del orden de los 0,00205 segundos y la cantidad de pasos iterativos de simulación llevados a efecto (950 pasos). Se puede observar la existencia de un régimen estacionario muy temprano, casi desde el principio de la simulación.

La distribución del campo de temperatura se puede ver en la Figura 8.43 en la que perfectamente se pueden apreciar las tres zonas térmicas explicadas en el segundo capítulo de esta Tesis.

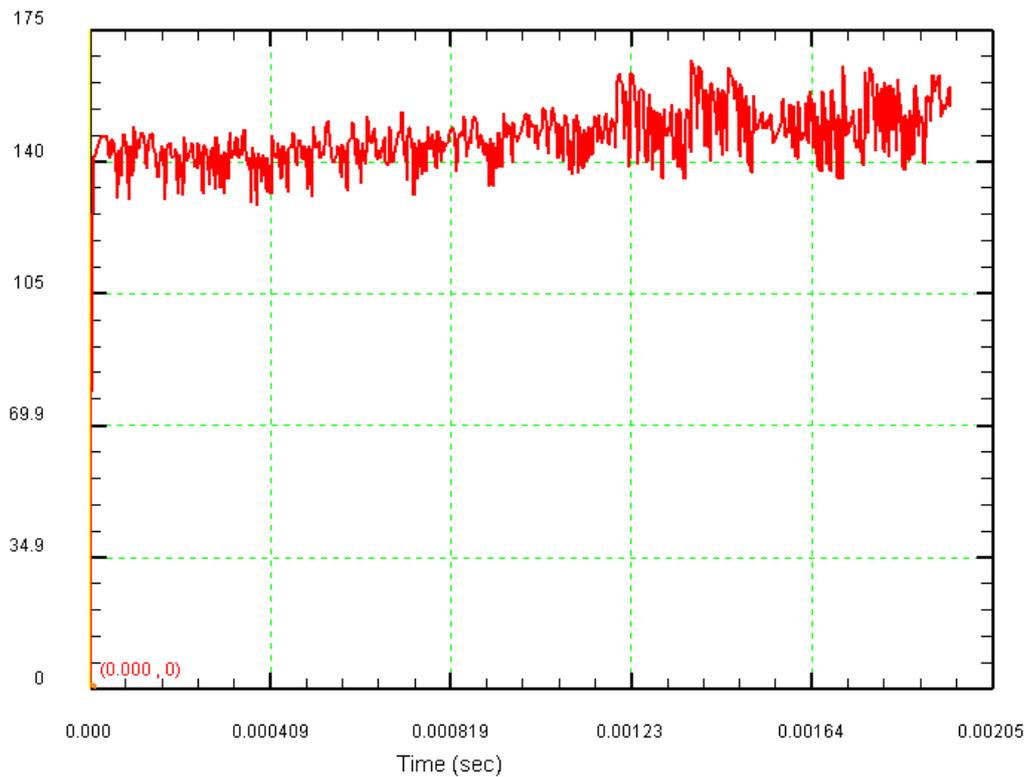


Figura 8.42 Diagrama de fuerzas característico de la simulación con viruta continua

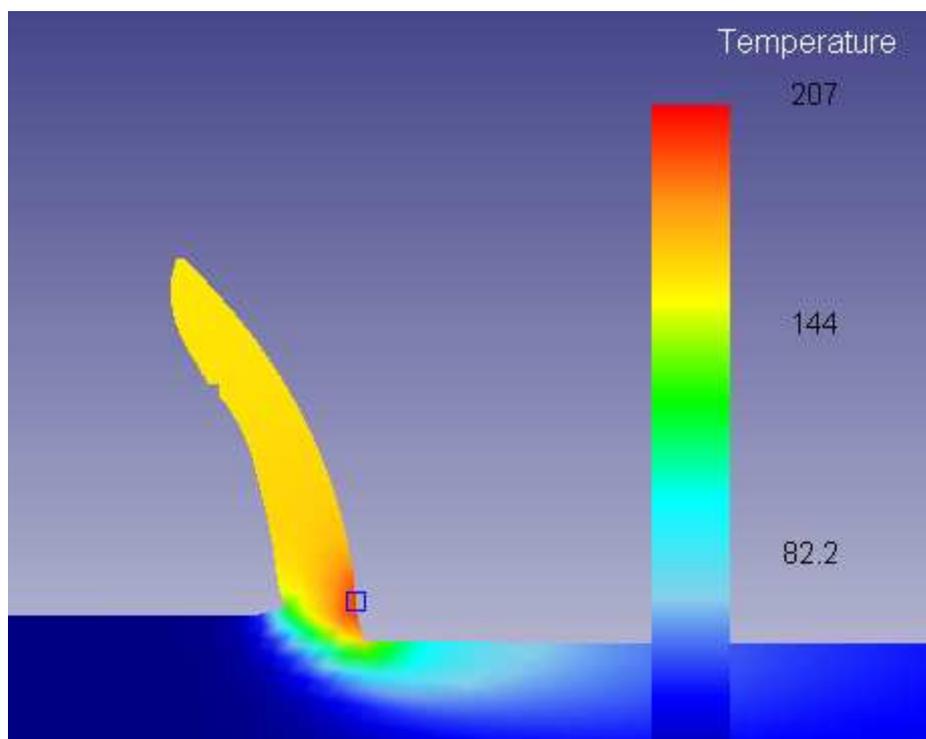


Figura 8.43 Distribución de temperaturas en la simulación con viruta continua

También se puede observar lo que sucede si aumenta el valor de la velocidad de avance a 0,5 mm/rev y se mantienen el resto de las condiciones de corte. En la Figura 8.44 se observa que la formación de viruta no se produce de forma normal al no estar

implementado el coeficiente D_{cr} y al no tener en cuenta en la ecuación constitutiva utilizada los efectos del reblandecimiento térmico.

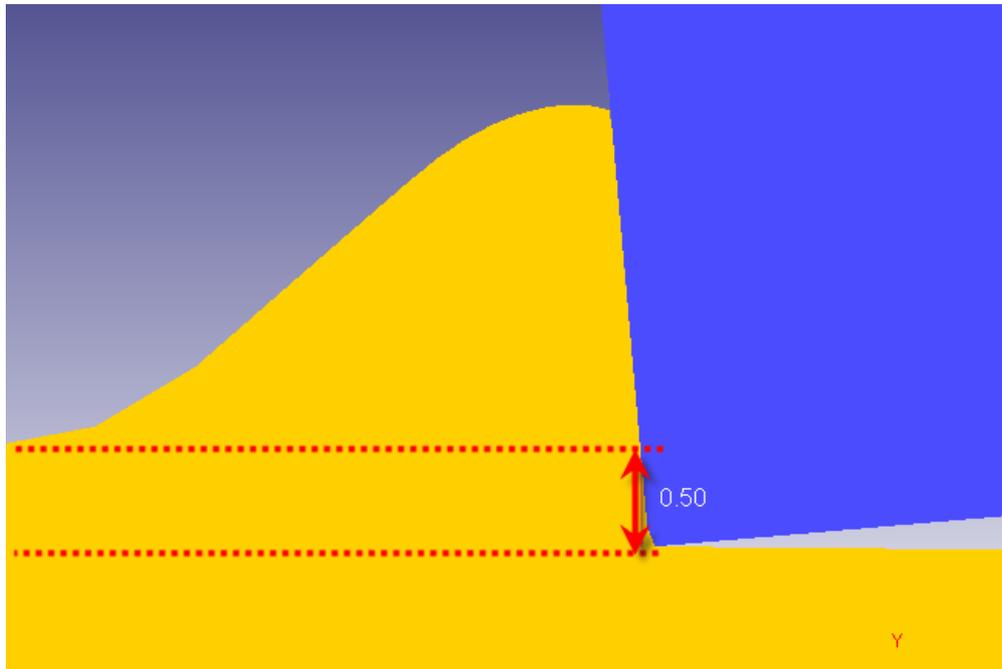


Figura 8.44 Resultado de viruta simulada con velocidad de avance 0,5mm/rev

En la Figura 8.45 se presenta el primero de los casos con introducción del coeficiente de fractura (D_{cr}) de la ecuación Cockroft-Latham. Se ha simulado el proceso de corte con velocidad de avance de 0,4 mm/rev, velocidad de corte 150 m/min y un coeficiente de fricción de valor 0,4.

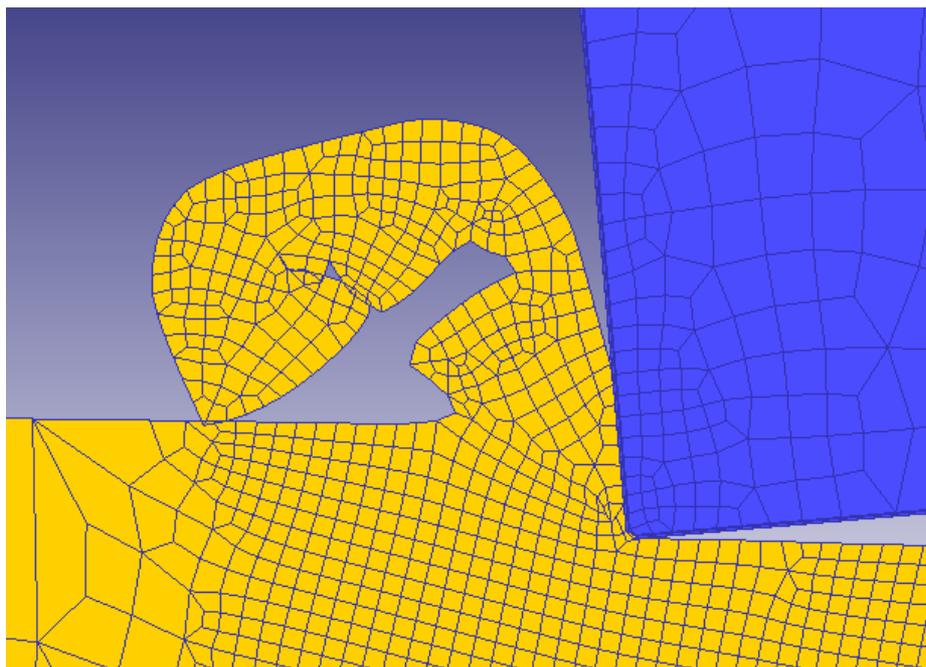


Figura 8.45 Resultado de viruta obtenida con introducción del coeficiente D_{cr}

Se puede apreciar la segmentación de la viruta. La distribución del campo de temperaturas se puede observar en la Figura 8.46. También se puede apreciar que rápidamente se produce interferencia con la zona no mecanizada lo que entorpece la evolución de la simulación y la visualización de la viruta.

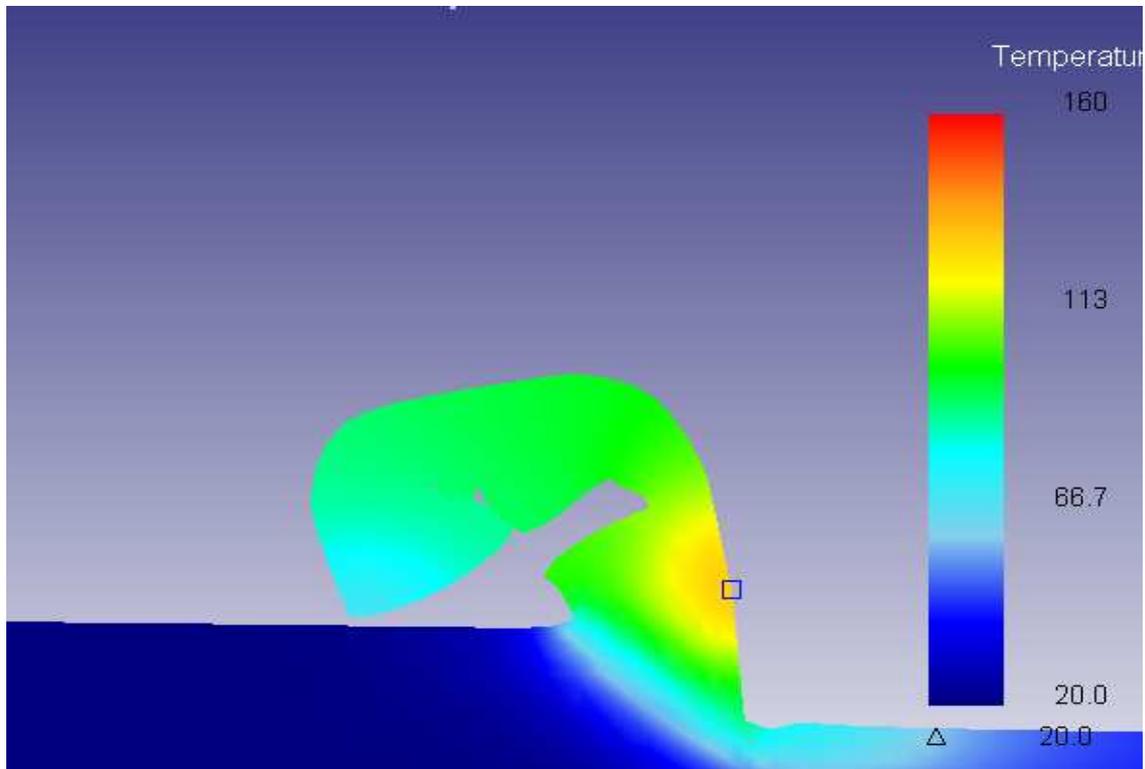


Figura 8.46 Resultado de los campos térmicos obtenidos con la introducción del coeficiente D_{cr}

A continuación se procede a analizar la evolución de la formación de la viruta segmentada. En la Figura 8.47 se puede ver el inicio del proceso donde se representa inicialmente el punto 1, es en este punto en el que se acumula un valor de tensión en la zona afectada superando el valor máximo marcado por el criterio de fractura de Cockcroft-Latham que hace que se inicie el proceso. En la misma figura se puede observar una fotografía microscópica de un corte experimental (Mabrouki *et al.*, 2004) en la que se muestra este fenómeno para un acero AISI 4340.

Se puede observar el mismo punto 1 en la gráfica de fuerzas asociada a esta simulación representada en la Figura 8.48 y en la que se aprecia también que la forma de la curva de fuerza de corte es muy diferente a la que se obtiene de la simulación con viruta continua.

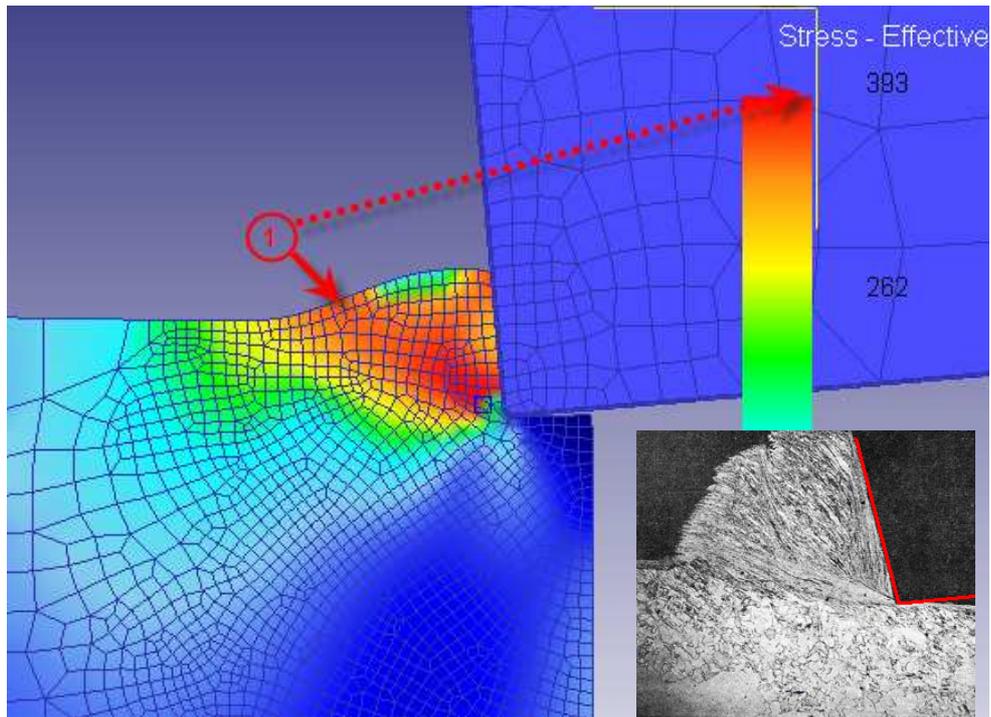


Figura 8.47 Inicio del proceso de fractura. Representación de la tensión en el material de la pieza

También se puede ver como la gráfica de fuerza se puede asimilar a una función sinusoidal, cuya frecuencia se correspondería con la frecuencia de aparición de los segmentos de la viruta. La fuerza de corte por lo tanto presenta su valor más elevado en una serie de puntos máximos (fuerza pico) uno de los cuales se muestra en el punto 1 de la Figura 8.48.

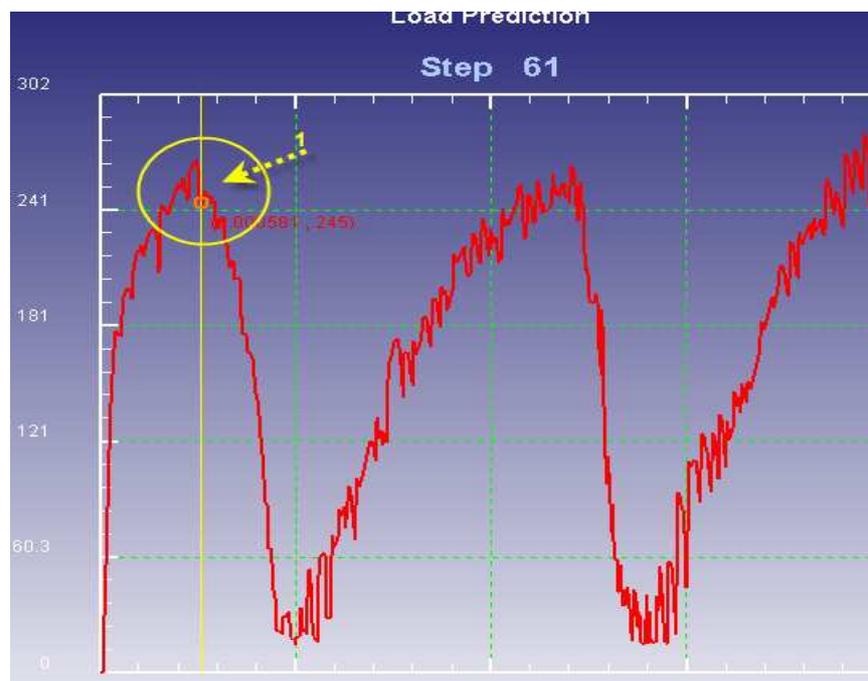


Figura 8.48 Gráfica de fuerzas característica de un proceso de corte con viruta segmentada

A partir de este punto se produce el desarrollo de la fractura a través de la disminución del valor de la tensión de fluencia de los nodos afectados en esa zona, hasta que los valores de tensión van disminuyendo como se puede observar en la Figura 8.49 que representa el punto 2 en la evolución de la segmentación.

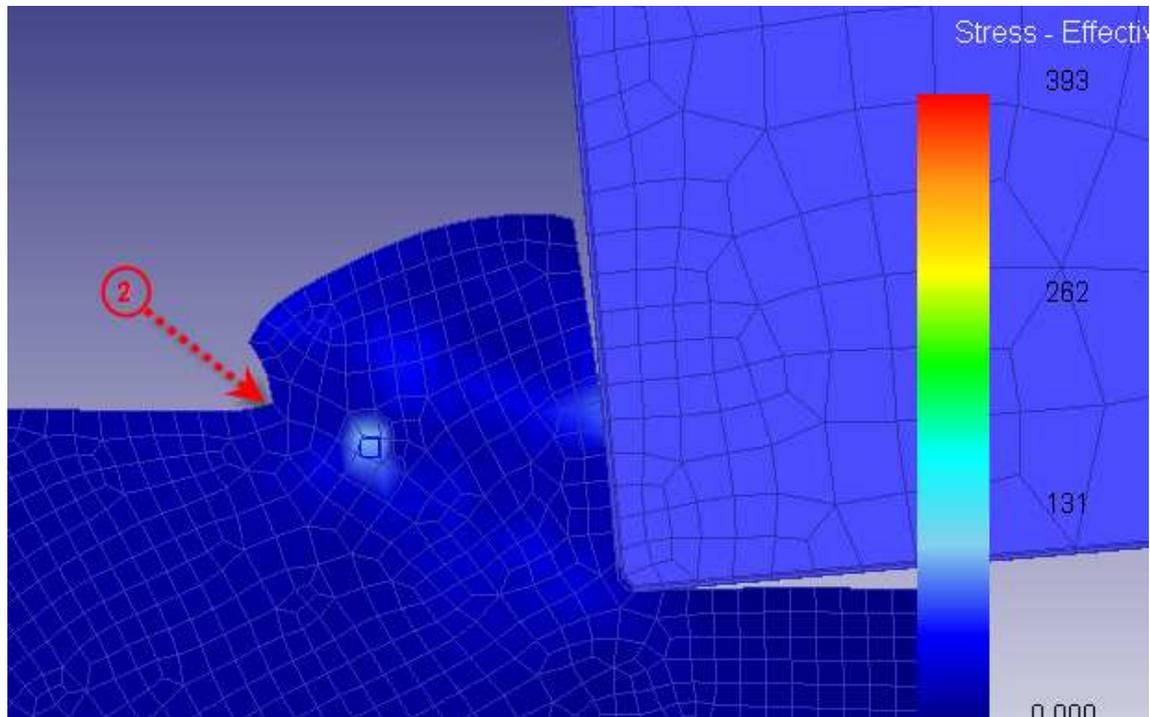


Figura 8.49 Segunda fase del proceso de fractura

Punto 2 de la simulación visual que lleva el punto 2 en la grafica de fuerzas (Figura 8.50).

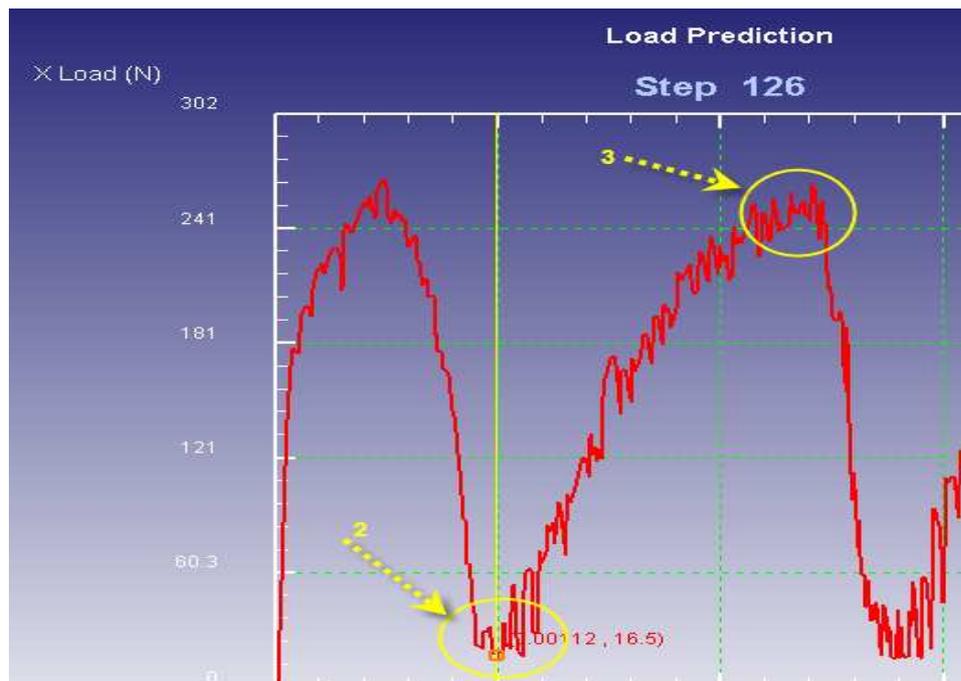


Figura 8.50 Segundo paso de proceso de fractura.

Una vez alcanzado el punto 2, el proceso comienza de nuevo hasta alcanzar el punto 3 de la grafica de fuerzas, en el que el nivel de tensión en la franja de velocidad de deformación plástica es el mismo que el que existía en el punto 1. Llegado ese momento se ha producido ya el segmento y comienza el proceso de nuevo (Figura 8.51).

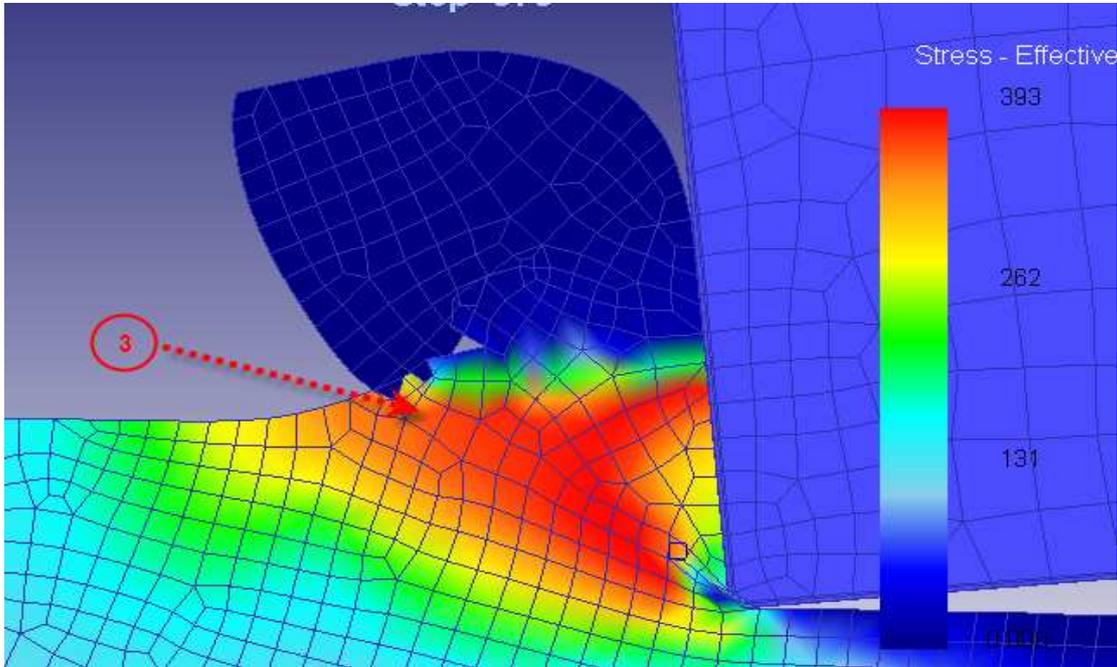


Figura 8.51 Final del proceso con la formación del segmento.

El cálculo de la frecuencia de la onda permite observar la frecuencia de la segmentación, que en este caso corresponde a 500 Hz.

En las tablas que se presentan a continuación se muestran los valores de la frecuencia de segmentación observadas para diferentes simulaciones realizadas con diferentes variaciones en los parámetros del proceso de corte.

Inicialmente se puede ver la Tabla 8.14 en la que se presenta la variación de la frecuencia para las mismas condiciones de corte con variaciones en el factor crítico D_{cr} .

$D_{cr}=0,4$	$f=0,4$	$V_c=150$	$m=0,4$	425Hz
$D_{cr}=0,2$	$f=0,4$	$V_c=150$	$m=0,4$	500 Hz
$D_{cr}=0,1$	$f=0,4$	$V_c=150$	$m=0,4$	680 Hz
$D_{cr}=0,1$	$f=0,4$	$V_c=100$	$m=0,4$	600Hz
$D_{cr}=0,1$	$f=0,4$	$V_c=150$	$m=0,4$	680Hz
$D_{cr}=0,1$	$f=0,4$	$V_c=200$	$m=0,4$	750Hz
$D_{cr}=0,1$	$f=0,4$	$V_c=300$	$m=0,4$	800Hz

Tabla 8.14: Frecuencias obtenidas en diferentes simulaciones con diferentes valores para D_{cr} .

Manteniendo el mismo coeficiente crítico de daño D_{cr} al valor 0,1 y variando la velocidad los resultados obtenidos se muestran en la Tabla 8.14.

8.5.1.5 Estudio de la morfología de la viruta con ángulo de desprendimiento +5°

La visualización de la morfología de la viruta es mucho mejor en el caso de utilización de ángulos de desprendimiento positivos. Por eso este apartado se centra más en mostrar la morfología que la frecuencia de aparición de los segmentos, que ya se pudo comprobar en el apartado anterior.

En la Figura 8.52 se presenta una microfotografía correspondiente a un proceso de corte con ángulo de desprendimiento positivo.

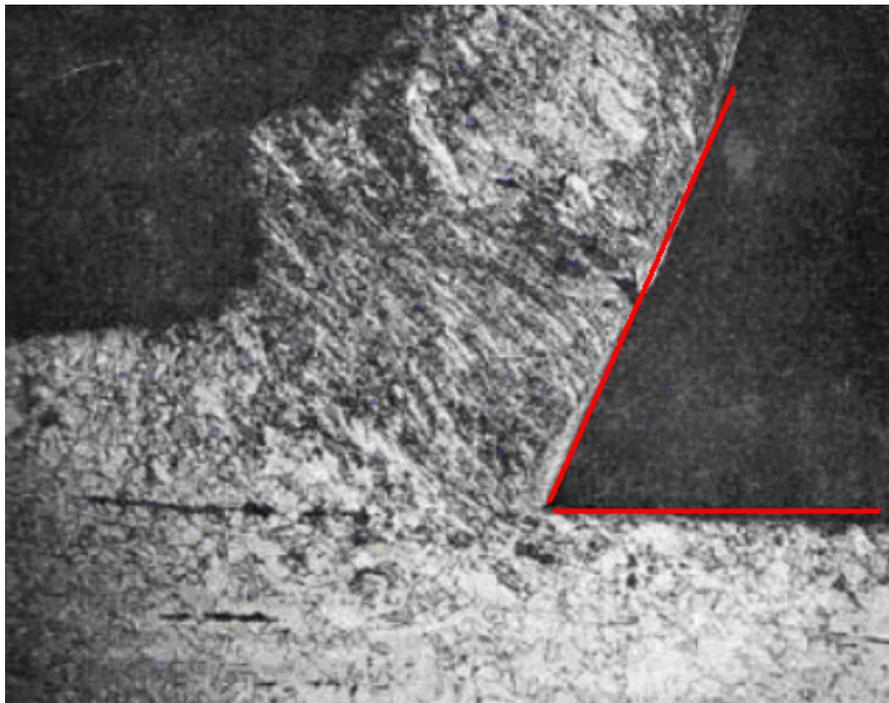


Figura 8.52. Microfotografía de un proceso de corte de un acero AISI 4340 con ángulo de desprendimiento positivo (Mabrouki et al., 2004)

Pasando al terreno de la simulación se muestra en primer lugar la morfología de viruta obtenida con D_{cr} normalizado de valor 0,1. La morfología obtenida es muy diferente de la obtenida anteriormente, sin embargo es de destacar que en el caso anterior (-5°) la viruta apenas permitía 300-500 pasos iterativos de simulación antes de doblarse y producir interferencia con la zona no mecanizada, mientras que en este caso se permite llegar a los 1340 pasos antes de producirse este fenómeno anómalo para la simulación.

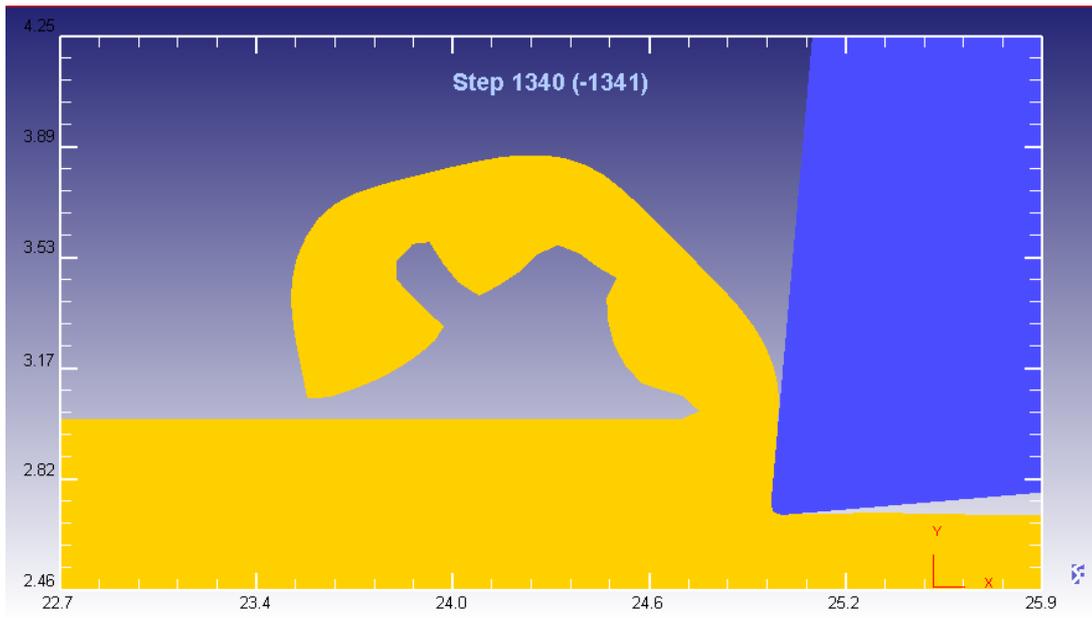


Figura 8.53 Simulación con $p=3$ $f=0,3$ $Vc=200$ $\gamma =+5$ $Dcr=0,1$

En la Figura 8.54 se muestra el siguiente caso, con un Dcr menor (0,05). Presenta un aspecto similar al anterior.

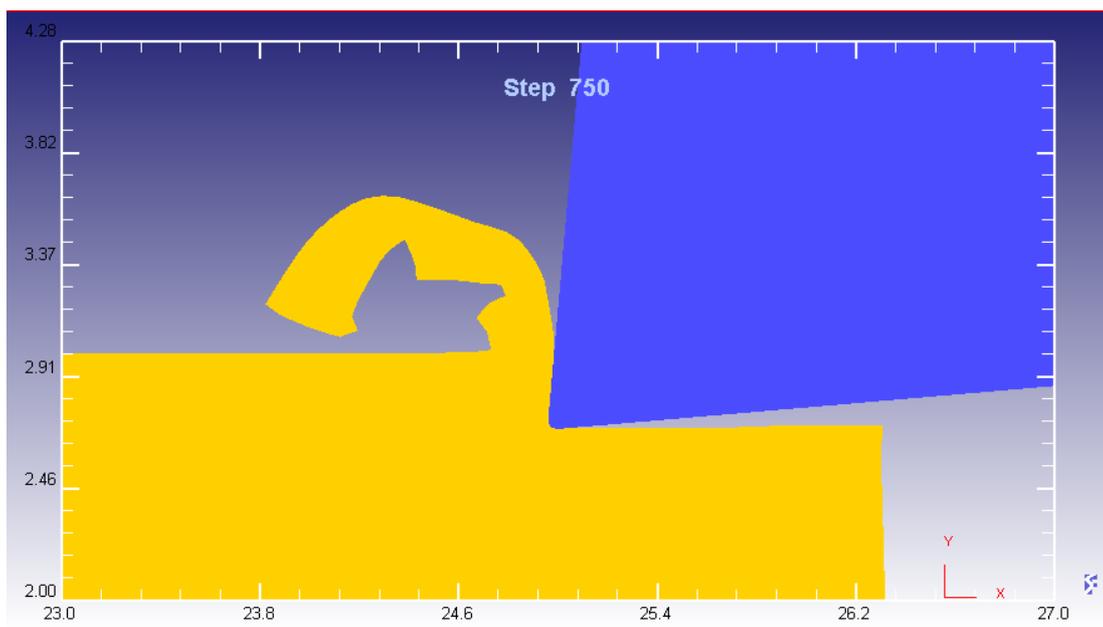


Figura 8.54 Simulación con $p=3$ $f=0,3$ $Vc=200$ $\gamma =+5$ $Dcr=0,05$

En la Figura 8.55 se presenta el caso en el que se sitúa el coeficiente crítico Dcr al valor de 0,2 observándose una morfología diferente. También segmentada pero con un mayor tiempo entre la formación de los segmentos.

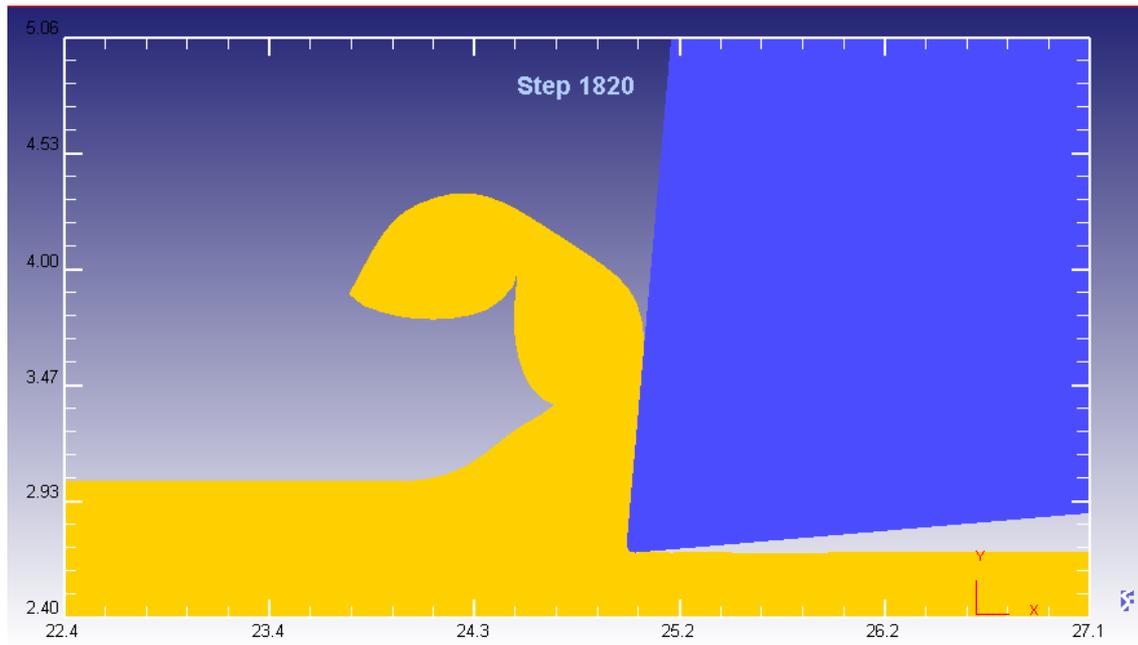


Figura 8.55 Simulación con $p=3$ $f=0,3$ $Vc=200$ $\gamma=+5$ $Dcr=0,2$

Si se prosigue con el aumento del Dcr en este caso al valor 0,4 el efecto se sigue apreciando, como se ve en la Figura 8.56.

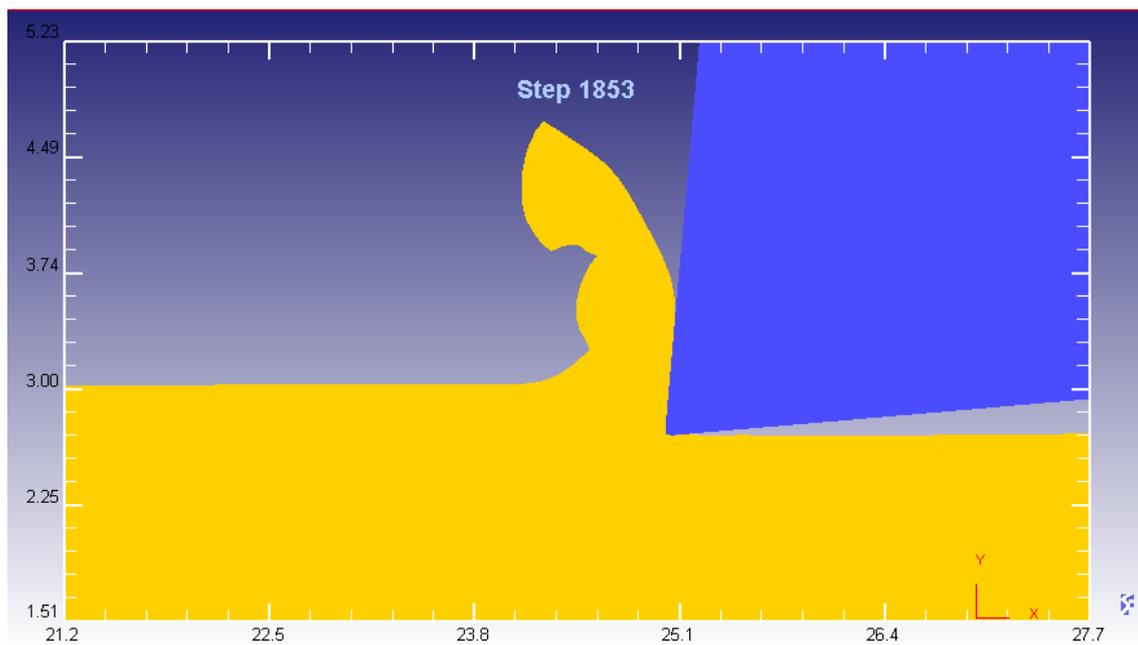


Figura 8.56 Simulación con $p=3$ $f=0,3$ $Vc=200$ $\gamma=+5$ $Dcr=0,4$

Hasta finalmente obtener viruta continua, caso visible en la Figura 8.57 donde se muestra lo que sucede cuando no se implementa ningún valor para el Dcr . El resultado es la viruta continua.

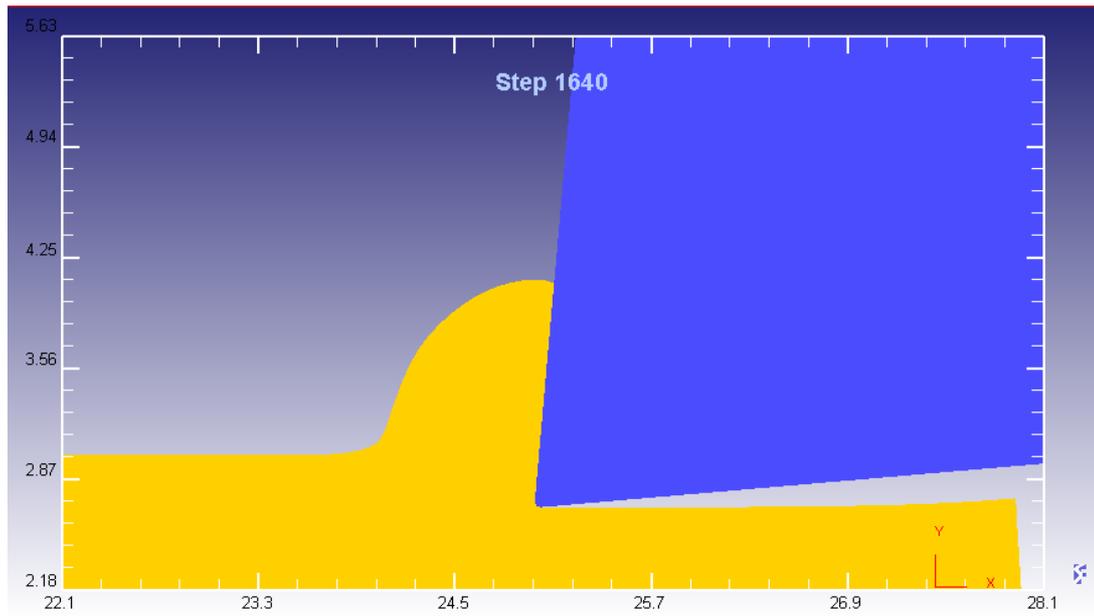


Figura 8.57 Simulación con $p=3$ $f=0,3$ $Vc=200$ $\gamma=+5$ sin Dcr

La variación del Dcr también afecta a los resultados de fuerzas de corte y temperaturas. En la Tabla 8.15 se muestran los resultados comparativos para los distintos valores utilizados para el Dcr .

Condiciones del proceso de corte	Dcr	Tipo de viruta	F_c (N)	T (°C)
$p=3$ $f=0,3$ $Vc=200$ $\gamma=+5$	0,05	Serrada	150 (pico)	135
$p=3$ $f=0,3$ $Vc=200$ $\gamma=+5$	0,1	Serrada	175 (pico)	146
$p=3$ $f=0,3$ $Vc=200$ $\gamma=+5$	0,2	Serrada	220 (pico)	175
$p=3$ $f=0,3$ $Vc=200$ $\gamma=+5$	0,4	Serrada	234 (pico)	201
$p=3$ $f=0,3$ $Vc=200$ $\gamma=+5$	No	Continua	310	219

Tabla 8.15: Resumen de resultados para diferentes valores de Dcr

Se comprueba que la misma simulación realizada utilizando la misma ecuación constitutiva para el material a mecanizar, con las mismas condiciones de proceso de corte ($p=3$ mm, $f=0,3$ mm/rev, $Vc=200$ m/min y $\gamma=+5^\circ$) predice distintos valores para fuerza de corte y temperatura cuando se llevan a cabo variaciones del valor del factor crítico Dcr .

Se puede apreciar también como la disminución del factor crítico hace también disminuir el valor de la fuerza de corte obtenida y la temperatura obtenida en el proceso. A medida que se va aumentando el valor del Dcr las fuerzas de corte y las temperaturas obtenidas aumentan hasta alcanzar el valor de las simulaciones en las que no se ha utilizado el factor.

8.5.2 Evolución de las fuerzas de corte y de la temperatura para simulaciones tridimensionales del material UNS A92024 para distintas condiciones del proceso de corte

Las simulaciones tridimensionales son mucho más complejas en su análisis que las simulaciones bidimensionales. Son mucho más costosas en tiempo y en capacidad de almacenaje. Una simulación bidimensional de 1000 pasos de análisis necesita un tiempo de ejecución en un ordenador convencional de aproximadamente dos horas y una capacidad de almacenaje de 350 Mbytes. Sin embargo la misma simulación pero tridimensional necesita 1,2 Gbytes de memoria libre para almacenaje y un tiempo de simulación superior a 8 horas.

Los primeros modelos realizados, se llevaron a cabo sin la implementación de un factor crítico de daño (D_{cr}) y los resultados observados fueron poco acordes a la realidad. En una primera aproximación se presenta la Figura 8.58 en la que se muestra una vista del proceso de corte que presenta claramente y como era esperable una forma de viruta continua.

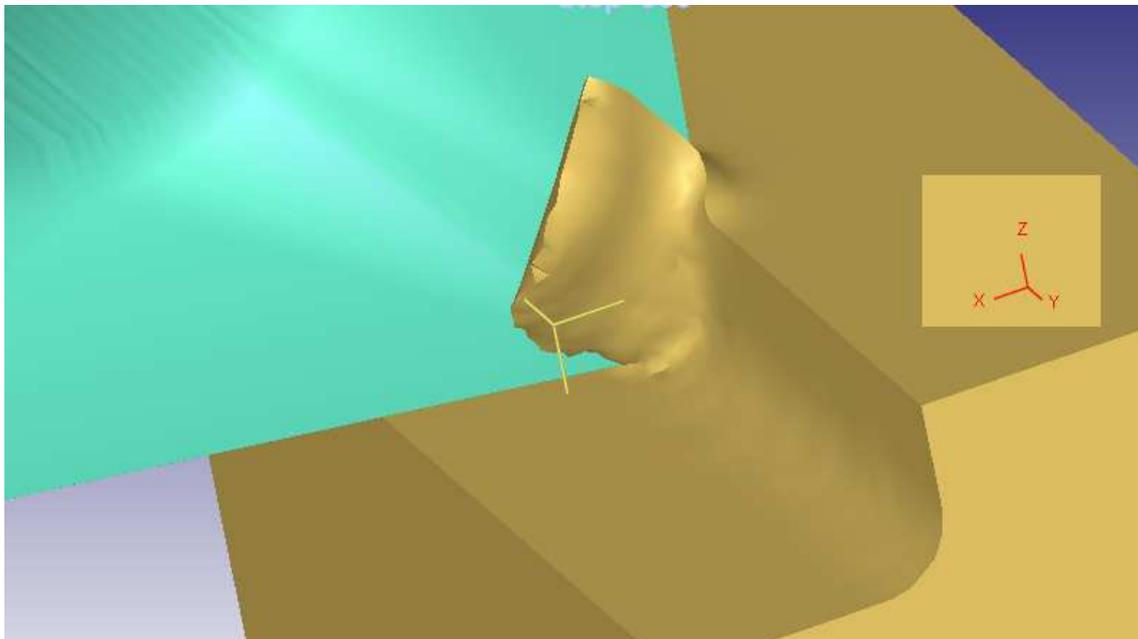


Figura 8.58 Resultado de una simulación tridimensional sin utilizar D_{cr}

Otra vista, desde otro ángulo, se presenta en la Figura 8.59 en la que se puede ver la viruta de la misma perspectiva que en el corte bidimensional y donde se puede apreciar la similitud en la forma de la viruta obtenida en las simulaciones tridimensionales y bidimensionales.

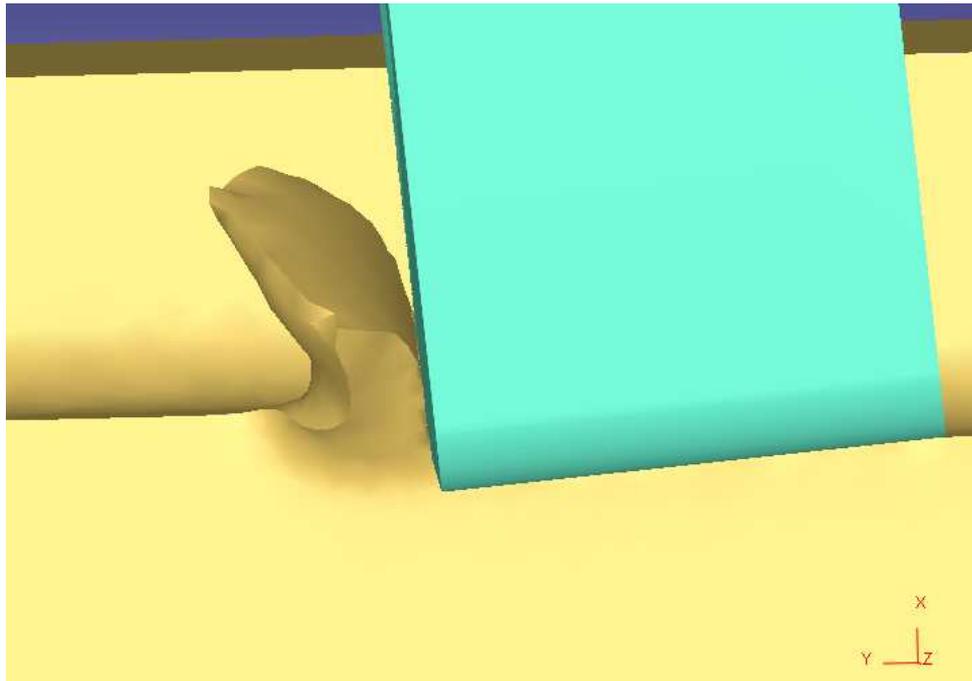


Figura 8.59 Resultado de una simulación tridimensional sin utilizar Dcr (vista desde otro ángulo)

Se puede apreciar que la morfología de la viruta se ve perfectamente continua y sin segmentación apreciable. El resultado gráfico de las fuerzas obtenidas sin embargo no tiene visos de parecerse ni a la realidad ni a la simulación bidimensional. Los valores obtenidos en las fuerzas de corte son demasiado altos con respecto a las simulaciones bidimensionales y se acentúa aún más al llegar a valores de velocidad de avance de 0,3 mm/rev y coeficiente de fricción 0,6.

En la Figura 8.60 se puede ver la gráfica de fuerzas donde se remarcan los valores altos en comparación con los obtenidos en simulaciones bidimensionales que se producen en la fuerza de corte para el proceso con velocidad de corte 50 m/min, profundidad de pasada 3 mm, coeficiente de fricción 0,6 y velocidad de avance 0,3 mm/rev. El resultado bidimensional era 490 N, mientras que en la gráfica se observan valores mucho más altos que no coinciden con el resultado bidimensional ni tampoco son coherentes con la realidad contrastada con resultados experimentales extraídos de la literatura.

También se puede ver la diferencia con respecto a las simulaciones bidimensionales en la consecución del régimen permanente. En el caso tridimensional la obtención de la fuerza de corte exacta es más complejo.

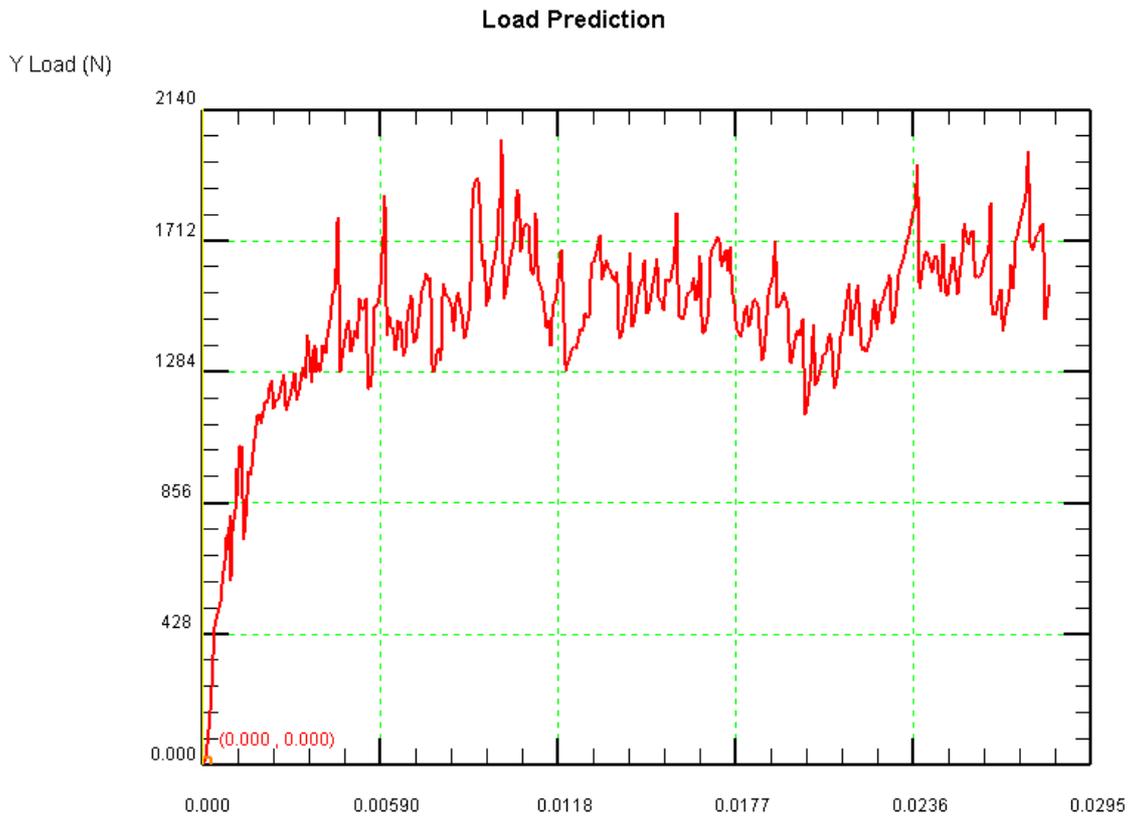


Figura 8.60 Gráfica de fuerza de corte frente al tiempo para una simulación tridimensional

Las simulaciones tridimensionales son mucho más sensibles al factor de daño (Dcr) y la variación de dicho factor proporciona resultados diferentes dependiendo de las condiciones establecidas mediante los parámetros del proceso de corte.

En la Tabla 8.16 se presenta una comparativa de los resultados obtenidos para la simulación de dos procesos de corte en los que se ha variado el coeficiente Dcr entre tres opciones: sin aplicar el factor crítico, aplicando factor crítico 0,18 y finalmente aplicando un factor crítico de valor 0,1.

		SIMULACIÓN 3D		
		$Dcr = 0,18$	$Dcr = 0,1$	Sin Dcr
$p=2$ $f=0,2$ $Vc=50$ $m=0,2$	Fc (N)	280	102	480
	T (°C)	169	110	222
$p=1$ $f=0,1$ $Vc=150$ $m=0,2$	Fc (N)	121	86	181
	T (°C)	200	167	335

Tabla 8.16: Resumen de resultados para diferentes valores de Dcr en simulaciones tridimensionales

Lo que se pretende es hacer ver que el valor de Dcr es un factor decisivo para que los resultados obtenidos de las simulaciones tridimensionales se acerquen en orden de magnitud a resultados coherentes. En la Tabla 8.16 se pueden apreciar los valores obtenidos para simulaciones tridimensionales sin Dcr , demasiado alejados de la realidad,

con lo cual se hace absolutamente necesario en el caso de las simulaciones tridimensionales la implementación en el software de elementos finitos de un valor para el coeficiente siguiendo la ecuación Cockroft-Latham.

En la primeras condiciones de corte, y tal y como se puede apreciar en la Tabla la no utilización del factor crítico (Dcr) en la simulación tridimensional no favorece al resultado obteniéndose unos valores altos especialmente para las fuerzas de corte. La utilización de un factor crítico de valor 0,1 produce resultados muy inferiores en ambos aspectos, temperatura y fuerza de corte. El aumento del factor crítico de 0,1 a 0,18 provoca que los resultados se eleven. Algo similar ocurre con la simulación realizada variando las condiciones de corte. Es evidente que el factor crítico de daño es el parámetro que afina la aproximación de la simulación al valor que se desee alcanzar como aproximación a los valores experimentales. Se presentan ahora en la Tabla 8.17 los resultados de las simulaciones realizadas con un factor crítico Dcr de 0,18 y factor de fricción 0,2.

p (mm)	f (mm/rev)	Vc (m/min)	Fc (N)	T (°C)
1	0,1	50	140	134
1	0,1	100	130	179
1	0,1	150	121	200
1	0,3	50	260	234
1	0,3	100	220	210
1	0,3	150	237	245
2	0,1	50	155	150
2	0,1	100	150	125
2	0,1	150	115	169
2	0,2	50	280	169
2	0,2	100	210	226
2	0,2	150	203	250
2	0,3	50	567	190
2	0,3	100	480	222
2	0,3	150	533	166
3	0,1	50	165	162
3	0,2	50	630	113
3	0,3	50	560	225
3	0,3	100	560	245
3	0,3	150	481	211

Tabla 8.17: Resultados de las simulaciones tridimensionales con $m=0,2$ y $Dcr=0,18$

A continuación en la Tabla 8.18 se presentan los resultados de las simulaciones llevadas a cabo con el mismo factor de fricción, pero variando D_{cr} y situándolo en valor 0,1.

p (mm)	f (mm/rev)	V_c (m/min)	F_c (N)	T (°C)
1	0,1	50	42	96
1	0,1	100	45	131
1	0,1	150	36	151
2	0,1	50	80	112
2	0,1	100	94	148
2	0,1	150	86	167
2	0,3	50	150	121
2	0,3	100	110	194
2	0,3	150	97	150
2	0,2	50	102	110
2	0,2	100	108	117
2	0,2	150	94	144
3	0,1	50	114	122
3	0,1	100	99	103
3	0,1	150	85	110

Tabla 8.18: Resultados de las simulaciones tridimensionales con $m=0,2$ y $D_{cr}=0,1$

Y finalmente los valores obtenidos en las simulaciones sin utilizar factor crítico, manteniendo el factor de fricción constante en 0,2 se ven en la Tabla 8.19.

p (mm)	f (mm/rev)	V_c (m/min)	F_c (N)	T (°C)
1	0,1	50	163	218
1	0,1	100	154	257
1	0,1	150	181	335
2	0,1	50	315	180
2	0,1	100	301	239
2	0,1	150	350	280
2	0,2	50	480	222
2	0,2	100	300	199
2	0,2	150	510	305
1	0,3	50	412	246
2	0,3	50	755	258
2	0,3	100	955	331
2	0,3	150	940	370

Tabla 8.19: Resultados de las simulaciones tridimensionales con $m=0,2$ y sin utilizar D_{cr}

Por otro lado se han realizado simulaciones con otros valores para el coeficiente de fricción. En la Tabla 8.20 se pueden ver los resultados referentes a la fuerza de corte obtenida en las simulaciones.

p (mm)	f (mm/rev)	Vc (m/min)	m	$Dcr=0,18$
3	0,1	50	0,6	269
2	0,1	50	0,6	245
2	0,2	50	0,4	290
2	0,1	50	0,4	230

Tabla 8.20: Resultados del resto de las simulaciones tridimensionales (Fuerzas de corte)

En la Tabla 8.21 se muestran los resultados de las temperaturas obtenidas en las mismas simulaciones.

p (mm)	f (mm/rev)	Vc (m/min)	m	$Dcr=0,18$
3	0,1	50	0,6	172
2	0,1	50	0,6	160
2	0,2	50	0,4	142
2	0,1	50	0,4	160

Tabla 8.21: Resultados del resto de las simulaciones tridimensionales (Temperaturas)

Para visualizar los resultados de forma gráfica y entender más claramente el comportamiento de los datos obtenidos se han representado de forma gráfica los mismos.

8.5.2.1 Resultados observados para variaciones en velocidad de corte, profundidad de pasada y velocidad de avance

En esta primera gráfica representada en la Figura 8.61 se muestra la evolución de las fuerzas de corte ante la variación de la velocidad de corte para los tres valores del factor crítico utilizado.

En este caso se puede ver que la evolución de las simulaciones en las que se ha implementado factor crítico es más coherente con los resultados experimentales disponibles que en las que no se ha utilizado dicho factor correctivo.

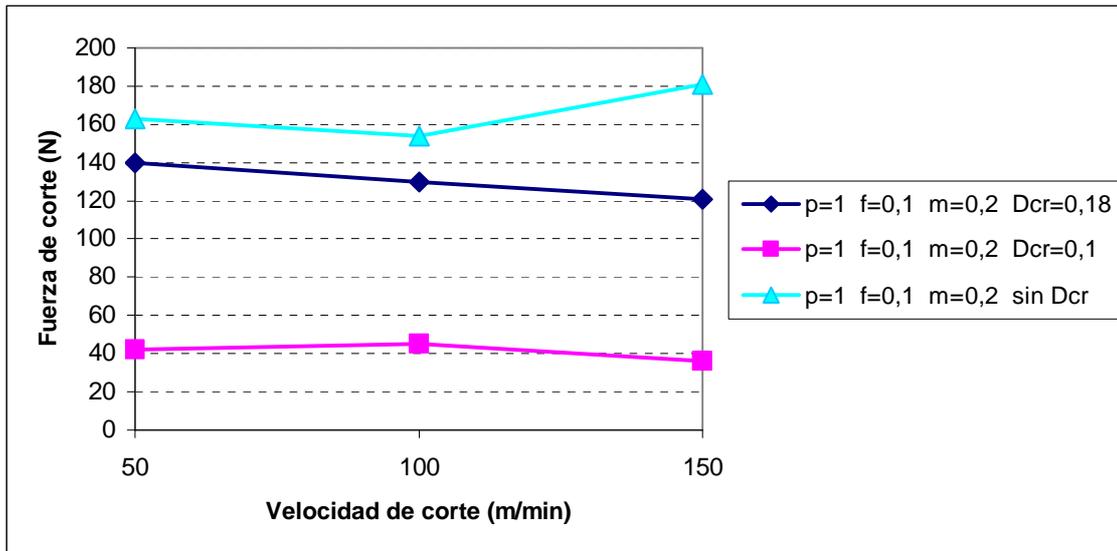


Figura 8.61 Fuerzas de corte frente a velocidad de corte en simulaciones tridimensionales con variación del factor *Dcr*

En la Figura 8.62 se muestran los resultados de las simulaciones con dato de salida la temperatura. Se observa como en las simulaciones sin implementar *Dcr* las temperaturas son superiores tanto en tendencia como en los valores puntuales de cada una de ellas.

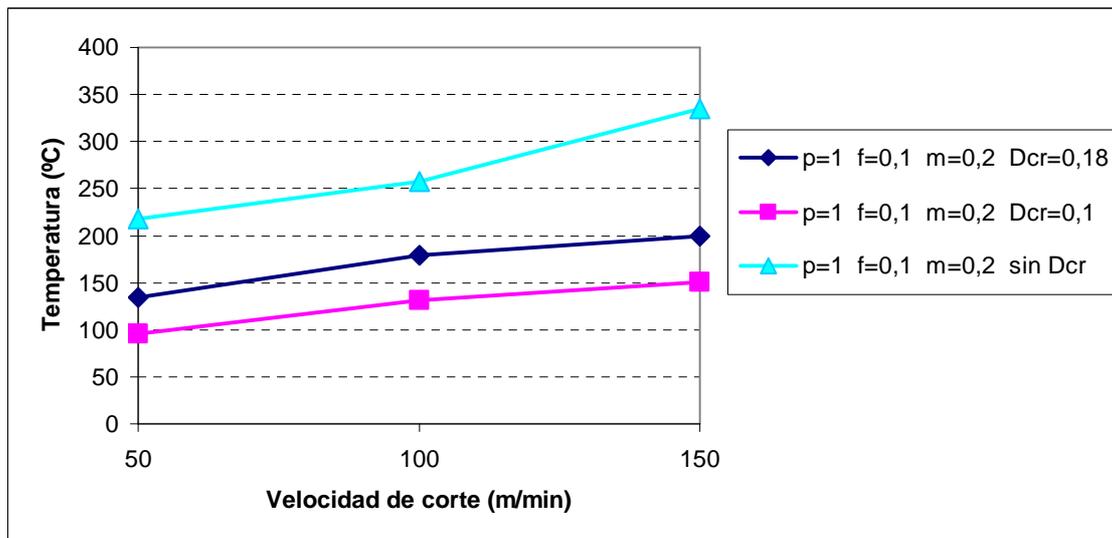


Figura 8.62 Temperatura frente a velocidad de corte en simulaciones tridimensionales con variación del factor *Dcr*

En la Figura 8.63 se presenta la evolución de la fuerza de corte con incrementos progresivos de la profundidad de pasada. Si bien en las simulaciones bidimensionales la profundidad de pasada apenas provocaba cambios en la fuerza de corte, en las tridimensionales se puede apreciar que al aumentar la profundidad de pasada se produce un incremento en la fuerza de corte obtenida en la simulación.

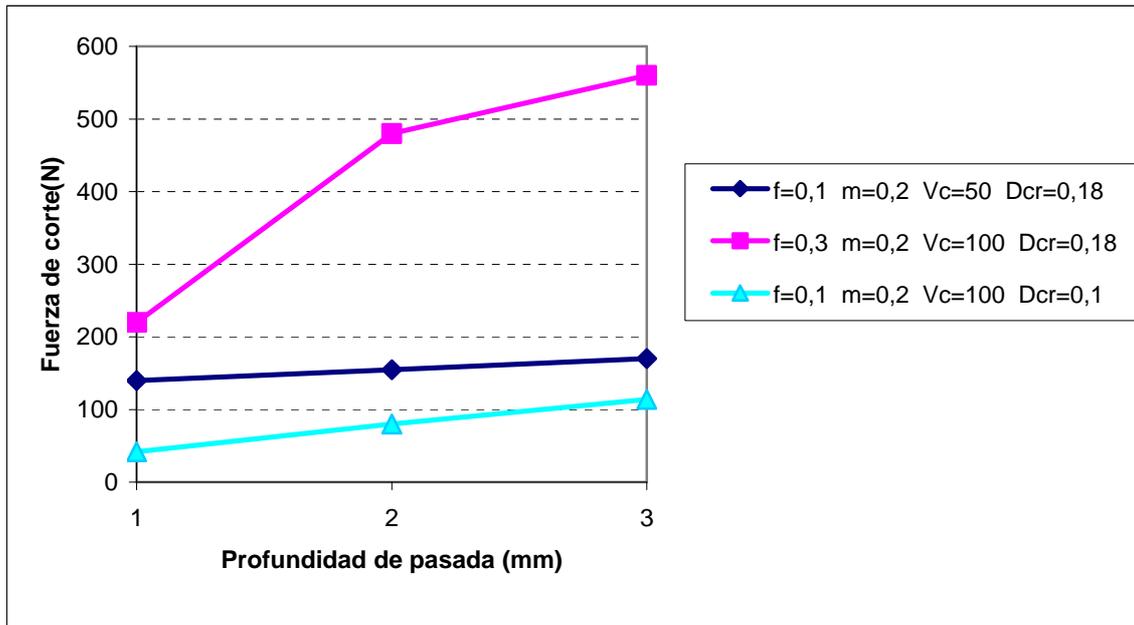


Figura 8.63 Fuerzas de corte frente a profundidad de pasada en simulaciones tridimensionales con variación del factor Dcr

En la gráfica 8.64 se presentan los resultados obtenidos para la temperatura en las mismas simulaciones.

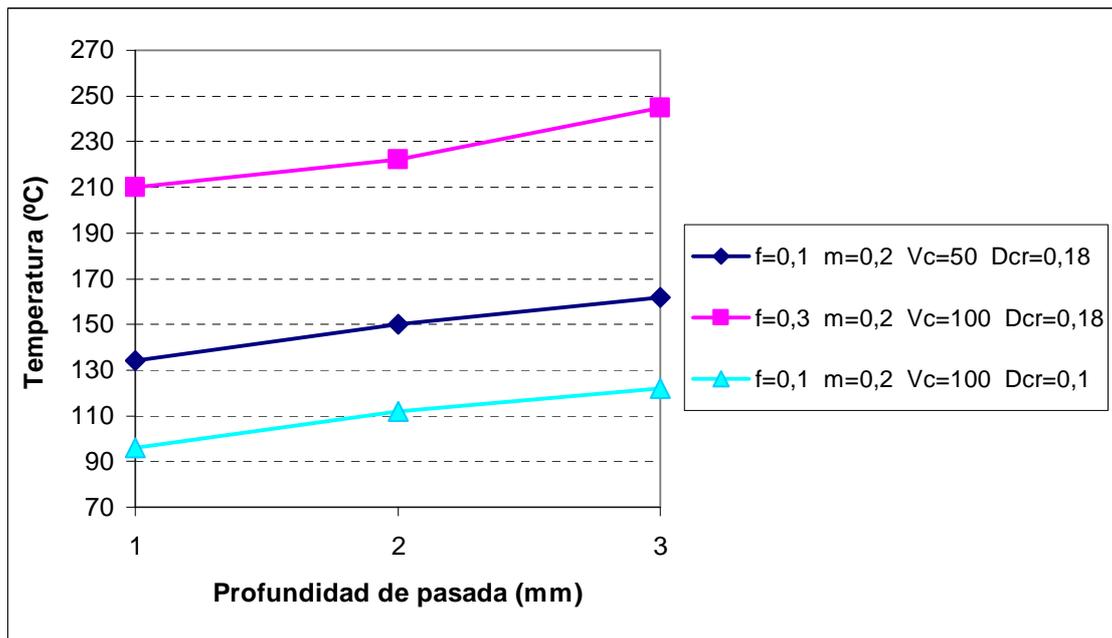


Figura 8.64 Temperaturas frente a profundidad de pasada en simulaciones tridimensionales con variación del factor Dcr.

En la Figura 8.65 se muestran los resultados obtenidos al variar la velocidad de avance, se comprueba el incremento en las fuerzas de corte al incrementarse progresivamente la velocidad de avance.

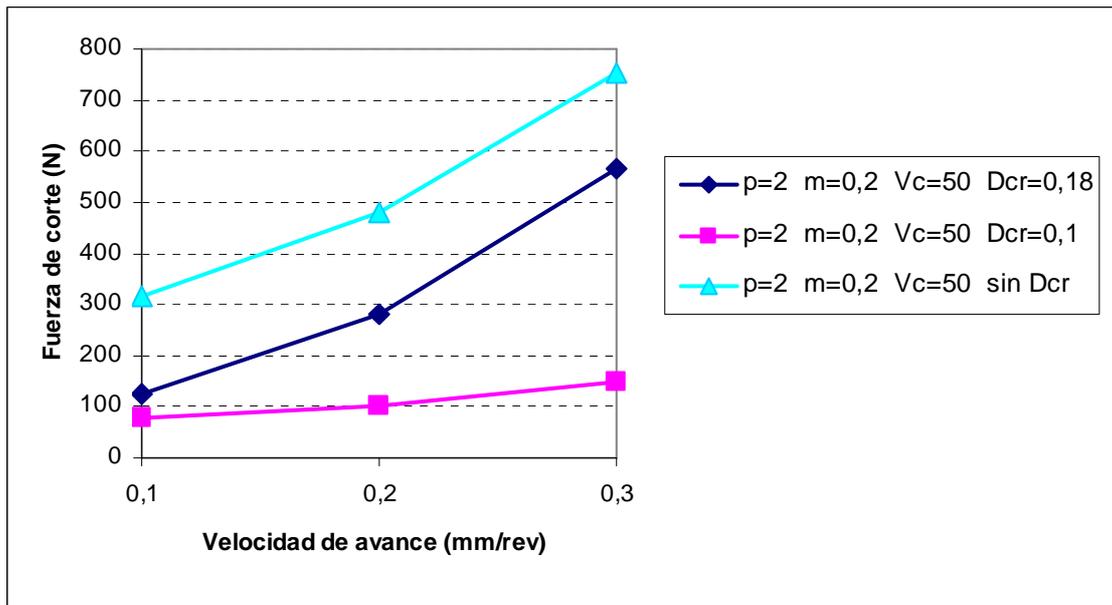


Figura 8.65 Fuerzas de corte frente a velocidad de avance en simulaciones tridimensionales con variación del factor Dcr

De la misma forma en la Figura 8.66 se presentan las temperaturas obtenidas en las mismas simulaciones.

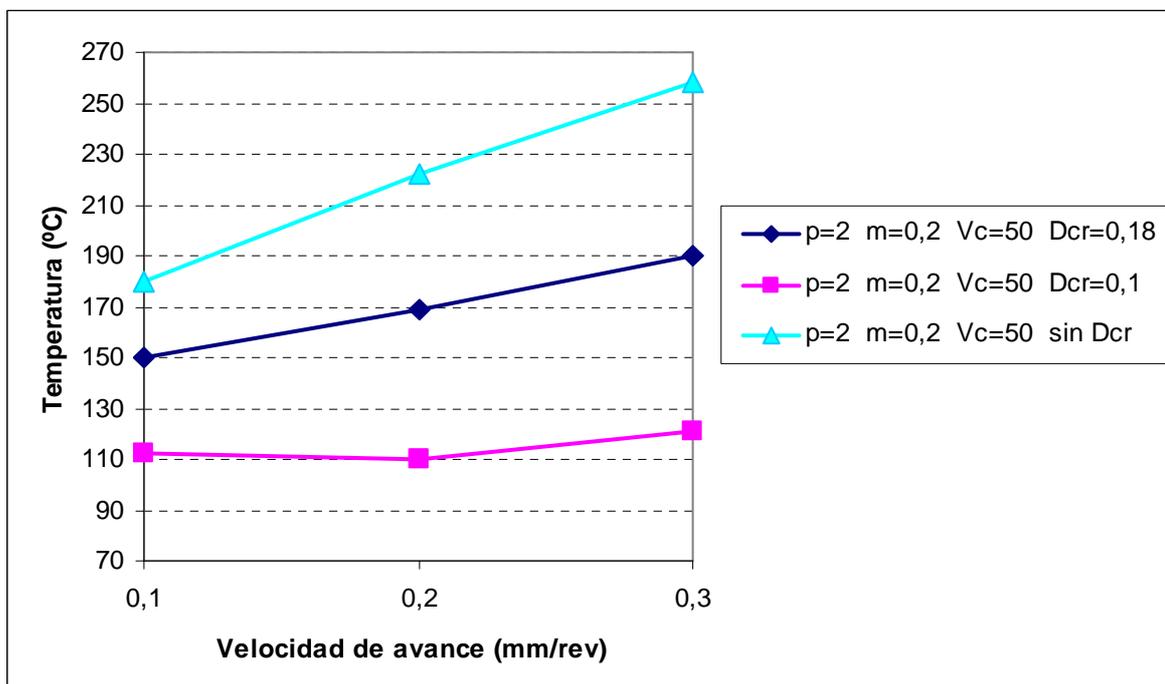


Figura 8.66 Temperaturas frente a velocidad de avance en simulaciones tridimensionales con variación del factor Dcr

8.5.2.2 Resultados observados para variaciones en el coeficiente de fricción

En la Figura 8.67 se comprueban los efectos de la variación del coeficiente de fricción para distintas simulaciones. Las fuerzas de corte son muy sensibles a la variación del factor de fricción en todos los casos planteados.

Se observa como en todas las simulaciones planteadas la fuerza de corte decrece al disminuir el factor de fricción propuesto.

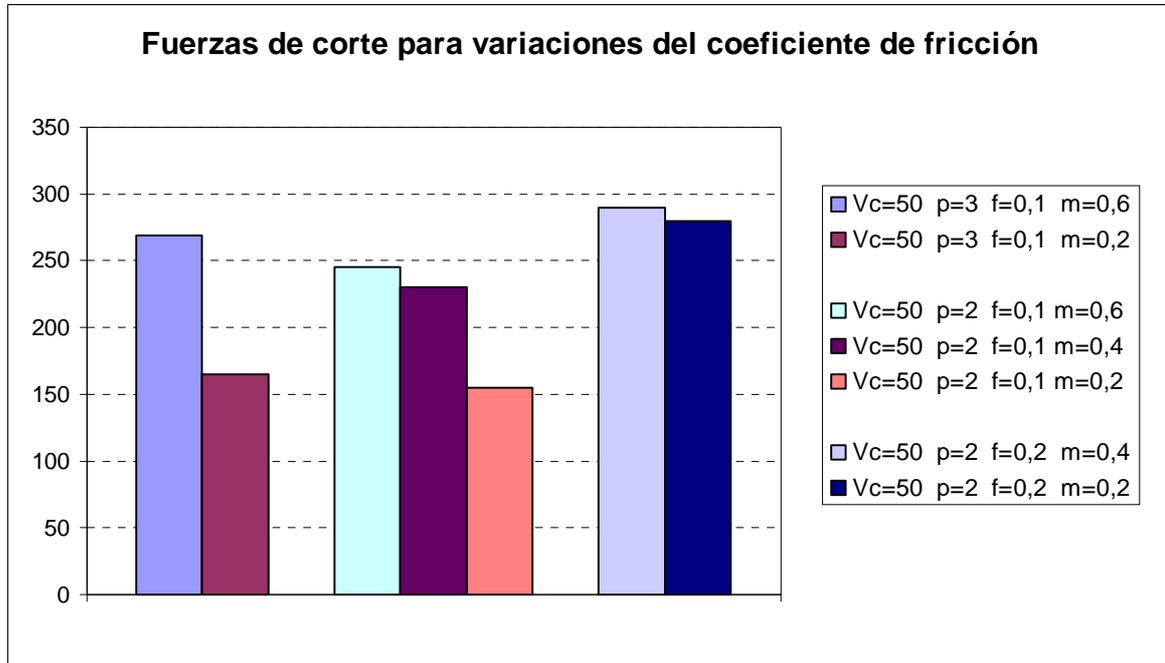


Figura 8.67 Efecto producido sobre la fuerza de corte en la misma simulación variando coeficiente de fricción

8.5.2.3 Estudio de la morfología de la viruta tridimensional

En la Figura 8.68 se puede ver la viruta obtenida en la simulación con profundidad de pasada 2 mm, velocidad de avance 0,1 mm/rev, velocidad de corte 50 m/min y un coeficiente D_{cr} de valor 0,1 normalizado.



Figura 8.68 Viruta tridimensional utilizando criterio de fractura $D_{cr}=0,1$

Por otro lado en la Figura 8.69 se presentan los resultados gráficos de la morfología de la viruta obtenida con la misma simulación pero modificando el valor de D_{cr} de 0,1 a 0,18. Se puede en ambas apreciar la diferencia en la forma de la viruta con respecto a la viruta continua.



Figura 8.69 Viruta tridimensional utilizando criterio de fractura $D_{cr}=0,18$

8.5.3 Evolución de las fuerzas de corte y de la temperatura para simulaciones bidimensionales del material TI6AL4V para distintas condiciones del proceso de corte

En la Tabla 8.22 se presenta el primer bloque de primeros resultados tras la simulación del proceso con lubricación perfecta, es decir, sin rozamiento.

p (mm)	f (mm/rev)	V_c (m/min)	F_c (N)	T (°C)
1	0,1	50	165	585
1	0,2	50	310	590
1	0,3	50	470	603
1	0,1	100	170	565
1	0,2	100	315	579
1	0,3	100	462	593
1	0,1	150	175	603
1	0,2	150	322	603
1	0,3	150	470	603

Tabla 8.22: Valores obtenidos para simulaciones bidimensionales para rozamiento nulo

En esta aproximación se ha utilizado el material modelizado en la base de datos incluida en DEFORM2D y no se ha incluido factor D_{cr} , a fin de obtener viruta continua.

De esta primera aproximación se pueden observar ya algunos datos resultados de tendencias esperables, como es el incremento de las fuerzas y de la temperatura con los incrementos de la velocidad de avance.

De la misma forma se aportan los datos referentes a las simulaciones realizadas con coeficiente de fricción de valor 0,2 consultables en la Tabla 8.23.

p (mm)	f (mm/rev)	V_c (m/min)	F_c (N)	T (°C)
1	0,1	50	186	619
1	0,2	50	350	638
1	0,3	50	503	660
1	0,1	100	186	619
1	0,2	100	359	636
1	0,3	100	503	653
1	0,1	150	186	608
1	0,2	150	350	620
1	0,3	150	499	638
2	0,1	50	186	619
2	0,2	50	345	653
2	0,3	50	503	638
2	0,1	100	175	625
2	0,2	100	350	653
2	0,3	100	499	638
2	0,1	150	186	619
2	0,2	150	355	653
2	0,3	150	503	638
3	0,3	50	500	659
3	0,3	100	500	659
3	0,3	150	500	647

Tabla 8.23: Valores obtenidos para simulaciones bidimensionales para Ti6Al4V con rozamiento $m=0,2$

Como era de esperar los valores de fuerzas de corte y temperaturas tienen un comportamiento ascendente con el aumento del factor de fricción, factor que se puede constatar cuando se consultan los valores de las simulaciones obtenidas con coeficientes de fricción 0,4 (Tabla 8.25) y 0,6 (Tabla 8.26).

Estos resultados son coherentes en magnitud con los resultados experimentales publicados en la literatura (Umbrello, 2008; Calamaz *et al.*, 2007; Chen *et al.*, 2008; Bäker, 2002;

Potdar *et al.*, 2003; Arrazola *et al.*, 2008; Özel *et al.*, 2005). Los resultados experimentales publicados como es sabido dependen de muchos factores que en la mayoría de los casos no son detallados en las publicaciones. No obstante son un complemento interesante para obtener una referencia sobre orden de magnitud. En la Tabla 8.24 se detallan algunos de los valores experimentales publicados.

Autor	Condiciones del proceso	F_c (N)
Calamaz <i>et al.</i> (2007)	$f=0.1\text{mm/rev}$ $V_c=60\text{m/min}$	500
Umbrello (2007)	$f=0.1\text{mm/rev}$ $V_c=120\text{m/min}$	559
Chen <i>et al.</i> (2008)	$f=0.127\text{mm/rev}$ $V_c=60\text{m/min}$ $p=2.54\text{mm}$	230
Chen <i>et al.</i> (2008)	$f=0.35\text{mm/rev}$ $V_c=60\text{m/min}$ $p=2.54\text{mm}$	600

Tabla 8.24: Resultados experimentales para Ti6Al4V extraídos de la literatura

p (mm)	f (mm/rev)	V_c(m/min)	F_c (N)	T(°C)
1	0,1	50	213	671
1	0,2	50	403	692
1	0,3	50	535	725
1	0,1	100	210	692
1	0,2	100	380	708
1	0,3	100	540	714
1	0,1	150	201	644
1	0,2	150	371	661
1	0,3	150	530	713
2	0,1	50	206	627
2	0,2	50	394	660
2	0,3	50	550	705
2	0,1	100	204	699
2	0,2	100	400	688
2	0,3	100	565	709
2	0,1	150	215	633
2	0,2	150	390	688
2	0,3	150	540	710
3	0,1	50	192	600
3	0,2	50	385	653
3	0,3	50	590	693
3	0,1	100	220	705
3	0,2	100	395	714
3	0,3	100	586	713
3	0,1	150	190	561
3	0,2	150	395	714
3	0,3	150	555	704

Tabla 8.25: Valores obtenidos para simulaciones bidimensionales para Ti6Al4V con rozamiento $m=0,4$

p (mm)	f (mm/rev)	Vc (m/min)	F_c (N)	T (°C)
1	0,1	50	232	749
1	0,2	50	405	766
1	0,3	50	560	797
1	0,1	100	220	726
1	0,2	100	400	771
1	0,3	100	570	808
1	0,1	150	230	703
1	0,2	150	420	751
1	0,3	150	550	804
2	0,1	50	211	708
2	0,2	50	360	770
2	0,3	50	560	807
2	0,1	100	240	736
2	0,2	100	400	763
2	0,3	100	565	790
2	0,1	150	415	768
2	0,2	150	410	799
2	0,3	150	555	803
3	0,1	50	220	711
3	0,2	50	400	749
3	0,3	50	580	806
3	0,1	100	250	667
3	0,2	100	414	746
3	0,3	100	565	793
3	0,1	150	225	711
3	0,2	150	400	771
3	0,3	150	568	779

Tabla 8.26: Valores obtenidos para simulaciones bidimensionales con Ti6Al4V para rozamiento $m=0,6$

Se puede observar como los resultados obtenidos en las simulaciones que se presentan en este trabajo se adaptan más a los presentados en Chen *et al.* (2008) y menos a los publicados por Calamaz *et al.* (2007) y Umbrello (2007).

Para visualizar los resultados de forma gráfica y entender más claramente el comportamiento de los datos obtenidos se han representado de forma gráfica los mismos.

8.5.3.1 Resultados observados para variaciones en velocidad de corte, profundidad de pasada y velocidad de avance

En la Figura 8.70 se representa la evolución de las fuerzas de corte para un rozamiento constante de valor 0,2 y diferentes velocidades de avance y velocidades de corte. Como se puede apreciar la fuerza de corte se incrementa con la velocidad de avance mientras que prácticamente no se ve afectada por las variaciones de la velocidad.

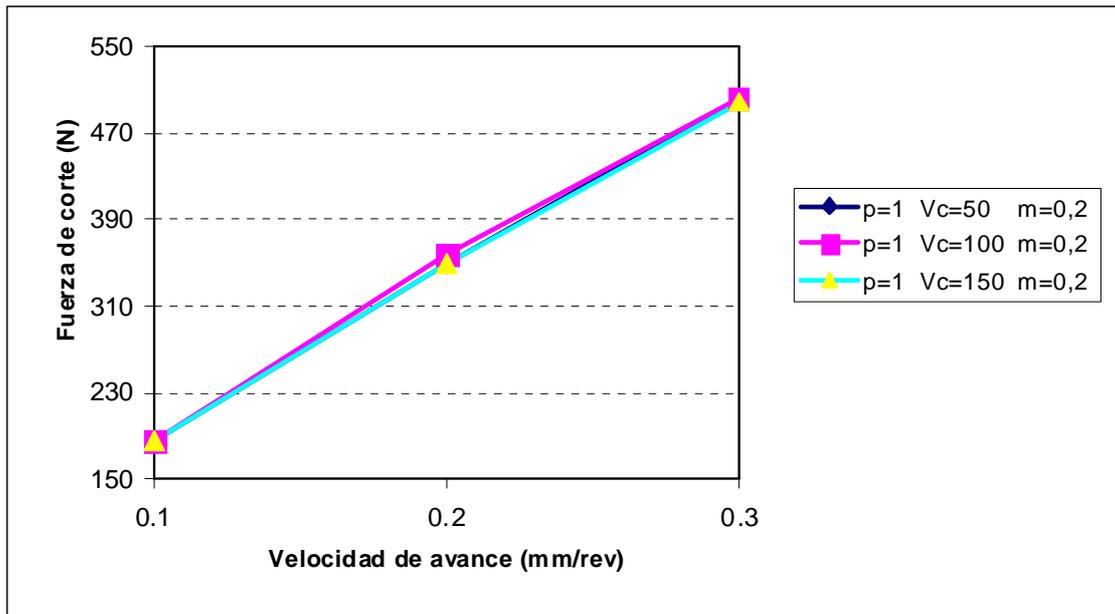


Figura 8.70 Fuerza de corte frente a velocidad de avance

A continuación, en la Figuras 8.71 y 8.72 se presenta la evolución de la temperatura con el incremento de velocidades de avance para mismas velocidades de corte manteniendo fijo el coeficiente de rozamiento.

En cada curva se puede observar el aumento de la temperatura con el incremento en los valores de la velocidad de avance y se puede apreciar el aumento de la temperatura para idéntica velocidad de avance cuando se incrementa la velocidad de corte.

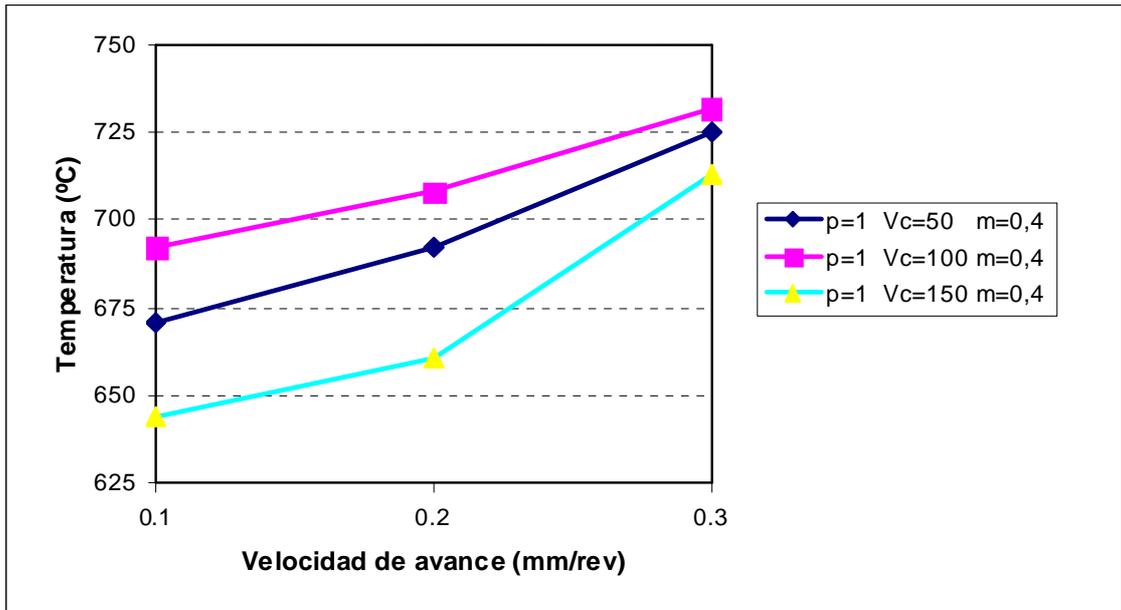


Figura 8.71 Temperatura frente a velocidad de avance con rozamiento $m=0,4$

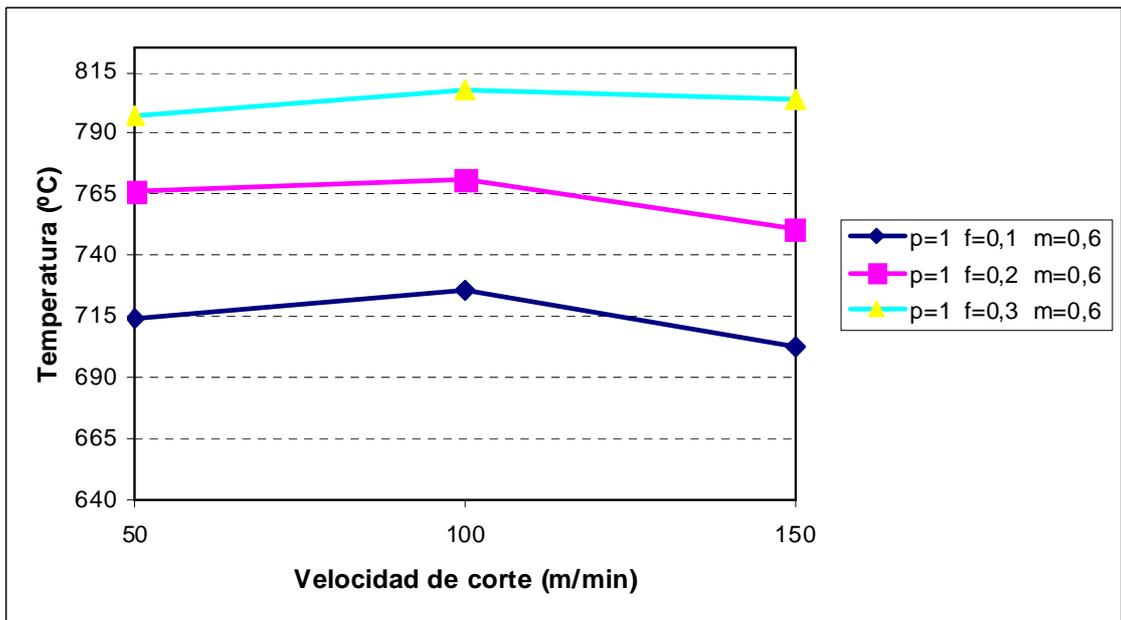


Figura 8.72 Temperatura frente a velocidad de corte con rozamiento $m=0,6$

En la Figura 8.73 se presentan gráficamente el efecto provocado por la variación de la profundidad de pasada en los resultados observados en las fuerzas de corte. Para realizar la observación se mantiene un coeficiente de fricción fijo de valor 0,4 y velocidad de corte constante a fin de evaluar para diferentes velocidades de avance los efectos producidos por la variación de profundidad de pasada.

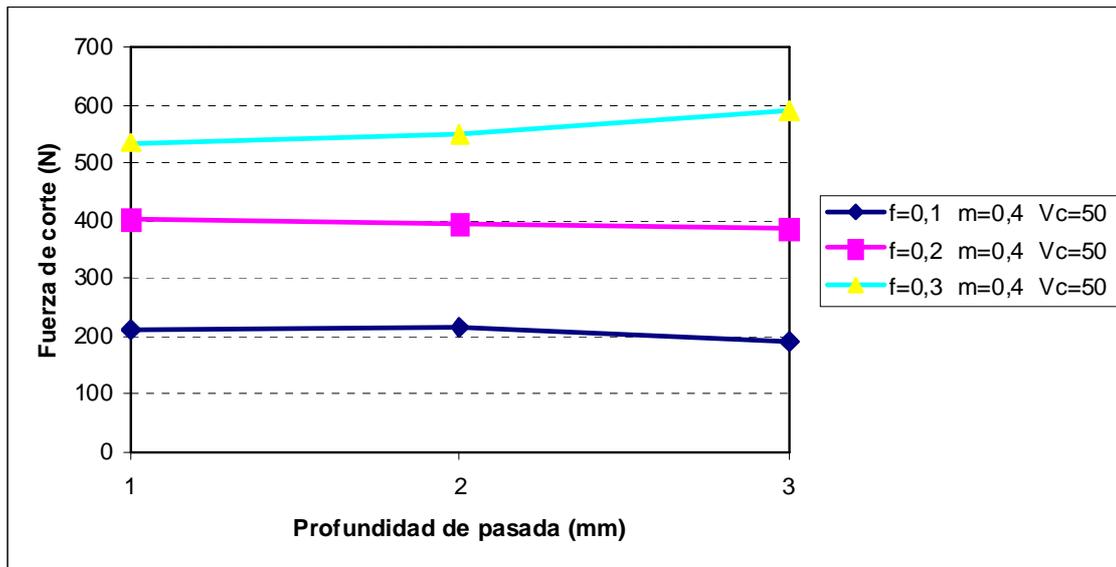


Figura 8.73 Fuerza de corte frente a profundidad de pasada con rozamiento $m=0,4$

Como ocurría en el caso de la aleación de aluminio se comprueba que la variación en las fuerzas obtenidas es prácticamente nula. No siendo en este modelo por lo tanto influyente la profundidad de pasada en los resultados de la simulación.

En la gráfica de la Figura 8.74 se presentan los resultados de fuerza de corte y temperatura para factor de fricción 0,2 y profundidades de pasada variables entre 1 mm y 5 mm. El resto de las condiciones de corte se mantienen constantes ($V_c=150$ m/min y velocidad de avance 0,3 mm/rev).

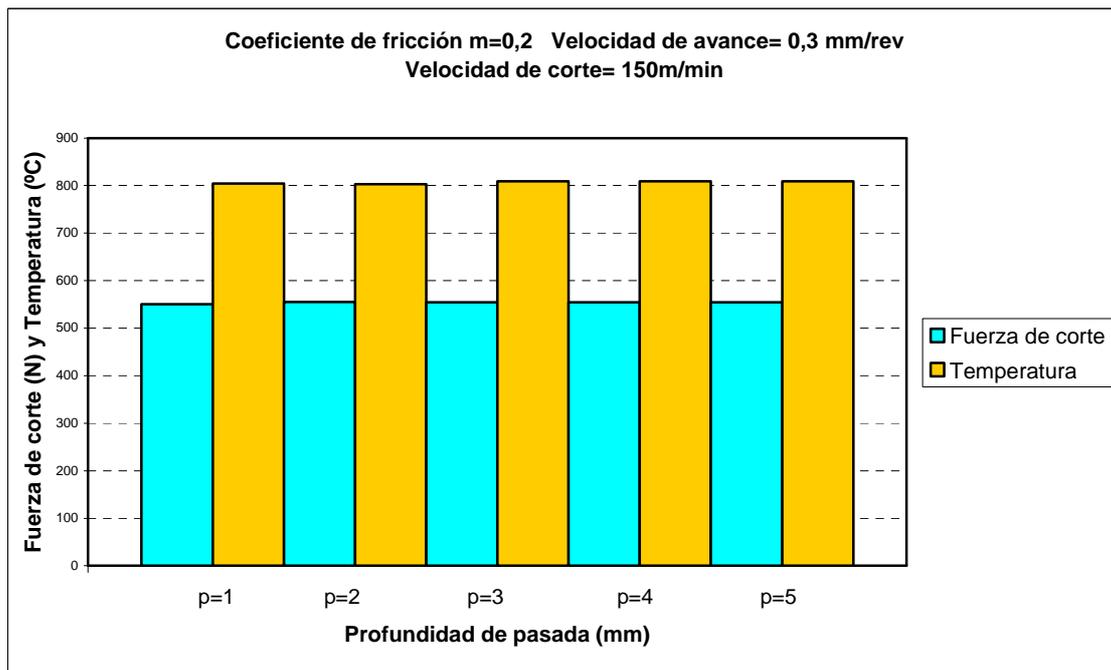


Figura 8.74 Efecto de la profundidad de pasada sobre fuerza de corte y temperatura con rozamiento $m=0,2$

En la Figura 8.75 se presentan los resultados de las mismas simulaciones con la variación del coeficiente de fricción de 0,2 a 0,6 a fin de comprobar si el rozamiento puede afectar a los efectos de aumentar la profundidad de pasada.

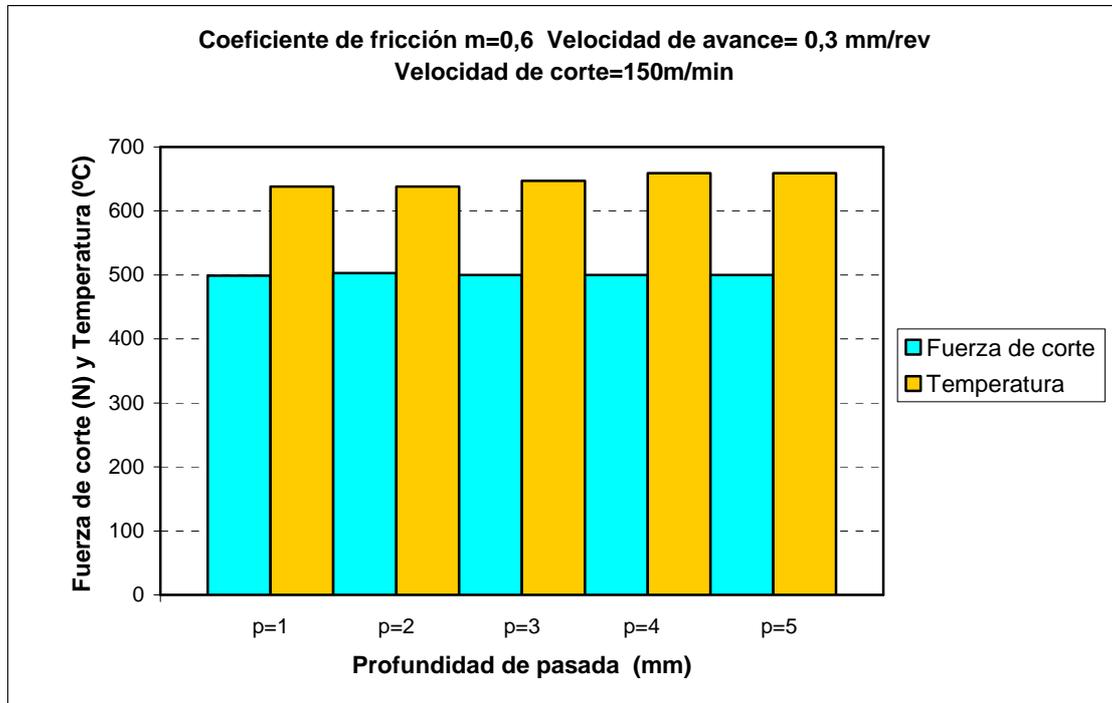


Figura 8.75 Efecto de la profundidad de pasada sobre fuerza de corte y temperatura con rozamiento $m=0,6$

Otro fenómeno observable a partir de los resultados es la evolución de la fuerza de corte con la velocidad. En la Figura 8.76 se presenta un ejemplo concreto extraído de las tablas utilizando factor de fricción 0,2.

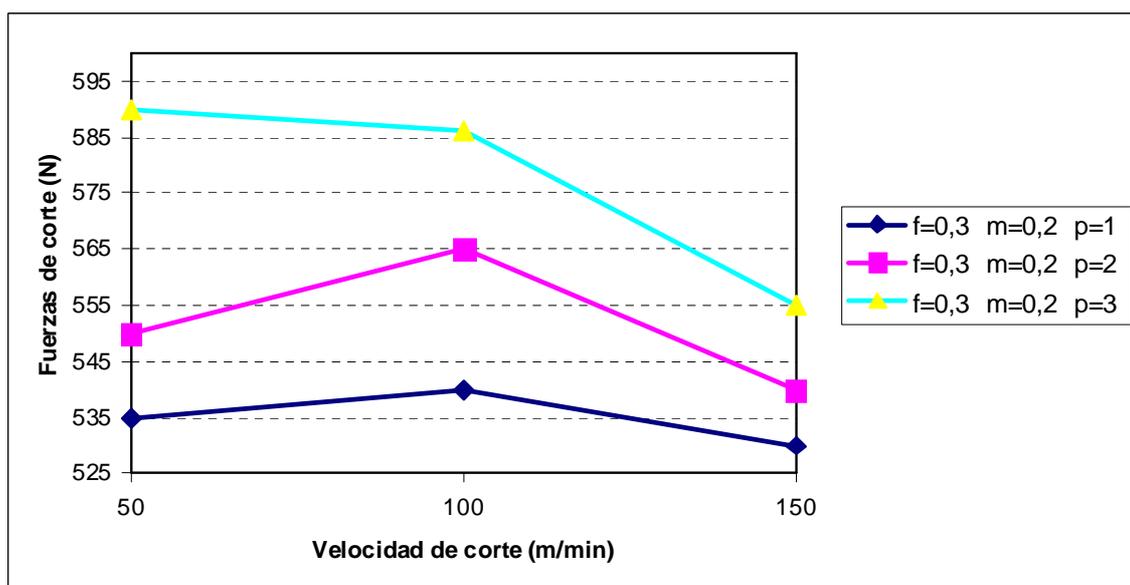


Figura 8.76 Fuerza de corte frente a velocidad de corte

Se puede apreciar que el aumento de la velocidad provoca una disminución muy pequeña en las fuerzas obtenidas en el paso entre 50 m/min hasta 100 m/min.

En la Figura 8.77 se presenta la variación de la temperatura con la velocidad de corte para las mismas simulaciones con coeficiente de fricción 0,2 y diferentes velocidades de avance.

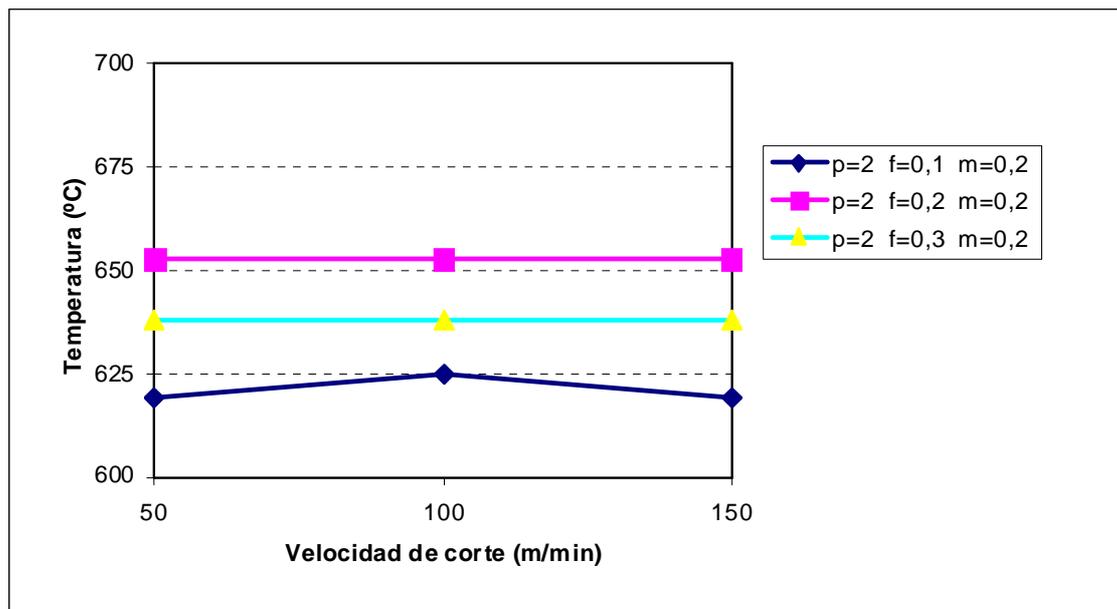


Figura 8.77 Temperatura frente a velocidad de corte

Como se puede apreciar, para una misma velocidad de avance se produce un mantenimiento o ligera disminución de la temperatura a medida que se incrementa la velocidad de corte, sobre todo para velocidades de avance más altas.

8.5.3.2 Resultados observados para variaciones en el factor de fricción

Los efectos del factor de fricción son también observables a partir de los resultados obtenidos. En la Figura 8.78 se muestran los resultados en forma gráfica que indican la influencia que el factor de fricción produce sobre las fuerzas de corte obtenidas en las simulaciones.

En estas gráficas representadas en las Figuras 8.78, 8.79 y 8.80 se ha mantenido constante la profundidad de pasada, que como se explicaba anteriormente, no afecta a la fuerza de corte obtenida y también se ha mantenido constante la velocidad de corte.

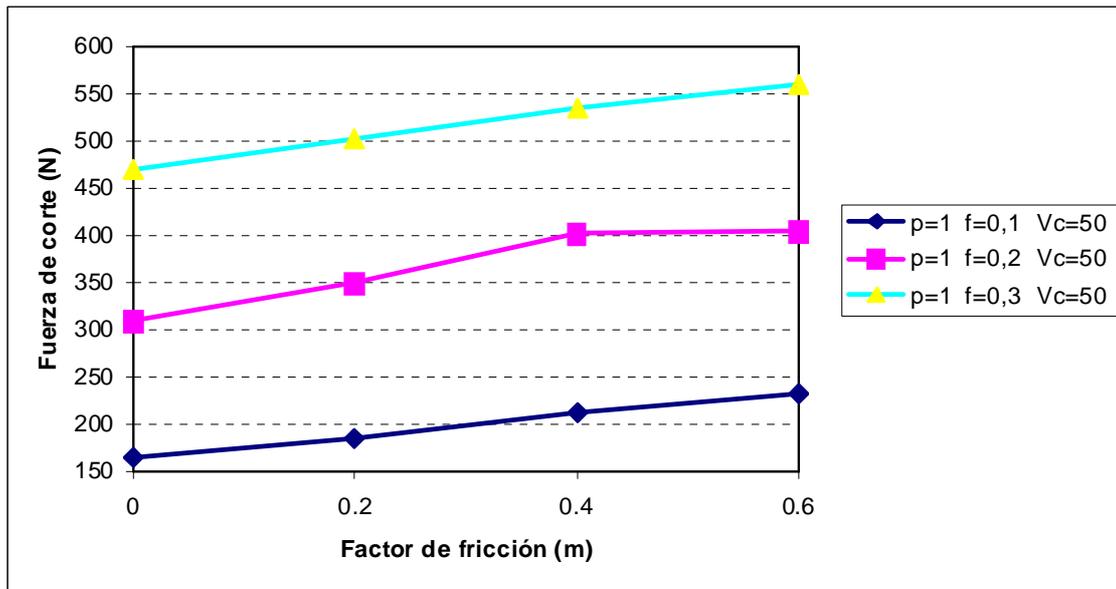


Figura 8.78 Fuerza de corte frente al factor de fricción con velocidad de corte 50 m/min

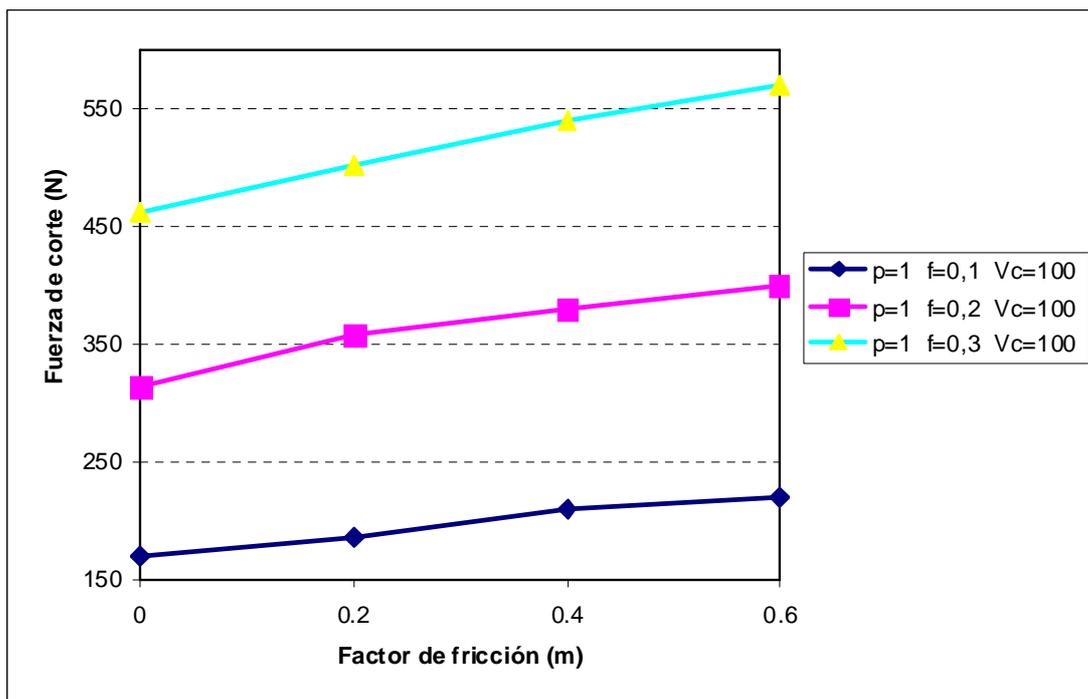


Figura 8.79 Fuerza de corte frente al factor de fricción con velocidad de corte 100 m/min

De esta forma se pueden apreciar los incrementos en las fuerzas de corte para un mismo valor de velocidad de avance con diferentes valores del coeficiente de fricción.

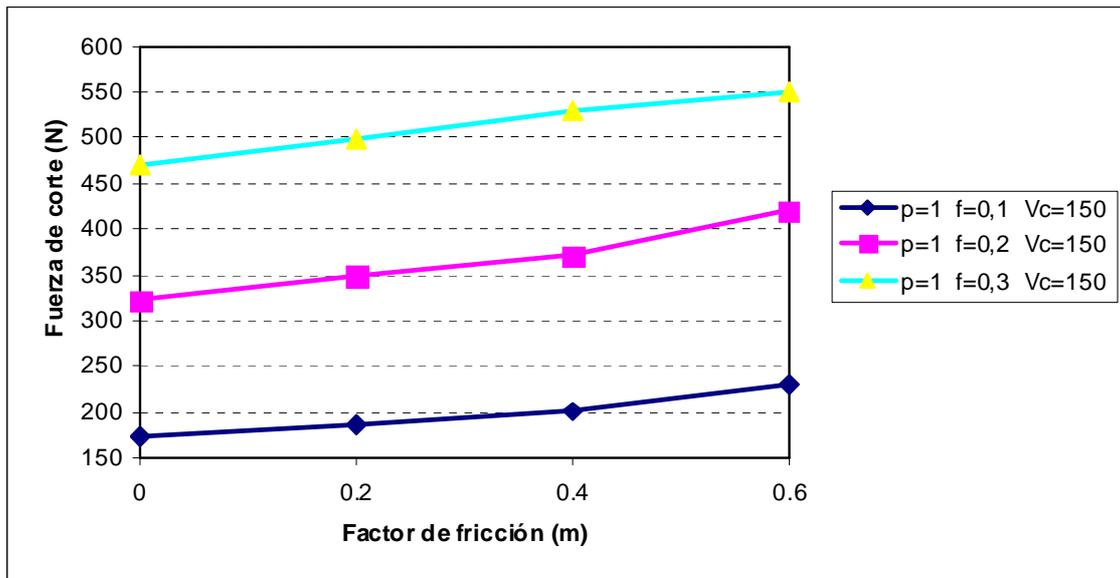


Figura 8.80 Fuerza de corte frente al factor de fricción con velocidad de corte 150 m/min

De la misma forma se presentan los resultados gráficos de las simulaciones prestando atención a la evolución de la temperatura siguiendo las mismas pautas de representación gráfica que las anteriores.

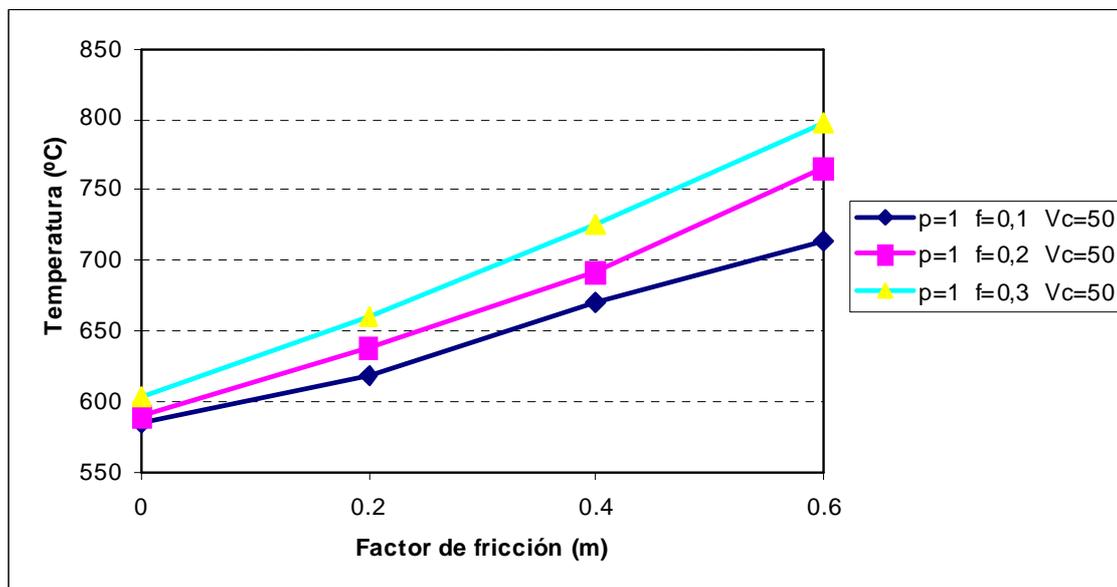


Figura 8.81 Temperatura de corte frente al factor de fricción con velocidad de corte 50m/min

Como se puede ver en las Figuras 8.81 y 8.82 la temperatura aumenta en dos sentidos, al aumentar el factor de fricción para una misma velocidad de avance y manteniendo la velocidad de corte se puede apreciar un incremento de la temperatura. A su vez se pueden observar las diferentes trazas representativas de las diferentes velocidades de avance observándose que la temperatura también aumenta con el aumento de dicha variable.

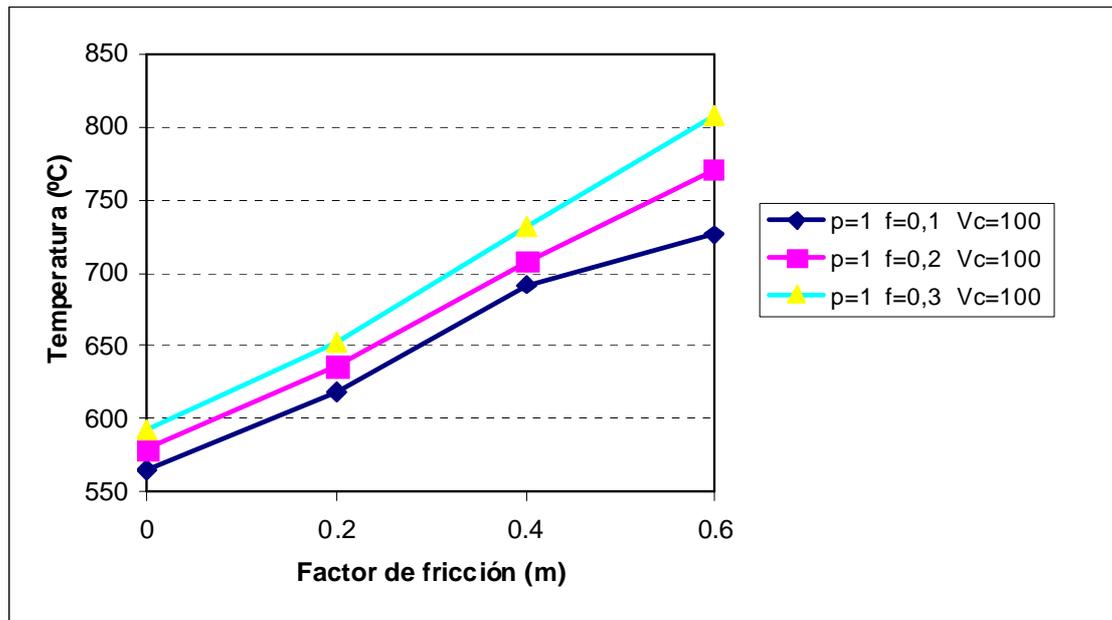


Figura 8.82 Temperatura de corte frente al factor de fricción con velocidad de corte 100 m/min

8.5.3.3 Resultados observados para variaciones en ángulo de desprendimiento

Se muestran ahora los resultados producidos mediante la variación del ángulo de desprendimiento (γ). Las simulaciones mostradas hasta ahora estaban realizadas con un ángulo de desprendimiento de -5° . Las que se muestran a continuación en la Tabla 8.27 se han realizado con un valor de dicho ángulo de $+5^\circ$.

p (mm)	f (mm/rev)	Vc (m/min)	m	Fc (N)	T (°C)
1	0.1	150	0	166	534
2	0.2	150	0	285	552
3	0.3	150	0	420	551
1	0.1	150	0.2	170	603
2	0.2	150	0.2	295	590
3	0.3	150	0.2	433	573
1	0.1	50	0.4	195	584
2	0.2	50	0.4	316	618
3	0.3	50	0.4	456	600
1	0.1	150	0.6	210	562
2	0.2	150	0.6	337	614
3	0.3	150	0.6	484	641

Tabla 8.27: Resultados de las simulaciones bidimensionales para Ti6Al4V con ángulo de desprendimiento positivo

Los resultados en forma de gráfica son representados en las Figuras 8.82 y 8.83. Se ha tratado de plasmar el efecto que tiene la variación del ángulo de desprendimiento sobre la fuerza de corte y sobre la temperatura.

Teóricamente la variación del ángulo de desprendimiento afecta al rozamiento entre plaquita y pieza, de tal manera que para ángulos positivos el rozamiento disminuye. Como se puede observar en la Figura 8.83 la fuerza de corte asociada a las simulaciones con valor -5° de ángulo de desprendimiento tienen valores más altos que las obtenidas con valor $+5^\circ$ para dicho ángulo.

En esta primera Figura se representan las fuerzas obtenidas para distintos coeficientes de fricción, manteniendo fijos en las simulaciones los valores del resto de los parámetros.

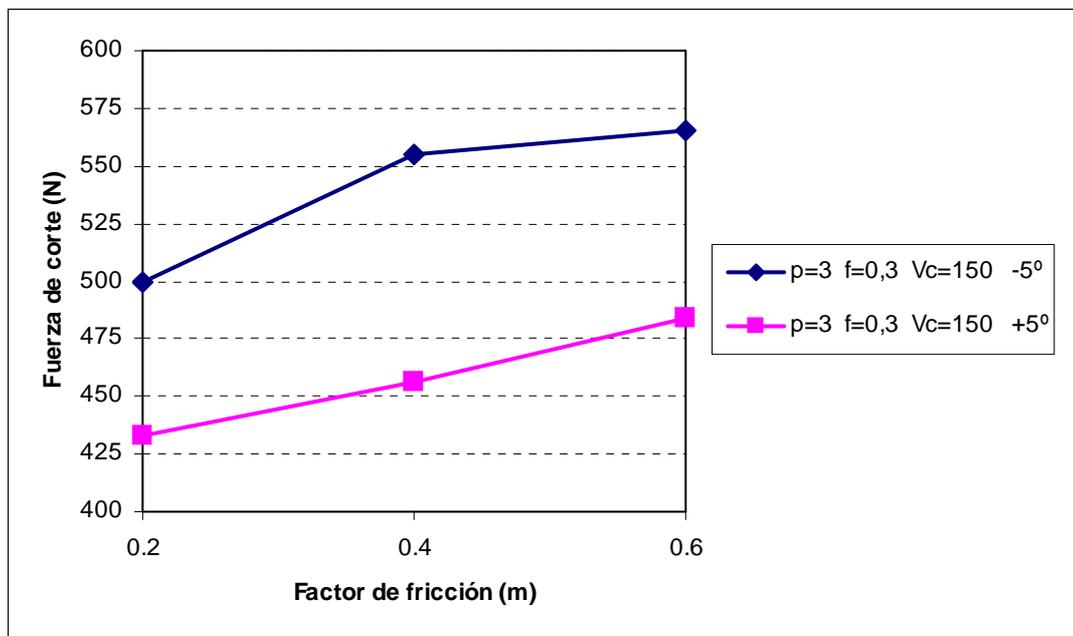


Figura 8.83 Fuerza de corte frente al factor de fricción con velocidad de corte 150 m/min y variación del ángulo de desprendimiento

En la Figura 8.84 se puede ver el efecto en la temperatura, observándose una disminución de la misma cuando el ángulo tiene valor positivo respecto a las mismas simulaciones con ángulos negativos.

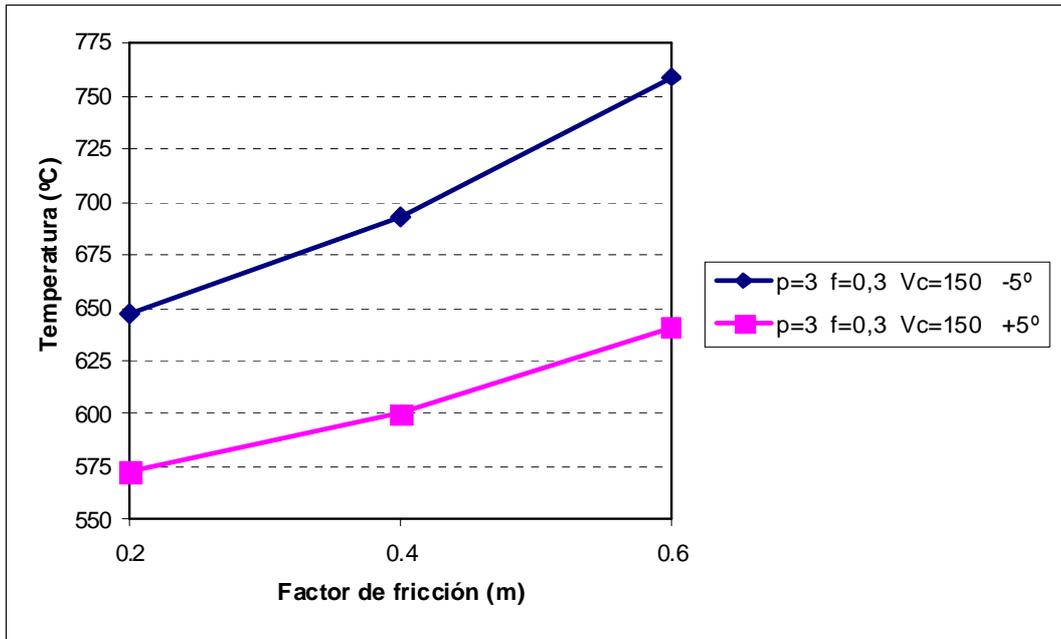


Figura 8.84 Temperatura frente al factor de fricción con velocidad de corte 150 m/min y variación del ángulo de desprendimiento

8.5.3.4 Estudio de la morfología de la viruta con ángulo de desprendimiento

-5°

En el caso del Ti6Al4V se estudia la morfología de la viruta atendiendo a la formación de viruta segmentada. Para conseguir la segmentación se trabajará con diferentes ecuaciones constitutivas modificando también en cada una el valor crítico de fractura (D_{cr}) implementado en la simulación. En el capítulo 2 de este documento se presentaron los parámetros de la ecuación constitutiva Johnson-Cook realizadas experimentalmente por diversos investigadores para este material que se recuerdan a continuación en la Tabla 8.28.

Ti6Al4V	A	B	C	N	M	ϵ_0
Lee and Lin (1998)	782,7	498,4	0,028	0,28	1	1,00E-05
Johnson (1985)	862,5	331,2	0,012	0,34	0,8	1

Tabla 8.28: Valores para las constantes de la ecuación constitutiva Johnson Cook

Además de esta ecuación también existen otras ecuaciones comentadas en el capítulo 2 de esta Tesis y otras como la presentada en El-Magd *et al.* (2001), que se describe a continuación:

$$\sigma(\epsilon, \dot{\epsilon}, T) = K(T) \cdot \epsilon^{n(T)} \cdot (1 + C \ln(\dot{\epsilon} / \dot{\epsilon}_0)) \quad [8.1]$$

donde:

$$\begin{aligned}
K(T) &= K^* \cdot \psi(T) \\
n(T) &= n^* \cdot \psi(T) \\
\psi(T) &= \exp\left(-\left(\frac{T}{T_{MT}}\right)^\mu\right)
\end{aligned}
\tag{8.2}$$

Los parámetros para completar las curvas tensión-deformación fueron obtenidos experimentalmente y con los valores presentados en la Tabla 8.29.

C	$\dot{\epsilon}_o (s^{-1})$	K^* (MPa)	n^*	T_{MT} (K)	μ
0,302	774	2260	0,339	825	2

Tabla 8.29: Parámetros de la ecuación

Lo importante en esta ecuación es que tiene en cuenta el ablandamiento térmico, por lo que, en principio, no necesitaría la introducción de ecuación de fractura alguna para producir la viruta segmentada tan característica de este material. Sin embargo este comportamiento dependerá de las velocidades aplicadas en el proceso de corte.

Los parámetros de ecuación propuestos por Johnson (1985) son los implementados por defecto en el todas las simulaciones y además se han introducido para su estudio particular las curvas adicionales correspondientes a Lee and Lin (1998) y la ecuación de El-Magd *et al.* (2001).

A continuación, en la Figura 8.84 se presentan los resultados en la morfología de la viruta obtenidos con cuatro simulaciones (aplicando las mismas condiciones de corte, con velocidad de avance 4 mm/rev y velocidad de corte 150 m/min) utilizando las tres ecuaciones constitutivas anteriormente mencionadas en las tres primeras implementando factor crítico de fractura en todas ellas, mientras que la cuarta se realiza con la ecuación constitutiva Johnson (1985) sin implementar factor crítico (D_{cr}), con lo que se obtiene viruta continua.

La simulación número 1 corresponde a una ecuación J-C con parámetros Lee and Lin (1998) y un coeficiente crítico de Cockroft-Latham sin normalizar de 238. La número 2 corresponde a la implementación de una ecuación y parámetros El-Magd con un D_{cr} de

valor 235. La número 3 corresponde a una simulación con ecuación J-C y parámetros Johnson (1985) con D_{cr} normalizado de 0,11. Finalmente la número 4 pertenece a una simulación idéntica en ecuación constitutiva a la número 3 pero sin implementar la ecuación que rige la fractura.

En cuanto a la morfología de las virutas obtenidas, se puede apreciar en la Figura 8.85 la escasa diferencia entre las obtenidas en las simulaciones número 1 y la número 2, mientras que sin embargo sí se pueden apreciar diferencias entre las dos primeras con la número 3 y también con la número 4 que representa la viruta continua.

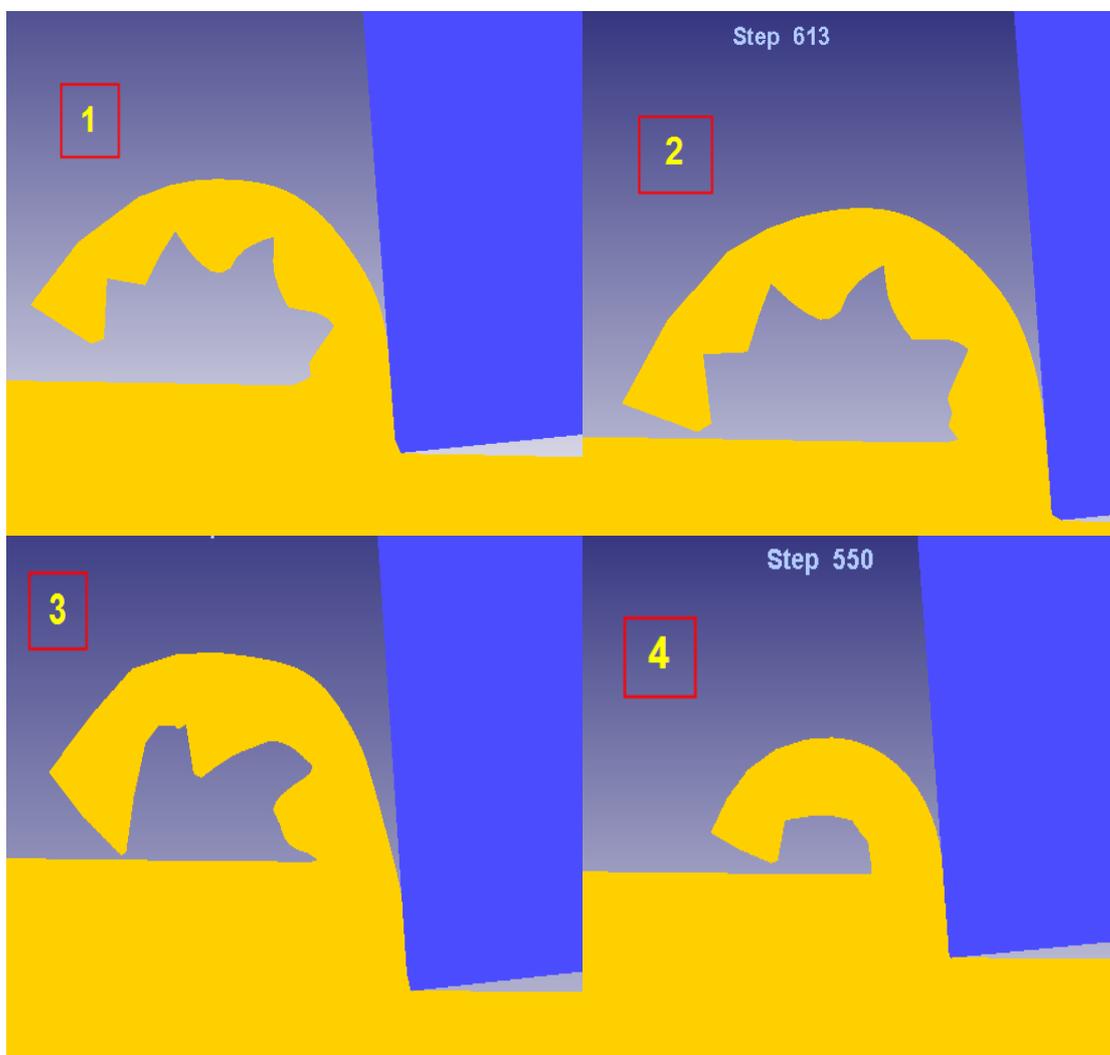


Figura 8.85 Resultados de la morfología de viruta obtenida en las simulaciones bidimensionales para Ti6Al4V con diferentes ecuaciones constitutivas

A nivel de fuerzas de corte y temperaturas se observan variaciones cuando se cambia de ecuación constitutiva. En la Figura 8.86 se representan las curvas de fuerza correspondientes a las simulaciones 2 y 4, donde se aprecia la diferencia entre las fuerzas

obtenidas y también la diferencia en el aspecto de la gráfica, apareciendo la onda de aspecto sinusoidal comentada anteriormente en los resultados del material UNS A92024.

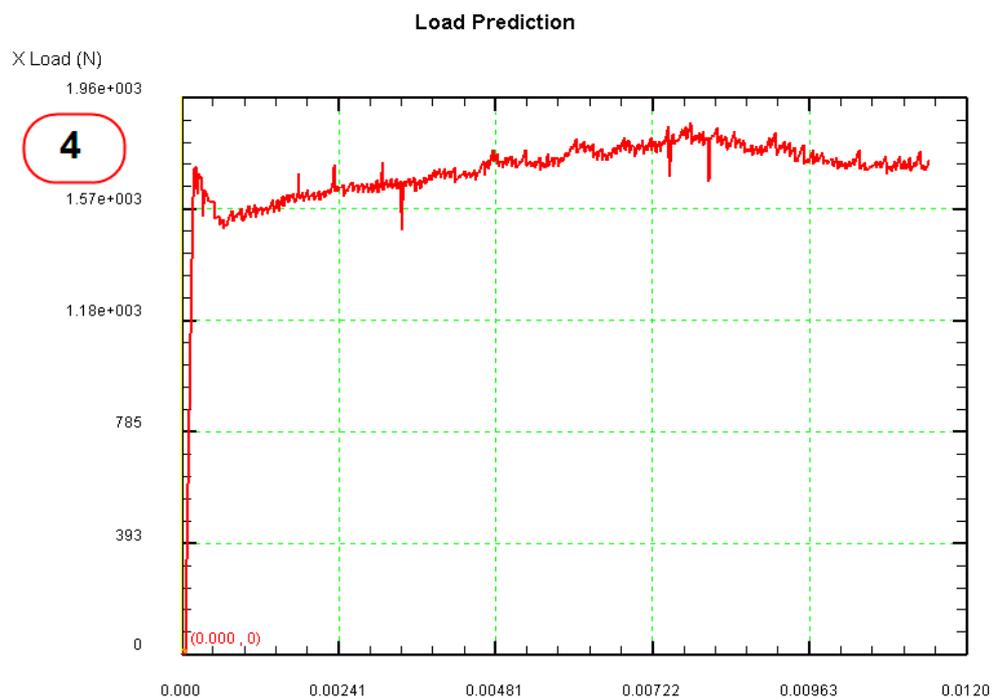
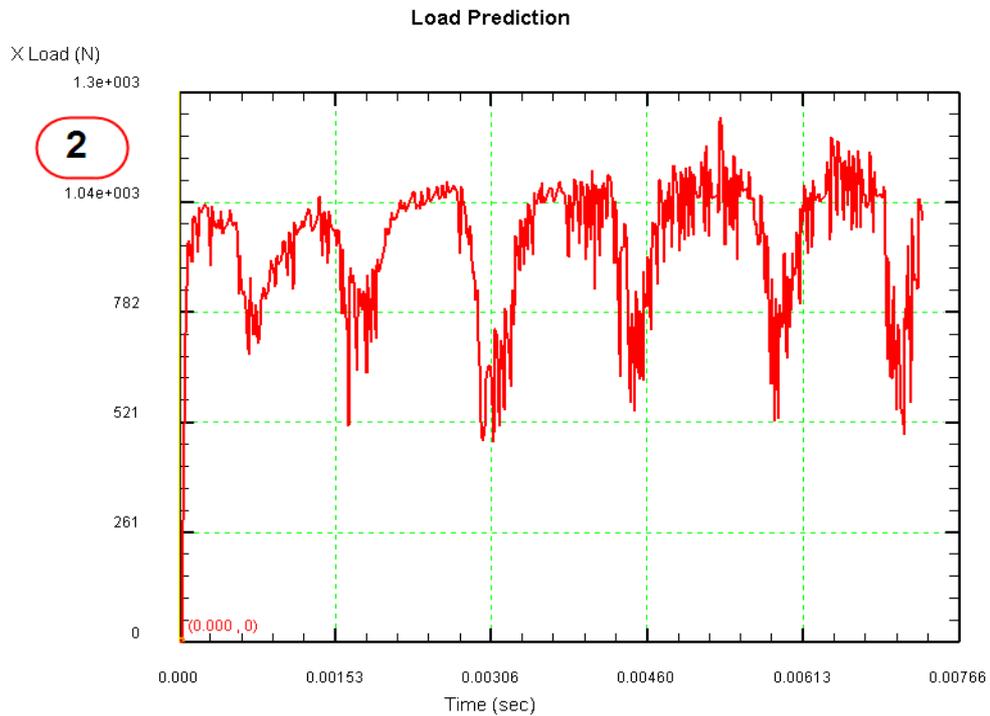


Figura 8.86 Curvas de fuerza de corte frente a tiempo de simulación para las simulaciones 2 y 4

En la Figura 8.87 se muestra la aproximación a forma sinusoidal de la gráfica de fuerza de corte.

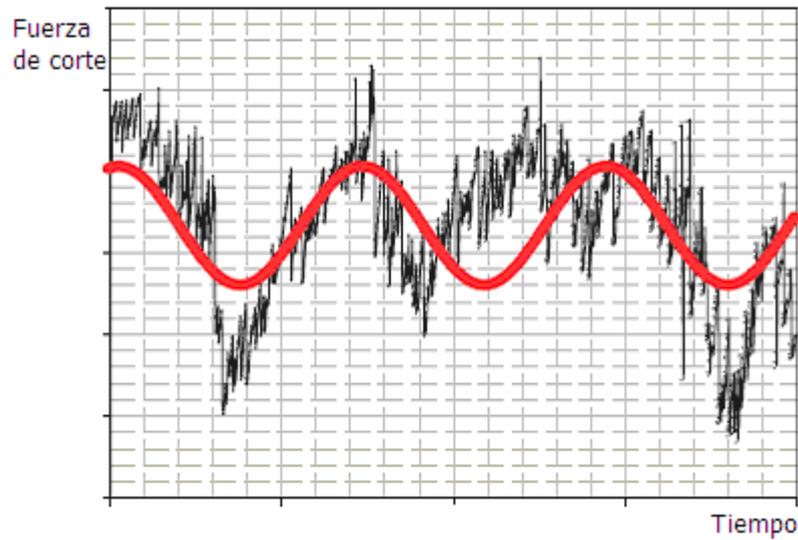


Figura 8.87 Aproximación sinusoidal de la gráfica de fuerza

8.5.3.5 Estudio de la morfología de la viruta con ángulo de desprendimiento

+5°

A continuación se muestra como afecta la variación del ángulo de desprendimiento en la morfología de la viruta.

Para ello se muestran tres simulaciones cuyos resultados se observan en la Tabla 8.30. En estas simulaciones realizadas con diferentes ecuaciones constitutivas y valores para los coeficientes críticos se presta atención fundamentalmente a la morfología de la viruta.

CONDICIONES DEL PROCESO DE CORTE						
<i>$V_c=150\text{m/min}$ $m=0,6$ $f=0,3\text{mm/rev}$ $p=3\text{mm}$ $\gamma=+5^\circ$</i>						
ECUACION CONSTITUTIVA	D_{cr}	Tipo viruta	Distancia entre picos (mm)	Frecuencia (Hz)	F_c (N)	T (°C)
Johnson (1985)	No utilizado	Continua			490	658
Johnson (1985)	0,11 (normalizado)	Serrada	0,72	900	485	695
Lee and Lin (1998)	238 (no normalizado)	Serrada	0,44	5800	560	915

Tabla 8.30: Resultados de las simulaciones bidimensionales para Ti6Al4V con ángulo de desprendimiento positivo con diferentes ecuaciones constitutivas

La morfología de la viruta obtenida utilizando los parámetros para la ecuación propuestos por Lee and Lin (1998) es mucho mejor en todos los aspectos. Su forma es mucho más cercana a la obtenida en el caso real como se puede ver en las Figuras 8.88 y 8.89 y la aparición de los dientes de sierra sigue una frecuencia constante.

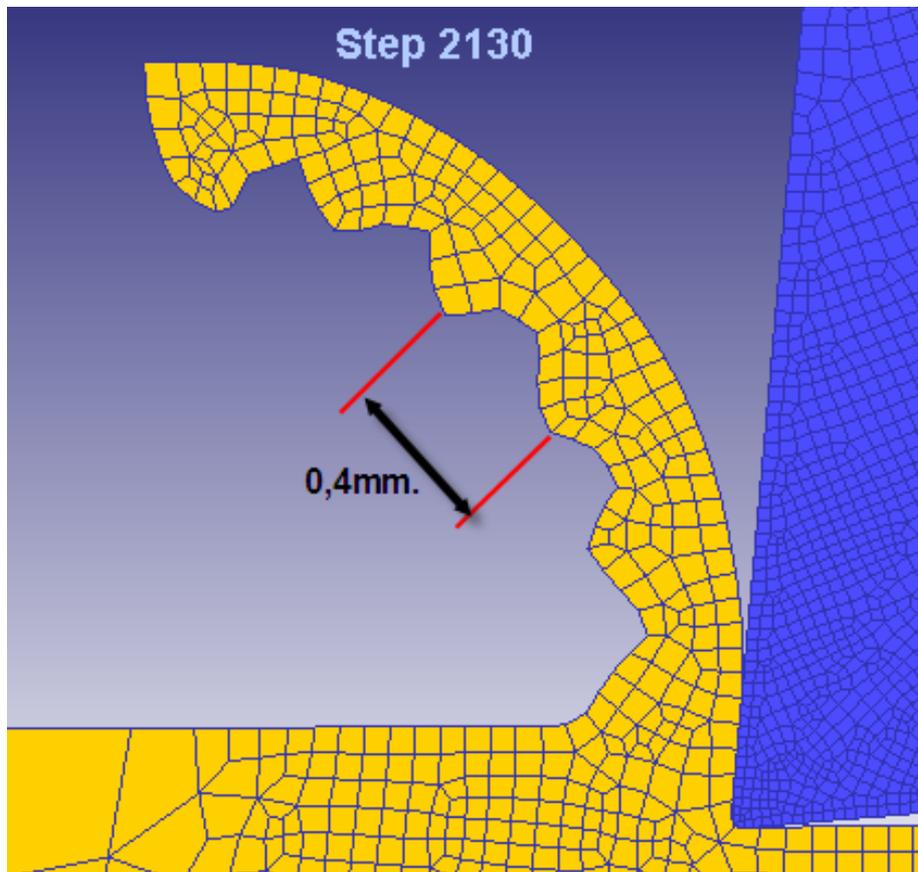


Figura 8.88 Simulación con los parámetros de ecuación propuestos por Lee and Lin utilizando un valor para D_{cr} de 238

La aparición de segmentos y la forma de los mismos es muy parecida a la obtenida en las simulaciones con el ángulo de desprendimiento -5° .

Sin embargo la simulación realizada con $+5^\circ$ permite alcanzar más de 2600 pasos antes de producirse la interacción entre la viruta y el material, mientras que en la llevada a cabo con -5° dicho fenómeno se alcanzaba apenas llegado a los 620 pasos iterativos.

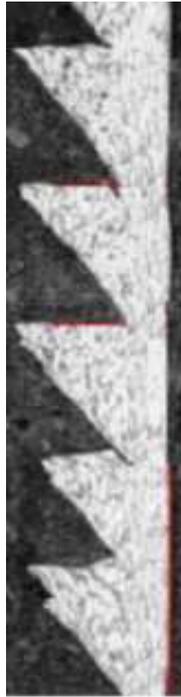


Figura 8.89 Morfología obtenida experimentalmente para $V_c=120\text{m/min}$, $f=0,127\text{mm/rev}$ y $p=2,54\text{ mm}$ (Umbrello, 2008)

En la Figura 8.90 se puede observar la simulación del mismo proceso, mismas condiciones pero con ecuación parámetros para la ecuación constitutiva determinados por Johnson (1985) y factor crítico normalizado de valor 0,11. Se observa en este gráfico que la temperatura que alcanza la simulación (695°C) es menor que al implementar la ecuación Lee and Lin (1998) (915°C) a pesar de que el resto de las condiciones de simulación se han mantenido intactas. Este es un ejemplo más de los cambios a nivel global en el proceso que provoca la variación de la ecuación constitutiva.

En cuanto a la comparación entre la morfología de la viruta de la simulación representada en la Figura 8.90 con ángulo de desprendimiento $+5^\circ$ respecto a la simulación con ángulo de desprendimiento de -5° ocurre exactamente lo mismo que lo comentado con la ecuación constitutiva Lee and Lin (1998). La simulación permite la realización de mayor cantidad de pasos iterativos antes de que la viruta contacte con el material.

También podemos apreciar tanto en la Figura 8.91 y en la Tabla 8.30 que los resultados obtenidos con la ecuación Johnson (1985) con factor crítico 0,11 son similares en lo que respecta a fuerzas y temperaturas, pero sin embargo la morfología de la viruta se aleja en gran medida de la morfología real.

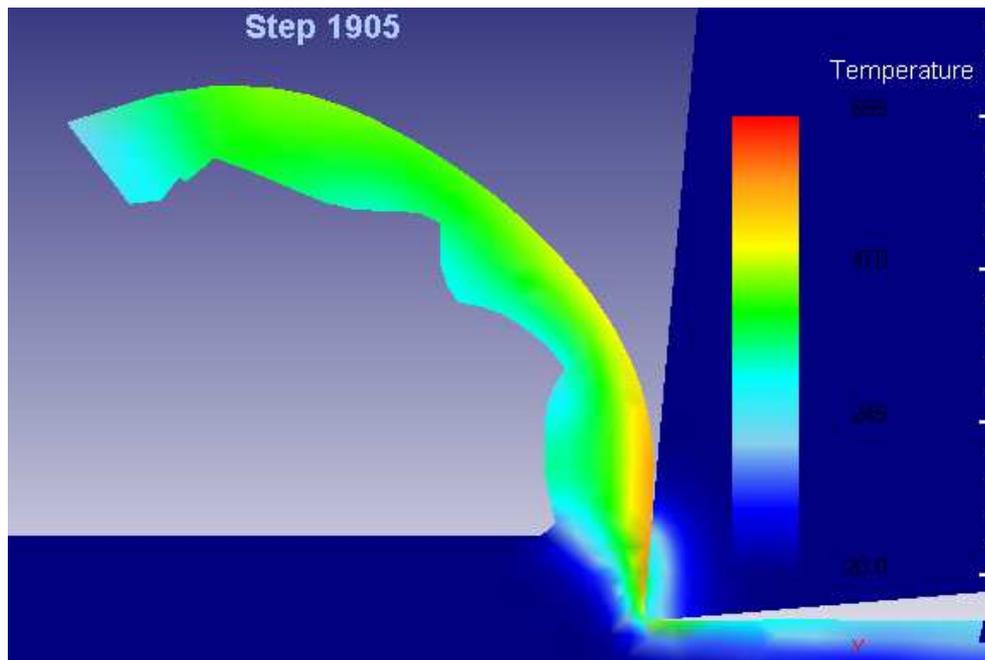


Figura 8.90 Simulación con parámetros Johnson (1985) y $D_{cr} = 0,11$ normalizado

En cuanto a la viruta continua obtenida se puede ver en la Figura 8.90 que tiene similar aspecto a la obtenida mediante la simulación con ángulo -5° , aunque también con un recorrido más largo.

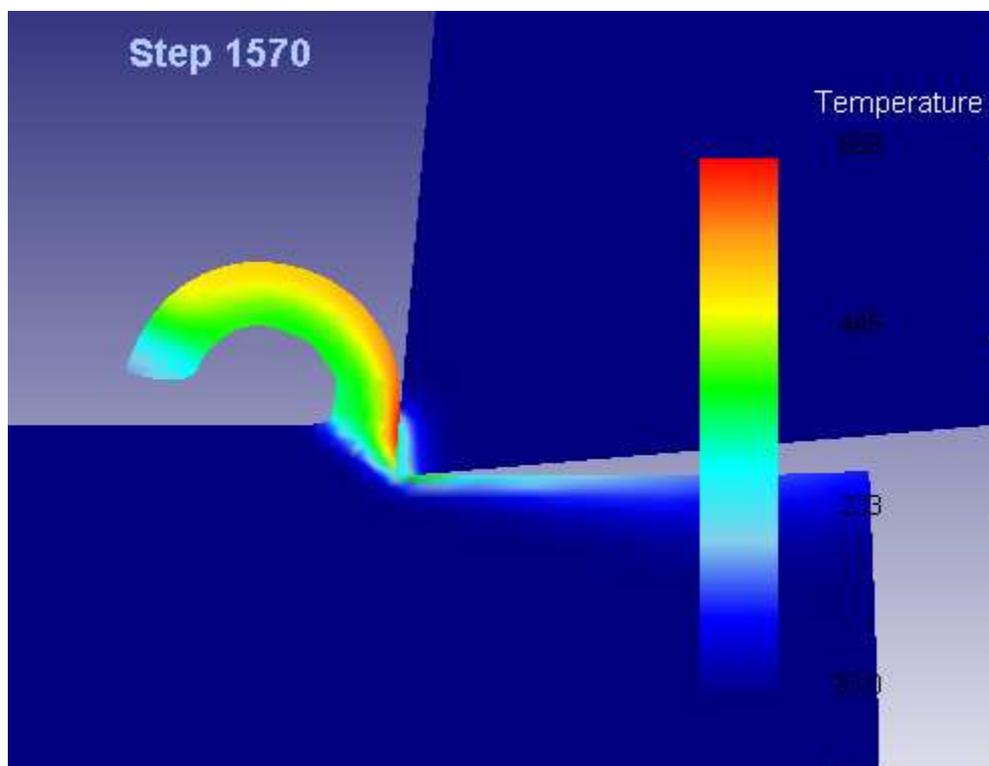


Figura 8.91 Simulación con parámetros Johnson (1985) y sin implantar el D_{cr}

8.5.4 Evolución de las fuerzas de corte y de la temperatura para simulaciones tridimensionales del material TI6Al4V para distintas condiciones del proceso de corte

Las simulaciones realizadas en 3D se han realizado con tres factores críticos para fractura normalizados. El primero de ellos, utilizado como punto de partida será el valor Dcr 0,05 extraído de la literatura (Chen *et al.*, 2008). A continuación se duplicará dicho valor y se realizan las mismas simulaciones con Dcr 0,1 a fin de observar la variación provocada por este aumento en las fuerzas y temperaturas. Finalmente se realizaron simulaciones sin implementar valor alguno para el Dcr .

En la Tabla 8.31 se presentan las fuerzas de corte con coeficiente de fricción constante en todas ellas y de valor $m=0,4$. Las simulaciones se han llevado a cabo variando la velocidad de corte y la velocidad de avance realizando además las mencionadas variaciones en el Dcr .

p (mm)	f (mm/rev)	Vc (m/min)	Dcr 0.05	Dcr 0.1	Sin Dcr
2	0.1	50	120	283	872
2	0.1	100	117	265	865
2	0.1	150	115	230	846
2	0.2	50	159	375	1430
2	0.2	100	145	368	1220
2	0.2	150	140	356	1120
2	0.3	50	252	587	1536
2	0.3	100	256	625	1560
2	0.3	150	232	577	1510

Tabla 8.31: Resultados de las fuerzas de corte para simulaciones tridimensionales con rozamiento $m=0,4$ y diferentes valores para Dcr

En la Tabla 8.32 se presentan las temperaturas obtenidas para las mismas simulaciones.

Además se han realizado simulaciones variando el coeficiente de fricción. En la Tabla 8.33 se pueden ver las fuerzas obtenidas en simulación tridimensional con rozamientos de valor 0,2, 0,4 y 0,6 implementado un Dcr de valor 0,1.

p (mm)	f (mm/rev)	V_c (m/min)	Dcr 0.05	Dcr 0.1	Sin Dcr
2	0,1	50	466	662	858
2	0.1	100	539	670	882
2	0.1	150	542	686	1100
2	0,2	50	578	701	1030
2	0.2	100	600	660	1080
2	0.2	150	589	732	1130
2	0,3	50	621	740	1240
2	0.3	100	680	823	1100
2	0.3	150	882	955	1330

Tabla 8.32: Resultados de las temperaturas para simulaciones tridimensionales con rozamiento $m=0,4$ y diferentes valores para Dcr

p (mm)	f (mm/rev)	V_c (m/min)	m	F_c (N)	T (°C)
3	0,2	50	0,2	389	625
3	0,2	50	0.4	403	674
3	0,2	50	0.6	511	706
3	0.2	100	0.2	385	679
3	0.2	100	0.4	418	705
3	0.2	100	0.6	520	743
3	0.2	150	0.2	382	751
3	0.2	150	0.4	411	780
3	0.2	150	0.6	496	796

Tabla 8.33: Resultados de las fuerzas de corte para el resto de simulaciones tridimensionales con Dcr

Se puede concluir a la vista de los resultados obtenidos que la elección del factor crítico puede situar las fuerzas de corte y temperatura en el lugar más adecuado para aproximarse a los resultados experimentales comentados anteriormente.

8.5.4.1 Resultados observados para variaciones en velocidad de corte, profundidad de pasada y velocidad de avance.

Inicialmente y como en los casos anteriores se comienza presentando la variación de la fuerza de corte frente a los cambios de la velocidad de corte del proceso (Figura 8.92). Se presentan tres velocidades entre 50 y 150 m/min. La Tabla está confeccionada con simulaciones realizadas implementando tres diferentes coeficientes críticos normalizados siguiendo la ley de Cockroft-Latham.

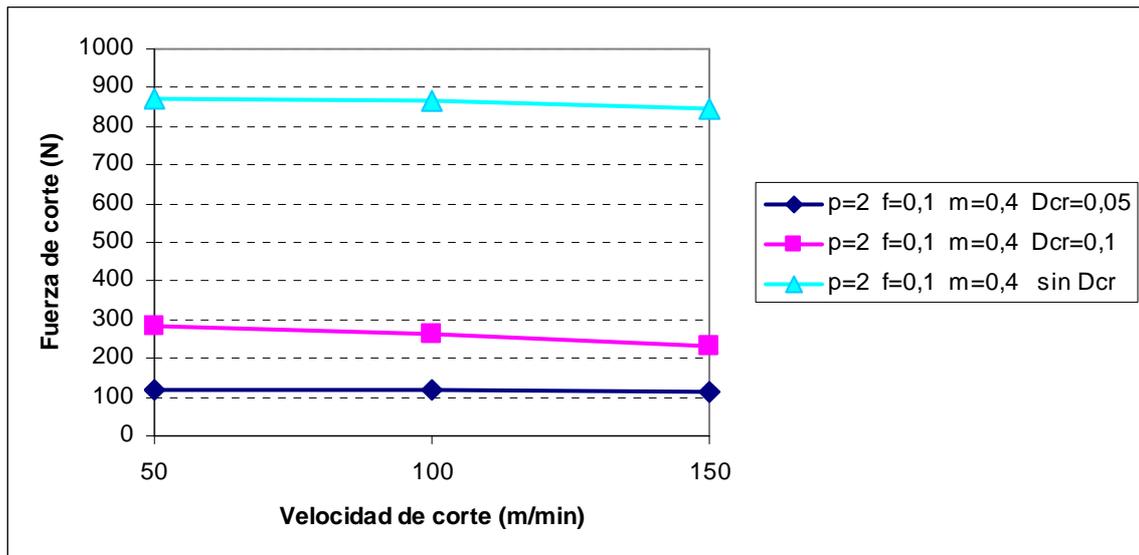


Figura 8.92 Fuerza de corte frente a velocidad de corte para rozamiento fijo ($m=0,4$) realizando variaciones en los valores del coeficiente Dcr

Se puede comprobar en esta primera gráfica que la variación de la fuerza de corte frente al incremento de la velocidad de corte es mínima en los tres casos presentados. También se puede observar claramente como en las simulaciones realizadas sin implementar el Dcr se obtienen valores mucho más elevados que las obtenidas con la introducción de dicho factor de corrección.

En la Figura 8.93 se presentan los datos obtenidos con las mismas simulaciones pero atendiendo en este caso a la temperatura del proceso de corte.

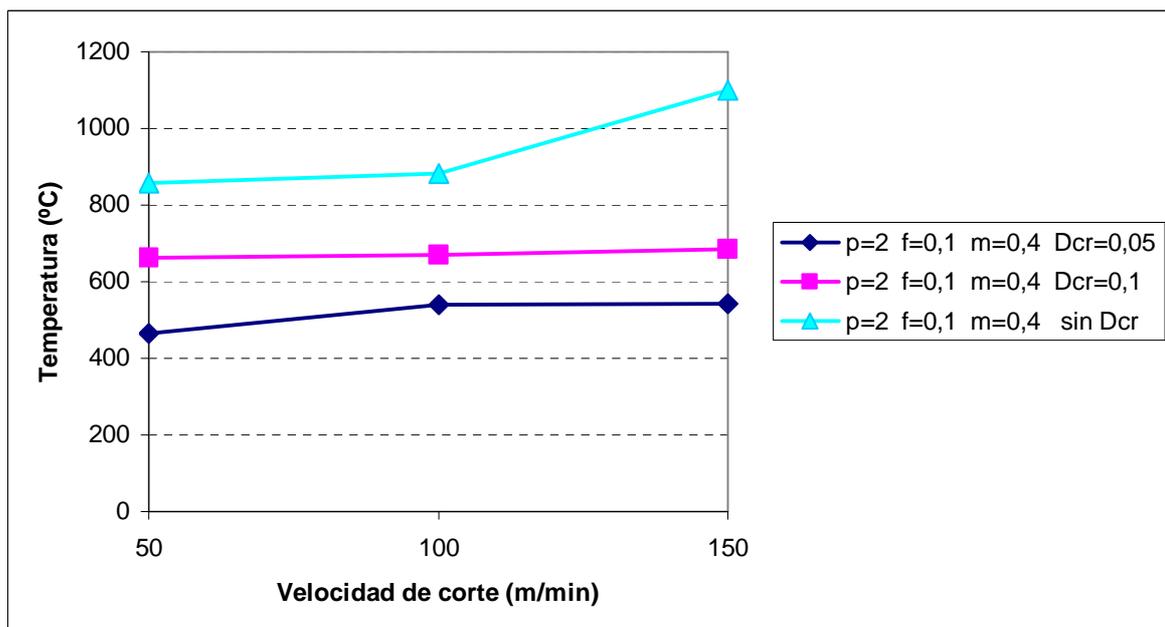


Figura 8.93 Temperatura frente a velocidad de corte para rozamiento fijo ($m=0,4$) realizando variaciones en los valores del coeficiente Dcr

Se presenta en la Figura 8.94 la evolución de las fuerzas de corte con el incremento de la velocidad de avance.

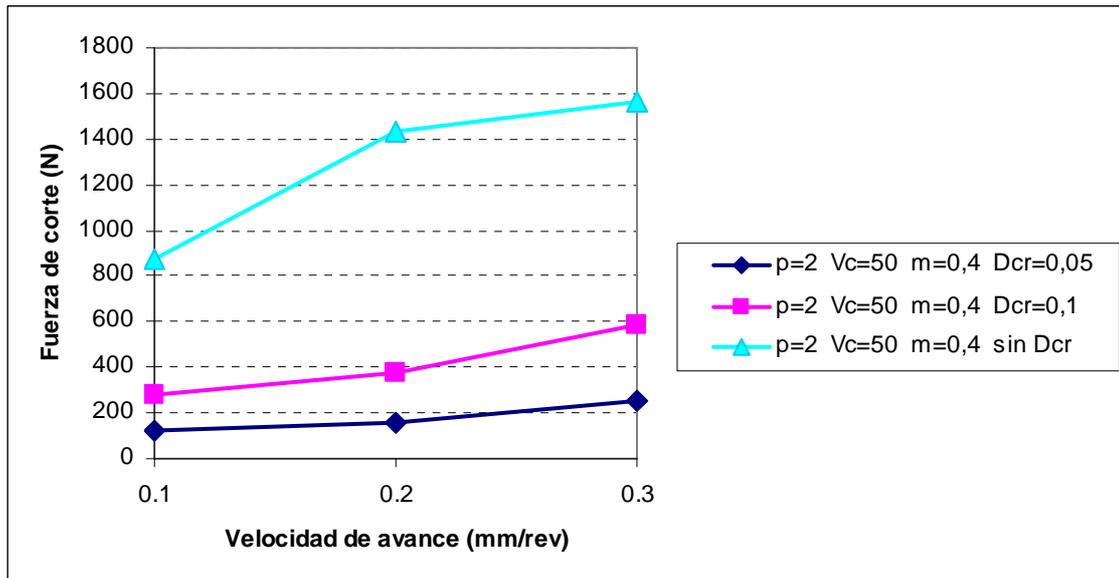


Figura 8.94 Fuerza de corte frente a velocidad de avance para rozamiento fijo ($m=0,4$) realizando variaciones en los valores del coeficiente Dcr

Se puede comprobar como las simulaciones en las que no se ha implementado el factor crítico evolucionan fuera de los márgenes de los resultados experimentales existentes en la literatura. Por el contrario las simulaciones con introducción del factor de corrección presentan un comportamiento adecuado en cuanto a tendencia y en cuanto a la coherencia con los resultados experimentales.

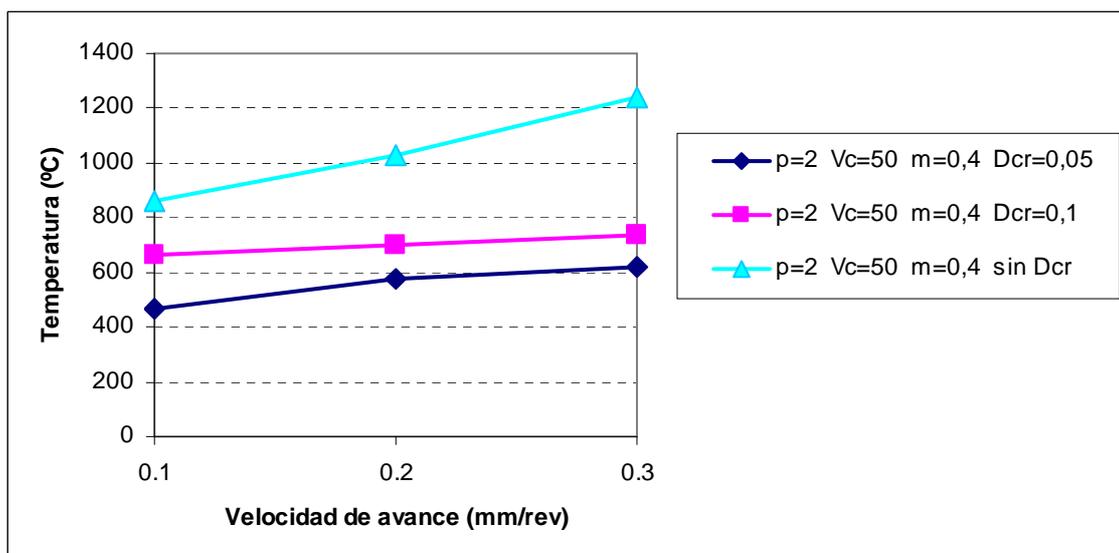


Figura 8.95 Temperatura frente a velocidad de avance para rozamiento fijo ($m=0,4$) realizando variaciones en los valores del coeficiente Dcr

Los mismos comentarios se pueden realizar a tenor de lo visto en la Figura 8.95 donde se presentan las evoluciones de la temperatura para las mismas simulaciones.

8.5.4.2 Resultados observados para variaciones en el coeficiente de fricción

En primer lugar se muestra en la Figura 8.96 la evolución de las fuerzas de corte para variaciones efectuadas en el valor del coeficiente de fricción entre los valores 0,2 y 0,6. El comportamiento es el esperado, al aumentar el factor de fricción se produce un crecimiento de las fuerzas de corte extraídas de las simulaciones.

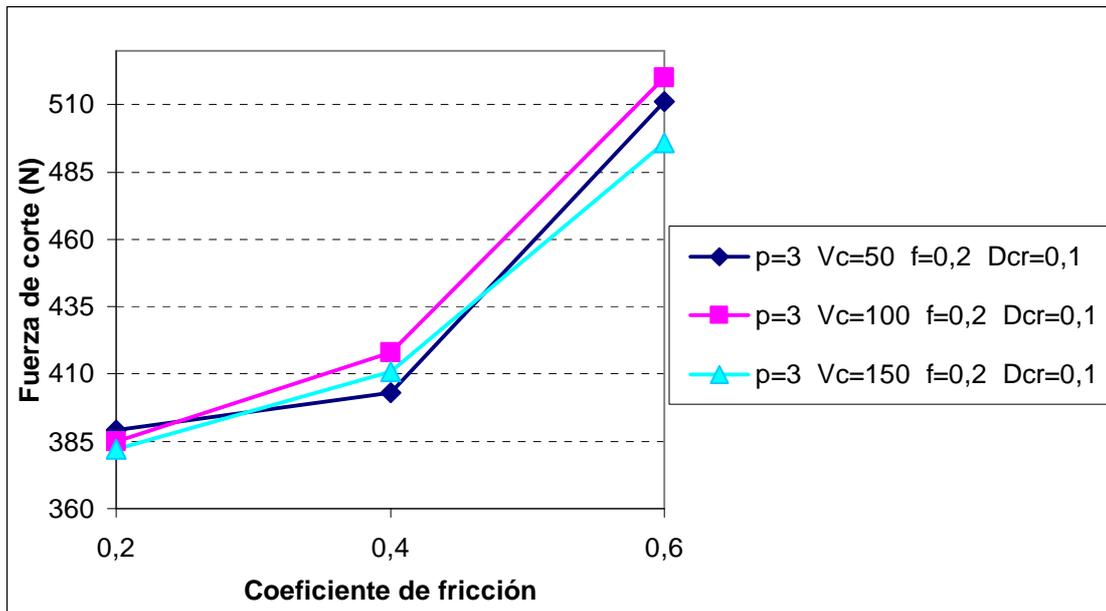


Figura 8.96 Fuerza de corte frente a rozamiento manteniendo fijo el valor de Dcr

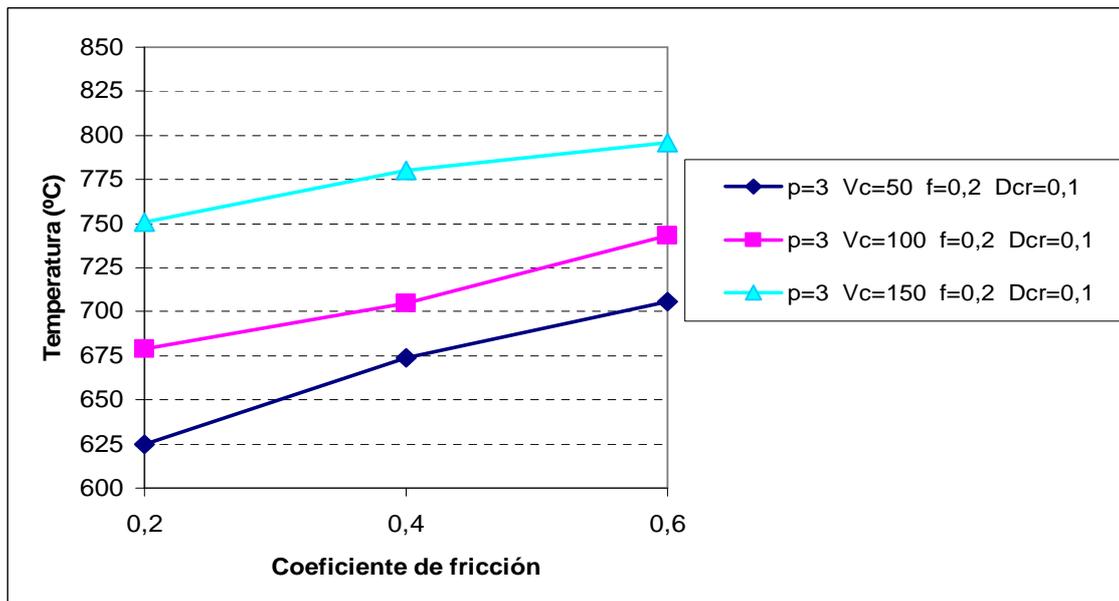


Figura 8.97 Temperatura frente a rozamiento manteniendo fijo el valor de Dcr

De la misma forma se muestra el mismo comportamiento pero observado en las temperaturas se puede ver en la Figura 8.97.

8.5.4.3 Estudio de la morfología de la viruta

La morfología de la viruta en las simulaciones tridimensionales se ve afectada notablemente con la elección del factor crítico de daño seleccionado. También se observan cambios notables en el acabado superficial de la pieza observadas en las simulaciones en función del citado *Dcr*.

En la Figura 8.98 se muestra el resultado de una simulación sin utilizar el *Dcr*. Se observa el buen acabado superficial y también la formación de viruta continua.



*Figura 8.98 Morfología de la viruta obtenida para la simulación con $p=2$ $f=0,1$ $V_c=150$ $m=0,4$ sin implementar *Dcr**

En la Figura 8.99 se presenta la simulación correspondiente a idénticas condiciones de corte pero implementando un factor crítico de 0,1. Se observan segmentaciones en la viruta y un deterioro en el acabado de la pieza.

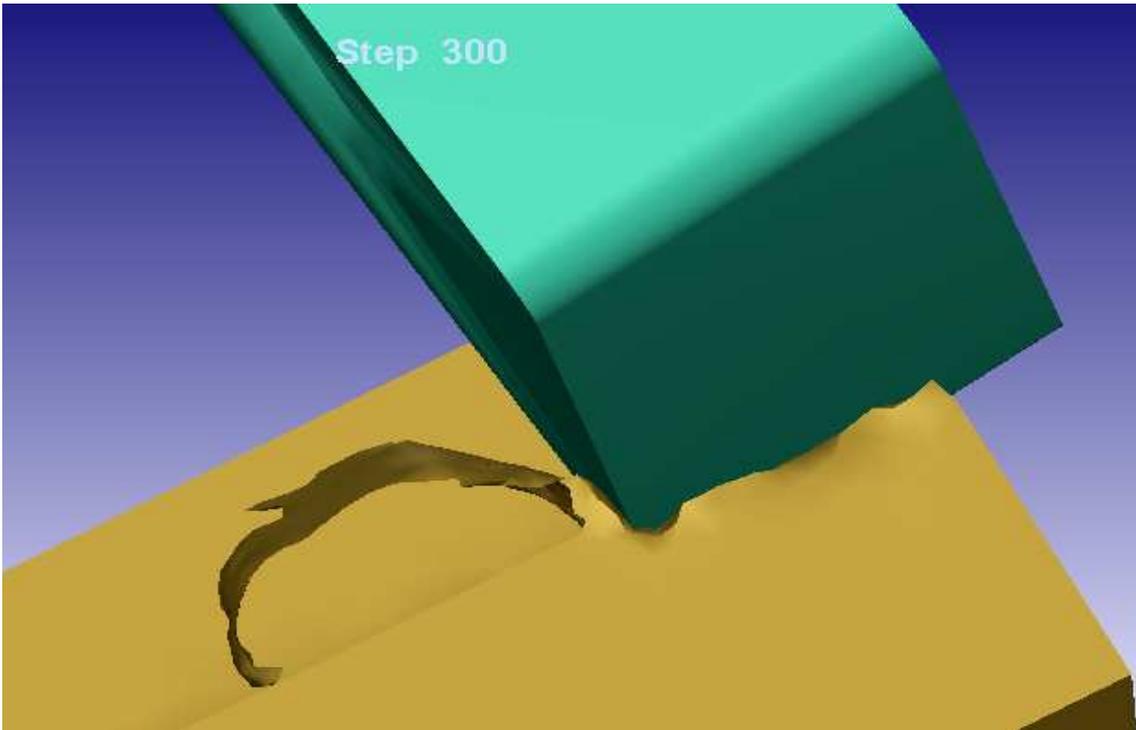


Figura 8.99 Morfología de la viruta obtenida para la simulación con $p=2$ $f=0,1$ $V_c=50$ $m=0,4$ con $D_{cr}=0,1$

Por último en la Figura 8.100 se presenta la simulación con mismas condiciones de corte pero con D_{cr} de valor 0,05. Se observa un acabado aún peor, más afectado por el efecto del daño producido por las fracturas sobre el material.



Figura 8.100 Morfología de la viruta obtenida para la simulación con $p=2$ $f=0,1$ $V_c=150$ $m=0,4$ $D_{cr}=0,05$

8.6 CONSIDERACIONES

En este capítulo se han comentado todas y cada una de las simulaciones válidas realizadas. Se han establecido tendencias, se han comparado los resultados obtenidos con las variaciones de los diferentes parámetros del proceso de corte a fin de establecer cómo dichas variaciones afectan a las variables de estudio: morfología de viruta, fuerza de corte y temperatura.

Se ha conseguido obtener viruta segmentada y se ha explicado paso a paso el proceso de formación de la misma mediante los modelos de elementos finitos.

La cantidad de información ofrecida exige, a criterio del autor de esta Tesis, la necesidad de un resumen de la misma que incluya una comparativa con los datos experimentales. Este resumen y discusión se presentan en el capítulo 9.

CAPÍTULO 9
RESUMEN Y DISCUSIÓN DE LOS RESULTADOS

9.1 INTRODUCCIÓN	254
9.2 RESUMEN DE RESULTADOS PARA SIMULACIONES DEL MATERIAL UNS A92024	254
9.3 RESUMEN DE RESULTADOS PARA SIMULACIONES DEL MATERIAL TI6AL4V	260
9.4 CONSIDERACIONES	269

9.1 INTRODUCCIÓN

El objetivo de este capítulo es resumir los datos presentados en el capítulo anterior y establecer comparaciones concretas con los datos experimentales disponibles en la literatura.

9.2 RESUMEN DE RESULTADOS PARA SIMULACIONES DEL MATERIAL UNS A92024

En esta primera comparativa presentada en las Figuras 9.1, 9.2 y 9.3 se muestran los resultados de las simulaciones bidimensionales con los diferentes coeficientes de fricción frente a los resultados experimentales.

Se puede comprobar que la simulación más próxima es la correspondiente a un coeficiente de fricción de valor 0,2. El resto de las condiciones de corte son profundidad de pasada 2 mm, velocidad de avance 0,1 mm/rev y velocidad de corte 50 m/min.

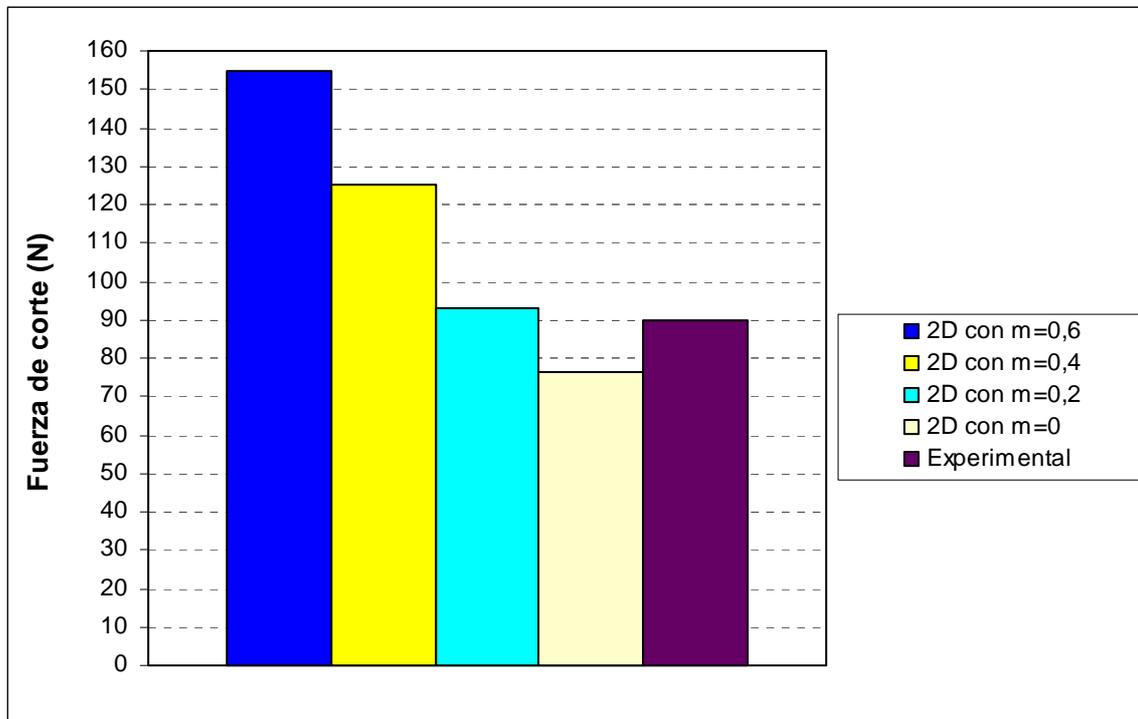


Figura 9.1 Comparación de fuerzas con condiciones de corte $p=2\text{mm}$, $f=0,1\text{mm/rev}$, $V_c=50\text{m/min}$, y $\gamma=-5^\circ$

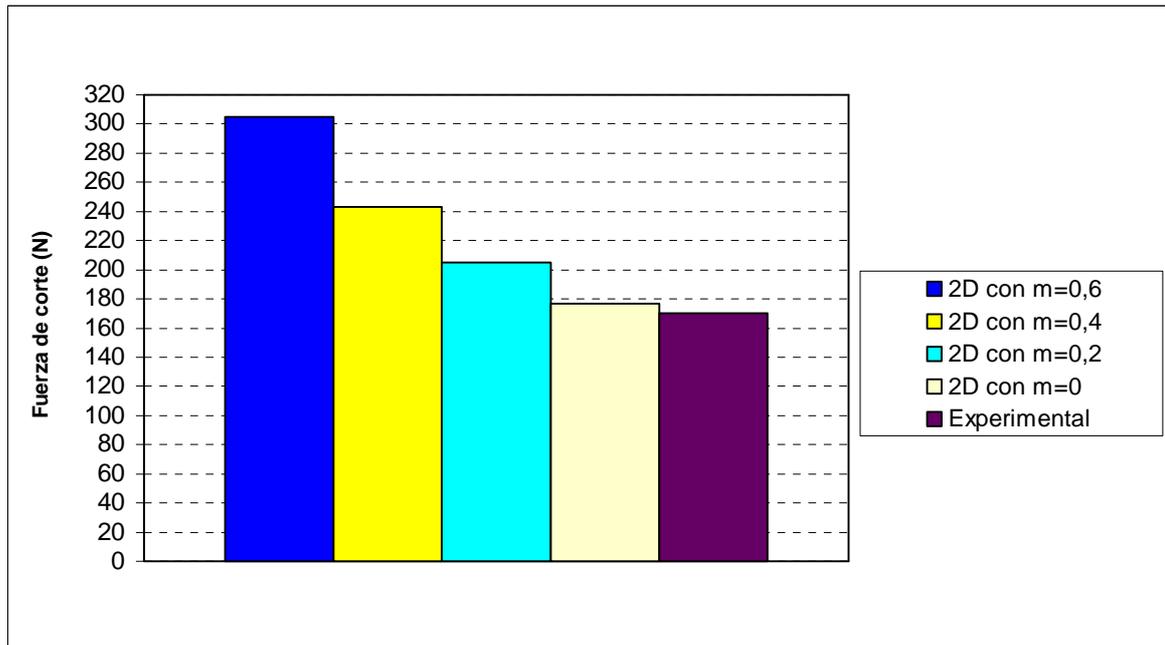


Figura 9.2 Comparación de fuerzas con condiciones de corte $p=2mm$, $f= 0,2mm/rev$, $Vc=50m/min$ y $\gamma=-5^\circ$

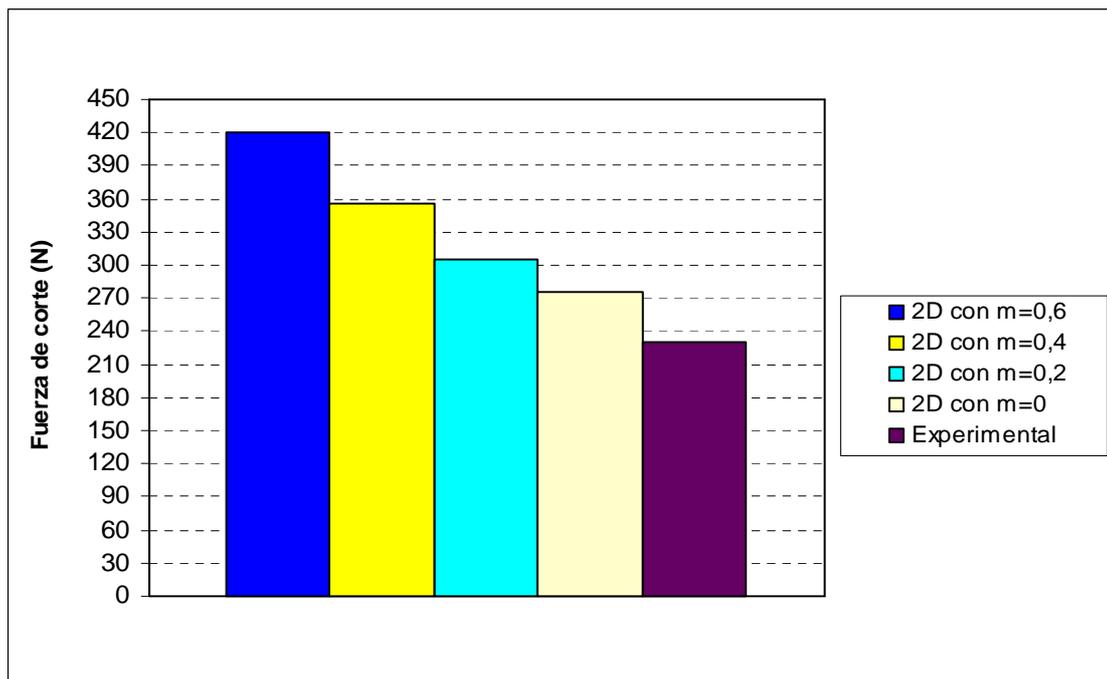


Figura 9.3 Comparación de fuerzas con condiciones de corte $p=2mm$, $f= 0,3mm/rev$, $Vc=150m/min$ y $\gamma=-5^\circ$

Se puede comprobar que las simulaciones se acercan más a los resultados experimentales para velocidades de avance menores.

En las gráficas representadas se aprecia también como la simulación con velocidad de avance $0,1 \text{ mm/rev}$ y rozamiento $0,2$ se adapta perfectamente a los resultados experimentales pero que, a medida que se incrementa la velocidad de avance a los valores

0,2 y 0,3 mm/rev respectivamente, se observa que se va perdiendo progresivamente esta proximidad con dichos datos experimentales.

En la Figura 9.4 se muestran las comparativas incluyendo también las simulaciones tridimensionales. Se presentan las simulaciones obtenidas con coeficiente de fricción 0,2. En esta primera gráfica comparativa se puede apreciar que la simulación tridimensional con Dcr de valor 0,1 es la que mejor se adapta al resultado experimental junto con la anteriormente comentada simulación bidimensional y que el modelo tridimensional sin introducir criterio de daño se aleja ostensiblemente del resultado experimental.

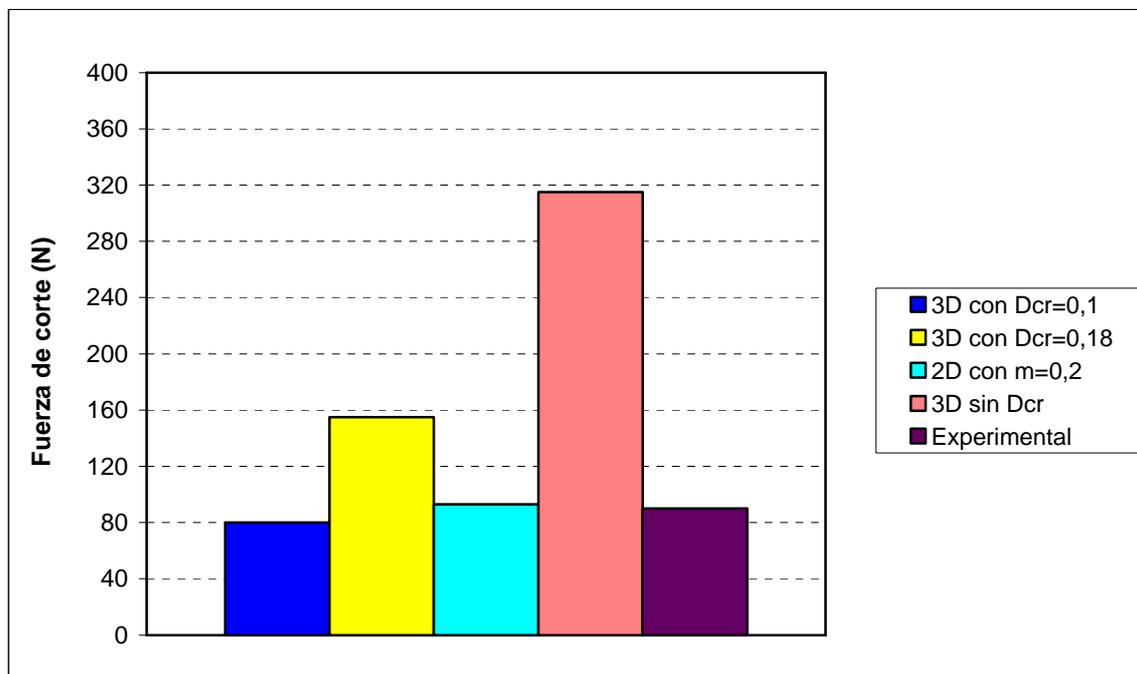


Figura 9.4 Comparación de simulaciones bidimensionales y tridimensionales con condiciones de corte $p=2\text{mm}$, $f=0,1\text{mm/rev}$, $V_c=50\text{m/min}$, $\gamma=-5^\circ$ y $m=0,2$

A continuación, en la Figura 9.5, se presentan los resultados de las simulaciones y de los datos experimentales para las segundas condiciones de corte, simulaciones en las que se aumenta la velocidad de avance.

Se puede ver cómo los resultados tridimensionales se van alejando de los experimentales, haciendo evidente que o bien la ecuación constitutiva implementada o bien el factor crítico introducido provoca pérdida de coherencia con el resultado experimental.

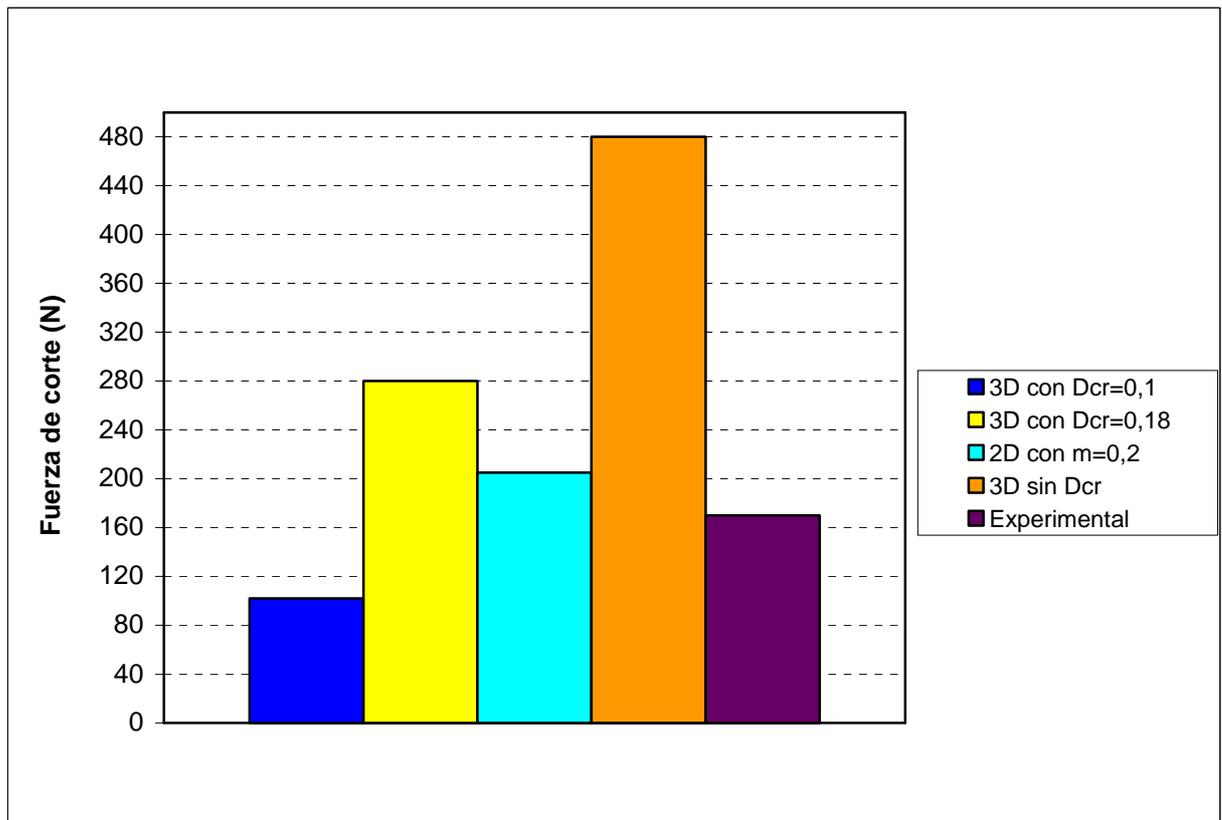


Figura 9.5 Comparativa con condiciones de corte $p=2\text{mm}$, $f=0,2\text{mm/rev}$, $V_c=50\text{m/min}$, $\gamma=-5^\circ$ y $m=0,2$

En la Figura 9.6 se puede seguir observando la evolución de los resultados tridimensionales: a medida que el modelo incrementa el parámetro velocidad de avance provoca un mayor alejamiento entre los datos simulados y los datos experimentales.

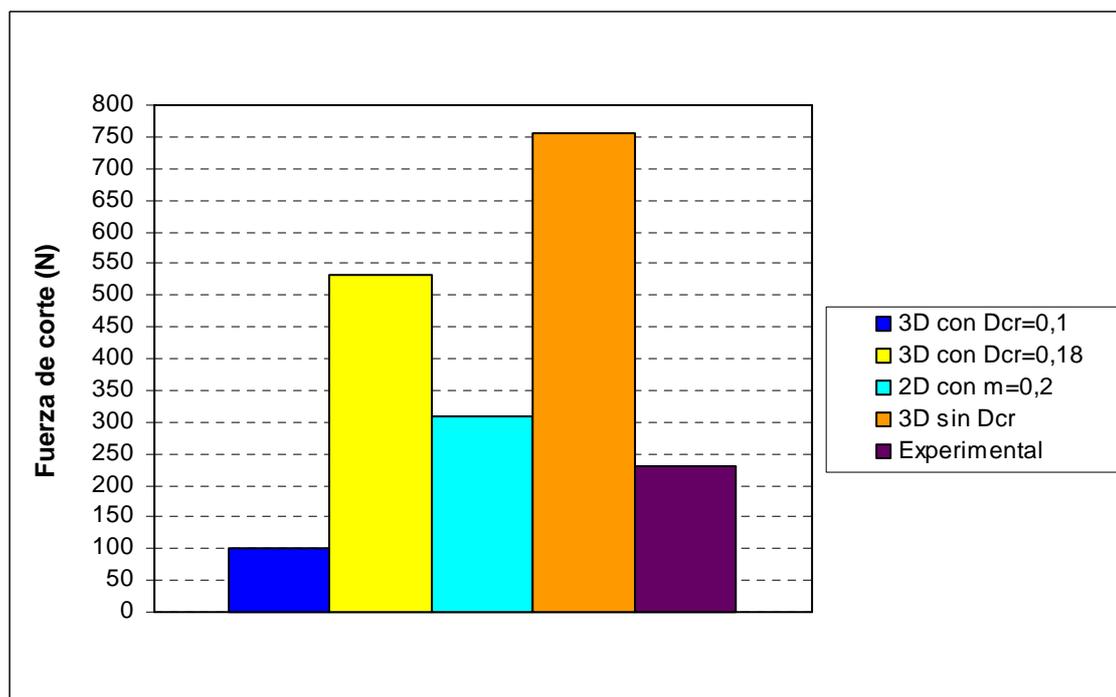


Figura 9.6 Comparativa con condiciones de corte $p=2\text{mm}$, $f=0,3\text{mm/rev}$, $V_c=150\text{m/min}$, $\gamma=-5^\circ$ y $m=0,2$

También se hace evidente la necesidad de introducir el coeficiente crítico para la ecuación Cockroft-Latham, ya que en las simulaciones realizadas sin introducir este parámetro se obtienen los resultados más alejados de la realidad.

En las figuras siguientes se presentan las comparativas finales de los modelos bidimensionales y tridimensionales entre sí. En primer lugar se puede ver la Figura 9.7 en la que se presenta la comparativa de fuerzas de corte en función de la velocidad de avance, en ella se puede comprobar como en todas las simulaciones se observa la fuerza de corte creciente.

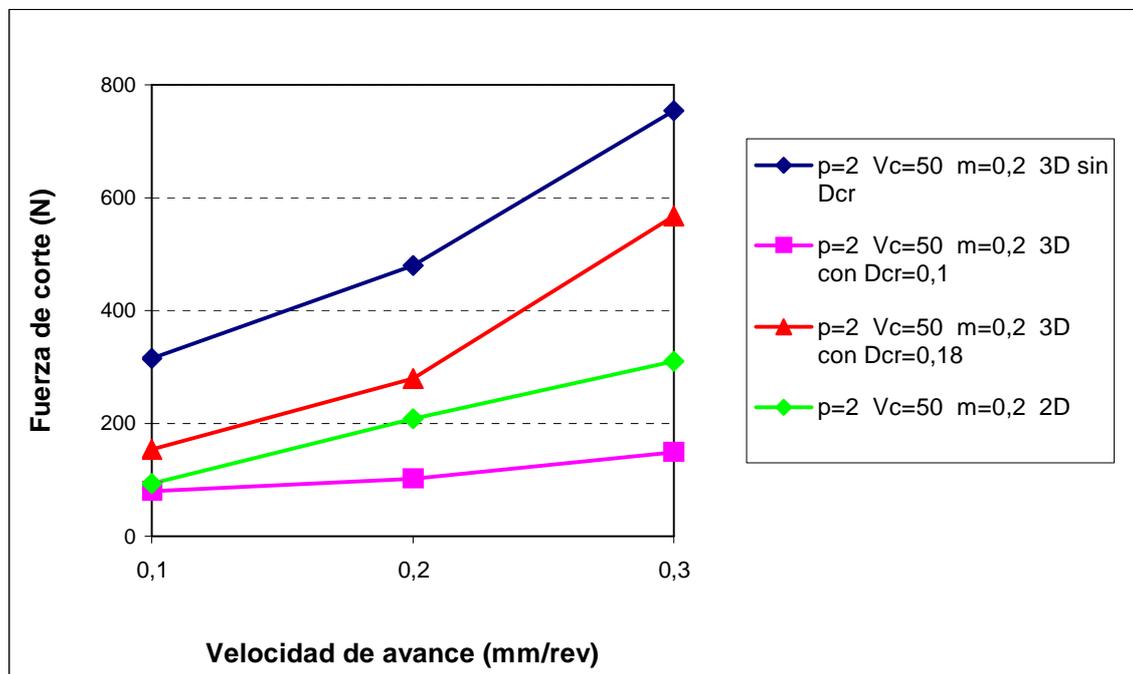


Figura 9.7 Comparativa entre las fuerzas obtenidas en simulaciones tridimensionales con diferentes D_{cr} y bidimensional al modificar la velocidad de avance

En la Figura 9.8 se muestran los resultados de las fuerzas de corte frente a la velocidad del proceso de corte.

Como se puede ver, la tendencia es correcta en todas las simulaciones excepto en la tridimensional sin implementar D_{cr} , en la que el valor de la fuerza crece al aumentar la velocidad.

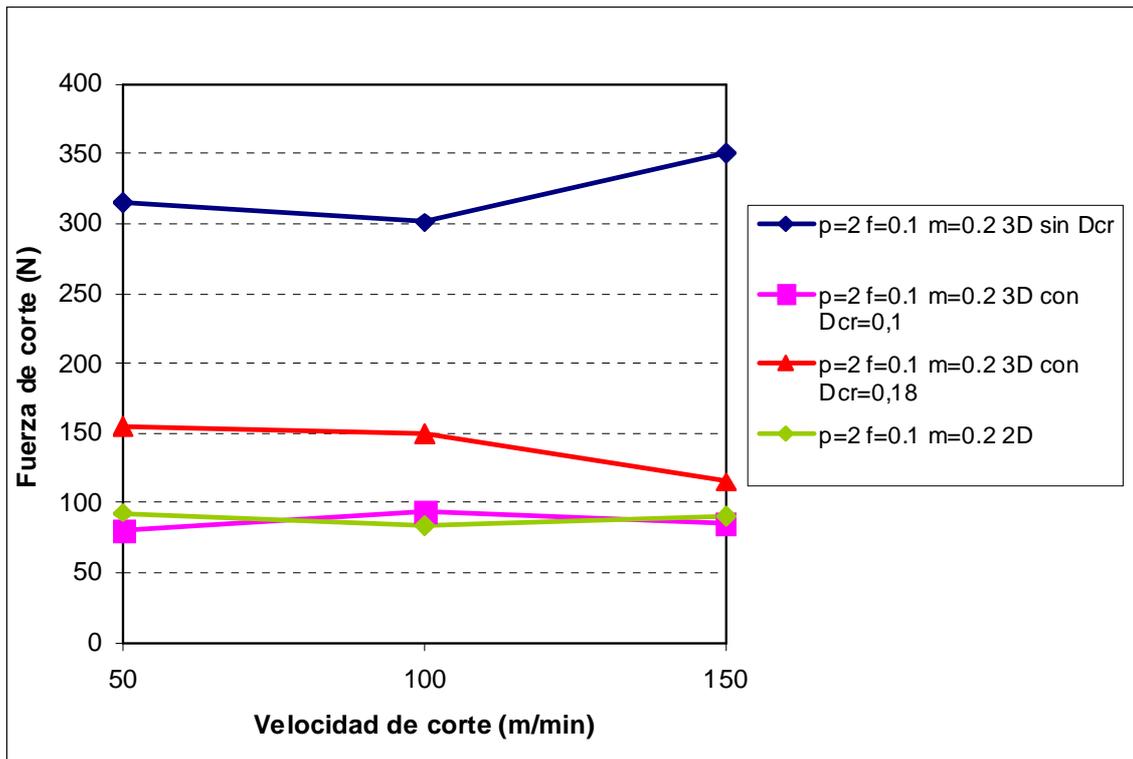


Figura 9.8 Comparativa entre las fuerzas obtenidas en simulaciones tridimensionales con diferentes Dcr y bidimensional al modificar la velocidad de corte

De la misma forma se comparan en la Figura 9.9 y en la 9.10 los resultados anteriores pero atendiendo ahora a la temperatura obtenida en el proceso de corte.

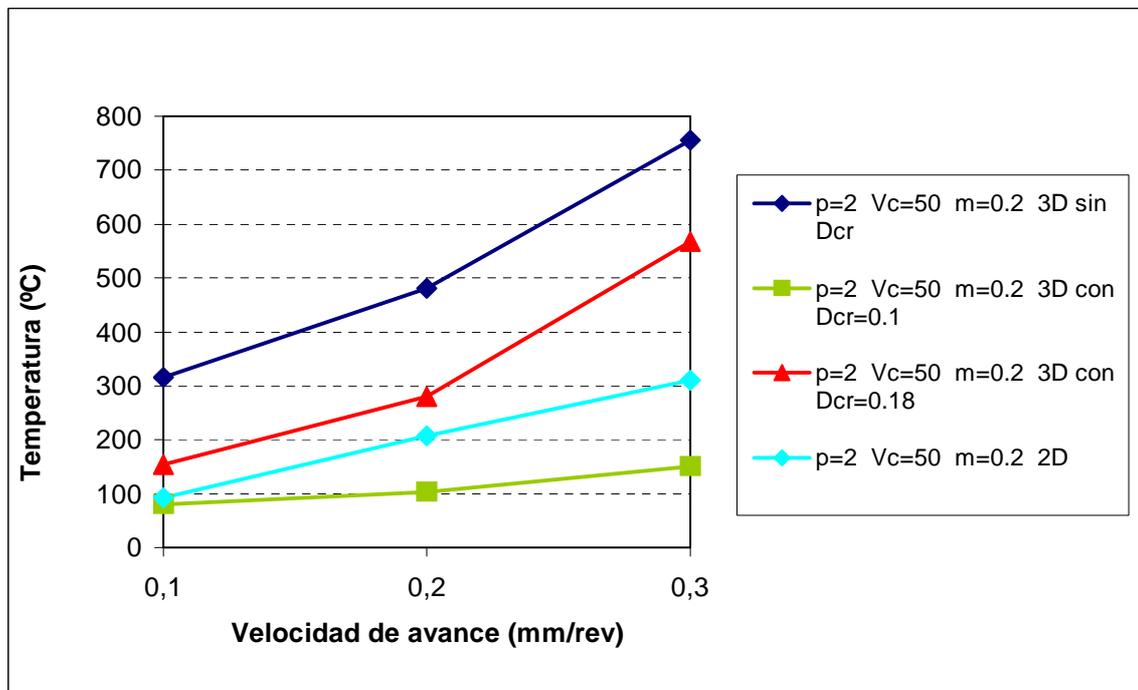


Figura 9.9 Comparativa entre las temperaturas obtenidas en simulaciones tridimensionales con diferentes Dcr y bidimensional al modificar la velocidad de avance

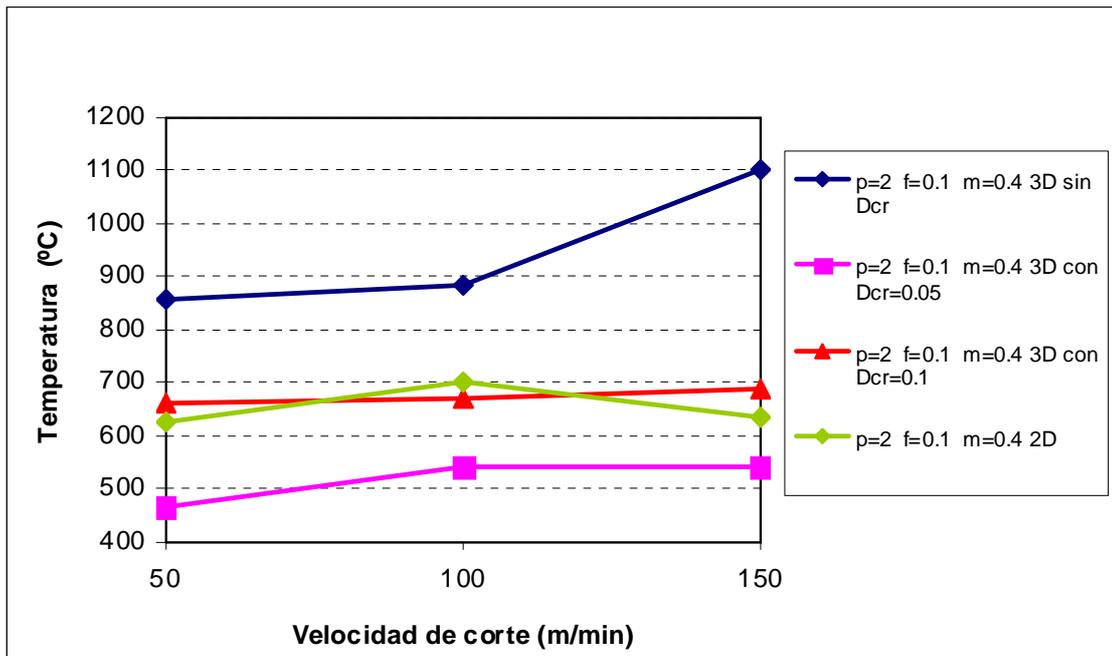


Figura 9.10 Comparativa entre las temperaturas obtenidas en simulaciones tridimensionales con diferentes Dcr y bidimensional al modificar la velocidad de corte

9.3 RESUMEN DE RESULTADOS PARA SIMULACIONES DEL MATERIAL TI6AL4V

En la Figura 9.11 se presentan los resultados comparativos bidimensionales y experimental con las primeras condiciones de corte de profundidad de pasada 2 mm, velocidad de avance 0,1 mm/rev y velocidad de corte 50 m/min, atendiendo a la variación del coeficiente de fricción. En esta primera comparativa, se aprecia que el factor de fricción 0,6 sería el que mejor se adapta a las condiciones experimentales.

Hay que tener en cuenta que los datos experimentales están calculados con una velocidad de avance de 0,35 mm/rev, esto lleva a que los datos experimentales sean ligeramente superiores a los que se obtendrían con velocidad de avance 0,3 mm/rev.

No obstante se puede apreciar que los datos obtenidos con coeficientes de rozamiento altos ($m=0,2$ y $m=0,6$) son los que mejor se adaptan al resultado experimental. Teniendo en cuenta lo comentado en el párrafo anterior los resultados aún se aproximarían más al valor experimental.

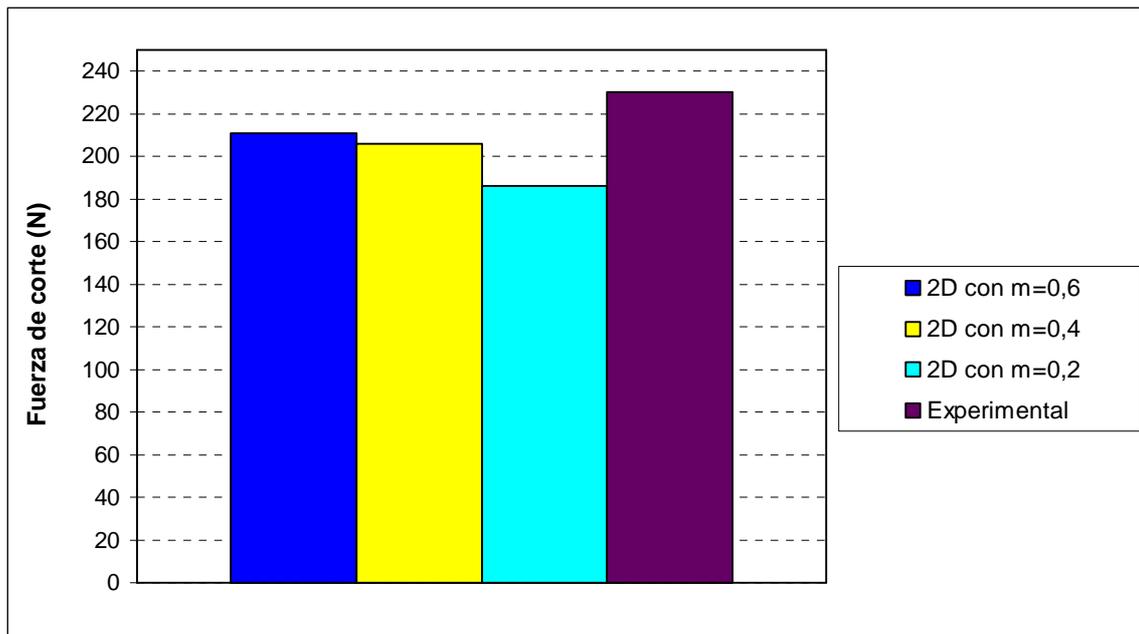


Figura 9.11 Comparación de fuerzas de corte obtenidas en las simulaciones bidimensionales con condiciones de corte $p=2\text{mm}$, $f=0,1\text{mm/rev}$, $V_c=50\text{m/min}$,

A continuación, en la Figura 9.12, se muestra lo sucedido al variar las condiciones de corte a profundidad de pasada 2 mm, velocidad de avance 0,3 mm/rev y velocidad de corte 50 m/min. De nuevo se observa que los datos experimentales están ligeramente por encima de los resultados obtenidos mediante las simulaciones.

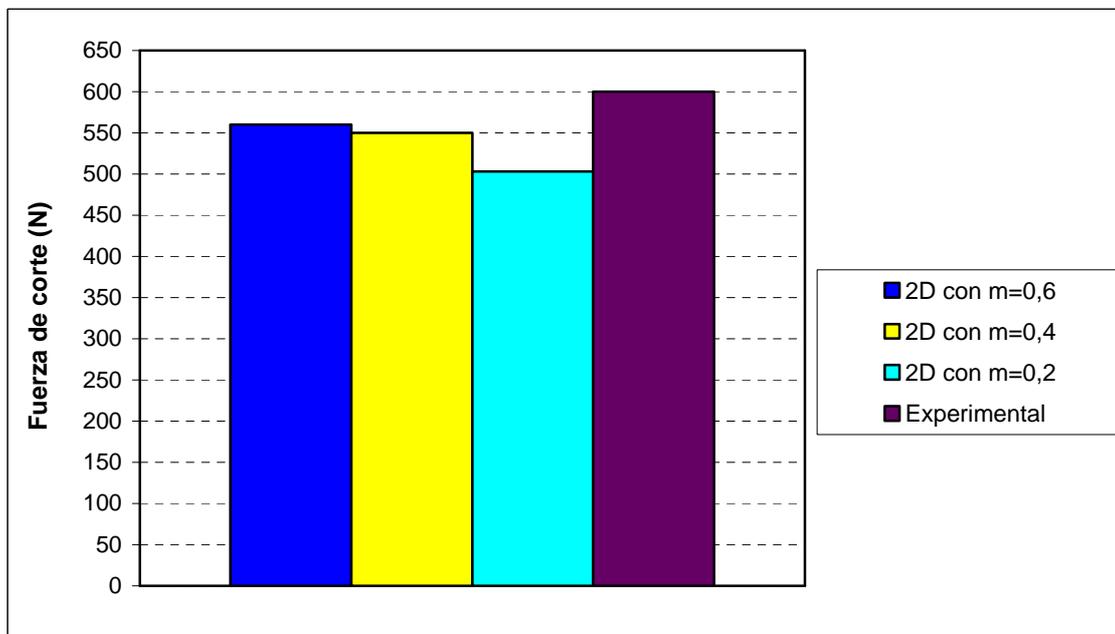


Figura 9.12 Comparación de fuerzas de corte obtenidas en las simulaciones bidimensionales con condiciones de corte $p=2\text{mm}$, $f=0,3\text{mm/rev}$, $V_c=50\text{m/min}$,

A la vista de los resultados presentados se presentan a continuación los datos tridimensionales con rozamiento 0,4, que es el que mejor se adapta a los resultados experimentales bidimensionales vistos anteriormente

En la Figura 9.13 se presenta la comparativa entre los diferentes modelos bidimensionales y tridimensionales junto con los datos experimentales. Se han introducido los datos extraídos de las simulaciones con profundidad de pasada 2 mm, velocidad de avance 0,1 mm/rev y velocidad de corte 50 m/min y el coeficiente de rozamiento de valor 0,4. Los datos experimentales se han obtenido a 60 m/min y 120 m/min por lo tanto se comprobará la similitud con las simulaciones con velocidades de 50 m/min, 100 m/min y 150 m/min.

Se puede comprobar en esta figura que el resultado de la simulación bidimensional es muy cercano a los datos experimentales, mientras que en el caso de las simulaciones tridimensionales la que tiene implementado un Dcr de 0,1 es la que más se acerca a los datos experimentales. La simulación con Dcr 0,05 se aleja por debajo del 50% del resultado experimental mientras que aquella en la que no se ha utilizado Dcr proporciona un valor excepcionalmente alto.

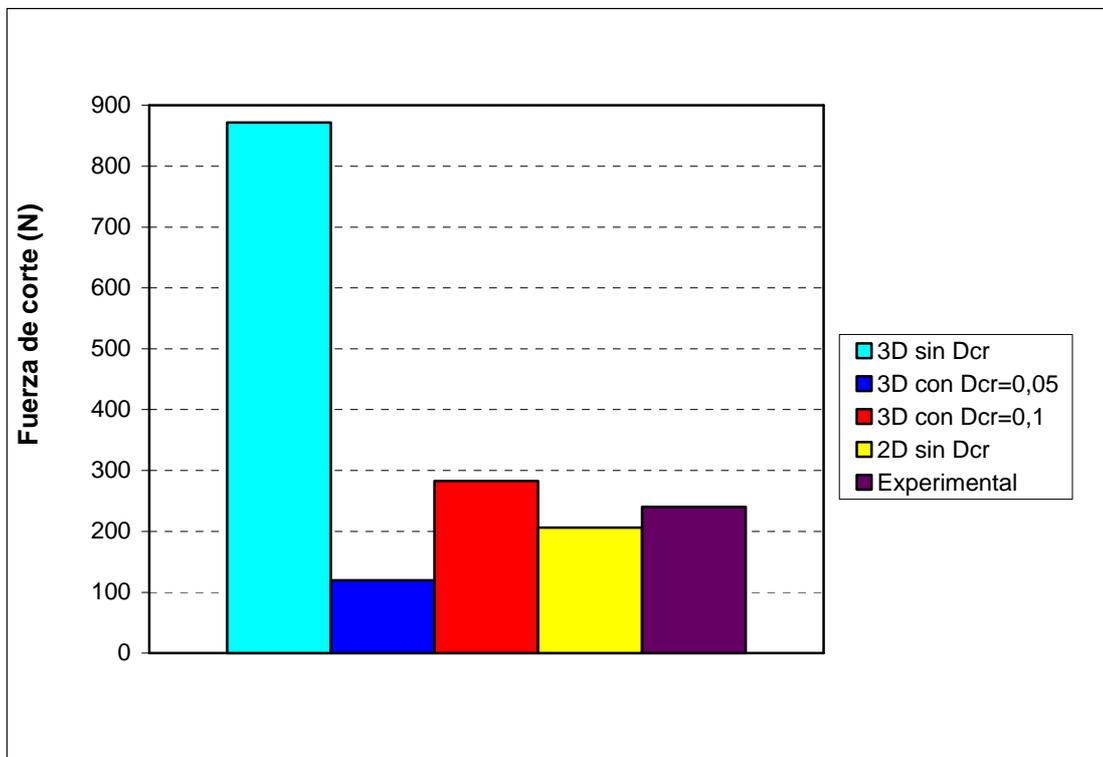


Figura 9.13 Comparación de fuerzas de corte obtenidas en las simulaciones bidimensionales, tridimensionales y experimentales con condiciones de corte $p=2mm$, $f=0,1mm/rev$, $Vc=50m/min$, $m=0,4$ y $\gamma=-5^\circ$

En la Figura 9.14 se muestra la comparativa de resultados al incrementar la velocidad de las simulaciones a 100 m/min manteniendo el resto de los parámetros idénticos a los de las simulaciones anteriores. Se puede comprobar que las conclusiones a la vista de los resultados son exactamente las mismas.

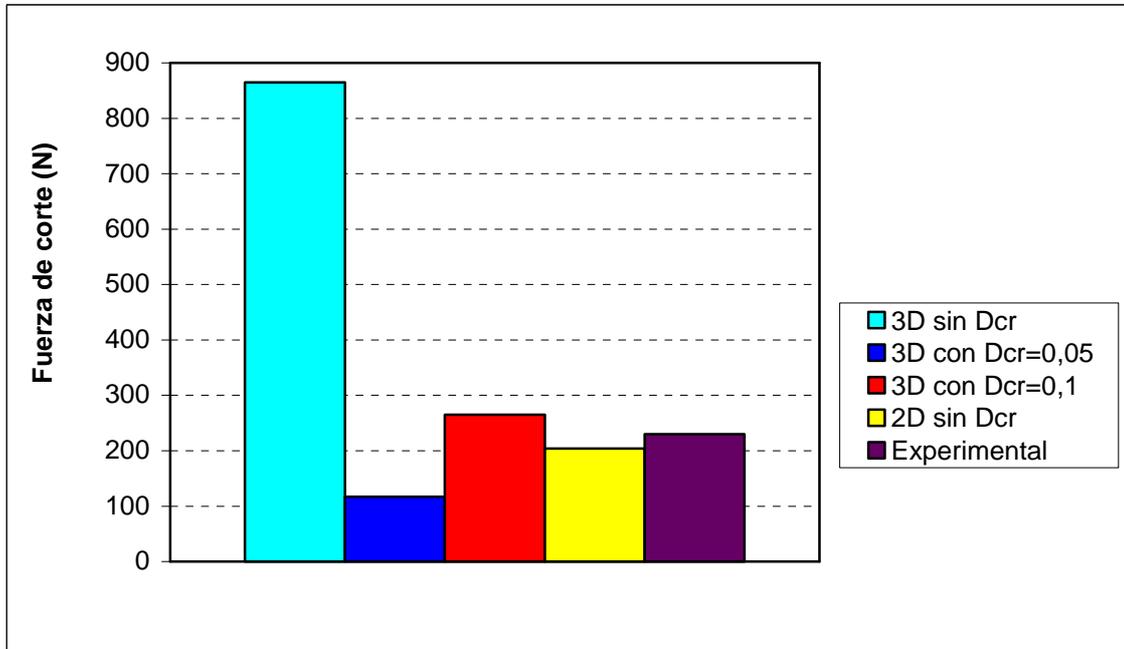


Figura 9.14 Comparación de fuerzas de corte obtenidas en las simulaciones bidimensionales, tridimensionales y experimentales con condiciones de corte $p=2\text{mm}$, $f=0,1\text{mm/rev}$, $V_c=100\text{m/min}$, $m=0,4$ y $\gamma=-5^\circ$

Si se aumenta aún más la velocidad hasta alcanzar 150 m/min, los resultados obtenidos se acercan incluso más a los resultados experimentales, como se ve en la Figura 9.15.

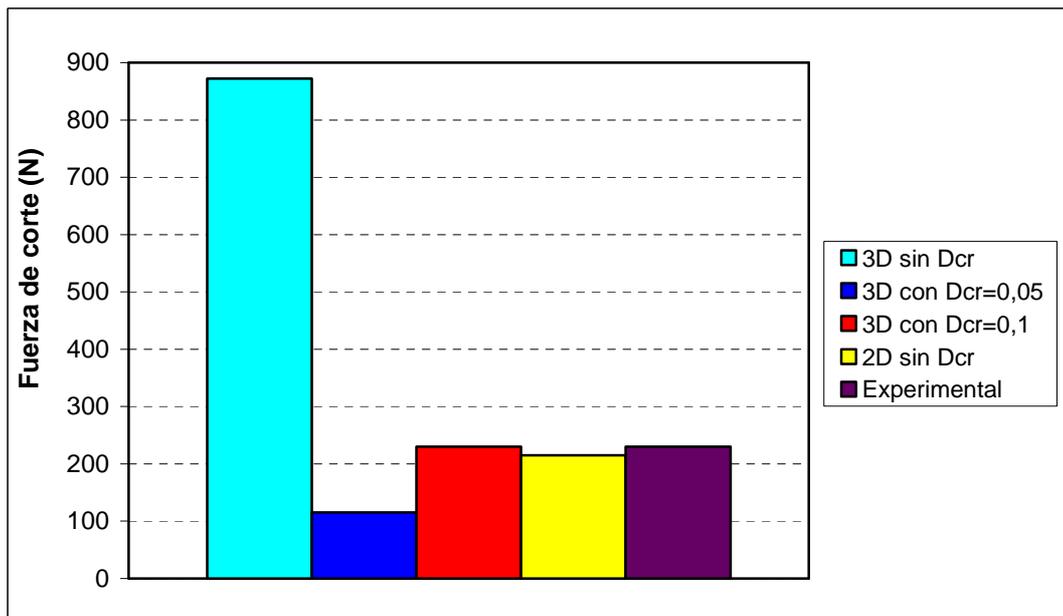


Figura 9.15 Comparación de fuerzas de corte obtenidas en las simulaciones bidimensionales, tridimensionales y experimentales con condiciones de corte $p=2\text{mm}$, $f=0,1\text{mm/rev}$, $V_c=150\text{m/min}$, $m=0,4$ y $\gamma=-5^\circ$

Para comparar con los resultados experimentales al aumentar la velocidad de avance se muestran las siguientes tablas. En la primera de ellas, Figura 9.16, se muestran los resultados de las simulaciones con las condiciones de corte siguientes, profundidad de

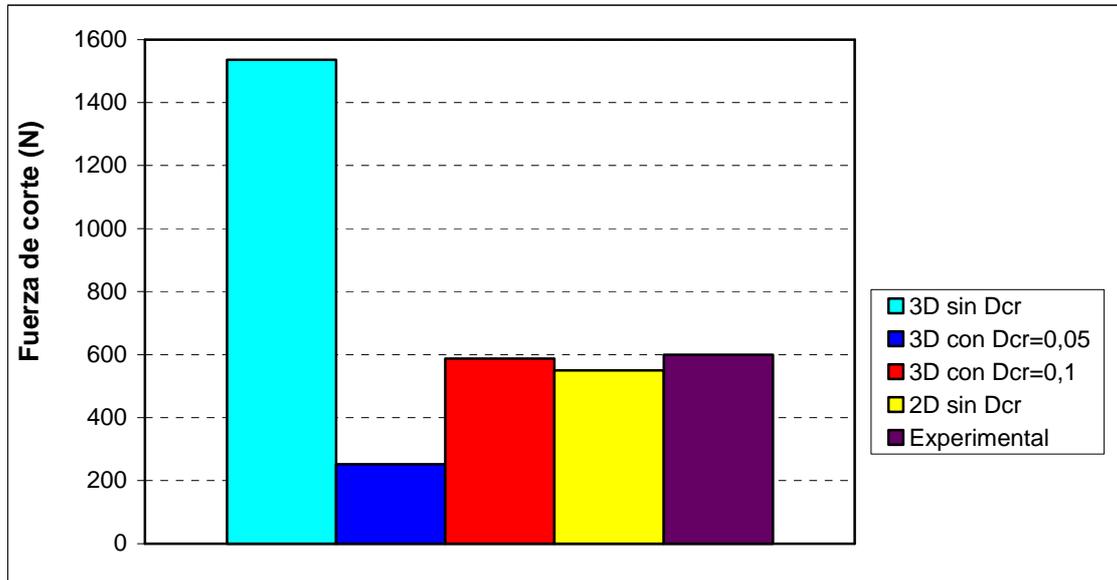


Figura 9.16 Comparación de fuerzas de corte obtenidas en las simulaciones bidimensionales, tridimensionales y experimentales con condiciones de corte $p=2\text{mm}$, $f=0,3\text{mm/rev}$, $V_c=50\text{m/min}$, $m=0,4$ y $\gamma=-5^\circ$

pasada 2 mm, velocidad de avance 0,3 mm/rev y velocidad de corte 50 m/min manteniendo el coeficiente de fricción en el valor $m=0,4$. Se puede comprobar la buena concordancia con los resultados experimentales en estas condiciones de la simulación bidimensional así como la tridimensional con un Dcr de valor 0,1.

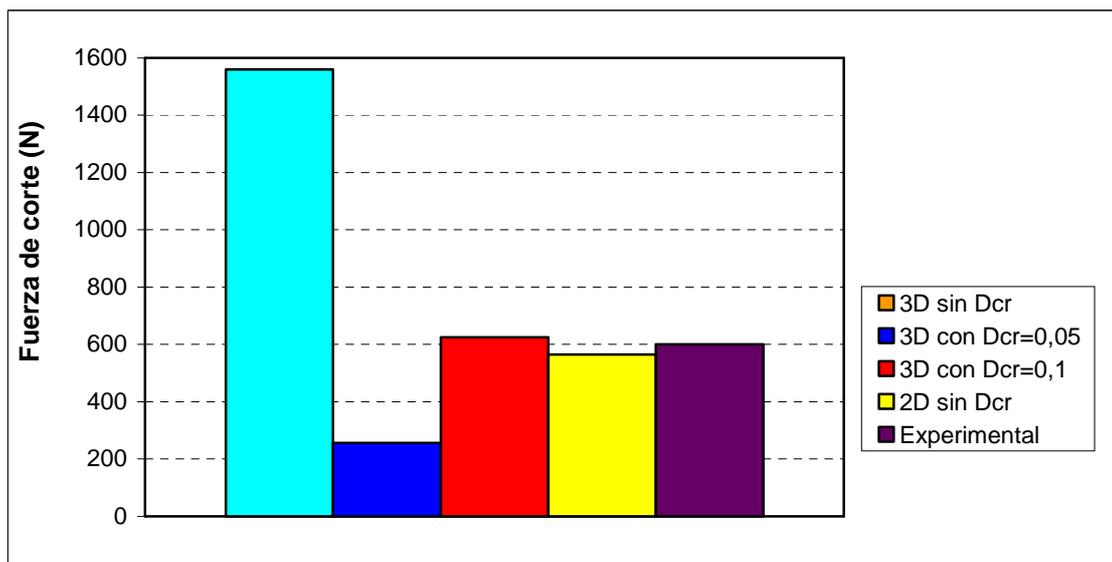


Figura 9.17 Comparación de fuerzas de corte obtenidas en las simulaciones bidimensionales, tridimensionales y experimentales con condiciones de corte $p=2\text{mm}$, $f=0,3\text{mm/rev}$, $V_c=100\text{m/min}$, $m=0,4$ y $\gamma=-5^\circ$

Las tendencias se mantienen en las Figuras 9.17 y 9.18 donde se comparan los resultado al aumentar la velocidad de corte a 100 m/min y 150 m/min respectivamente.

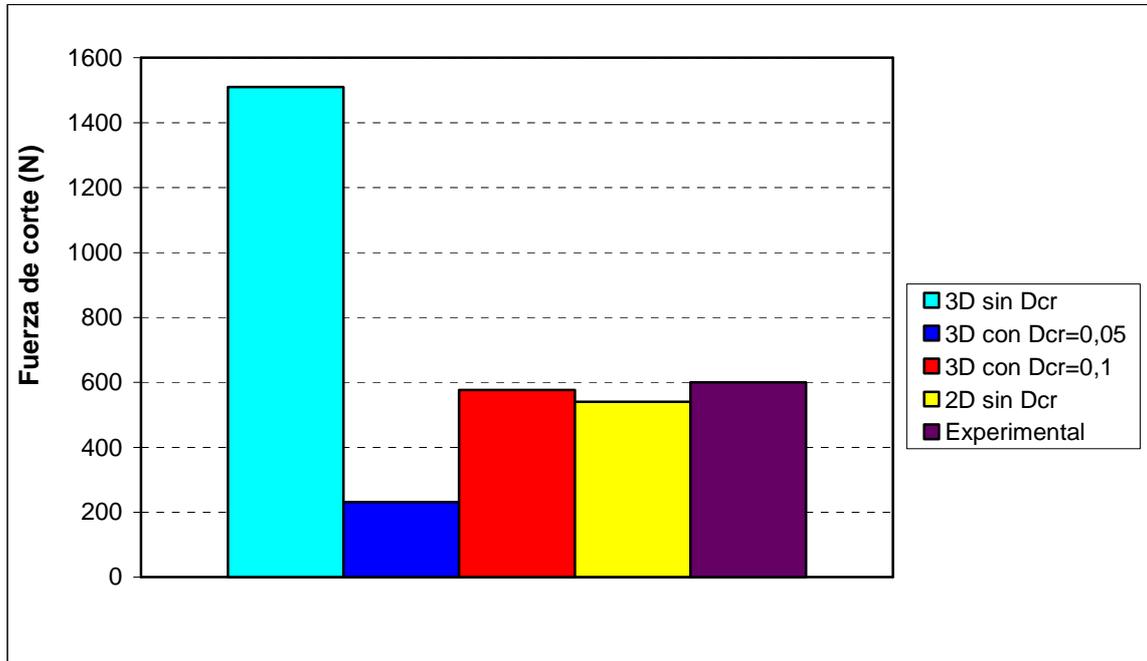


Figura 9.18 Comparación de fuerzas de corte obtenidas en las simulaciones bidimensionales, tridimensionales y experimentales con condiciones de corte $p=2\text{mm}$, $f=0,3\text{mm/rev}$, $V_c=150\text{m/min}$, $m=0,4$ y $\gamma=-5^\circ$

A continuación en la Figura 9.19, se presentan los datos comparativos de las simulaciones bidimensionales y tridimensionales entre si, llevando a cabo variaciones en velocidades de avance y de corte.

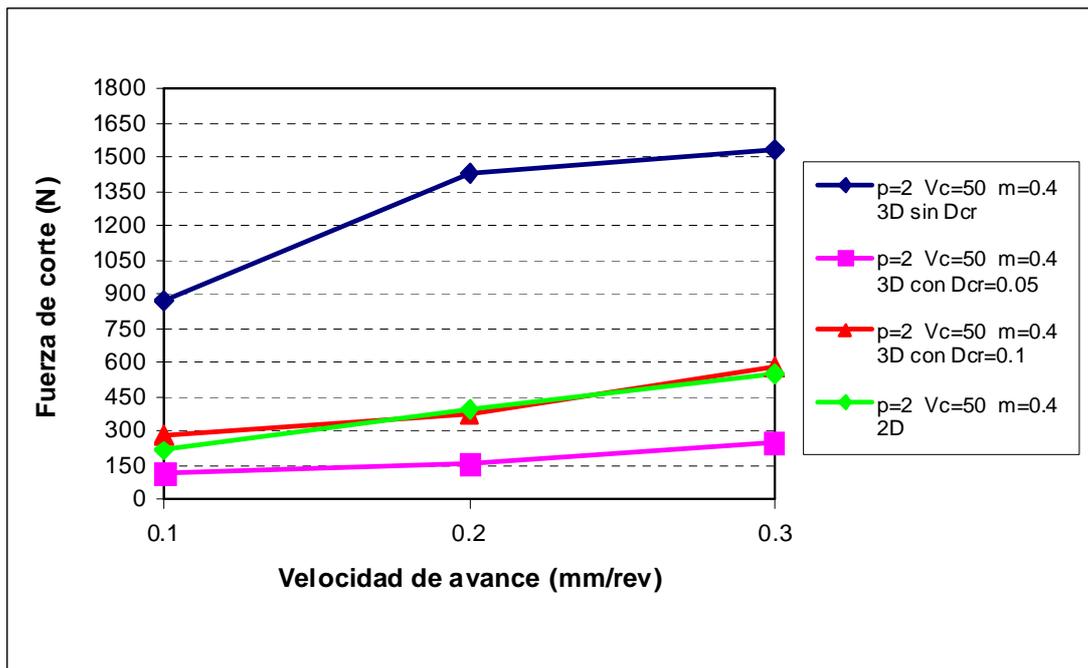


Figura 9.19 Comparativa entre las fuerzas de corte obtenidas en simulaciones tridimensionales con diferentes Dcr y bidimensional al modificar la velocidad de avance

Se puede ver que la simulación con parámetro Dcr de valor 0,1 es la que más se acerca a la simulación bidimensional. En cuanto a las tendencias, se puede ver en todas la tendencia a crecimiento de fuerza de corte con el incremento de velocidad de avance.

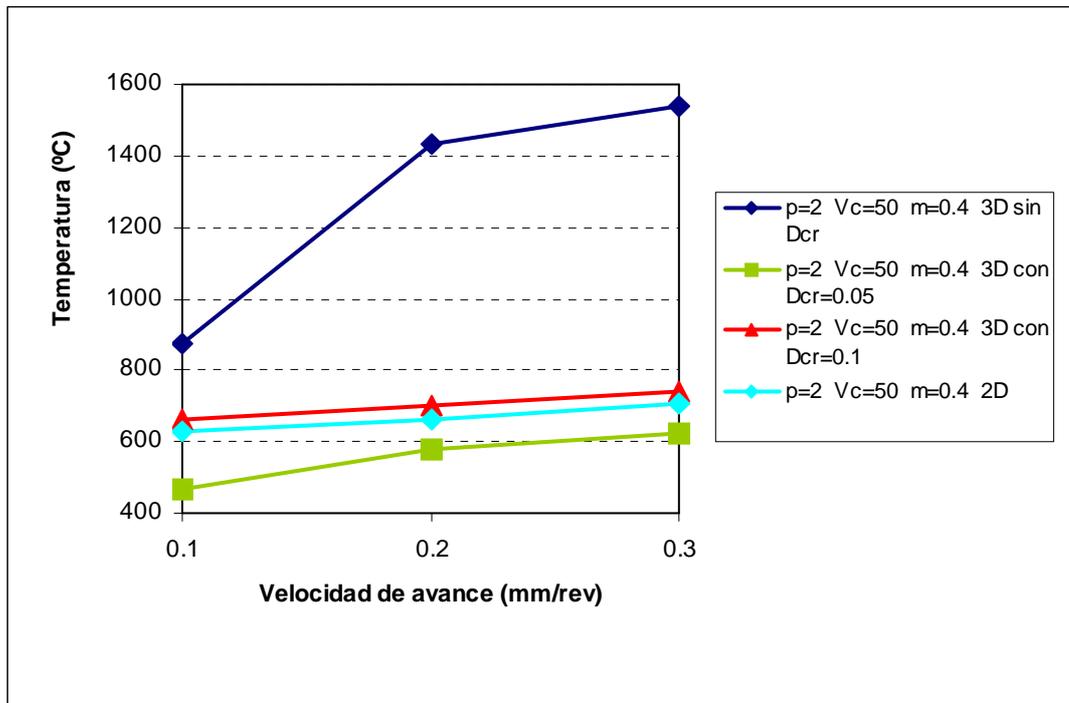


Figura 9.20 Comparativa entre las temperaturas obtenidas en simulaciones tridimensionales con diferentes Dcr y bidimensional al modificar la velocidad de avance

En la Figura 9.20, se presentan los resultados de temperaturas para las mismas simulaciones en las que las tendencias son similares a las que ocurrían en el caso de las fuerzas de corte. Se puede observar que las temperaturas obtenidas en las simulaciones bidimensional y tridimensional con Dcr de valor 0,1 son muy parecidas, quedando por debajo la tridimensional con Dcr 0,05 y muy por encima la tridimensional sin implementación de valor alguno para Dcr .

En las Figuras 9.21 y 9.22, se muestran resultados correspondientes a las fuerzas de corte y a las temperaturas obtenidas mediante variaciones en la velocidad de corte para simulaciones tridimensionales y bidimensionales.

Se puede comprobar que las tendencias son coherentes con las tendencias experimentales y también se observa que, de nuevo, es la simulación con un Dcr de valor 0,1 la que ofrece resultados más parecidos a la simulación bidimensional sin implantar Dcr . También se observa que la simulación tridimensional sin introducción del valor crítico (Dcr) proporciona resultados muy alejados del resto de las simulaciones y muy alejados también de la coherencia experimental.

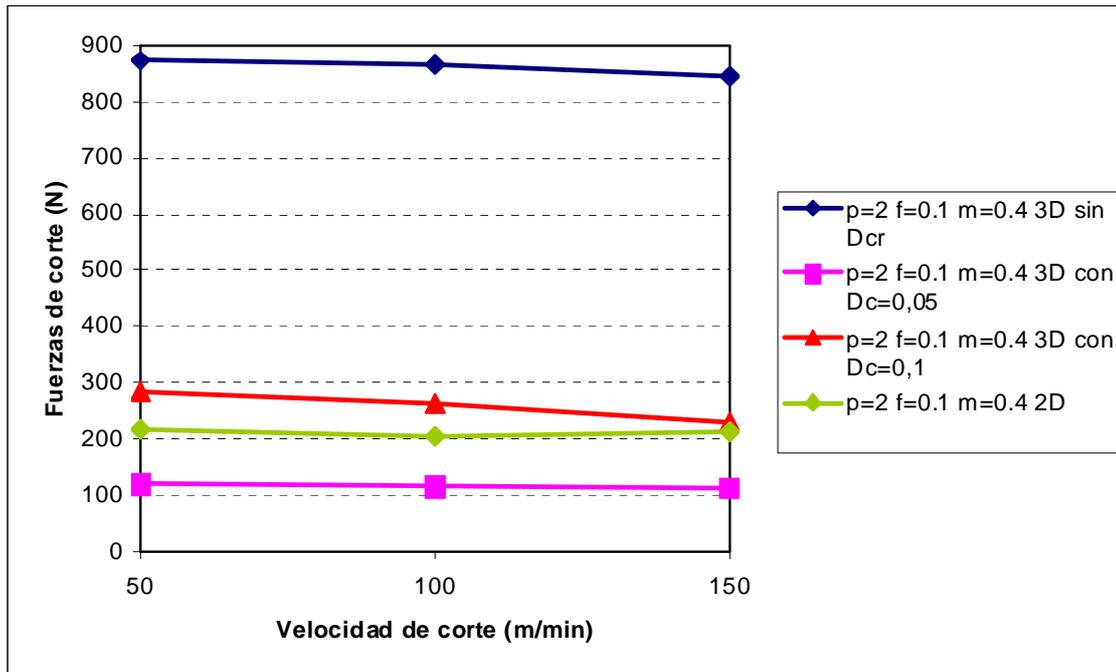


Figura 9.21 Comparativa entre las fuerzas de corte obtenidas en simulaciones tridimensionales con diferentes D_{cr} y bidimensional al modificar la velocidad de corte

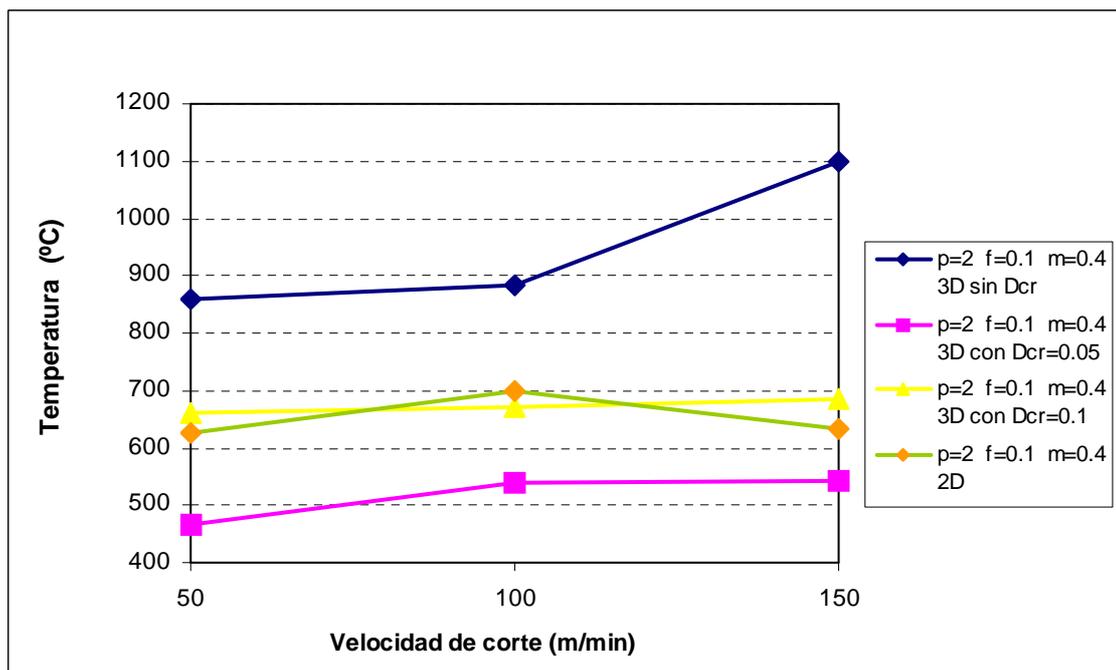


Figura 9.22 Comparativa entre las temperaturas obtenidas en simulaciones tridimensionales con diferentes D_{cr} y bidimensional al modificar la velocidad de corte

Por último en las Figuras 9.23 y 9.24, se presentan dos gráficas globalizadoras. En ellas se muestran los resultados de fuerzas de corte y temperaturas de las simulaciones bidimensionales y tridimensionales con factor D_{cr} de valor 0,1 realizando cambios en el coeficiente de fricción. Se puede apreciar también la concordancia entre tendencias y la similitud de valores obtenidos entre ellas, que tal y como se puede ver en las Figuras es ligeramente peor para rozamientos más altos.

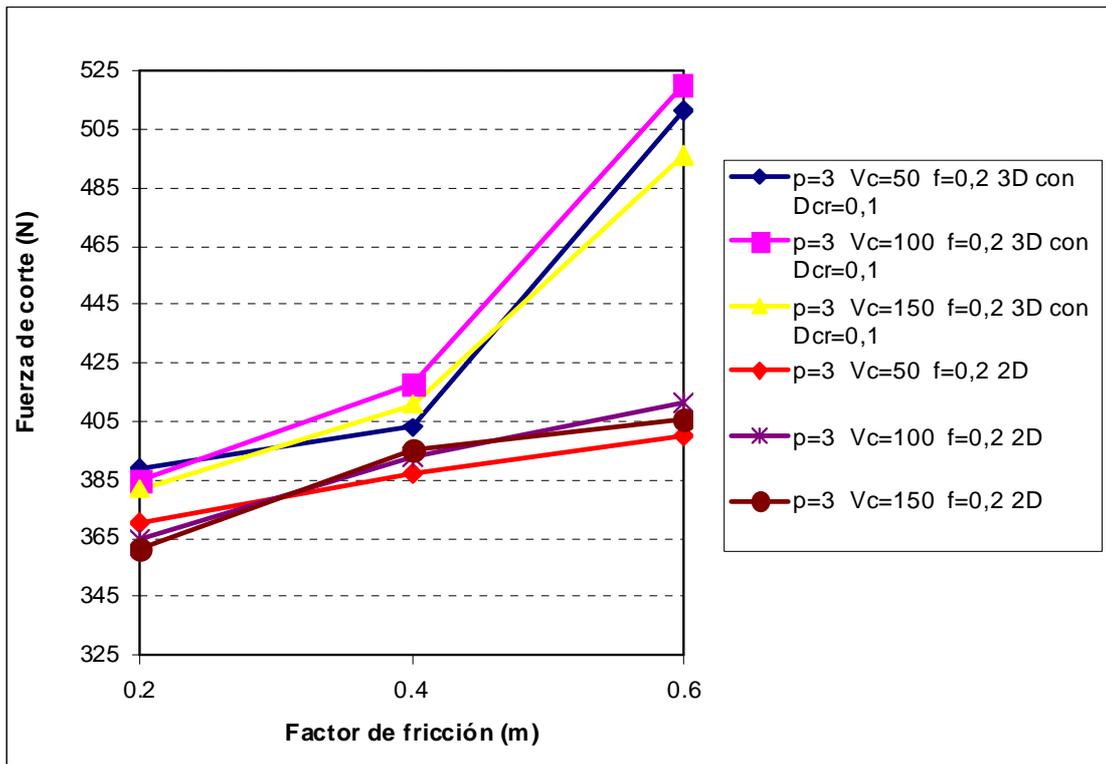


Figura 9.23 Comparativa entre las fuerzas de corte obtenidas en simulaciones tridimensionales con $D_{cr}=0,1$ y bidimensional al modificar el factor de fricción

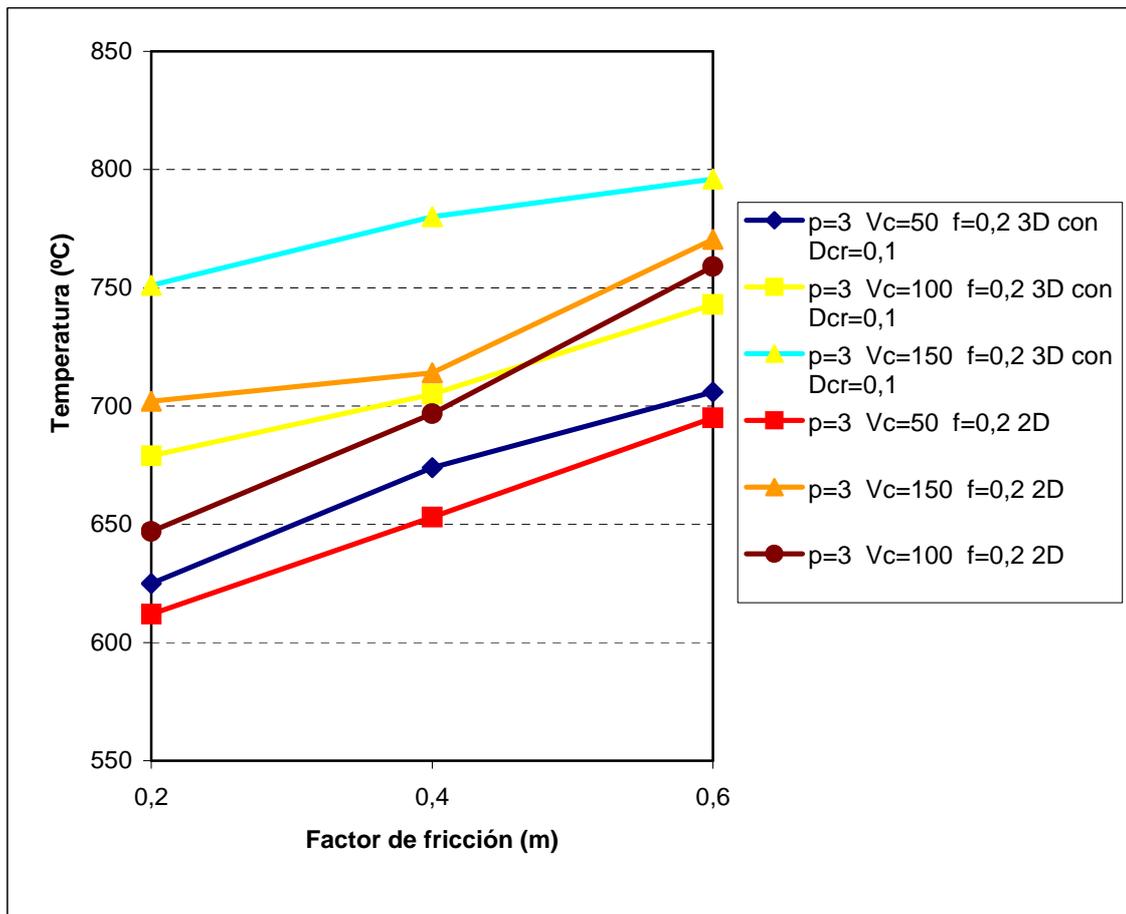


Figura 9.24 Comparativa entre las temperaturas obtenidas en simulaciones tridimensionales con $D_{cr}=0,1$ y bidimensional al modificar el factor de fricción

9.4 CONSIDERACIONES

En este capítulo se ha presentado un resumen de los resultados más importantes obtenidos en las simulaciones tanto bidimensionales como tridimensionales y se han comparado dichos resultados entre sí y con datos experimentales extraídos de la literatura.

Se han resumido resultados para las fuerzas de corte y para la temperatura del proceso abarcando diversas posibilidades en las modificaciones de las variables influyentes en el mismo, como son la velocidad de corte, la velocidad de avance, el rozamiento y la profundidad de pasada, que en las simulaciones tridimensionales tienen una importancia vital en el resultado de la simulación.

Este resumen ha sido necesario por la gran cantidad de resultados extraídos de las simulaciones y su objetivo clarificador ha quedado patente, dando paso a continuación a las conclusiones de esta Tesis.

CAPÍTULO 10
CONCLUSIONES

10.1 CONCLUSIONES GENERALES	272
10.2 CONCLUSIONES PARTICULARES	273
10.3 DESARROLLOS FUTUROS	278

10.1 CONCLUSIONES GENERALES

En este apartado se recogen las principales conclusiones a las que se ha llegado tras el desarrollo de esta Tesis Doctoral, haciendo especial mención de aquellos aspectos que han supuesto las aportaciones más importantes de este trabajo.

Se han desarrollado procedimientos para el análisis de procesos de corte mediante el Método de Elementos Finitos atendiendo a dos vertientes fundamentales: el análisis bidimensional y el análisis tridimensional del proceso. Para ello se han utilizado dos aleaciones de creciente utilización en el campo aeroespacial: la aleación de aluminio UNS 9A2020 y la aleación de titanio Ti6Al4V.

Se han desarrollado y analizado más de 300 simulaciones con el objetivo de analizar numerosos casos de estudio, llevando a cabo un barrido por las condiciones habitualmente utilizadas en la práctica y se han contrastado los resultados mediante datos experimentales publicados en la literatura.

Se ha llevado a cabo un amplio estudio de la bibliografía relacionada con el proceso de corte desde un punto de vista analítico así como de las simplificaciones habituales para la modelización del proceso mediante el Método de Elementos Finitos. Se han valorado los factores más influyentes en el proceso y los resultados obtenidos al realizar variaciones sobre dichos parámetros.

Se ha atendido a la morfología particular de la viruta para ambos materiales estudiados, realizando variaciones en los modelos para conseguir la morfología de viruta segmentada común en el proceso real de mecanizado de dichas aleaciones.

A su vez se ha seleccionado un software apropiado para la realización y estudio del proceso atendiendo a las premisas marcadas por el mismo. Para ello se ha llevado a cabo un completo estudio de los principales artículos publicados sobre la simulación del proceso de corte, valorando los códigos de elementos finitos utilizados por los diferentes investigadores y los principales avances en el campo de la simulación de los procesos de mecanizado.

Una vez definidos los modelos se ha explicado de forma minuciosa y didáctica la descripción de la realización de los modelos mediante el software DEFORM, describiendo los pasos más importantes para la realización práctica de los modelos así como las diferencias entre los modelos 2D y 3D.

Finalmente se han analizado los casos simulados y se han realizado estudios comparativos sobre la influencia de las variaciones en los principales parámetros sobre las fuerzas, las temperaturas y la morfología de las virutas obtenidas.

10.2 CONCLUSIONES PARTICULARES

Los estudios realizados han llevado a las siguientes conclusiones:

- Existe una gran variedad de códigos de elementos finitos en el mercado capaces de realizar la simulación del proceso de corte. Es labor del investigador decidirse por uno o por otro en función de las necesidades del proceso a simular.

Cierto es que la simulación mediante elementos finitos de los procesos de corte, desde su introducción tecnológica permitida por el avance en el desarrollo de los ordenadores, ha abierto nuevos caminos en el estudio de dichos procesos. En la literatura técnica internacional existe un gran número de publicaciones al respecto y es cierto que existen muchos aspectos que todavía no están suficientemente explicados debido a la complejidad del proceso de corte y en concreto a su simulación. Sin embargo se ha podido comprobar que las mejoras en el software de simulación han permitido una mejora en las predicciones obtenidas.

Sin embargo, una de las limitaciones observadas durante la realización de esta Tesis es que actualmente los códigos de elementos finitos existentes en el mercado tienen capacidad para simular un periodo muy corto de tiempo (del orden de milisegundos). Esto es evidentemente un problema porque, aunque el proceso de simulación alcance el régimen permanente en ese tiempo de simulación en el proceso real no es posible alcanzar dicho régimen en ese pequeño periodo de tiempo. Este efecto es más palpable en las simulaciones tridimensionales que en las bidimensionales dadas las simplificaciones geométricas que se llevan a cabo en la

realización de estas últimas, incluida la eliminación de uno de los planos dimensionales.

También es destacable la valoración de la existencia de asistentes en el software de elementos finitos que permiten simplificar el pre-procesado del modelo. La diferencia entre la configuración de un modelo con un software como DEFORM que incluye un asistente para la generación del modelo frente a otro como MSC MARC que no incluye dicho asistente es notoria, puesto que la complejidad del modelo a simular es muy alta.

- Los factores que se pueden considerar más influyentes en la predicción cualitativa (morfología de la viruta) así como en la predicción cuantitativa (fuerzas y temperaturas) son los siguientes:
 - La ecuación constitutiva del material implementada en la simulación.
 - Los parámetros seleccionados para la ecuación constitutiva.
 - La implementación de una ecuación que valore el factor de daño.
 - El valor seleccionado para el factor crítico de daño.
 - El factor de fricción

Se ha observado a partir de los resultados obtenidos con un software de uso muy frecuente (posiblemente el de uso más difundido para el estudio de los procesos de mecanizado) que las simulaciones bidimensionales y las tridimensionales no producen exactamente los mismos resultados a pesar de la implementación de los mismos parámetros. Este efecto es debido al hecho de incluir el modelo 3D una dimensión adicional, factor que repercute en la necesidad de algoritmos de remallado mucho más complejos que en el caso bidimensional. Esto provoca distorsiones que llevan a la obtención de resultados en las simulaciones tridimensionales alejados de los obtenidos en las simulaciones bidimensionales.

Se ha demostrado las diferencias existentes en los resultados mediante la implementación de varias ecuaciones constitutivas para el caso del Ti6Al4V y la importancia en la elección de los parámetros de las mismas. Se han obtenido de esta forma virutas de diferente morfología utilizando diferentes ecuaciones. Todos los coeficientes de la ley de Johnson-Cook, excepto “n”, tienen una gran influencia sobre prácticamente todas las variables de salida: la temperatura máxima, la fuerza de corte (F_c), la morfología de la de viruta, etc.

A la vez que dichos coeficientes incrementan sus valores, la tensión de fluencia del material se incrementa también y en consecuencia también lo hacen las variables termomecánicas como las fuerzas de corte, el espesor de viruta y la temperatura máxima. En general esta evolución es lógica ya que una mayor tensión de fluencia requiere de mayores fuerzas y energías para generar la viruta, lo que da lugar a mayores temperaturas.

También se ha demostrado para las simulaciones de ambos materiales la importancia de la utilización en las simulaciones de la ecuación Cockcroft-Latham, para evaluar el efecto de fractura dúctil producido en el material. Mediante la implementación de diferentes valores para el coeficiente crítico de dicha ecuación, se ha observado la evolución en la morfología de la viruta producida por las variaciones en dichos coeficientes, así como las variaciones en las fuerzas y temperaturas resultantes de las simulaciones. Este factor denominado D_{cr} resulta ser también uno de los factores más influyentes en los resultados tanto cualitativos (morfología de la viruta) como cuantitativos (valores de fuerzas y temperaturas) y es, en consecuencia, el factor a controlar si se desea acercar el modelo a los resultados experimentales.

En lo que respecta al factor de fricción es evidente que su valor es muy importante en las predicciones de fuerzas y temperaturas obtenidas en los procesos. En este sentido se han realizado modelos con variaciones del factor de fricción que van desde la simulación de un proceso de mecanizado en seco hasta uno totalmente lubricado. La observación de los resultados y su comparación con los experimentales también ha resultado congruente. Una de las metodologías de trabajo seguidas, cuando se parte de unos resultados experimentales y se busca el modelo de elementos finitos que explique dichos resultados es, precisamente,

encontrar el modelo de fricción y el factor de fricción a implementar que realmente produzca un ajuste mejor a los resultados experimentales.

No hay que pasar por alto la influencia de otros factores como por ejemplo la densidad de mallado implementada o la elección en la definición de los cuerpos interactivos como rígidos, elásticos, plásticos, etc. Estos factores influyen notablemente en las simulaciones, sin embargo son datos netamente de partida. Son una elección inicial que una vez tomada se mantiene a lo largo del proceso.

Todo esto lleva sin duda a que la precisión en los resultados obtenidos está condicionada a la precisión de los parámetros de entrada, que en la mayoría de las ocasiones dependen de procesos de experimentación ajenos al proceso de corte.

- Los modelos generados han sido comparados con resultados experimentales extraídos de la literatura y se ha observado que existe buena congruencia con los mismos tanto en los resultados particulares como en las tendencias observadas. La evaluación global de los resultados obtenidos corrobora que los modelos desarrollados bidimensionales y tridimensionales son perfectamente válidos para el análisis y simulación del proceso de corte ortogonal. Su congruencia en los resultados tanto cualitativa como cuantitativa respecto a los resultados experimentales los convierte en buenas herramientas de análisis.
- A la vista de los resultados obtenidos se observa que existen discrepancias entre los resultados obtenidos en las simulaciones bidimensionales y las tridimensionales. En concreto, en ausencia de factor crítico de daño se ha comprobado que los resultados son muy dispares, aumentando las diferencias en los resultados obtenidos cuando las condiciones del proceso de corte se hacen más extremas aumentando la velocidad de avance o la profundidad de pasada.

Esta diferencia en los resultados se ve subsanada con la introducción del factor crítico de daño adecuado en las simulaciones tridimensionales que acercan el valor de la simulación tridimensional al valor de la simulación 2D y al valor experimental. Esto se puede ver en la Figura 10.1, en la que se representa la fuerza de corte obtenida en la simulación con una misma configuración de parámetros de proceso de corte y contrastada con los datos experimentales.

Se puede comprobar que la fuerza obtenida en la simulación 3D sin implementar un coeficiente crítico de daño es extremadamente alta y que al implementar D_{cr} esta fuerza decrece y se asemeja al valor de la simulación bidimensional y al obtenido experimentalmente.

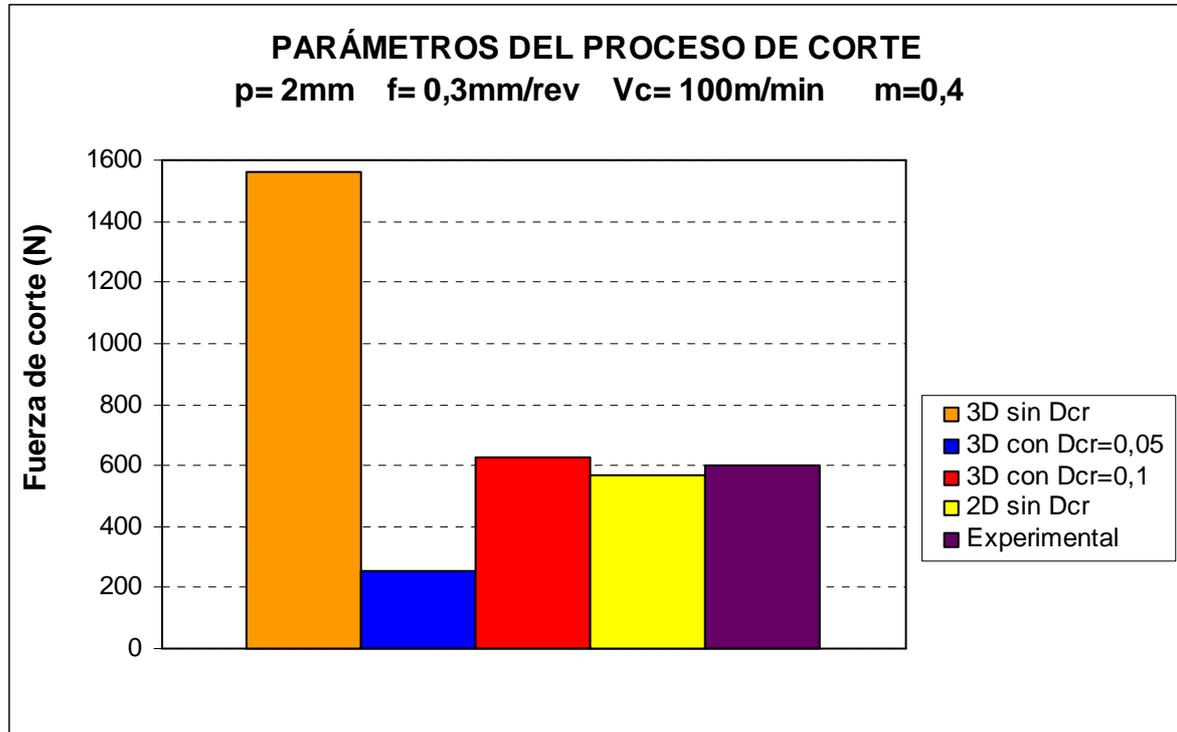


Figura 10.1 Comparativa de fuerzas de corte

Esta discrepancia de resultados, cuando los parámetros implementados son idénticos, se puede atribuir al cálculo computacional. En concreto al incremento en la complejidad del cálculo matricial en la resolución mediante elementos finitos debido al paso de dos dimensiones a tres, que conlleva dos posibles alternativas a los fabricantes de software. Una de ellas sería realizar simplificaciones geométricas en los modelos 3D que redujeran el proceso de cálculo, llevando a esto a un error en las predicciones. Otra opción sería mantener la complejidad del proceso de cálculo para lo que sería necesario ordenadores mucho más potentes que los convencionales para que se llevara a cabo el cálculo con fiabilidad.

10.3 DESARROLLOS FUTUROS

El trabajo de investigación desarrollado en la Tesis Doctoral aquí presentada abre distintos caminos para futuros desarrollos. Entre los desarrollos futuros ligados a esta investigación estaría la evaluación del comportamiento de la plaquita a partir de los modelos de elementos finitos ya desarrollados mediante un análisis elástico. También existe la posibilidad de realizar nuevos análisis considerando la plaquita como elástico-plástica y de realizar el análisis global atendiendo a este cambio.

Un complemento para este estudio sería aumentar el campo de trabajo llegando hasta los límites del mecanizado de alta velocidad, trabajar con un espectro de velocidades de avance mayor, etc.

La necesidad de nuevos materiales para la industria aeroespacial, biomédica y similares hace necesario el desarrollo de nuevos materiales y con ello el de los procesos de mecanizado de dichos materiales novedosos. Es en este sentido en el que realmente se precisa un avance más notable, desarrollando nuevas y más precisas ecuaciones constitutivas para los materiales, diseñando nuevas geometrías para plaquitas y evaluando su comportamiento, así como llevando a cabo mejoras en los materiales que conforman dichas plaquitas. Este avance tecnológico va acompañado indefectiblemente del desarrollo de modelos virtuales capaces de predecir el comportamiento de los prototipos antes incluso de llegar a fabricarlos en serie, lo que supondría un importante ahorro económico.

En este sentido se ha comenzado ya a realizar un diseño de plaquita tridimensional que permita el análisis de procesos de corte con ángulos de desprendimiento positivos. Esta posibilidad no está disponible en la biblioteca de objetos incluida por defecto en el software DEFORM por la particularidad de las geometrías diseñadas que incluye.

En la Figura 10.2 se puede ver el modelo de simulación generado y en la Figura 10.3 se presenta la correspondiente simulación del proceso.

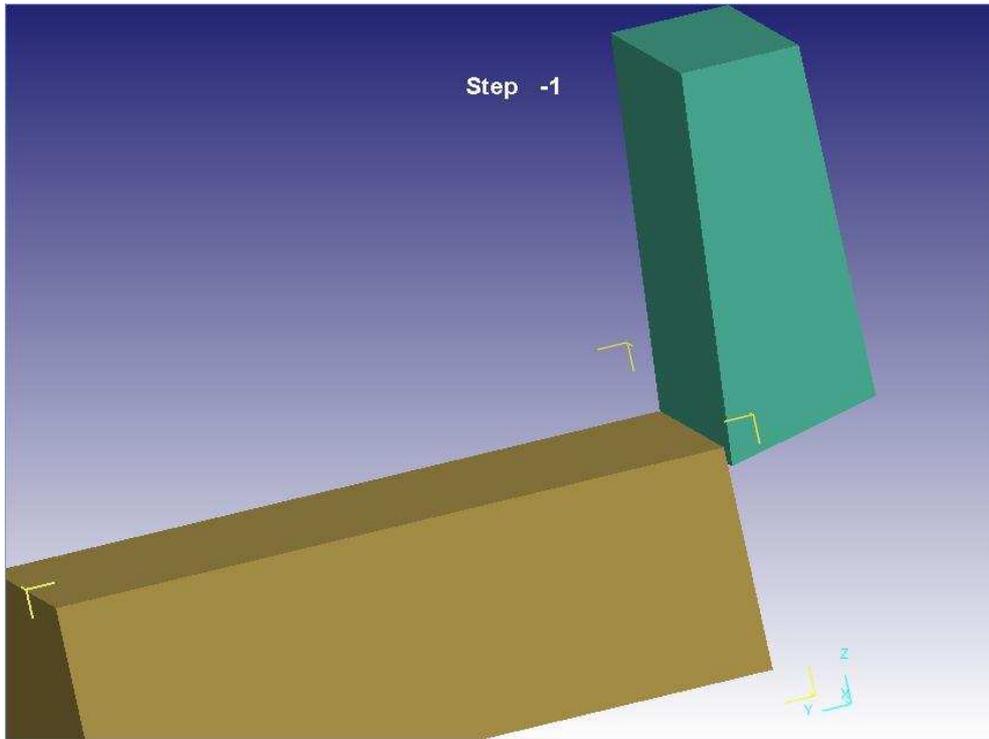


Figura 10.2 Simulación de un proceso de corte tridimensional con $\gamma = +5^\circ$

Inicialmente se ha pretendido simular un proceso genérico de corte sin utilizar el asistente incluido en DEFORM.

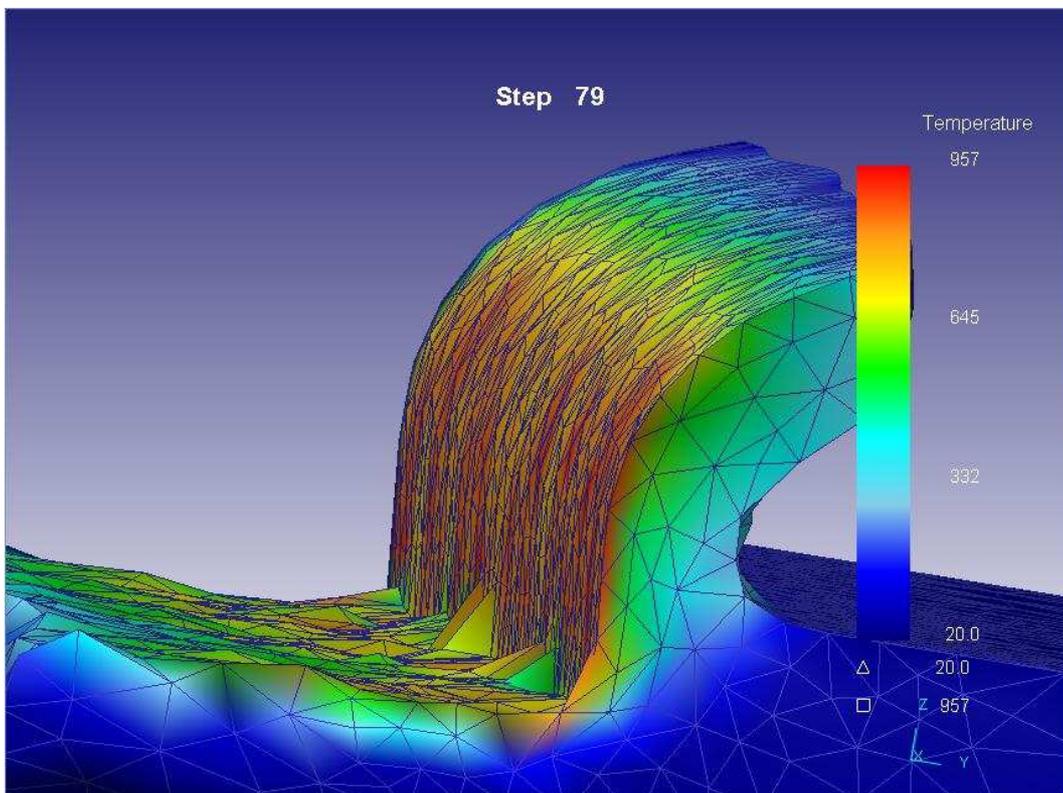


Figura 10.3 Resultado obtenido de la simulación de un proceso de corte tridimensional con $\gamma = +5^\circ$

Los resultados son claramente mejorables puesto que es un proyecto inicial, pero auguran buenos resultados para el futuro.

Otra vía de investigación abierta es la generación de familias de plaquitas mediante una herramienta CAD compatible con DEFORM, en este caso el software CAD seleccionado es el SOLID EDGE. El objetivo sería calcular los efectos de la geometría de las diferentes plaquitas en los resultados de las simulaciones. En este sentido, hay muchas perspectivas dado que partiendo de una plaquita inicial se pueden generar variaciones en la geometría de la misma, introducir diversas capas de recubrimiento de diferentes tipos de material, cambiar el material base, etc.

En la Figura 10.4 se puede ver una plaquita generada mediante el software CAD que guardada en un formato STL puede ser exportada al DEFORM 3D para posteriormente en dicho software ser mallada, llevar a cabo la introducción de materiales y las condiciones de contorno, etc.

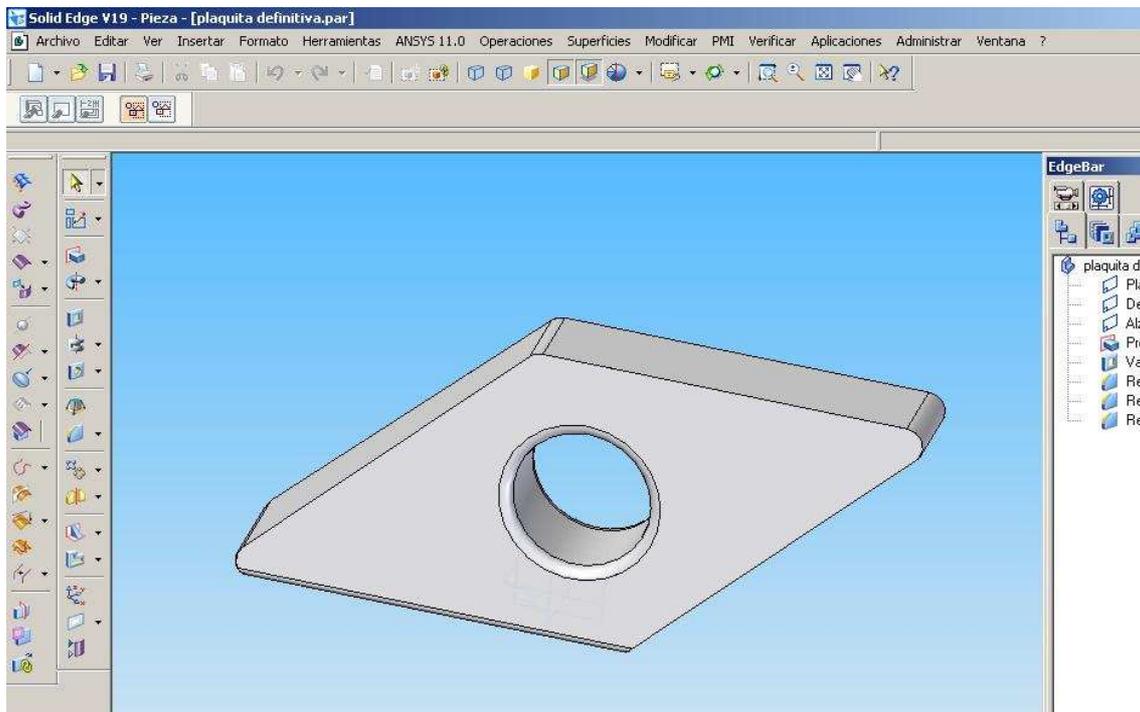


Figura 10.3 Plaquita modelizada con Solid Edge

La última vía de trabajo futuro, también comenzada ya por el autor de esta Tesis, es la simulación del proceso de taladrado. El proceso de trabajo se ha iniciado partiendo de la modelización CAD de una broca de taladro básica como la que se puede ver en la Figura 10.4.

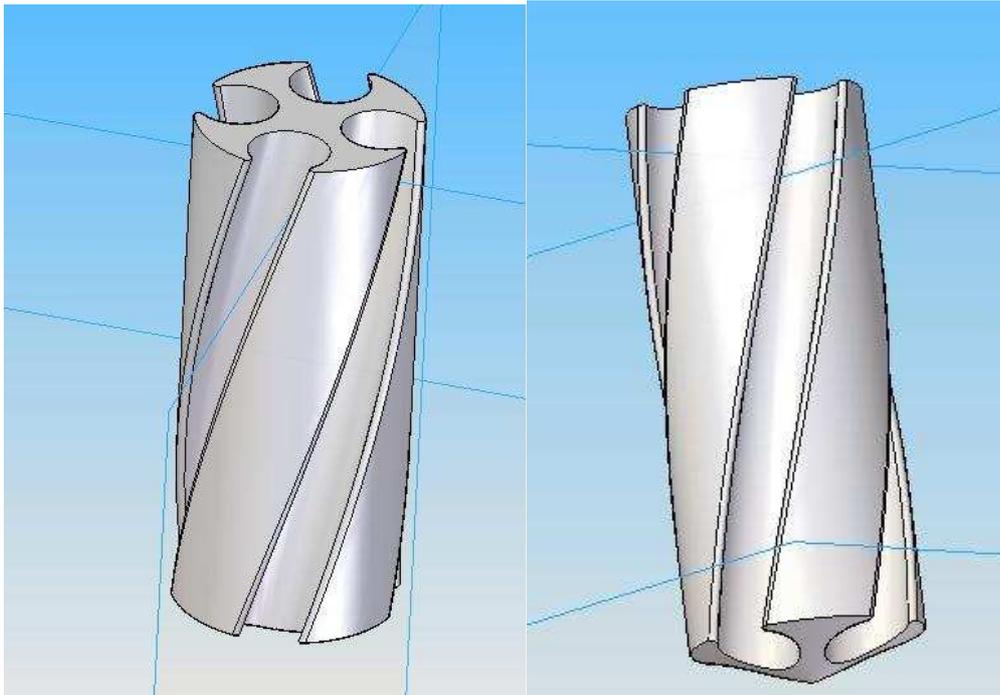


Figura 10.4 Broca modelizada con Solid Edge

A continuación en la Figura 10.5 se ha modelizado la pieza en la que se va a llevar a cabo el proceso de taladrado.

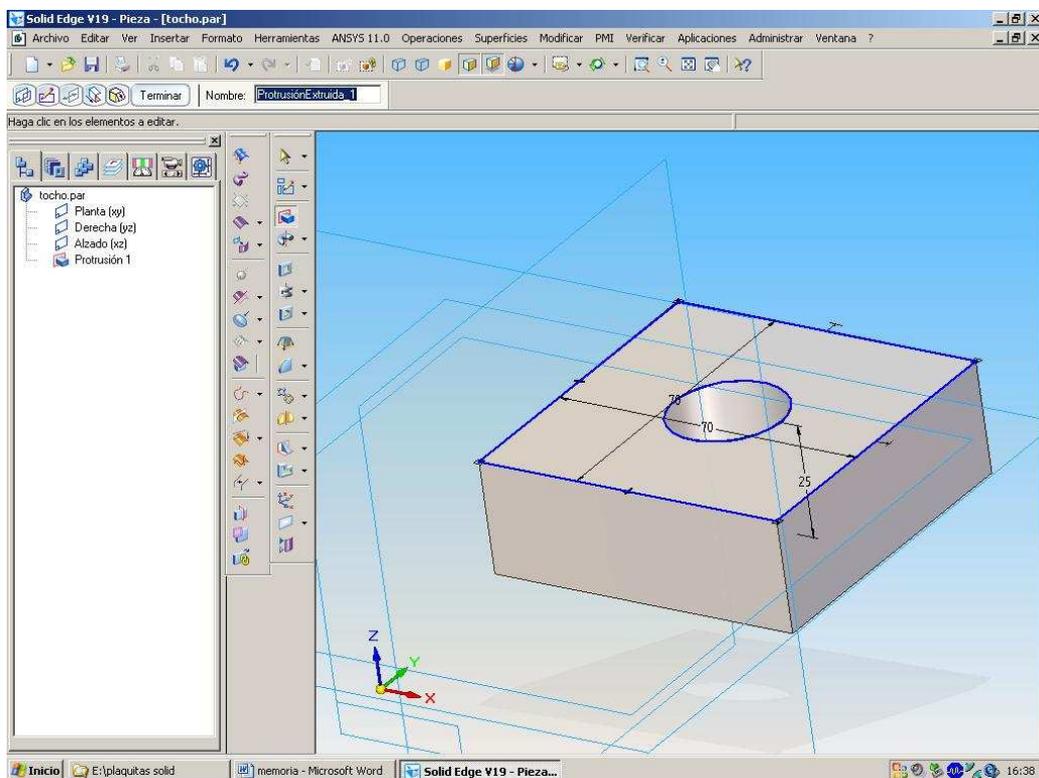


Figura 10.5 Pieza modelizada con Solid Edge

Finalmente se exportarían todos los componentes al DEFORM 3D para su mallado e introducción de propiedades, de condiciones de contorno y el resto de pasos necesarios

para la simulación por elementos finitos. Finalmente se lleva a cabo la simulación. El representado en la Figura 10.6 es uno de los modelos realizados con éxito y que en estos momentos está en proceso de mejora.

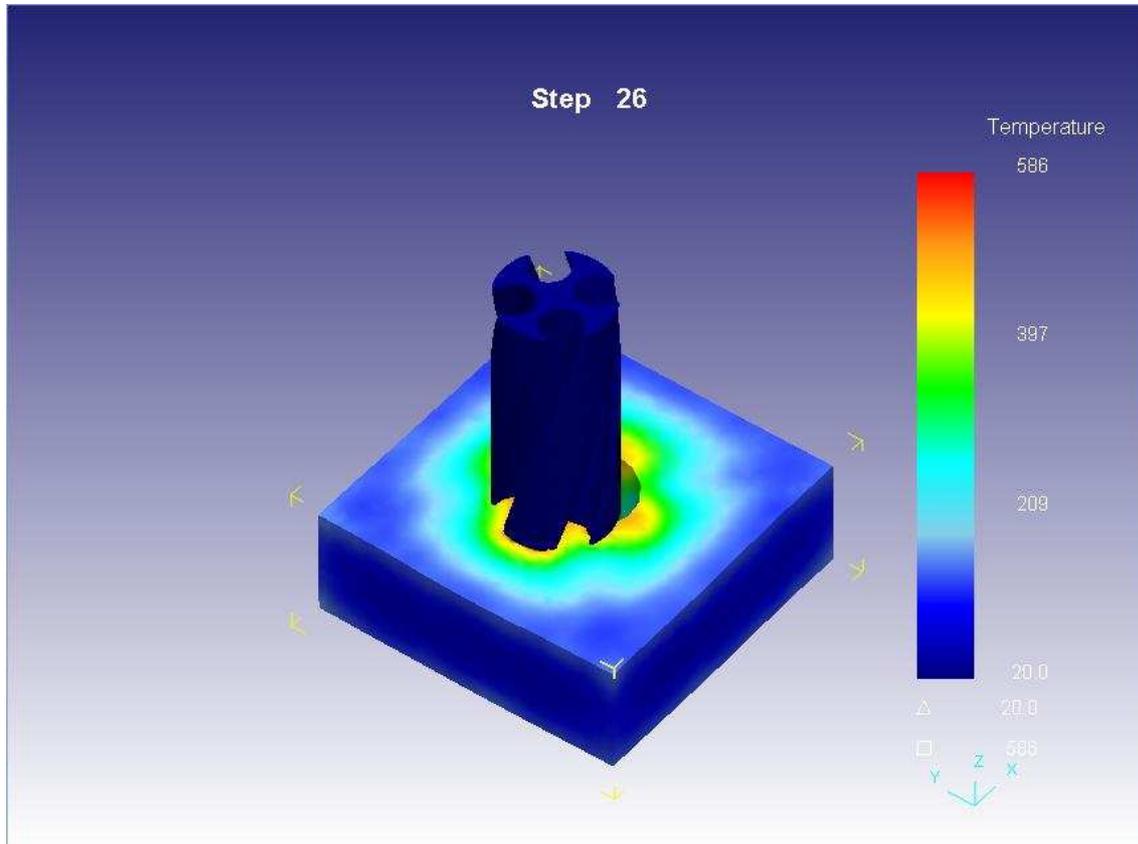


Figura 10.6 Simulación del proceso de taladrado

CAPITULO 11
REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Adams, V.; Askenazi, A. 1999 “Building Better Products with Finite Element Analysis” OnWord Press, 2530 Camino Entrada, Santa Fe, NM 87505-4835, USA

Adibi, A.; Maziri, M.; Pednekar, V.; Madhavan, V. 2005 “Investigation of the effect of using different material models on finite element simulations of machining” International Workshop Modelling of Machining Operations, August 2005. Antalya, Turkey

Al-Zkeri, I. 2007 “Finite element modeling of hard turning” Tesis Doctoral. Ohio State University

ALU-STOK Catálogo. Capítulo 11.

Disponible en www.alu-stock.es/catalogo

Arrazola, P.; Ugarte, D.; Montoya, J.; Villar, A.; Marya, S. 2005 “Finite element modeling of chip formation process with Abaqus/explicit 6.3” VIII International Conference on Computational Plasticity COMPLAS VIII , Barcelona, 2005

Arrazola, P.; Ugarte, D.; Urresti, I.; Soriano, J.; Llanos, I. 2007 “Modelo de elementos finitos del proceso de formación de viruta: Estudio de sensibilidad sobre los parámetros de entrada” Escuela Politécnica Superior de Mondragón Unibertsitatea, Departamento de Fabricación, Mondragón, España

Arrazola, P.; Garay, A.; Iriarte, L.; Armendia, M.; Marya, S; Le Maître, F. “Machinability of titanium alloys (Ti6Al4V and Ti555.3)” Journal of Materials Processing Technology. In press.

doi:10.1016/j.jmatprotec.2008.06.020

Asad, M; Girardin, F.; Mabrouki, T.; Rigal, J. 2008 “Dry cutting study of an aluminium alloy (A2024-T351): a numerical and experimental approach” International Journal of Material Forming. Vol. 1, (1), pp. 499-502

ASM Handbook of Machining. Vol. 16, 1995, ASM International

ASM Handbook of Materials. Vol. 2: Properties and Selection: Nonferrous Alloys and Special-Purpose Materials, 1990, ASM International

Astakhov, V. 2000 “Metal cutting mechanics” CRC Press LCC, Corporate Blvd., N.W., Boca Raton, Florida

Åström, P. 2004 “Simulation of manufacturing processes in product development” Luleå University of Technology Department of Applied Physics and Mechanical Engineering, Division of Computer Aided Design 2004:56 • ISSN: 1402 -1544 • ISRN: LTU - DT - 04.56 – SE 2004:56

Attanasio, A.; Ceretti, E.; Giardini, C.; Filice, L.; Umbrello, D. 2008 “Criterion to evaluate diffusive wear in 3D simulations when turning AISI 1045 steel” 11th ESAFORM (European Scientific Association for material FORMing), Lyon, 2008

Aurich, J.; Bil, H. 2006 “3D Finite element modelling of segmented chip formation” Annals of the CIRP. Vol. 56, (1), pp. 61-64

Backer, W.; Marshall, E.; Shaw, M. 1952 “The size effect in metal cutting” Transactions of American Society of Mechanical Engineers.

Bäker, M. 2002 “An investigation of the chip segmentation process using finite elements” Technische Mechanik, Vol. 23, (1), pp.1-9

Bäker, M. 2006 “Finite element simulation of high speed cutting forces” Journal of Materials Processing Technology. Vol.176, pp.117-126

Bil, H. 2003 “Simulation of orthogonal metal cutting by finite element analysis” Tesis Doctoral. The Middle East Technical University

Bil, H.; Kiliç, N.; Tekkaya, A. 2004 “A comparison of orthogonal cutting data from experiments with three different finite element models” International Journal of Machine Tools and Manufacture. Vol. 44, (9), pp. 933–944

Boothroyd, G. 2002 “Fundamentos del corte de metales y de las máquinas Herramientas” McGrawHill

Borouchaki, H.; Cherouat, A.; Laug, P.; Saanouni, K. 2002 “Adaptive remeshing for ductile fracture prediction in metal forming” *C. R. Mecanique*. Vol. 330, pp.709-716

Calamaz, M.; Coupard, D.; Girot, F. 2008 “A new material model for 2D numerical simulation of serrated chip formation when machining titanium alloy Ti6Al4V” *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. Vol. 48, pp. 275-288

Camacho López, A.; 2005 “Análisis por el método de los elementos finitos de procesos estacionarios de conformado por deformación plástica” Tesis Doctoral. UNED. Escuela Superior de Ingeniería Industrial, Departamento de Construcción y Fabricación

Ceretti, E.; Taupin, E.; Altan, T. 1997 “Simulation of metal flow and fracture applications in orthogonal cutting, blanking and cold extrusion” *Annals of the CIRP*. Vol. 46, (1), pp. 187-190

Ceretti, E.; Lazzaroni, C.; Menegardo, L.; Altan, T. 2000 “Turning simulations using a three-dimensional FEM code” *Journal of Material Processing Technology*. Vol. 98, pp. 99-103

Chao, B.; Trigger, K. 1953 “The significance of the thermal number in metal machining” *Transactions of ASME*. Vol. 75, pp. 109–120

Chen, J.; Li, J.; Sun, J.; Wang, Z.; Xu, Z. 2008 “The influence of material constitutive constants on numerical simulation of orthogonal cutting of titanium alloy Ti6Al4V” *Key Engineering Materials*. Vol. 375-376, pp 182-186

Childs, T.; Maekawa, K.; Obikawa, T.; Yamane, Y. 2000 “Metal machining: theory and applications” Elsevier. Amsterdam

Cockcroft, M.; Latham, D. 1968 “Ductility and the workability of metals”, *Journal of the Institute of Metals*. Vol. 96, pp. 33-39

Colding, B. 1960 “A yield criterion applied to the shear angle relationship” *Microtecnic* 14

Coromant Sandvick. 1994 “Mecanizado moderno: Manual práctico” Departamento de publicaciones técnicas. Coromant Sandvik

Coromant Sandvick. 2003 “Modern metal Cutting” Departamento de publicaciones técnicas. Coromant Sandvik

Coromant Sandvik. 2008 “Catálogo comercial”
(<http://www.coromant.sandvik.com>)

Dan, L.; Mathew, J. 1990 “Tool wear and failure monitoring techniques for turning: a review” International Journal of Machine Tools and Manufacture. Vol. 30, pp. 579 -598

Dawson T.; Kurfess, T. 2008 “Machining hardened steel with ceramic-coated and uncoated CBN cutting tools” The George W. Woodruff School of Mechanical Engineering, Georgia Institute of Technology. Atlanta, Georgia

DEFORM 2D V8.1 user’s Guide, 2005

DEFORM 3D V5.0 user’s Guide, 2003

Devries, W. 1992 “Analysis of material removal processes” Springer-Verlag

Dewhurst, W., 1978 “On the non-uniqueness of the machining process” Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences, A. Vol. 360, pp. 587-610

El-Gallab, M; Sklad, M. 2000 “Machining of Al/SiC particulate metal matrix composites part III: comprehensive tool wear models” Journal of Materials Processing Technology. Vol. 101, (1-3), pp. 10-20

El-Magd, E.; Treppmann, C. 2001 “Dehnratenabhängige Beschreibung der Fließkurven für erhöhte Temperaturen“ Z. Metallkunde, 92

Filice, L; Micari, F.; Rizzuti, S.; Umbrello, D. 2006 “A critical analysis on the friction modelling in orthogonal machining” International Journal of Machine Tools and Manufacture. Vol. 47, (3-4), pp. 709-714

Fleischer, J.; Schmidt, J.; Xie, L.; Schmidt, C.; Biesinger, F. 2006 “2D tool wear estimation using finite element method” Institut für Produktionstechnik, Universität Karlsruhe (TH)

Galante, G.; Lombardo, A.; Passannanti, A. 1998 “Tool-life modelling as a stochastic process” *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. Vol. 38, (10-11), pp.1361-1369

Gil, F.; Bádenas, C.; Manero, J.; Rodríguez, D.; Doménech, A.; Arandés, P.; Planell, J. 2001 “Aleaciones ligeras” Ediciones UPC

Ginjaume, A.; Torre, F. 2005 “Ejecución de procesos de mecanizado, conformado y montaje” Cengage Learning Editores

Groover, M. 1997 “Fundamentos de manufactura moderna, materiales, procesos y sistemas” Editorial Prentice Hall

Guo, Y.; Yen, D. 2004 “A FEM study on mechanisms of discontinuous chip formation in hard machining” *Journal of Materials Processing Technology*. Vol. 155–156, pp. 1350-1356

Hahn, R. 1951 “On the temperature developed at the shear plane in the metal cutting process” *Proceedings of First US National Congress of Applied Mechanics*, pp. 661–666.

Hamouda, A. 2002 “Effect of energy losses during an impact event on the dynamic flow stress”, *Journal of Materials Processing Technology*. Vol. 124, (1-2), pp. 209-215.

Hill, R. 1954 “The mechanics of machining: a new approach” *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*. Vol. 3, (1), pp. 47-53

Huang, Y. 2002, “Predictive modeling of tool wear rate with applications to CBN Hard turning,” Tesis Doctoral, Georgia Institute of Technology, Georgia.

Iqbal, S.; Mativenga, P.; Shelikh, M. 2007 “Characterization of machining of AISI 1045 steel over a wide range of cutting speeds. Part 2: evaluation of flow stress models and interface friction” Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers. Part B. Journal of Engineering Manufacture. Vol. 221, (5), pp. 917-926

Johnson, G.; Cook, W. 1983 “A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures” 7th Symposium on Ballistics, The Hague. pp. 541-547

Joshi, S.; Melkote, S. 2004 “An explanation for the size-effect in machining based on strain gradient plasticity” Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME. Vol. 126, (4), pp. 679-684.

Kalpakjian, S.; Schmid, S. 2002 “Manufactura, ingeniería y tecnología” Pearson Educación. ISBN: 970-26-0137-1 Versión en español de la obra “Manufacturing Engineering and Technology, Fourth Edition”

Karpat, Y.; Özel, T. 2008 "Process simulations for 3D turning using uniform and variable microgeometry PCBN tools" International Journal of Machining and Machinability of Materials. Vol 3, (3), pp. 250-262

Klocke, F.; Raedt, H.; Hoppe, S. 2001 “2D-FEM simulation of the orthogonal high speed cutting process” Machining Science and Technology. Vol. 5, (3), pp. 323-340

Klocke, F.; Hoppe, S.; Frank, P. 2004 “FE modelling of the cutting process: experimental evaluation and application of the simulation results” CIRP International Workshop Modelling of Machining Operations, Cluny, 2004 (WZL)

Kobayashi, S.; Thomsen, E. 1959 “Some observation of the shearing process in metal cutting” Journal of Engineering for Industry. Vol. 81, pp. 251–262

Komanduri, R.; Hou, Z. 2001 “Thermal modeling of the metal cutting process, Part 1: temperature rise distribution due to shear plane heat source” International Journal of Mechanical Science. Vol. 43, pp. 1715–1752

Komvopoulos, K.; Erpenbeck, S. 1991 "Finite element model of orthogonal metal cutting" Trans. ASME - Journal of Engineering for Industry. Vol. 113, pp. 253-267

Kumar J.; Kumar J. 2000 "Optimum selection of machining conditions in abrasive flow machining using neural networks" Journal of Material Processing Technology. Vol. 108, pp. 62-67

Kumbera, T.; Cherukuri, H.; Patten, J.; Brand, C.; Marusich, T. 2001 "Numerical simulations of ductile machining of silicon nitride with a cutting tool of defined geometry" Machining Science and Technology. Vol. 5, (3), pp. 341-352

Lazoglu, Ý.; Altýnta, Y. 2002 "Prediction of tool and chip temperature in continuous and interrupted machining" International Journal of Machine Tools and Manufacture. Vol. 42, (9), pp. 1011-1022

Lee, E.; Shaffer, B. 1951 "Theory of plasticity applied to the problem of machining" Journal of Applied Mechanics. Vol.18, pp. 405-413

Lee, W.; Lin, C.; 1998 "High temperature deformation behavior of Ti6Al4V alloy evaluated by high strain-rate compression tests" Journal of Material Process and Technology. Vol. 75, pp. 127-136

Li, R.; Shih, A. 2005 "Finite element modeling of 3D turning of titanium" International Journal of Manufacturing Technology. Vol. 29, (3-4), pp. 253-261

Liew, W.; Ngoi, B.; Lu, Y. 2003, "Wear characteristics of PCBN tools in the ultra-precision machining of stainless steel at low speeds" Wear. Vol. 254, pp. 265-277

Lin, C.; Yarnng, Y. 1997 "Three-dimensional cutting process analysis with different cutting velocities" Journal of Material Processing Technology. Vol. 70, (1-3), pp. 22-33

Lin, C.; Lin Y. 1999 "A study of an oblique cutting model" Journal of Materials Processing Technology. Vol. 115, (3), pp. 119-130

Liu, K.; Melkote, S. 2006 “Material strengthening mechanisms and their contribution to size effect in micro-cutting” *Journal of Manufacturing Science and Engineering* Vol. 128, (3), pp. 730-738

Liu, K.; Melkote, S. 2007 “Finite element analysis on the influence of tool edge radius on size effect in orthogonal process” *International Journal of Mechanical Sciences* Vol. 49, (5), pp. 650-660

López de Lacalle, L.; Sánchez. J.; Lamikiz, A. 2004 “Mecanizado de alto rendimiento, procesos de arranque” Ediciones Técnicas Ízaro. Bilbao

Lundblad, M.; Kalhori, V. 2000 “Influence of cutting speed on residual stresses in the work piece” II International Seminar on Improving Machine Tool Performance. La Baule. 2000

Mabrouki T.; Deshayes, L.; Ivester, R.; Jurens, K ; Rigal J. 2004 “Material modelling and experimental study of serrated chip morphology” VII CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, ENSAM Cluny, France 2004

Mabrouki T.; Girardin F.; Asad M.; Rigal J. 2008 “Numerical and experimental study of dry cutting for an aeronautic aluminium alloy (A2024-T351)” *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. Vol. 48, (11), pp. 1187-1197

Mackerle, J., 2003 “Finite element analysis and simulation of machining: an addendum. A bibliography 1996-2002” *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. Vol. 43, (1), pp.103-114

Maekawa, K.; Shirakashi, T. 1996 “Recent progress of computer aided simulation flow and tool damage in metal cutting” *Journal of Engineering Manufacture*. Vol. 210, (3), pp. 233-242

Mangonon, P. 2001 “The principles of materials selection for engineering design” Prentice Hall

Martínez, V. 2003 “Comportamiento mecánico de las juntas tipo T-bolt en materiales compuestos gruesos” Tesis Doctoral. Universidad Politécnica de Cataluña

Martínez, S. 1986 “Dinámica de sistemas. Simulación por ordenador”, Alianza Editorial. Madrid, España

Marusich, T.; Thiele, J.; Brand, C. 2001 “Simulation and analysis of chip breakage in turning processes” Technical Papers [online]. ThirdWave Systems, Inc.

Disponibile en Internet en: <http://www.thirdwavesys.com/chipbreaking.pdf>

Marusich, T.; Ortiz, M. 1995 “Modeling and Simulation of High-Speed Machining” International Journal for Numerical Methods in Engineering. Vol. 38, (21), pp. 3675-3694

Merchant, M. 1945 “Mechanics of metal cutting and type 2 chip” Journal of Applied Physics. Vol. 16, pp. 267-318

Meyer, J.; Kleponis, H. 1998 “An analysis of parameters for the Johnson Cook for 2-inch thick rolled homogeneous armor” Advanced Simulation Technologies Conference, Military, Government and Aerospace Simulation Series. Vol 30, (4)

Micheletti, G. 1986 “Tecnología mecánica. Mecanizado por arranque de viruta” Editorial Blume

Miguélez H.; Zaera R.; Cheriguene R.; Rusinek A.; Moufki A.; Molinari A. 2007 “Modelización numérica del corte ortogonal utilizando una formulación ALE” VIII Congreso Iberoamericano de Ingeniería Mecánica. Cuzco. 2007

Molinari, A; Nouari, M. 2002 “Modelling of tool wear by diffusion in metal cutting” Vol. 252, (1-2), pp. 135-149

MSC Marc user’s Guide, 2005

Obikawa, T. 1996 “Computational machining of titanium alloy-finite element modeling and a few results” Journal of Manufacturing Science and Engineering. Vol. 118, (2), pp. 208-215

Okushima, K.; Hitomi, K. 1961 “An analysis of the mechanism of orthogonal cutting and its application to discontinuous chip formation” ASME Journal of Engineering for Industry. Vol. 83, pp. 545-556

Ortiz Berrocal, L. 2007 “Resistencia de materiales” McGraw Hill

Oxley, P. 1951 “A strain hardening solution for the shear angle in orthogonal metal cutting” International Journal of Mechanical Sciences. Vol. 2, pp. 219-229

Oxley, P. 1989 “Mechanics of machining—an analytical approach to assessing machinability” Ellis Horwood Limited, London

Özel, T. 1998 “Determination of work piece flow stress and friction at the chip-tool contact for high-speed cutting” International Journal of Machine Tools and Manufacture. Vol. 40, (1), pp. 133-152

Özel, T. 2005 “The influence of friction models on finite element simulations of machining” International Journal of Machine Tools and Manufacture. Vol. 46, (5), pp. 518-530

Özel, T.; Lucchi, M.; Rodriguez, C.; Altan, T. 1998 "Prediction of chip formation and cutting forces in Flat End Milling" Transactions of North American Manufacturing Research Institute. Vol. 26, pp. 231-236

Özel, T.; Zeren, E. 2005 “Finite element modeling of stresses induced by high speed machining with round edge cutting tools” Proceedings of IMECE 2005 ASME International Mechanical Engineering Congress & Exposition. Orlando, Florida

Özel T, Zeren E 2006 “A methodology to determine workmaterial flow stress and tool–chip interfacial friction properties by using analysis of machining” Journal of Manufacturing Science and Engineering. Vol. 128, (1), pp. 119–129

Palmer, W.; Oxley, P. 1959 “Mechanics of orthogonal machining” Proceedings of Institute of Mechanical Engineers. Vol. 173, pp. 623-638

Pereira, J.; Romanello, D. 2007 “Determinación experimental de la fuerza de corte de la aleación AA A356 T6 en operaciones de torneado” *Revista Ingeniería UC* Vol. 14, (1), pp. 64-73

Piispanen, V. 1948 “Theory of formation of metal chips” *Journal of Applied Physics* Vol. 19, pp. 876-881

Pintor, A.; Gálvez, F., Sánchez, V. 2001 “Caracterización mecánica de una aleación de wolframio. Efecto de la temperatura y de la velocidad de deformación”, *Anales de Mecánica de la Fractura*, Vol. 18, Universidad Politécnica de Madrid, Departamento de Ciencia de Materiales, E.T.S.I. Caminos, Canales y Puertos

Potdar, Y.; Zehnder, A. 2003 “Measurements and simulations of temperature and deformation fields in transient metal cutting” *Journal Manufacturing Science and Engineering*. Vol. 125, (4), pp. 645-655

Poulachon, G.; Moisan, A.; Jawahir, I. 2001 “On modeling the influence of thermo-mechanical behavior in chip formation during hard turning of 100Cr6 bearing steel,” *Annals of the CIRP*. Vol. 50, (1), pp. 31-36.

Pramanik, C.; Zhang, L.; Arsecularatne, J. 2007 “An FEM investigation into the behaviour of metal matrix composites: tool-particle interaction during orthogonal cutting”, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. Vol. 47, (10), pp. 1497-1506

Qi, H.; Mills, B. 2003 “Modelling of the dynamic tool–chip interface in metal cutting” *Journal of Materials Processing Technology*. Vol. 138, (1-3), pp. 201-207.

Quiza, R. 2004 “Optimización multi-objetivos del proceso de torneado” Tesis doctoral. Universidad de Matanzas “Camilo Cienfuegos”. Facultad de Ingenierías Química y Mecánica. Departamento de Ingeniería Mecánica.

Raczy, A.; Elmadagli, M.; Altenhof, W.; Alpas, A. 2004 “An eulerian finite-element model for determination of deformation state of a copper subjected to orthogonal cutting” *Metallurgical and Materials Transactions*. Vol. 35, (8), pp. 2393-2400

Rowan, T. 1990 “Functional stability analysis of numerical algorithms” Tesis Doctoral. The University of Texas at Austin, USA

Sánchez, J.; Marcos, M.; Sebastián, M.; Sánchez, M.; González, J. 2004 “Modelo paramétrico de la fuerza de corte para el torneado de la aleación AA2024” Boletín de la Sociedad Española de Cerámica y Vidrio. Vol 43, (2), pp. 179-181

Sánchez, V. 2008 “Tenacidad de fractura dinámica” Anales de Mecánica de la Fractura. Vol. 1, (25), pp. 3-7

Sebastián, M. 2007 “Apuntes de la asignatura tecnología mecánica II, Unidad Didáctica II: conformado por eliminación de material” Departamento de Ingeniería de Construcción y Fabricación. Escuela Técnica Superior de Ingenieros Industriales. UNED

Shatla, M.; Kerk, C.; Altan, T. 2001 “Process modelling in machining. Part II: Validation and applications of the determined flow stress data” International Journal of Machine Tools and Manufacture. Vol. 41, (11), pp. 1659-1680

Shaw, M.; Finnie, I. 1955 “The shear stresses in metal cutting” Transactions of American Society of Mechanical Engineers. Vol. 77, (2), pp. 115-125

Shaw, M. 1984 “Metal cutting principles” Oxford series in advanced Manufacturing Vol 3. Oxford (UK): Oxford University Press

Shet, C; Deng, X. 2003 “Residual stresses and strains in orthogonal metal cutting” International Journal of Machine Tools and Manufacture. Vol. 43, (6), pp. 573-587

Signorelli, J.; Gazza, C.; Bolmaro, R.; Loge, R.; Turner, P. 2003 “Simulación tridimensional de un proceso de extrusión multipaso tipo ECAE” Mecánica Computacional. Vol. 22, pp. 2145-2158

Stein, J.; Huh, K. 2002, “Monitoring cutting forces in turning: A model-based approach” Journal of Manufacturing Science and Engineering. Vol. 124, (1), pp. 26-31.

Strenkowski, J.; Moon, K. 1990 “Finite element prediction of chip geometry and tool/work piece temperature” Journal of Engineering for Industry. Vol. 112, pp. 313-318

Strenkowski, J.; Athavale, S. 1997 “Partially constrained Eulerian orthogonal cutting model for chip control tools” *Journal of Manufacturing Science and Engineering*. Vol.119, (4B), pp. 681-688

Strenkowski, J.; Shih, A.; Lin, J. 2002 “An analytical finite element model for predicting three dimensional tool forces and chip flow” *International Journal of Machine Tools & Manufacturing* Vol. 42, (6), pp. 723-731

Takeyama, H.; Usui, E. 1960 “A photo elastic analysis of machining stresses” *Journal Engineering for Industry*. Vol. 22, (9), pp. 342-349

Teng, X.; Wierzbicki, T. 2006 “Evaluation of six fracture models in high velocity perforation” *Engineering Fracture Mechanics*. Vol. 73, (12), pp. 1653–1678

Thompson, G.; Wood, G. 1983 “Corrosion: Aqueous processes and passive films” *Treatise on Material Science and Technology*. Vol.23. Ed. J.C. Scully. Academic Press Inc. London

Trent, E.; Wright, P. 2000 “Metal Cutting” Butterworth-Heinemann, 225 Wildwood Avenue, Woburn

Tyan, T.; Yang, W. 1992 “Analysis of orthogonal metal cutting process” *International Journal of Numerical Methods in Engineering*. Vol. 34, (1), pp. 365-389

Ugarte, D.; Arrazola, P.; Montoya, J. 2005 “Subrutina de material en ABAQUS Explicit (VUMAT) para la simulación del mecanizado ortogonal” Ninth Abaqus Users’ Meeting, Madrid, Spain. November 2004. Oral communication

Umbrello, D.; Filice, L.; Rizzuti, S.; Micari, F.; Settineri, L. 2006 “On the effectiveness of finite element simulation of orthogonal cutting with particular reference to temperature prediction” *Journal of Materials Processing Technology*. Vol. 189, (1-3), pp. 284-291

Umbrello, D. 2008 “Finite element simulation of conventional and high speed machining of Ti6Al4V alloy” *Journal of Materials Processing Technology*. Vol. 196, (1-3), pp. 79-87

Usui, S.; Kitagawa, T. 1978 “Analytical prediction of three dimensional cutting process, part 3: cutting temperature and crater wear of carbide tool” ASME Journal of Engineering Material Technological. Vol. 100, pp. 236-243

Vallellano, C.; Erce, J.; García-Lomas, F. 2005 “Predicción del fallo en el conformado plástico de chapa mediante criterios de fractura dúctil”. Revista Iberoamericana de Ingeniería Mecánica. Vol. 9, (2), pp. 101-111

Vaz, M. 2000 “On the numerical simulation of machining processes” Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences. Vol. 22, (2), pp.179-188

Vöringer, O.; Schulze, V. 2000 “Influence of alloying elements on the strain rate and temperature dependence of the flow stress of steels” Metallurgical and Materials Transactions A.Vol. 31, (13), pp. 825-830

Wallace, P.; Boothroyd, G. 1964 “Tool forces and tool-chip friction in orthogonal machining” Journal of Mechanical Engineering Science. Vol. 6, pp. 74–87

Wince, J. 2002 “Modelling chip formation in orthogonal metal cutting using finite element analysis” Tesis Doctoral. Mississippi State University

Xie, L.; Schmidt, J.; Schmidt, C.; Biesinger, F. 2004 “2D FEM estimate of tool wear in turning operation” Wear. Vol. 258, pp. 1479-1490

Yen, Y.; Söhner, J.; Lilly, B.; Altan, T. 2004 “Estimation of tool wear in orthogonal cutting using the finite element analysis” Journal of Materials Processing Technology. Vol. 146, (1), pp. 82-91

Zanhg, L. 1998 “On the separation criteria in the simulation of orthogonal metal cutting using the finite element method” Journal of Materials Processing Technology. Vol. 89–90, pp. 273–278

Zeren, E.; Özel, T. 2004 “Determination of work material flow stress and friction for FEA of machining using orthogonal cutting tests” *Journal of Materials Processing Technology*. Vol. 153-154, pp. 1019-1025

Zerilli, F.; Armstrong, A. 1987 “Dislocation-mechanics-based constitutive relations for material dynamics calculations” *Journal of Applied Physics*. Vol. 61, (5), pp. 1816–1825.

Zhao, H.; Barber, G.; Zou, Q. 2002 “A study of flank wear in orthogonal cutting with internal cooling” *Wear*. Vol. 253, pp. 957-962

Zhao, J.; Ai, X.; Li, Z. 2006 “Finite Element Analysis of cutting forces in high speed machining” *Materials Science Forum*. Vol. 532-533, pp. 753-756

Zhou, J.M.; Walter, H.; Anderson, H.; Stahl, J.E. 2003 “Effect of chamfer angle on wear of PCBN cutting tool” *International Journal of Machine Tools & Manufacture*. Vol. 43, pp. 301-305.

Zorev, N. 1963 “Interrelationship between shear process occurring along tool face and on shear plane in metal cutting” *International Research in Production Engineering, Presented at International Production Engineering Research Conference (Pittsburgh)*. Vol. 1963, pp. 42-49

Zorev, N. 1966 “*Metal Cutting Mechanics*” Pergamon Press, Oxford