

Modelización numérica bidimensional y tridimensional aplicado al mecanizado de aleaciones aeronáuticas

Héctor López-Gálvez Muñoz

Tesis depositada en cumplimiento parcial de los requisitos para el grado
de Doctor en

Ingeniería Mecánica y Organización Industrial

Universidad Carlos III de Madrid

Director/a (es/as):

Xavier Soldani

Tutor/a:

María Beatriz Ramírez Berasategui

Diciembre 2021

Esta tesis se distribuye bajo licencia “Creative Commons **Reconocimiento – No Comercial – Sin Obra Derivada**”.



AGRADECIMIENTOS

En primer lugar, agradecer sinceramente a mi director de tesis Xavier Soldani, que me acogió a mitad de la tesis, me reorientó al campo de las simulaciones de mecanizado, que me ofreció un equilibrio entre la guía necesaria y libertad creativa y al que, además de director de tesis, he considerado y considero un amigo.

También agradecer a mi tutora M^a Beatriz Berasategui, cuya intervención ha sido crucial para poder finalizar y presentar esta trabajo cuando las circunstancias alrededor de esta tesis se complicaron, devolviéndome un rayito de esperanza para poder llevarla a buen puerto.

Para cuando presente esta tesis hará más de dos años que habré abandonado la universidad y el departamento de Ingeniería Mecánica, del cual formé parte casi cinco años, por lo que no puedo olvidarme de todos los compañeros y amigos que hice durante este tiempo. Agradecer la ayuda y amistad a quien fue mi compañero de despacho desde el primer hasta el último día, Migue Marco y a mis vecinos pared con pared Antonio Díaz y Norberto Feito y al que se incorporó más adelante al club, Diego Infante. Cómo olvidar a Ana Muñoz, que sufrimos juntos para dar forma con éxito asignaturas de diseño como Fabricación Asistida por Ordenador (FAO) y los cursos de verano. También recordar a Belén Muñoz, Lourdes Rubio y Patricia Rubio, con las que he compartido tanto tiempo, hicieron más amenas las comidas y las cuales me acogieron una temporada en uno de sus despachos con sus becarios donde, además, pude entablar amistad con Laura Montero y que también alzó el vuelo fuera de la universidad mucho antes que yo.

Agradecer también al resto de compañeros del departamento de Ingeniería Mecánica como Beatriz López Boada, María Garrosa, Ester Olmedo y Silvia Santos, con las que compartí asignaturas, prácticas y que en más de una ocasión fueron un gran apoyo durante mis años en la Universidad Carlos III.

Quisiera recordar también en estos agradecimientos a personas de otros departamentos que me ayudaron, animaron y me apoyaron siempre que lo necesité como a mis compañeros y amigos del departamento de Ingeniería Térmica y de Fluidos María Fernández Torrijos, Antonio Acosta y Daniel Gómez Lendínez principalmente.

A mis compañeros de pasillo en el departamento de Mecánica de Medios Continuos y Teoría de Estructuras: Pablo González, Sara Garzón y Carlos Santiuste, que estaban siempre ahí cuando necesitaba darles la murga. Especial mención a José Fernández Saez, el cual falleció durante el

confinamiento por la pandemia del Covid-19 en marzo de 2020 y al que tenía profundo respeto no sólo por su calidad como profesor, que era excelente, si no por su calidad humana.

También mencionar a mi dúo de chicas Patrici y Arantxa Núñez, ahora en el departamento de Ingeniería electrónica, y con las que compartí una larga temporada de despachos.

Me gustaría hacer especial mención al departamento de Ciencia e Ingeniería de Materiales, con los que pude entablar una buena relación mientras realicé mi segundo máster y con los que espero mantener la amistad por mucho tiempo: Raquel Giménez, Sandra Cifuentes y Toñi Jiménez. Gracias especialmente a Elena Gordo, que me facilitó poder trabajar con ellos durante ese tiempo y me dio todas las facilidades del mundo. También recordar a mis compañeros durante el máster como la ya mencionada Raquel G., Tomás S. Jiménez, Laura González, Laura Millán, Paula Rodríguez, M^a Juliana Monsalve, Rubén Izquierdo, Vicente Ramos y Víctor López.

También quisiera mencionar aquellos amigos y compañeros de diferentes departamentos que pasaron y se fueron y de los que tengo gran recuerdo, con los que mantuve, y en la mayoría de los casos, mantengo muy buena amistad como los ya mencionados Laura Montero y Daniel G. Lendínez, Víctor Criado, Andrea R. Fuentes, Damián Aranda, María José de Linares (Oche) y, especialmente Martina Pressacco, con la que compartí despacho durante apenas un mes y medio y con la que forjé una sincera y preciada amistad hasta el día de hoy a pesar de la distancia.

Más allá de toda la buena gente que conocí durante mi etapa trabajando en la Universidad Carlos III, todo lo que he sido y he llegado a ser se lo debo también a las personas que he ido conociendo durante todo el camino hasta llegar aquí.

No puedo olvidar agradecer, y mucho, a los grandes amigos que hice durante mi etapa de estudiante en la universidad, con los que aprendí muchísimo, me ayudaron y me hicieron compañía en las largas mañanas, tardes y fines de semana de estudio en la biblioteca o donde tocara: Bárbara Sacristán, Dani Escudero, Rodrigo Prada, Najli Yaya, Loubna Myouri, José Pérez, María Herranz, Guadalupe Casas (Lupe), Fran Sánchez, Nuria Rodríguez, Inés Roldán, Anita Carrasco, Lola Zurdo, Jesús Pestana, Alfonso M. de la Torre, Virginia Álvarez, Olga Mula, Rocío A. Revilla, Ángel del Pozo y Miguel Baquero. A todos ellos (y a los que haya podido olvidar en esta larga lista sin ninguna mala intención), muchas gracias por todo vuestro tiempo, compañía, ayuda, enseñanzas y amistad. Quisiera agradecer especialmente al que fue mi profesor de Materiales durante mi etapa en la Escuela Universitaria de Ingeniería Técnica Industrial (antigua EUITI) en la Universidad Politécnica de Madrid, Juan José Lorenzo Michelena, el cual fue y ha sido una gran motivación para

dar siempre lo mejor de mí fueran cual fueran las circunstancias y del que guardo grato recuerdo y amistad.

Porque no toda la vida transcurre siempre alrededor de la universidad, debo agradecer también a todos los amigos que he ido conociendo a lo largo del tiempo y me han apoyado incondicionalmente. En primer lugar a mis amigos de toda la vida, el equipo de los “*Monopolitos*”, Nuria Moreta, Yolanda Rodríguez, Víctor R. Bachiller y Miguel A. Ortiz con los que comparto amistad desde hace casi veinte años. Y también a los que la suerte y/o la casualidad nos han unido durante el camino y cuyos caminos espero que sigan unidos durante mucho tiempo: Carlos Ortega, Irene N. Aranda, José Antonio Jiménez (Josean), Carlos Fernández, Irene Núñez, Laura Zamarro, Daniel Ventura, Paula S. Marqués, Ane Cigarán, Andrea Arias, Juncal Horcajada, Félix de la Fuente y Cristinita Jiménez. Muchas gracias a Sara Touri por estar ahí dándome ánimos y apoyo en la recta final, donde un trabajo de años como este se vuelve más cuesta arriba y se tiene la permanente sensación de que uno puede acabar muriendo en la orilla.

Quisiera finalizar esta Biblia de agradecimientos mencionando especialmente a mi familia, como no podía ser de otra forma. A mis padres, José López-Gálvez y Ascensión Muñoz que, literalmente han estado ahí desde el principio y a los que debo en gran parte la clase de persona que soy hoy día, sus principios y el carácter incansable con los compromisos adquiridos. A mi hermano José Luis López-Gálvez, que de manera consciente o fruto de la necesidad, me ha ensañado a compartir y desarrollarme socialmente como persona. A mis tíos Consolación Muñoz (Conso) y Lorenzo Ramón que han estado a mi lado toda la vida dándome cariño y apoyo. A mis primos Jorge Ramón y Gema Ramón con los que he compartido y aprendido muchísimo desde que tengo memoria y llenado de buenos recuerdos en esas vacaciones de verano cuando éramos niños y que espero sigan llenando mi vida de buenos recuerdos. Por último, dar las gracias a mi abuelo Epifanio allá donde esté por enseñarme el valor de la paciencia y que la humildad y la constancia no tienen frutos inmediatos, pero sí mayores y más duraderos.

A todos ellos, que no por muchos son menos sinceros, mi más profundo agradecimientos. Muchas gracias a todos por todo.

Resumen

Con el objetivo de analizar procesos de mecanizado industriales se propone desarrollar modelos de mecanizado bidimensionales y tridimensional sobre materiales de gran interés industrial y aeronáutico en particular, concretamente Ti-6Al-4V e Inconel®718 respectivamente. En este sentido se propone, por un lado, tres modelos bidimensionales de corte ortogonal: basado en energías de fractura, modelo multipasada y modelo con implementación de elementos cohesivos. Por otro lado se propone el desarrollo de un modelo tridimensional de corte no ortogonal general basado en fallo por deformación a cortadura. Se analizarán los resultados de dichos modelos sobre: fuerzas de corte, morfología de viruta, evolución térmica sobre la herramienta y, en el caso del modelo tridimensional, variables locales como deformaciones, velocidades de deformación y temperaturas. El comportamiento de ambos materiales se definirán bajo la ecuación constitutiva de Johnson-Cook con sus respectivos parámetros y en todos los casos los modelos se validarán a partir de ensayos experimentales de diversos autores.

Abstract

In order to analyzing industrial machining processes, it is proposed to develop two-dimensional and three-dimensional machining models on materials of great industrial interest and aeronautical interest in particular, specifically Ti-6Al-4V and Inconel®718 respectively. In this case, it is proposed, on the one hand, three two-dimensional orthogonal cutting models: based on fracture energies, multipass model and model with implementation of cohesive elements. On the other hand, the development of a general non-orthogonal three-dimensional based on shear failure is proposed. The results of these models will be analyzed on: cutting forces, chip morphology, thermal evolution on the tool and, in the case of the three-dimensional model, local variables such as deformations, strain rate and temperatures. The behavior of both materials will be defined under the Johnson-Cook constitutive equation with their respective parameters and in all cases the models will be validated from experimental tests from several authors.

ÍNDICE

| | |
|------------------------------------------------------------------------------------------|----|
| CAPÍTULO 1. Introducción | 8 |
| 1.1. Estado del arte | 9 |
| 1.2. Motivación | 11 |
| 1.3. Objetivos | 12 |
| CAPÍTULO 2. Modelo de mecanizado 2D aplicado a aleaciones de Ti (Ti-6Al-4V) | 13 |
| 2.1. Estado del arte | 14 |
| 2.2. Objetivos | 16 |
| 2.3. Modelo numérico | 17 |
| 2.3.1. Geometría del modelo 2D y condiciones de contorno | 18 |
| 2.3.2. Definición del material de mecanizado | 19 |
| 2.3.3. Material de herramienta | 25 |
| 2.3.4. Interacciones | 27 |
| 2.4. Modelo de mecanizado 2D basado en energía de fractura | 32 |
| 2.4.1. Resultados | 34 |
| 2.4.1.1. Análisis de sensibilidad de malla | 34 |
| 2.4.1.2. Análisis del <i>mass scaling</i> | 37 |
| 2.4.1.3. Efecto de los parámetros térmicos de la fricción | 41 |
| 2.4.1.4. Efecto de la fricción | 44 |
| 2.4.1.5. Efecto de la energía de fractura | 50 |
| 2.4.1.6. Validación del modelo | 52 |
| 2.4.1.7. Estudio de la morfología de la viruta | 56 |
| 2.4.1.8. Estudio de la de la longitud de contacto | 59 |
| 2.4.1.9. Estudio de la temperatura en la herramienta | 60 |
| 2.4.1.10. Conclusiones del modelo basado en energía de fractura | 62 |
| 2.5. Modelo multipasada aplicado a mecanizado 2D | 64 |

| | |
|--------------------------------------------------------------------------------------------------------------|------------|
| 2.5.1. Metodología..... | 64 |
| 2.5.2. Modelo geométrico multipasada | 66 |
| 2.5.3. Resultados | 67 |
| 2.5.3.1. Tensiones residuales | 67 |
| 2.5.3.2. Actualización de parámetros de Johnson- Cook | 75 |
| 2.5.3.3. Efecto de pasadas previas sobre las presiones específicas | 78 |
| 2.5.3.4. Efecto de pasadas previas sobre morfología de viruta | 80 |
| 2.5.3.5. Efecto de pasadas previas sobre la longitud de contacto | 82 |
| 2.5.3.6. Efecto de pasadas previas sobre la temperatura | 83 |
| 2.5.3.7. Conclusiones del modelo multipasada | 85 |
| 2.6. Conclusiones comunes y aplicaciones del modelo basado en energías y multipasada para mecanizado 2D..... | 88 |
| 2.7. Elementos cohesivos aplicados a modelos de mecanizado 2D. Modelo con interfaz cohesiva..... | 89 |
| 2.7.1. Modelo numérico..... | 90 |
| 2.7.2. Resultados | 96 |
| 2.7.2.1. Efecto del número de elementos en la interfaz cohesiva | 97 |
| 2.7.2.2. Efecto del parámetro η sobre las fuerzas de corte..... | 98 |
| 2.7.2.3. Efecto de la energía sobre las fuerzas de corte..... | 99 |
| 2.7.2.4. Conclusiones..... | 104 |
| CAPÍTULO 3. Modelo de acabado 3D aplicado a aleaciones base níquel | 106 |
| 3.1. Estado del arte | 107 |
| 3.2. Objetivos..... | 109 |
| 3.3. Modelo numérico | 110 |
| 3.3.1. Geometría del modelo 3D y condiciones de contorno | 111 |
| 3.3.2. Definición del material mecanizado..... | 117 |
| 3.3.3. Material de herramienta..... | 122 |
| 3.3.4. Determinación de la fricción | 123 |

| | |
|--------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| 3.4. Modelo de mecanizado 3D no ortogonal. Profundidad de 0.50 mm | 130 |
| 3.4.1. Resultados | 130 |
| 3.4.1.1. Análisis de sensibilidad de malla | 130 |
| 3.4.1.2. Análisis de la morfología de la viruta y sus variables locales | 132 |
| 3.4.1.3. Efecto del fallo a cortadura (<i>shear failure</i>) | 136 |
| 3.4.1.4. Validación del modelo | 141 |
| 3.4.1.5. Campo de temperaturas en la herramienta | 143 |
| 3.4.1.6. Conclusiones del modelo 3D no ortogonal (p=0.50 mm) | 146 |
| 3.5. Modelo de mecanizado 3D no ortogonal. Profundidad de 0.25 mm | 148 |
| 3.5.1. Resultados | 148 |
| 3.5.1.1. Análisis de sensibilidad de malla | 148 |
| 3.5.1.2. Análisis de la morfología de la viruta y sus variables locales | 149 |
| 3.5.1.3. Validación del modelo | 153 |
| 3.5.1.4. Campo de temperaturas en la herramienta | 154 |
| 3.5.1.5. Conclusiones del modelo 3D no ortogonal (p=0.25 mm) | 156 |
| 3.6. Modelo de mecanizado 3D no ortogonal. Profundidad de 0.15 mm | 158 |
| 3.6.1. Resultados | 158 |
| 3.6.1.1. Análisis de sensibilidad de malla | 158 |
| 3.6.1.2. Análisis de la morfología de la viruta y sus variables locales | 159 |
| 3.6.1.3. Validación del modelo | 163 |
| 3.6.1.4. Campo de temperaturas en la herramienta | 164 |
| 3.6.1.5. Conclusiones del modelo 3D no ortogonal (p=0.15 mm) | 167 |
| 3.7. Modelo de mecanizado 3D no ortogonal. Comparativa | 168 |
| 3.7.1. Presiones específicas de corte | 168 |
| 3.7.2. Morfología de viruta | 171 |
| 3.7.3. Campo de temperaturas | 175 |
| CAPÍTULO 4. Conclusiones finales | 180 |

| | |
|-------------------------------------------|-----|
| 4.1. Conclusiones | 181 |
| Referencias | 188 |
| CONTENIDOS PUBLICADOS Y PRESENTADOS | 203 |
| OTROS MÉRITOS DE INVESTIGACIÓN..... | 205 |

Lista de símbolos y abreviaturas

| | |
|----------------------|------------------------------------------------------------|
| α | Ángulo de desprendimiento |
| β | Ángulo de inclinación de la herramienta |
| δ_{M-m} | Distancia del “Modo mixto” (normal-cortadura) |
| δ_n | Distancia en dirección normal |
| δ_s | Distancia en dirección de cortadura |
| ε_{eq}^p | Deformación plástica equivalente |
| η | Parámetro de Benzekkagh y Kenane |
| μ | Coefficiente de fricción global |
| σ_{M-m} | Tensión del “Modo mixto” (normal-cortadura) |
| σ_n | Tensión normal |
| σ_n^{max} | Tensión normal máxima |
| σ_s | Tensión a cortadura |
| σ_s^{max} | Tensión a cortadura máxima |
| <i>F.C.G.F</i> | Factor de Calor Generado por Fricción |
| a | Avance |
| f | Fuerza específica o presión específica |
| f_c | Fuerza específica de corte o presión específica de corte |
| f_f | Fuerza específica de avance o presión específica de avance |
| G_n | Energía fractura en dirección normal |
| G_n^c | Energía crítica de fractura en dirección normal |
| G_s | Energía de fractura en dirección de cortadura |
| G_s^c | Energía crítica de fractura en dirección de cortadura |

| | |
|-----------|-----------------------------------------------------------------|
| HCP | Estructura Hexagonal Compacta |
| K_{IC} | Resistencia a la fractura en el modo de fisura I (Ver Fig. 64) |
| K_{IIC} | Resistencia a la fractura en el modo de fisura II (Ver Fig. 64) |
| p | Profundidad de corte |
| R_x | Giro alrededor del eje X |
| R_y | Giro alrededor del eje Y |
| R_z | Giro alrededor del eje Z |
| s | Deslizamiento |
| \dot{s} | Velocidad de deslizamiento |
| e_1 | Espesor de viruta |
| U_x | Desplazamiento en el eje X |
| U_y | Desplazamiento en el eje Y |
| U_z | Desplazamiento en el eje Z |

CAPÍTULO 1.

Introducción

1.1. Estado del arte

El mecanizado es actualmente no sólo uno de los procesos industriales más comunes, sino uno de los más complejos debido a su naturaleza dinámica y térmica [1]. Los datos experimentales de fuerzas de corte, temperaturas, morfología de la viruta o rugosidad superficial son información esencial que ayudan a comprender el proceso de formación de virutas, los fenómenos tribológicos [2], el desgaste de la herramienta o la tensión residual inducida en la pieza [3], [4].

Debido a ello, en las últimas décadas se ha empezado a consolidar el uso de modelos de elementos finitos para simular y entender el proceso de formación de viruta, la predicción de las fuerzas de corte [5], la distribución de temperaturas sobre la propia herramienta de corte [6] o las tensiones residuales del mecanizado [7].

Como ejemplo de estos casos tenemos a autores como S. Atlati et al. [1], que emplearon en 2004 modelos de mecanizado 2D para estudiar los efectos tribológicos en la aparición de las bandas de cizalladura durante el mecanizado en seco. Dicho fenómeno ha sido ampliamente estudiado por otros autores como, M. H. Miguélez et al. [8] o A. Molinari et al. [9] entre otros. Se encuentran trabajos de este tipo ya desde 2002, como los de Bäker [10] y Bäker et al. [10], [11], en los que se estudió la propagación de bandas de cortadura mediante modelos bidimensionales y los efectos que otros parámetros tienen sobre éste y, por tanto, de la morfología de viruta y el posible acabado superficial del material. Más adelante, otros investigadores como Calamaz et al. [12] y Umbrello et al. [13] en 2008, Sima et al [14] en 2010 y Cheng et al. [15] en 2011 ampliaron estos estudios sobre la segmentación de la viruta durante el mecanizado mediante modelos numéricos 2D. En algunos casos se desarrollaron leyes constitutivas propias para simular la segmentación, mientras que en otros se procedió a estudios paramétricos para analizar el efecto de ciertos parámetros no sólo en la morfología de viruta si no también en ciertos resultados numéricos tales como las fuerzas de corte o las distribuciones de temperaturas. Otros trabajos, como los de Ducobu et al. [16] en 2014, estudiaron el efecto de la propia ley constitutiva, así como del criterio de daño tanto sobre las fuerzas de corte como sobre la morfología de la viruta.

En paralelo, y debido principalmente a la mejora de la tecnología en los últimos lustros, otros autores apostaron por modelos tridimensionales. Estos modelos, si bien son más costosos a nivel de exigencia computacional, permiten el estudio tanto de los parámetros analizados en modelos bidimensionales desde un punto de vista diferente, como de ciertos otros parámetros

que los modelos bidimensionales no pueden contemplar debido a su propia naturaleza bidimensional.

Existen trabajos de modelos tridimensionales ya en 2007 realizados por E. Uhlmann et al. [17] sobre Inconel®718 y, aunque no son numerosos los trabajos de este tipo hasta hace relativamente pocos años, en 2014 se pueden encontrar trabajos realizados por J. Díaz-Álvarez [18] o F. Jafarian et al. [19], donde se trasladan las metodologías para el análisis de fuerzas de corte a modelos 3D. También se tienen trabajos en 2017 como los de F. Docubu et al. [20] o M. Kumar et al. [21], donde se empiezan a modelizar procesos de corte ortogonal con modelos tridimensionales para estudiar su viabilidad con respecto a la predicción de fuerzas de corte comparados con los modelos bidimensionales, mucho más desarrollados. Más recientemente, en 2018, K. Z. JianWeng et al. [22], estudió la posibilidad de extraer resultados térmicos de un modelo tridimensional.

Para lograr una comprensión adecuada del proceso de mecanizado mediante modelos de elementos finitos, es fundamental determinar y calibrar, entre otros parámetros, el criterio de daño de dichos modelos, así como definir correctamente las condiciones de contorno y entender el efecto que ciertos parámetros pueden tener sobre los resultados finales.

Como se puede observar, y aunque más adelante en sus respectivos capítulos la bibliografía se ampliará notablemente, si bien los modelos bidimensionales de elementos finitos ya empezaron a aparecer a principios del siglo XXI y hay una bibliografía razonable, no ocurre lo mismo con los modelos tridimensionales a día de hoy. Cabe señalar que si bien es posible encontrar análisis de modelos bidimensionales, no siempre lo hacen desde una perspectiva termo-mecánica (no siempre lo requieren dependiendo del objeto de estudio). Por otro lado en cuanto a los modelos tridimensionales, debido, como ya se mencionó, al elevado coste computacional y el tiempo de cálculo que eso conlleva, existen escasos estudios sobre este campo y todos ellos, en general, aplicados a condiciones de corte ortogonal en los que se estudia únicamente o bien la parte térmica del proceso o bien la parte mecánica.

1.2. Motivación

Teniendo en cuenta el estado del arte en cuanto a los modelos numéricos dedicados al mecanizado en general, se observó que a pesar de que, en cuanto a modelos bidimensionales, existe una bibliografía razonablemente extensa, se consideró que aún quedan posibilidades para explorar nuevas metodologías y tipos de modelo que permitan optimizar dichos modelos o incluso afinar los resultados con respecto a resultados experimentales.

Por otro lado, la bibliografía y los trabajos dedicados a los modelos tridimensionales es, en comparación, considerablemente escasa. Más aún si se contemplan materiales poco comunes como las aleaciones base-níquel y condiciones tan peculiares para un modelo numérico como el corte no ortogonal, que, sin embargo, es el habitual en los procesos industriales.

Si bien, algunos resultados pueden obtenerse directamente a partir de ensayos experimentales, los modelos numéricos aportan resultados cualitativos que hoy por hoy no es posible recoger mediante dichos ensayos. También cabe destacar que materiales como el Ti-6Al-4V, considerado en los modelos 2D del presente trabajo, como el Inconel®718, considerado en el modelo 3D, son especialmente caros y, por tanto, los ensayos experimentales conllevan unos costes considerablemente altos. Además, resultan ser materiales con muy baja maquinabilidad, por lo que al coste del propio material se suma el coste de las herramientas necesarias debido a su rápido desgaste, las cuales suelen tener también costes elevados.

Estos materiales son habituales en el ámbito aeronáutico y espacial, especialmente en componentes para turborreactores. La aleación de titanio es muy empleada para la fabricación de álabes en la zona de compresión de las turbinas, mientras que la aleación base-níquel Inconel®718 es esencial para la fabricación de componentes en la cámara de combustión debido a su capacidad de mantener sus propiedades a muy altas temperaturas. Cabe señalar que estos materiales también son empleados en medicina y automoción, como es el caso del Ti-6Al-4V, y en centrales térmicas de generación de energía, como es el caso del Inconel®718.

1.3. Objetivos

Atendiendo al estado del arte y las motivaciones anteriormente expuestas, el presente trabajo propondrá:

- El desarrollo de un modelo bidimensional basado en energías de fractura del material aplicado sobre el mecanizado de la aleación de titanio Ti-6Al-4V.
- El desarrollo de un modelo bidimensional multipasada, es decir, que tenga en cuenta las pasadas previas de un mecanizado en los resultados tomando como base el modelo basado en energías de fractura y sus resultados.
- El desarrollo de un modelo bidimensional mediante el uso de elementos cohesivos para simular la formación de viruta sobre el mecanizado de la aleación de titanio Ti-6Al-4V.
- El desarrollo de un modelo tridimensional de corte no ortogonal para diferentes profundidades de corte (0.50, 0.25 y 0.15 mm) sobre el mecanizado de la aleación base níquel Inconel®718.

CAPÍTULO 2.

Modelo de mecanizado 2D aplicado a aleaciones de Ti (Ti-6Al-4V)

2.1. Estado del arte

Durante las últimas décadas las aleaciones de titanio (Ti) han sido ampliamente empleadas en la fabricación de componentes de alto rendimiento debido a sus excepcionales propiedades mecánicas y térmicas. Dichas propiedades se pueden resumir en: Alto módulo de elasticidad, baja densidad entre los metales, alta resistencia a corrosión, baja conductividad térmica y alta temperatura de fusión. Debido a dichas propiedades, éste ha sido un material fundamental en sectores como el aeronáutico, espacial, energético, automoción o biomédico y el estudio e investigación de los procesos de fabricación de componentes a partir de dicho material resulta ser crucial para su aplicabilidad e implementación a nivel industrial.

Sin embargo, estas excelentes propiedades mecánicas y térmicas del titanio, y más concretamente la de la aleación Ti-6Al-4V, generan, por el contrario, una dificultad considerable cuando se habla de procesos por arranque de viruta como el mecanizado. Aplicar estos procesos sobre dicho material induce un rápido desgaste de la herramienta, una mala calidad superficial y requiere mayor potencia de las máquinas de mecanizado (tornos, fresas y taladros). La relativa pobre maquinabilidad del Ti-6Al-4V ha sido una de las razones principales que ha limitado su uso durante las últimas décadas [23].

Por otro lado, la proliferación de estudios experimentales [24], [25], [26], [27], [28], [29], [16] y numéricos [12], [8], [9], [16], [10], [11], [30], [31], [32], [14], [15] referentes al mecanizado de aleaciones de titanio han permitido contribuir al conocimiento sobre los mecanismos de formación de viruta, predicción de fuerzas de corte, distribución de temperaturas [15], tensiones residuales [33] o desgaste de la herramienta [24].

Se ha observado que el mecanizado a alta velocidad genera en las aleaciones de Ti una viruta serrada o segmentada a mayores velocidades debido a la aparición de bandas adiabáticas de cortadura (*adiabatic shear bands*) en la zona primaria de corte. Los procesos por arranque de viruta producen altos niveles de deformación muy localizada, grandes velocidades de deformación y altos gradientes de temperatura entre zonas próximas. Todo ello lleva a una morfología de viruta como la descrita para este material [8].

Entre las contribuciones de otros autores se pueden citar las investigaciones experimentales realizadas por Arulkirubakaran et al. [4], Komanduri et al. [24], Nabhani [25], Gente et al. [26], Molinari et al. [9], Cotterell et al. [28], Sun et al. [29] o Ducobu et al. [16].

En 1981, Komanduri et al. [24] llevaron a cabo trabajos experimentales sobre el mecanizado de Ti-6Al-4V con velocidades de corte menores de 5 m/s. Dichos autores estudiaron el efecto de la velocidad de corte en la formación de las bandas de cortadura en la viruta. Gente et al. [26], en 2001, estudiaron la formación de virutas en condiciones de corte ortogonal para un rango de velocidades de corte entre los 5 a los 100 m/s. La técnica de “parada rápida” (*quick-stop*) permitió estudiar los efectos de las condiciones de corte en la intensidad de la fragmentación de la viruta. Estos autores llegaron a la conclusión de que la segmentación de la viruta no se debe solamente a las bandas adiabáticas de cortadura propiamente dichas, sino también a la propagación de la grieta que se inicia en la propia banda. Durante el mismo año, Nabhani [25], empleó la misma técnica que Gente et al. [26] para estudiar los mecanismos de desgaste para diferentes herramientas de corte y sus recubrimientos. Un año después, en 2002, Molinari et al. [9] realizaron ensayos experimentales en condiciones de corte ortogonal sobre aleaciones de titanio. Se mostró que el uso tanto de tornos de mecanizado como de dispositivos balísticos permitía estudiar los efectos de la velocidad de corte sobre la localización de las bandas de corte. Se estudiaron rangos de velocidades de 0.01 a 73 m/s, observándose que para velocidades bajas la localización de la banda no resulta significativa. Sin embargo, para altas velocidades de corte, estas bandas son fácilmente observables. Este hecho condujo a la conclusión de que la frecuencia de segmentación y la distancia entre bandas estaban íntimamente relacionadas a la velocidad de corte y el avance. Más adelante, en 2008, Cotterell y Byrne [28], los cuales emplearon el análisis de imágenes en ensayos de mecanizado, y Sun et al. [29] en 2009, llegaron a las mismas conclusiones. La frecuencia de las bandas de corte es proporcional a la velocidad de corte e inversamente proporcional a la velocidad de avance.

Bäker [30] y Bäker et al [10], [11] mostraron mediante modelos numéricos bidimensionales que el comportamiento tanto mecánico como térmico del material afecta directamente a la aparición y propagación de las bandas de cortadura. Por un lado, materiales con mayor endurecimiento tienden a segmentarse a partir de velocidades de corte muy altas, sin embargo, por otro, un ablandamiento térmico más pronunciado del material conlleva la formación de bandas de corte.

Se ha estudiado también el efecto de la influencia de la conductividad térmica en el fenómeno de segmentación, concluyendo que cuanto mayor es este factor, menor es la intensidad de la segmentación. Calamaz et al. [12], Umbrello [31], Sima et al. [14], y Cheng et al. [15] investigaron numéricamente dichos fenómenos de segmentación centrándose en

el mecanizado de Ti-6Al-4V. Umbrello [31], se centró en estudiar el efecto de los parámetros reológicos sobre la morfología de viruta y las fuerzas de corte, mientras que Calamaz et al. Propuso e implementó una nueva ley constitutiva para dicha aleación de titanio utilizando el software de elementos finitos FORGE2005. Este segundo autor estudió y analizó el comportamiento mecánico en la segmentación de la viruta (endurecimiento por deformación, sensibilidad a la velocidad de deformación y ablandamiento térmico). En 2010, Sima et al. [14] demostraron que una mayor capacidad de ablandamiento térmico del material aumenta la intensidad de las bandas de segmentación en la viruta e induce una morfología más serrada. Por otro lado, Cheng et al. [15] calculó la distribución de deformaciones, tensiones y temperatura en la viruta a partir de cálculos numéricos. Los autores llegaron a la conclusión de que en una morfología de viruta segmentada el ablandamiento térmico es predominante en las zonas de las bandas de cortadura, mientras que en la zona entre bandas el endurecimiento por deformación predomina sobre dicho ablandamiento térmico.

En 2013, Miguélez et al. [8] y Molinari et al. [27] estudiaron las bandas adiabáticas de cortadura de aleaciones de titanio en procesos de mecanizado. Fueron analizados el efecto de los parámetros de corte, la fricción en la interfaz herramienta/viruta y los parámetros reológicos. Ducobu et al. [16] estudiaron la influencia tanto de la ley constitutiva como el criterio de daño sobre las fuerzas de corte y la morfología de la viruta. Los autores mostraron que las fuerzas de corte se veían influenciadas principalmente por la ley constitutiva, mientras que la morfología de la viruta se veía afectada en mayor medida por el criterio de daño. En este mismo documento, el apartado 2.4 estudia, entre otras cosas dicho efecto del criterio de daño sobre la morfología de la viruta, parte de cuyo estudio se publicó en 2017 [34].

2.2. Objetivos

En el siguiente bloque, centrado en modelos numéricos bidimensionales se ha propuesto, por un lado, un modelo numérico cuyo criterio de daño está basado en una propiedad física intrínseca del material como es la energía de fractura (apartado 2.4) y un modelo híbrido que tienen en cuenta un criterio de daño basado en energía de fractura junto con elementos cohesivos en la interfaz material/viruta (apartado 2.7). Una vez definido el modelo y los parámetros que lo determinan (apartado 2.4) se procedió al estudio del efecto de ciertos parámetros sobre los resultados numéricos: análisis de sensibilidad de malla (apartado 2.4.1.1), análisis de *mass scaling* (apartado 2.4.1.2), parámetros térmicos de la fricción

(apartado 2.4.1.3), coeficiente de fricción (apartado 2.4.1.4) y energía de fractura (apartado 2.4.1.5). Todos ellos aplicables a los tres grandes apartados del presente bloque:

- *2.4 Modelo de mecanizado 2D basado en energía de fractura,*
- *2.5 Modelo multipasada aplicado a mecanizado 2D,*
- *2.7 Elementos cohesivos aplicados a modelos de mecanizado 2D.*

Una vez determinado el estudio paramétrico se procedió a su validación comparando los resultados numéricos con ensayos experimentales equivalentes (apartados 2.4.1.6). Posteriormente se prosiguió con la obtención de resultados tales como estudio de la morfología de viruta (apartados 2.4.1.7 y 0) el cual puede ser comparado con muestras experimentales, al igual que las fuerzas específicas de corte (apartados 2.4.1.6 y 2.5.3.3).

Una vez realizado lo anterior, se procedió a la obtención de resultados y datos directos del modelo numérico, tales como: Longitud de contacto viruta/herramienta (apartados 2.4.1.8, 2.5.3.5), distribución de temperaturas en la herramienta (apartados 2.4.1.9, 2.5.3.6) o tensiones residuales (apartado 2.5.3.1). Estos últimos resultados son, quizá, el objetivo principal del presente bloque, ya que más allá de proponer un modelo numérico nuevo basado en energías de fractura o la aplicación por primera vez de elementos cohesivos en modelos de mecanizado 2D, que ya son en sí mismos una aportación al compendio de estudios numéricos de este tipo, se da un valor añadido a los modelos numéricos aportando información relevante que resulta costosa o imposible de conseguir de manera directa de manera experimental a día de hoy.

El estudio del modelo basado en energías de fractura (apartado 2.4) se complementa con el modelo numérico multipasada (apartado 2.5). Ambos apartados dan lugar a un apartado conjunto (apartado 2.6) donde se tratan específicamente las conclusiones de los resultados de ambos modelos analizándolos en común.

2.3. Modelo numérico

En los puntos siguientes se presentan los detalles del modelo numérico 2D empleado para el estudio del corte ortogonal de Ti-6Al-4V. En primer lugar, se definirá la geometría del modelo para un corte ortogonal y, posteriormente, el material a mecanizar tanto en su composición, características mecánicas y térmicas como los detalles de las ecuaciones constitutivas para cada modelo. En todos los casos el modelo ha sido desarrollado mediante el software de elementos finitos Abaqus/Explicit y los elementos han sido definidos como

CPE4RT (4-node bilinear displacement and temperature, reduced integration with hourglass control).

2.3.1. Geometría del modelo 2D y condiciones de contorno

Los modelos de corte ortogonal de este trabajo están basados en los trabajos de M.H. Miguélez et al [8], Molinari et al. [27] y X. Soldani et al. [35]. En ellos se pueden diferenciar por un lado la herramienta y por otro el material, subdividiendo este último en tres zonas diferenciadas: Base, capa de sacrificio y viruta, tal como se muestra en la Fig. 1. Por un lado, la longitud del material a estudiar será de 2 mm. Por otro lado, la altura de la viruta corresponde con el avance del proceso de corte ortogonal, que en este caso es de 0.1 mm, el espesor de la capa de sacrificio es de 0.001 mm y la profundidad de la base de 0.4 mm. En este último aspecto, es recomendable que la profundidad de la base sea de al menos 0.3 mm para asegurar la disipación del calor y propagación de las ondas producidas por el proceso de corte. El ángulo de desprendimiento de la herramienta (α) es de 0° , un ángulo de inclinación (β) de 7° y el radio de filo de $20\ \mu\text{m}$

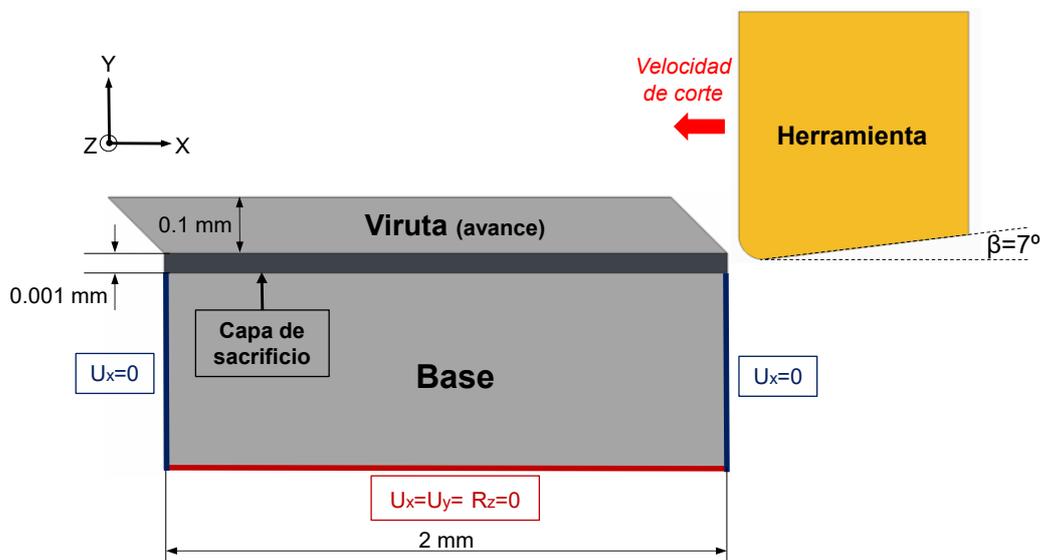


Fig. 1 Geometría y condiciones de contorno del modelo de corte ortogonal. En gris la parte correspondiente al material a mecanizar; en amarillo la parte correspondiente a la herramienta.

Todo el conjunto se define con una temperatura inicial de 293 K ($20\ ^\circ\text{C}$), tanto para el material como para la herramienta, siendo el resto de condiciones de contorno que definen el modelo las que se explicitan a continuación.

Material a mecanizar

La base estará empotrada en la zona inferior, restringiendo los desplazamientos en las direcciones X e Y y las rotaciones respecto al eje Z ($U_x=U_y=R_z=0$), y limitada en los

desplazamientos laterales en cada lado de la base ($U_x=0$), tal como se indica en la Fig. 1. De esta forma se reproducen las condiciones que se tendrían en el material real, el cual no está limitado a una longitud de 2 mm, sino que está rodeado de material que restringe su movimiento y permitiendo el corte de éste. En el caso de la capa de sacrificio y la viruta no se impondrá ninguna restricción de movimiento.

La capa de sacrificio actuará como interfaz entre la base y la viruta, eliminándose al paso de la herramienta y permitiendo la separación de la viruta del resto del material de una manera fiable, evitando posibles errores de distorsión de elementos, tan habituales en procesos con grandes deformaciones y/o grandes velocidades como es el caso de un modelo de corte ortogonal.

Herramienta

En el caso de la herramienta, sólo se permitirá el movimiento en el eje X a una velocidad constante (velocidad de corte). Para ello se restringirá el movimiento en el eje Y y los giros en el eje Z ($U_y=R_z=0$).

Además, la geometría de la herramienta es tal que el ángulo de ataque es de 0° , el ángulo de incidencia de 7° y el posicionamiento el filo se sitúa a una altura tal que sea tangente a la parte superior de la base.

2.3.2. Definición del material de mecanizado

Composición y características

El material de estudio, el cual se implementa en el modelo de mecanizado 2D, es la aleación de titanio Ti-6Al-4V, la cual es una aleación mixta $\alpha+\beta$. Es decir, contiene estabilizadores alfa y beta en su composición.

Los elementos alfa del titanio aumentan la temperatura de transición $\alpha\rightarrow\beta$, los cuales aumentan la resistencia del material debido a un endurecimiento por solución sólida. Por otro lado, las aleaciones titanio- α tienden a una estructura HCP (Hexagonal Compacta), siendo uno de los metales más dúctiles [36].

Los principales componentes alfa del titanio son: Aluminio (Al), oxígeno (O), nitrógeno (N), carbono (C) y estaño (Sn). De éstos, el más destacado es el aluminio debido

principalmente a una disminución de la densidad de la aleación, permite conservar la ductilidad del titanio, aumenta la resistencia a oxidación a altas temperaturas y no es especialmente caro. Sin embargo, se suele evitar una concentración de aluminio por encima del 6% en peso ya que empieza a formar el intermetálico Ti_3Al , el cual es frágil y disminuye considerablemente la ductilidad de la aleación [36].

Los elementos betágenos del titanio disminuyen la temperatura de transición $\beta \rightarrow \alpha$, propiciando la aparición de una estructura metaestable (titanio- β) a temperatura ambiente si se acompaña con un proceso de enfriamiento rápido. Las aleaciones β poseen una estructura BCC (Cúbica Centrada en el Cuerpo) con una excelente capacidad para el conformado del metal a temperatura ambiente [36]. Siendo los principales componentes betágenos del titanio: Vanadio (V), molibdeno (Mb), niobio (Nb), tántalo (Ta), cromo (Cr) y cobre (Cu).

Las aleaciones $\alpha - \beta$ contienen estabilizadores tanto alfaógenos como betágenos como su propia designación indica, generando estructuras mixtas $\alpha + \beta$. Esta combinación ofrece una resistencia excelente dentro las aleaciones de titanio, una mejor resiliencia y mayor resistencia a corrosión. Sin embargo, la microestructura y, por tanto sus propiedades mecánicas, dependen tanto del porcentaje de cada uno de sus componentes como de la velocidad de enfriamiento durante su fabricación como se esquematiza en la Fig. 2.

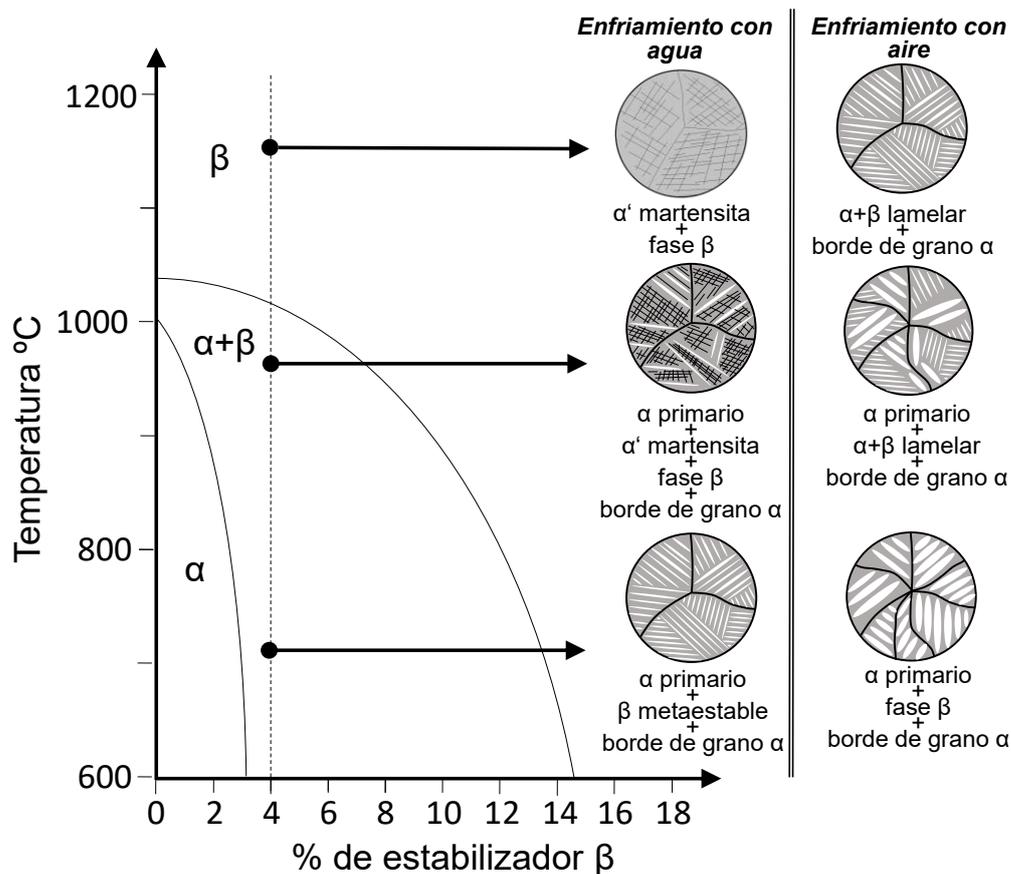


Fig. 2 Diagrama genérico de fases pseudo-binario $\alpha - \beta$ para aleaciones de titanio.

Aunque los componentes principales de la aleación Ti-6Al-4V son aluminio y vanadio, ésta se compone de otros elementos como hierro (Fe), oxígeno (O), nitrógeno (N), carbono (C) e hidrógeno (H) y cuyo peso en la composición se describen en la Tabla 1.

Tabla 1 Composición química del Ti-6Al-4V en tanto por ciento en peso [37], [38], [39], [40], [41].

| Elemento | Al | V | Fe | O | N | C | H | Ti |
|----------|---------|------------|-------------|-------------|----------|----------|-----------|-------|
| % peso | 6.4 – 6 | 4.2 – 3.83 | 0.20 – 0.04 | 0.12 – 0.08 | 0.01 – 0 | 0.02 – 0 | 0.002 – 0 | Resto |

Propiedades y ecuaciones constitutivas

Como ya se mencionó en secciones anteriores, el titanio, especialmente la aleación Ti-6Al-4V, es un material idóneo tanto para aplicaciones aeronáuticas [42] como en la implementación de prótesis [43] debido a su alta resistencia específica y su excelente resistencia a corrosión tanto a temperatura ambiente como a altas temperaturas.

Este material posee características isotrópicas a nivel macroscópico y mesoscópico, es decir, las mismas propiedades en todas las direcciones y, como tal, se ha considerado en el modelo numérico. El Ti-6Al-4V posee una deformación máxima entre el 10% [44] y el 18.8% [45] dependiendo de su composición exacta y, sobre todo, del proceso de fabricación, siendo un material dúctil que permite conformados en frío. La densidad considerada es de 4420 (kg/m³), un módulo elástico de 114 GPa y un coeficiente de Poisson de 0.342 [27], [46]. El resumen de estas propiedades mecánicas se muestra en la Tabla 2.

Tabla 2 Propiedades mecánicas del Ti-6Al-4V [27], [46].

| Densidad (kg/m ³) | Módulo elástico (GPa) | Coficiente de Poisson |
|----------------------------------|--------------------------|--------------------------|
| 4420 | 114 | 0.342 |

Durante el análisis del modelo numérico, la formación de viruta somete al material, en primer lugar, a una etapa de deformación elástica, cuyo comportamiento es definido por la ley de Hooke [47]:

$$\sigma = E \cdot \varepsilon \quad \text{II. 1}$$

Donde σ es la tensión, E el módulo elástico y ε la deformación lineal. Una vez alcanzado el límite elástico, el material es sometido a una deformación plástica. En esta segunda etapa, el comportamiento del material dentro del modelo se define por la ecuación fenomenológica de Johnson-Cook [48]:

$$\sigma = \left(A + B \cdot \varepsilon_p^n \right) \cdot \left(1 + C \cdot \ln \frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \cdot \left[1 - \left(\frac{T - T_0}{T_m - T_0} \right)^m \right] \quad \text{II. 2}$$

Donde A es el límite elástico, B es el parámetro de endurecimiento por deformación plástica, ε_p es la deformación plástica, n es el coeficiente de endurecimiento por deformación plástica, C es el parámetro de sensibilidad a la velocidad de deformación, $\dot{\varepsilon}_p$ es la velocidad de deformación, $\dot{\varepsilon}_0$ es la velocidad de deformación de referencia, T la temperatura en ese instante, T_0 la temperatura de referencia, T_m la temperatura de fusión del material y m es el coeficiente de ablandamiento térmico. En la Tabla 3 se muestran los valores de los parámetros de Johnson-Cook para el Ti-6Al-4V recogidos del trabajo de W.-S. Lee et al [49] y empleados en el presente trabajo.

Tabla 3 Parámetros de Johnson-Cook para el Ti-6Al-4V [49]

| A (MPa) | B (MPa) | C | n | m | $\dot{\epsilon}_0$ (s ⁻¹) | T_0 (K) | T_m (K) |
|--------------|--------------|-------|------|-----|------------------------------------------|--------------|--------------|
| 782 | 498 | 0.028 | 0.28 | 1 | 10 ⁻⁵ | 293 | 1673 |

La ley de Johnson-Cook es ampliamente utilizada para describir el comportamiento plástico de materiales, especialmente metálicos [13], [50], debido sobre todo a su relativa simplicidad y la existencia de parámetros para muchos metales de interés, además de estar orientada principalmente para el cálculo computacional [51].

Por último, una vez que el material está siendo sometido a deformación plástica éste puede alcanzar su deformación máxima, instante a partir del cual éste rompe y pierde sus propiedades mecánicas. Esta deformación máxima se determina en los modelos numéricos mediante criterios de daño. Aunque existe un gran número de criterios, en el presente caso de estudio se emplea propiamente el criterio de daño de Johnson-Cook [48], descrito en la ecuación II. 3.

$$\bar{\epsilon}_0^p = (D_1 + D_2 \cdot e^{D_3 \cdot \eta}) \cdot \left(1 + D_4 \cdot \ln \frac{\dot{\epsilon}_p}{\dot{\epsilon}_0}\right) \cdot \left[1 - D_1 \cdot \left(\frac{T - T_0}{T_m - T_0}\right)\right] \quad \text{II. 3}$$

Donde D_1, D_2, D_3, D_4 y D_5 son constantes del material, η es la proporción de triaxialidad, siendo $\eta = \sigma_m / \sigma_{eq}$, donde σ_m es la tensión hidrostática o tensión principal y σ_{eq} es la tensión equivalente de von Mises [48]. Los parámetros de daño para el Ti-6Al-4V han sido recogidos del trabajo de D. Lesuer [52], los cuales se muestran en la Tabla 4.

Tabla 4 Parámetros de daño de Johnson-Cook para el Ti-6Al-4V [52].

| D_1 | D_2 | D_3 | D_4 | D_5 |
|-------|-------|-------|-------|-------|
| -0.09 | 0.25 | -0.5 | 0.014 | 3.87 |

Por último, una vez iniciado el daño, se produce un proceso de degradación de las propiedades en los elementos del modelo. Es decir, éstos no pierden súbitamente sus propiedades si no que éstas se van degradando progresivamente hasta ser eliminados del modelo. Este proceso puede realizarse bajo criterios de deformación del elemento o de energía. En el primer caso el elemento se va degradando hasta que su longitud característica

alcanza una deformación establecida, la cual se mide desde el punto de inicio de dicha degradación. En el segundo caso el material absorbe una cantidad de energía establecida y posteriormente es eliminado [35]. Hilleborg definió en 1976 la energía requerida para abrir una fractura en una unidad de área con el parámetro G_f , característico del material y cuya ecuación constitutiva es la representada en la ecuación II. 4 [53]:

$$G_f = L \cdot G = L \cdot \int_{\bar{\epsilon}_0^p}^{\bar{\epsilon}_f^p} \sigma_d \cdot d\bar{\epsilon}^p = \int_0^{\bar{u}_f^p} \sigma_d \cdot d\bar{u}^p \quad \text{II. 4}$$

$$d\bar{u}^p = L \cdot d\bar{\epsilon}^p \quad \text{II. 5}$$

Donde L es la longitud característica del elemento, σ_d es la función de la tensión del elemento en la zona de degradación $\bar{\epsilon}_0^p$ es la deformación plástica equivalente inicial y $\bar{\epsilon}_f^p$ la deformación plástica equivalente final.

Cada una de las diferentes etapas se muestran representadas en la Fig. 3.

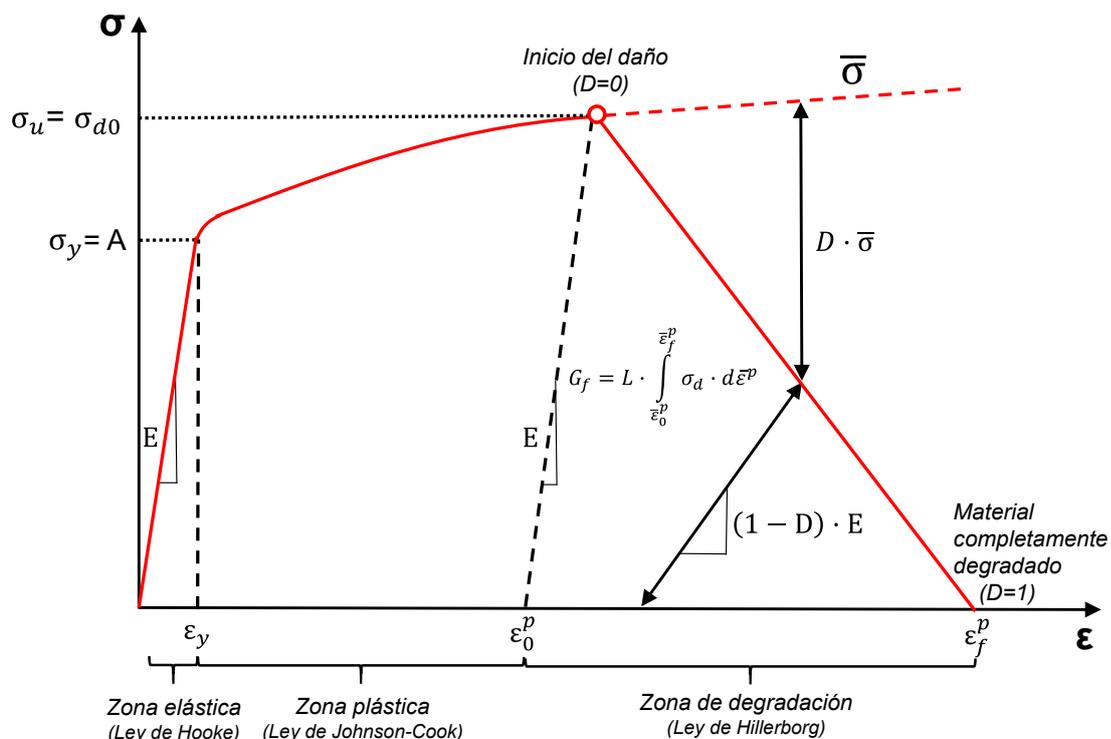


Fig. 3 Esquema del comportamiento del material durante sus diferentes etapas.

Los procesos de mecanizado llevan implícitos fenómenos térmicos relacionados con las deformaciones mecánicas, así como con las interacciones (fricción y transferencia de calor

material – herramienta). El primero de ellos es descrito por los estudios de I.G. Taylor y H. Quinney [54] y a los cuales debe su nombre el factor de Taylor-Quinney (β). Este coeficiente representa la cantidad de energía que un metal disipa en forma de energía térmica durante su deformación plástica en frío y cuyo valor se ha estimado en 0.9 para el Ti-6Al-4V considerando trabajos de otros autores [55], [34].

El segundo caso tiene que ver con la interacción entre el material y la herramienta y será explicado en el capítulo 0, donde se expondrán con más detalle las diferentes interacciones que se producen durante el proceso de mecanizado.

Este calor generado conlleva un proceso de transferencia de calor a través de material y cuya evolución se describe mediante la ecuación II. 6 [27].

$$\rho \cdot C_p \cdot \frac{dT}{dt} - k \cdot \Delta T = \beta \cdot d_{ij}^p \cdot \sigma_{ij} \quad \text{II. 6}$$

Donde ρ es la densidad del material C_p es la capacidad calorífica del material, T la temperatura del material, k la conductividad térmica, ΔT el laplaciano de la temperatura, β el factor de Taylor-Quinney, d_{ij}^p es el tensor de la deformación plástica y σ_{ij} el tensor de tensiones de Cauchy. Los valores para C_p y k se recogen en la Tabla 5.

Tabla 5 Propiedades térmicas del Ti-6Al-4V [27], [46].

| Conductividad (N/K·s) | Capacidad calorífica (m ² /s ² ·K) |
|--------------------------|-------------------------------------------------------------|
| 7.2 | 560 |

2.3.3. Material de herramienta

Composición y características

La herramienta empleada para el caso de estudio fue realizada a partir de un material cermet, el cual es un material compuesto formado por polvo cerámico y metálico. Están formados en su mayor parte por polvo de TiCN, el cual se cohesionan empleando aleaciones más blandas de Co y/o Ni. Aunque cada fabricante utiliza su propia composición, la mayoría incluyen carburos como Mo₂C, WC y TaC que pueden aumentar la dureza de la herramienta hasta los 1600 HV [56]. Comparativamente, la dureza de la aleación de Ti-6Al-4V suele estar alrededor de los 349 HV [57].

El carburo de tántalo (TaC) se suele añadir en un porcentaje del 0.3% en peso para evitar el crecimiento de grano en las herramientas de carburo cementado. Además, este compuesto tiene una baja solubilidad en Fe por lo que la adición de éste reduce en gran medida el desgaste de herramientas de corte cuando se emplean en el mecanizado de materiales férreos a altas velocidades [36].

Por otro lado, aunque el carburo de wolframio no posee una dureza tan elevada como otros materiales, tales como el diamante, CBN u otros compuestos de boro, éste resulta mucho más económicamente asequible y trabaja bien en un amplio rango de materiales. Aunque no es propiamente un metal, a veces se le suele catalogar dentro de los metales duros y se produce por la reacción de wolframio con carbono y se suele emplear tras un proceso de sinterización junto con cobalto (Co), siendo este último el que realiza la función de aglomerante. El uso de cobalto como aglomerante otorga al compuesto de WC+Co mayor resistencia mecánica, dado que el WC es por sí solo un material frágil. Es ampliamente utilizado no sólo para la fabricación de plaquitas de mecanizado, sino también en la fabricación de dientes de sierra, taladros (tanto en máquinas herramienta como instalaciones petrolíferas), discos y cintas abrasivas y como recubrimientos para prevenir el desgaste [36].

Por último, el carburo de molibdeno (Mo_2C) es un cerámico altamente refractario con una temperatura de fusión excepcionalmente alta (2963 K) y buena resiliencia. Sus propiedades son muy parecidas a las del TaC y por ello se usan de forma similar.

Aunque la dureza de los cermet es similar a la de las herramientas de metal duro, éstos son menos susceptibles a la difusión, generan menos fricción y, por tanto, mayor resistencia al desgaste durante el proceso de mecanizado. Estas propiedades permiten, además, el mecanizado de materiales a mayores velocidades que las herramientas de metal duro y se emplean sobre todo en los procesos de acabado o semiacabado [56].

Propiedades y ecuaciones constitutivas

Al igual que en el material de estudio, éste también se modeló bajo la hipótesis de isotropía y homogeneidad como es habitual. Sin embargo, a diferencia del material a mecanizar, se consideró que las posibles deformaciones que pudiera sufrir la herramienta durante el proceso son despreciables, llevando a modelar ésta como un cuerpo rígido.

Bajo este supuesto, las propiedades mecánicas de la herramienta, tales como densidad, módulo elástico o coeficiente de Poisson, no tienen ningún efecto sobre los resultados que pueda aportar el modelo [58]. Sin embargo es preciso que el modelo contenga valores que definan el material, al menos, en su región elástica, gobernada por la ecuación II. 1 y cuyos parámetros se recogen en la tabla Tabla 6.

Tabla 6 Propiedades mecánicas de la herramienta de carburo [59].

| Densidad (kg/m ³) | Módulo elástico (GPa) | Coficiente de Poisson |
|----------------------------------|--------------------------|--------------------------|
| 12700 | 1000 | 0.3 |

Por otro lado, las propiedades térmicas que definen la transferencia de calor a través de la herramienta resultan ser unos parámetros fundamentales que afectan de manera significativa a los resultados del modelo. Esto es así debido a que el calor generado por el proceso no es en absoluto despreciable sobre el material de mecanizado, el cual, al contacto con la herramienta, transfiere parte de ese calor sobre ésta. Ese calor transferido, por un lado, disipa parte del calor del material mecanizado sobre la herramienta y, por otro, permite estudiar la zona térmicamente afectada de la herramienta durante el proceso, la cual será la más propensa al desgaste. Los valores para los parámetros correspondientes a la herramienta de carburo modelizada se recogen en la Tabla 7.

Tabla 7 Propiedades térmicas de la herramienta de carburo [59].

| Conductividad (N/K·s) | Capacidad calorífica (m ² /s ² ·K) |
|--------------------------|-------------------------------------------------------------|
| 33.5 | 234 |

2.3.4. Interacciones

Contacto

El software Abaqus/Explicit emplea dos tipos de algoritmo para definir contactos e interacciones dentro de un modelo: *general contact* (contacto general) y *contact pairs* (contacto por pares) [60].

El primer tipo de algoritmo, aunque no es completamente automático, simplifica considerablemente el proceso de detección de las superficies del modelo además de ser el único algoritmo que permite la interacción entre elementos Eulerianos y Lagrangianos o con

elementos SPH. Sin embargo, aunque el *general contact* es muy útil para definir y determinar contactos simples dentro de un modelo de manera rápida y sencilla, el uso del *contact pairs* es especialmente recomendable para contactos entre dos superficies de modelos bidimensionales o contactos que garanticen la no penetración de dos superficies atendiendo a las fuerzas de reacción entre ellas. Es por ello que en el modelo numérico de mecanizado 2D se empleó este segundo tipo de algoritmo.

El algoritmo de *contact pairs* requiere determinar dos superficies, las cuales deben definirse como “maestra” y “esclava”. La superficie denominada como “maestra” tendrá prioridad durante el contacto, es decir, su superficie no puede ser penetrada en ningún caso por nodos de la superficie esclava, pero sí al contrario [61], tal como muestra la Fig. 4. La manera de evitar o, al menos, disminuir la penetración de la superficie “maestra” sobre la “esclava” es realizando un afinado de malla de esta última, razón por la cual el tamaño de los elementos correspondientes a la que se defina como superficie “esclava” se recomienda que sea menor o igual que los de la superficie “maestra”. En todos los casos de estudio, la superficie “maestra” se ha establecido sobre la herramienta, mientras que la superficie “esclava” se estableció sobre el material a mecanizar.

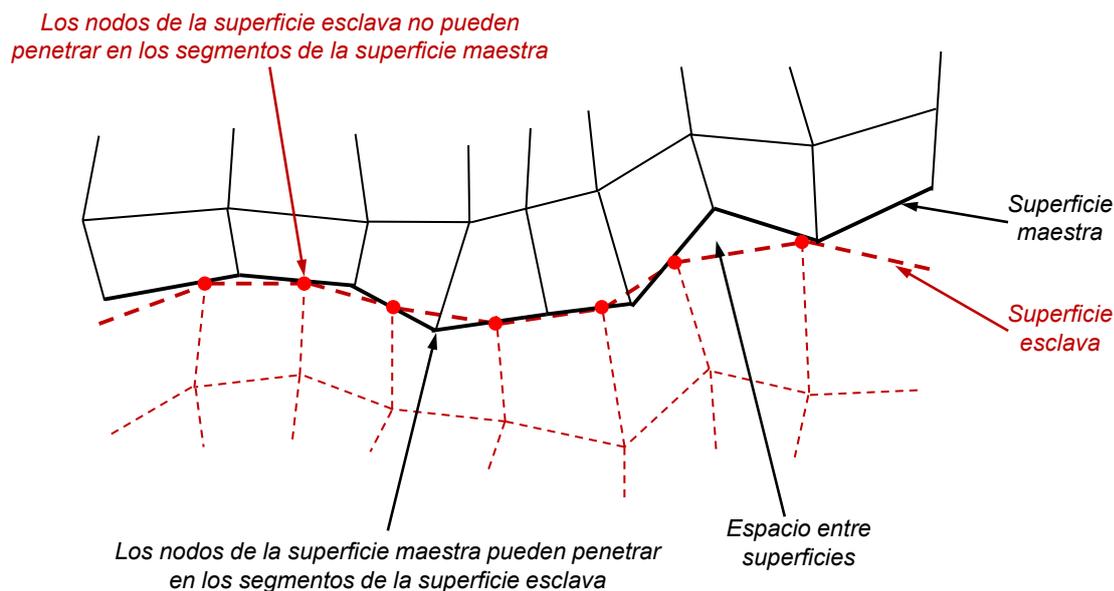


Fig. 4 Esquema de adaptación de la superficie maestra sobre la superficie esclava debido a un tamaño de malla grueso.

Fricción

La otra interacción clave a la hora de realizar un modelo de mecanizado es la fricción, en concreto el modelo emplea una ley extendida de la fricción clásica de Coulomb [62]. Como

ya se mencionó en la sección 2.3.2, la fricción genera durante el proceso de mecanizado un aumento de la temperatura en las superficies de contacto entre la herramienta y el material, además de inducir tensiones cortantes y afectar a las fuerzas en la interfaz herramienta-viruta.

La ley de Coulomb para la fricción fue determinada en 1785 por Charles-Augustin de Coulomb, la cual considera cuatro factores como determinantes de la fricción: el tipo de materiales en contacto o su recubrimiento, el área de contacto, la presión normal a la superficie y el tiempo que se mantienen en contacto ambas superficies [63]. Es importante señalar que este modelo de fricción se emplea para determinar el rozamiento entre dos superficies en seco.

La ley de Coulomb para la fricción asume que no se produce movimiento relativo entre dos superficies en contacto si la tensión equivalente de fricción (τ_{eq}) es menor que su tensión crítica (τ_{crit}), la cual es proporcional a la presión de contacto [62]. Ambos parámetros están definidos matemáticamente por las ecuaciones II. 7 y II. 8 respectivamente.

$$\tau_{eq} = \sqrt{\tau_1^2 + \tau_2^2} \quad \text{II. 7}$$

$$\tau_{crit} = \mu \cdot p \quad \text{II. 8}$$

Por tanto, la condición de Coulomb para que exista movimiento relativo entre dos superficies y, por tanto, rozamiento quedaría definida por la ecuación II. 9 o, de manera extendida, la ecuación II. 10.

$$\tau_{eq} \leq \tau_{crit} \quad \text{II. 9}$$

$$\sqrt{\tau_1^2 + \tau_2^2} \leq \mu \cdot p \quad \text{II. 10}$$

Donde τ_1 y τ_2 son las tensiones superficiales en las direcciones tangencial y binormal, tal como se muestra en la Fig. 5, p es la presión en la dirección normal a la superficie y μ es el coeficiente de fricción.

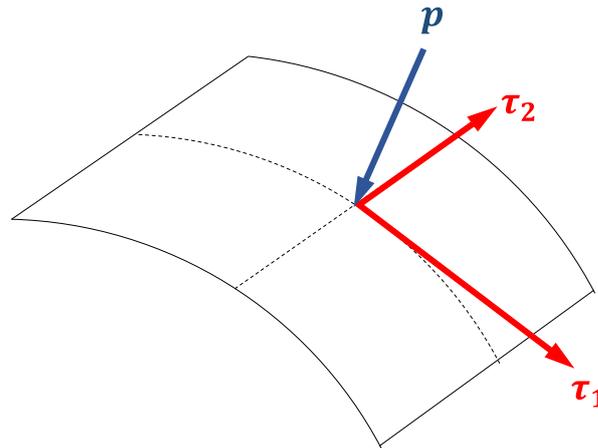


Fig. 5 Componentes de las variables de la ley de Coulomb para la fricción.

Si dicho coeficiente de fricción es isótropo (igual en todas direcciones) y la dirección de deslizamiento y la tensión por fricción coinciden, el algoritmo cumplirá la condición de la ecuación II. 11.

$$\frac{\tau_i}{\tau_{eq}} = \frac{\dot{\gamma}_i}{\dot{\gamma}_{eq}} \quad \text{II. 11}$$

$$\dot{\gamma}_{eq} = \sqrt{\dot{\gamma}_1^2 + \dot{\gamma}_2^2} \quad \text{II. 12}$$

Donde $\dot{\gamma}_i$ es la velocidad de deslizamiento en la dirección i y $\dot{\gamma}_{eq}$ es el módulo de la velocidad de deslizamiento.

Efecto térmico de la fricción

El modelo numérico realizado se definió como un modelo térmico-desplazativo acoplado (*coupled temperature-displacement*). Este tipo de modelo requiere un tipo de cálculo que ejecute de manera simultánea cálculos de desplazamientos/tensiones junto con cálculos térmicos a la vez que los enlaza de manera que los resultados de ambos se vean influenciados entre ellos, siendo mutuamente dependientes. En la Fig. 6 se representa el esquema general del algoritmo de cálculo de este tipo de modelos.

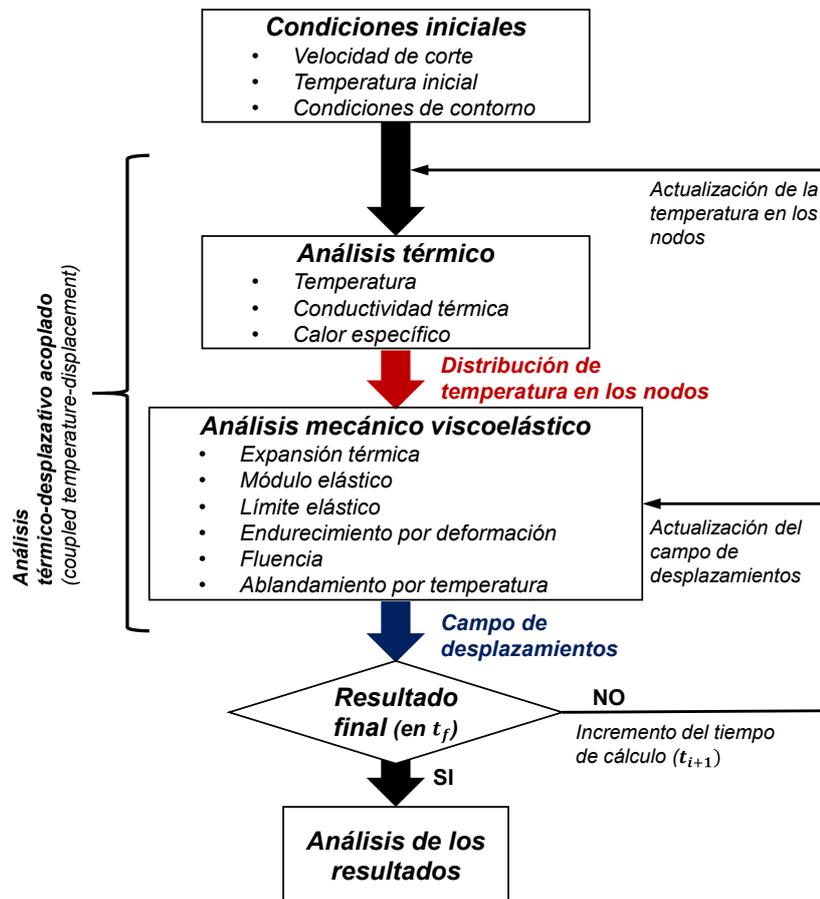


Fig. 6 Esquema general del algoritmo durante un proceso de cálculo de un modelo térmico-desplazativo acoplado (coupled temperature-displacement).

El modelo incluye el factor η , el cual determina qué parte de la energía generada por la fricción se convertirá en calor. Dicho factor toma valores entre 0 y 1. Un valor de 0 indicaría que la energía generada por la fricción no se convierte en energía térmica, mientras que un valor de 1 indicaría que toda la energía es convertida en calor [64]. A la par, se debe definir otro factor que determine qué parte de ese calor generado se transmite a la superficie propia o es transmitida a la superficie en contacto tal como se muestra en la Fig. 7. Para cada superficie se define un parámetro, f_A y f_B , sin embargo, estos factores están relacionados de manera que $f_B = 1 - f_A$. Siendo f_A el factor para la superficie maestra y f_B el factor de la superficie esclava.

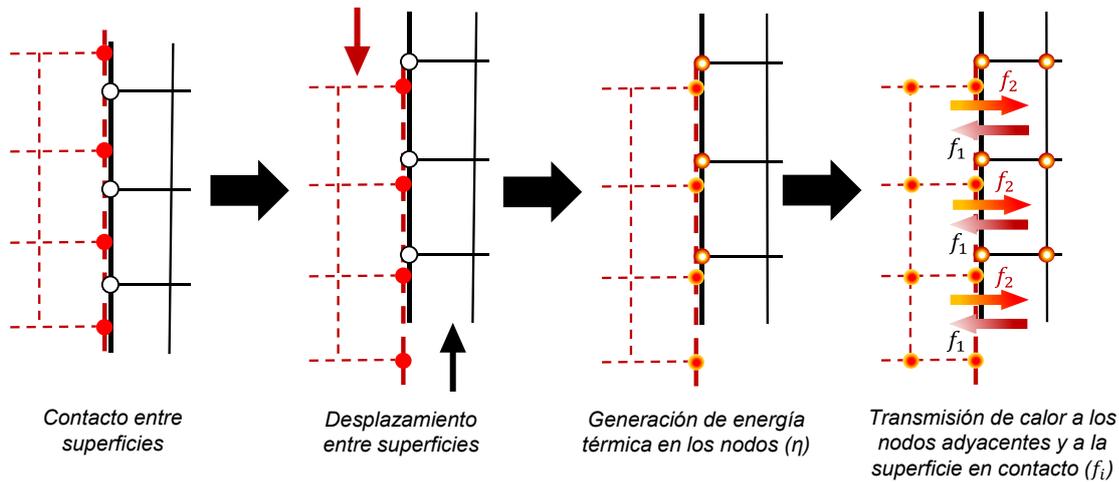


Fig. 7 Esquema del flujo de calor que se genera en un modelo térmico-desplazativo acoplado durante el rozamiento entre dos superficies.

La cantidad de energía liberada en forma de calor en cada superficie es determinada por las ecuaciones II. 13 y II. 14 [65].

$$q_A = f_A \cdot \eta \cdot P_{fr} \quad \text{II. 13}$$

$$q_B = f_B \cdot \eta \cdot P_{fr} = (1 - f_A) \cdot \eta \cdot P_{fr} \quad \text{II. 14}$$

$$P_{fr} = \tau \cdot \dot{s} \quad \text{II. 15}$$

Donde q_A y q_B es el flujo de calor en la superficie maestra y esclava respectivamente generado por la fricción, τ es la tensión a cortadura generada por la fricción y \dot{s} es la velocidad de deslizamiento. Si además se consideran los procesos de transferencia de calor producidos por conducción (q_k) y radiación (q_r), el flujo de calor vendrá definido por las ecuaciones II. 16 y II. 17 [64].

$$q_A = q_k + q_r - f_A \cdot \eta \tau \cdot \dot{\gamma} \quad \text{II. 16}$$

$$q_B = -q_k - q_r - f_B \cdot \eta \tau \cdot \dot{\gamma} \quad \text{II. 17}$$

2.4. Modelo de mecanizado 2D basado en energía de fractura

Como ya se explicó en el apartado 2.3.2, uno de los factores que influyen de forma determinante en el comportamiento de modelos de mecanizado o cualquier otro modelo que estudie comportamientos de rotura de cualquier tipo es el criterio de daño. Este criterio determinará la energía o la deformación que un material es capaz de absorber hasta su fallo.

Sin embargo, en el caso de modelos de mecanizado éste criterio puede tener otros efectos tales como efectos en las fuerzas de corte, morfología de viruta, temperatura y deformación máxima del material.

En este caso se procedió a implementar en el modelo de mecanizado 2D un criterio de daño basado en la energía de fractura [35] y cuyo comportamiento constitutivo está definido por la ecuación II. 4. Este criterio es fuertemente dependiente del tamaño del elemento debido a la variable L (longitud característica) y debe tenerse en cuenta.

Como punto de partida se consideró una energía de fractura de $G_f = 45000 \text{ J/m}^2$ para el Ti-6Al-4V con un tamaño de elemento en el modelo de $8 \mu\text{m}$. Esta energía es modificada en función de la longitud característica del elemento según la ecuación II. 18

$$G_f(L) = G_f^{ref} \cdot \frac{L}{L^{ref}} \quad \text{II. 18}$$

Esta consideración es de vital importancia durante el estudio de sensibilidad de malla, donde el tamaño del elemento del modelo varía según el caso de estudio.

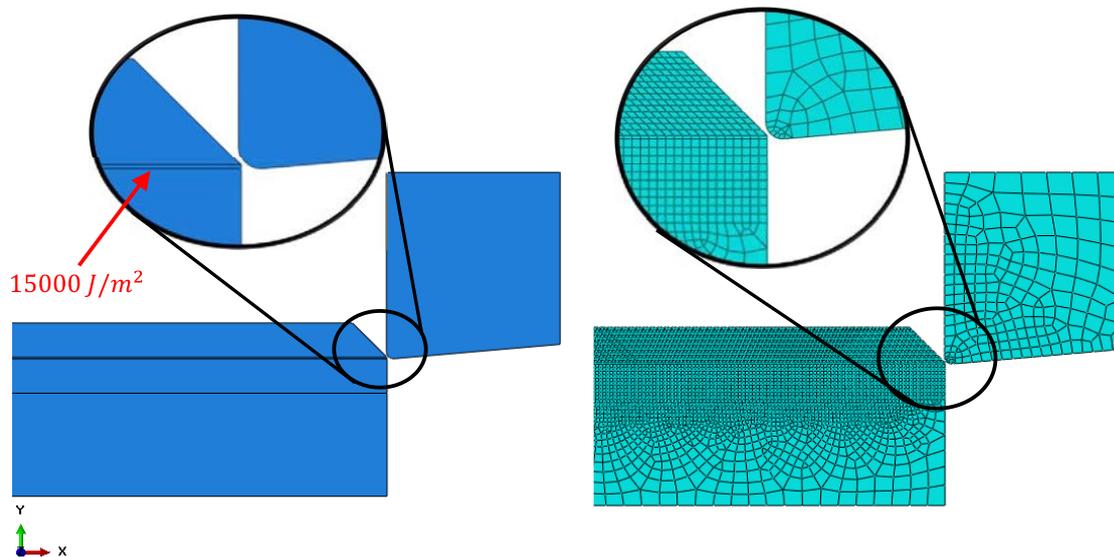


Fig. 8 Esquema del modelo geométrico (Izq.) y sus particiones con una energía de fractura de 15000 J/m^2 en la zona de capa de sacrificio y (Der.) mallado de la geometría con un tamaño de elemento en el material de $8 \mu\text{m}$.

En el modelo geométrico descrito en las Fig. 1 y Fig. 8 se puede observar una partición denominada “capa de sacrificio”. Como ya se mencionó, la función de esta partición facilita la separación de la parte del material, definida como viruta, del resto del material. Por otro lado, en primer lugar, restringe la orientación de los elementos en esa zona y en segundo lugar evita problemas de distorsión de elementos eliminándose. El espesor de esa zona (1

μm) es cien veces menor que el del avance ($100 \mu\text{m}$), tal como se puede observar en la Fig. 8, de tal forma que su efecto en los resultados sea despreciable. Para favorecer su eliminación se estableció una energía siempre menor o igual que la del resto del material. En este caso se determinó la energía de fractura $G_f = 15000 \text{ J/m}^2$ en esa zona. Energías de fractura mayores en este material aumentan el riesgo de distorsión de elementos a medida que la velocidad de corte disminuye.

A continuación se presentan los resultados obtenidos a partir del modelo, partiendo de un análisis de sensibilidad de malla y del *mass scaling*. Posteriormente se analizará el efecto de los parámetros térmicos de la fricción sobre el modelo y de la energía de fractura sobre la morfología y las fuerzas de corte, empleando este último estudio para validar el modelo con respecto a ensayos experimentales obtenidos en la bibliografía.

2.4.1. Resultados

2.4.1.1. Análisis de sensibilidad de malla

El *análisis de sensibilidad de malla* es un procedimiento que estudia la influencia del tamaño de los elementos de la malla sobre los resultados que el modelo ofrece [66]. Debido a esta influencia es preciso reducir el tamaño de los elementos (*refinamiento de la malla*) hasta alcanzar un tamaño a partir del cual los resultados del modelo no varíen o ésta pueda considerarse despreciable. Una disminución del tamaño de los elementos supone un aumento en el número de éstos dentro del modelo y, por tanto, mayor número de cálculos e interacciones. Lo que implica un aumento en el tiempo de cálculo tal como se puede observar en la Fig. 10.

Dicho análisis se realizó con una serie de parámetros constantes, que se describen en la Tabla 8, y con tamaños de elemento de $15 \mu\text{m}$, $10 \mu\text{m}$, $8 \mu\text{m}$ y $5 \mu\text{m}$.

Tabla 8 Parámetros empleados en el análisis de sensibilidad de malla.

| <i>Energía fractura material</i> (J/m^2) | <i>Energía fractura capa de sacrificio</i> (J/m^2) | <i>Velocidad de corte</i> (m/s) | <i>Fricción</i> |
|--------------------------------------------------------|------------------------------------------------------------------|-----------------------------------------------|-----------------|
| 45000 | 15000 | 3 | 0.8 |

En la Fig. 9 se tiene el análisis de sensibilidad de malla con respecto a las fuerzas específicas tanto de corte como de avance. La presión específica o fuerza específica es, por definición, la fuerza aplicada por unidad de área:

$$f = \frac{F}{A_v} \quad \text{II. 19}$$

$$A_v = e_1 \cdot p = a \cdot p \quad \text{II. 20}$$

Donde F es la fuerza aplicada, A_v el área de la viruta, e_1 el espesor de la viruta, que coincidirá con el avance a , y p la profundidad. En el caso de modelos 2D el espesor tomará el valor unidad. Las presiones de corte y avance específicas se definirían respectivamente con las ecuaciones II. 21 y II. 22

$$f_c = \frac{F_c}{A_v} \quad \text{II. 21}$$

$$f_a = \frac{F_a}{A_v} \quad \text{II. 22}$$

Donde F_c y F_a son las presiones de corte y avance respectivamente.

Se puede observar tanto en Fig. 9 como en la Tabla 9 que con el análisis de sensibilidad de malla realizado se obtiene un tamaño de elemento adecuado de 8 μm . Si bien es cierto que la presión específica de corte se estabiliza con un tamaño de elemento de 10 μm , la presión específica de avance no se estabiliza hasta las 8 μm . A partir de ese tamaño la disminución del tamaño de los elementos genera variaciones que se pueden considerar despreciables en los resultados de las presiones específicas. Sin embargo, en la Fig. 10 se puede observar cómo el aumento del tiempo de cálculo se incrementa considerablemente cuando se pasa de un tamaño de 8 a 5 μm .

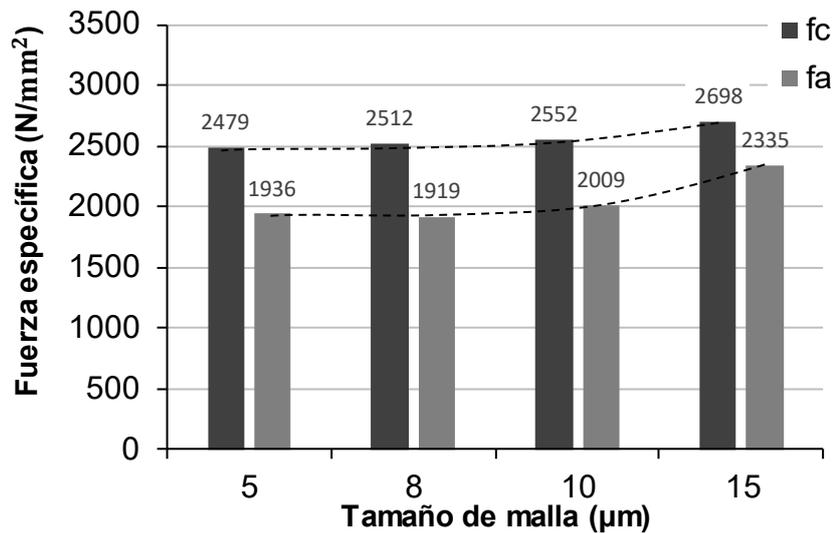


Fig. 9 Efecto del tamaño de elemento de la malla sobre las presiones de corte (F_c) y avance (F_a) para una velocidad de 3 m/s, $G_f(\text{viruta})=45000 \text{ J/m}^2$, $G_f(\text{capa})=15000 \text{ J/m}^2$, $\mu=0.8$.

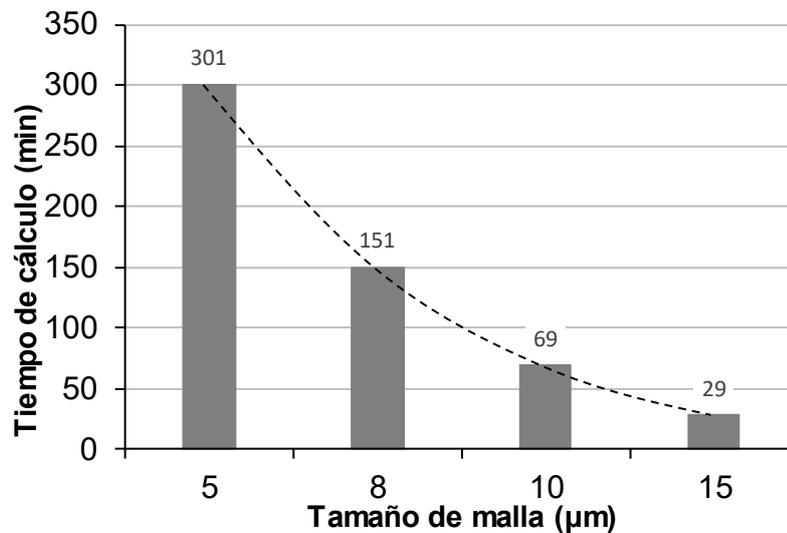


Fig. 10 Efecto del tamaño de elemento de la malla sobre el tiempo de cálculo en horas para una velocidad de 3 m/s, $G_f(\text{viruta})=45000 \text{ J/m}^2$, $G_f(\text{capa})=15000 \text{ J/m}^2$, $\mu=0.8$

Tabla 9 Variación de las fuerzas específicas de corte y avance según la variación del tamaño del elemento de malla.

| Tamaños de elemento (µm) | Presiones esp. corte (N/mm²) | Variación fc (%) | Presiones esp. avance (N/mm²) | Variación fa (%) |
|--------------------------|------------------------------|------------------|-------------------------------|------------------|
| 15-10 | 2698 – 2552 | 5.7 | 2335 – 2009 | 16.2 |
| 10-8 | 2552 – 2512 | 1.6 | 2009 – 1919 | 4.7 |
| 8-5 | 2512 – 2479 | 1.4 | 1919 – 1936 | 0.9 |

2.4.1.2. Análisis del *mass scaling*

El *mass scaling* es un procedimiento matemático que mediante el reescalado de la densidad de los elementos críticos de un modelo numérico que permite acelerar el cálculo sin pérdida de precisión en los resultados [67].

El tiempo de cálculo, o coste computacional, en un modelo explícito viene determinado por la condición de Courant–Friedrichs–Lewy (CFL), la cual determina el tiempo de paso máximo para garantizar la convergencia de soluciones de ecuaciones diferenciales parciales para modelos explícitos [32].

$$\Delta t \leq f \cdot \left[\frac{h}{c} \right]_{\min} \quad \text{II. 23}$$

Donde Δt es el paso de tiempo estable, f es un factor de escala para garantizar la convergencia (generalmente se toma un valor de 0.9), h es la longitud característica del elemento más pequeño del modelo y c la velocidad de propagación de la onda en el modelo.

La velocidad de propagación de la onda dependerá del material tal como muestra la ecuación que la define.

$$c = \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad \text{II. 24}$$

Por lo que la ecuación II. 23 podría reescribirse como

$$\Delta t \leq f \cdot \left[h \cdot \sqrt{\frac{\rho}{E}} \right]_{\min} \quad \text{II. 25}$$

De la ecuación anterior se puede observar la influencia de una serie de parámetros que influyen directamente en el paso de tiempo de cálculo y, por tanto, en el tiempo computacional requerido por el modelo. Es habitual considerar el tamaño de los elementos como la primera opción para disminuir el tiempo de cálculo. Sin embargo, existen dos razones principales por las cuales el tamaño de los elementos de la malla no puede tener un tamaño por encima de un límite.

La primera de ellas es el efecto de dicho tamaño de los elementos en los resultados del modelo tal como se pudo observar en la Fig. 9. Del efecto de este parámetro sobre el tiempo

de cálculo y los resultados nace la necesidad de realizar los análisis de sensibilidad de malla como se mostró con claridad en la Fig. 10.

La segunda razón es la necesidad de elementos de tamaños muy pequeños en ciertas zonas del modelo debido a necesidades geométricas. Como se puede ver en la Fig. 11, ciertas geometrías obligan a un mallado mucho más fino que el resto del modelo para mantener la continuidad y la coherencia de la geometría.

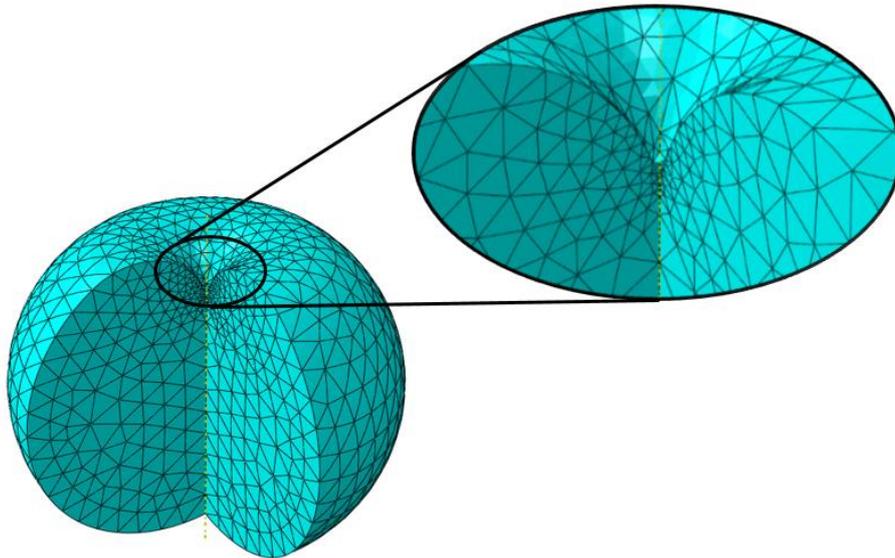


Fig. 11 Ejemplo de zona con malla fina por requerimientos de la geometría del modelo.

Por otro lado, la disminución del módulo elástico también aumentaría el tiempo de paso de cálculo, sin embargo, este es un parámetro característico del material y, por tanto, no es un parámetro que pueda modificarse libremente. Sin embargo, este parámetro señala la importancia de utilizar las unidades adecuadas según el modelo, recomendándose el sistema de unidades que permita los valores mayores. Es decir, utilizar metros en vez de milímetros o toneladas en vez de kilogramos siempre que sea posible.

Por último, el parámetro de la densidad puede también modificar el paso del tiempo. En este caso, según la ecuación II. 25, el paso de tiempo en el cálculo será tanto mayor cuanto mayor sea la densidad del menor de los elementos del modelo. El procedimiento del *mass scaling* no modifica directamente la densidad de los elementos, sino que una vez determinado un paso de tiempo mínimo, modifica la densidad de aquellos elementos cuya densidad propia obliga al modelo a un paso de tiempo menor. De esta forma aumenta la densidad de dichos elementos hasta ajustar el paso de tiempo al mínimo determinado como se esquematiza en

la Fig. 12. A partir de ese momento el cálculo tomará el tiempo del *mass scaling* como el tiempo del paso de cálculo para todo el modelo.

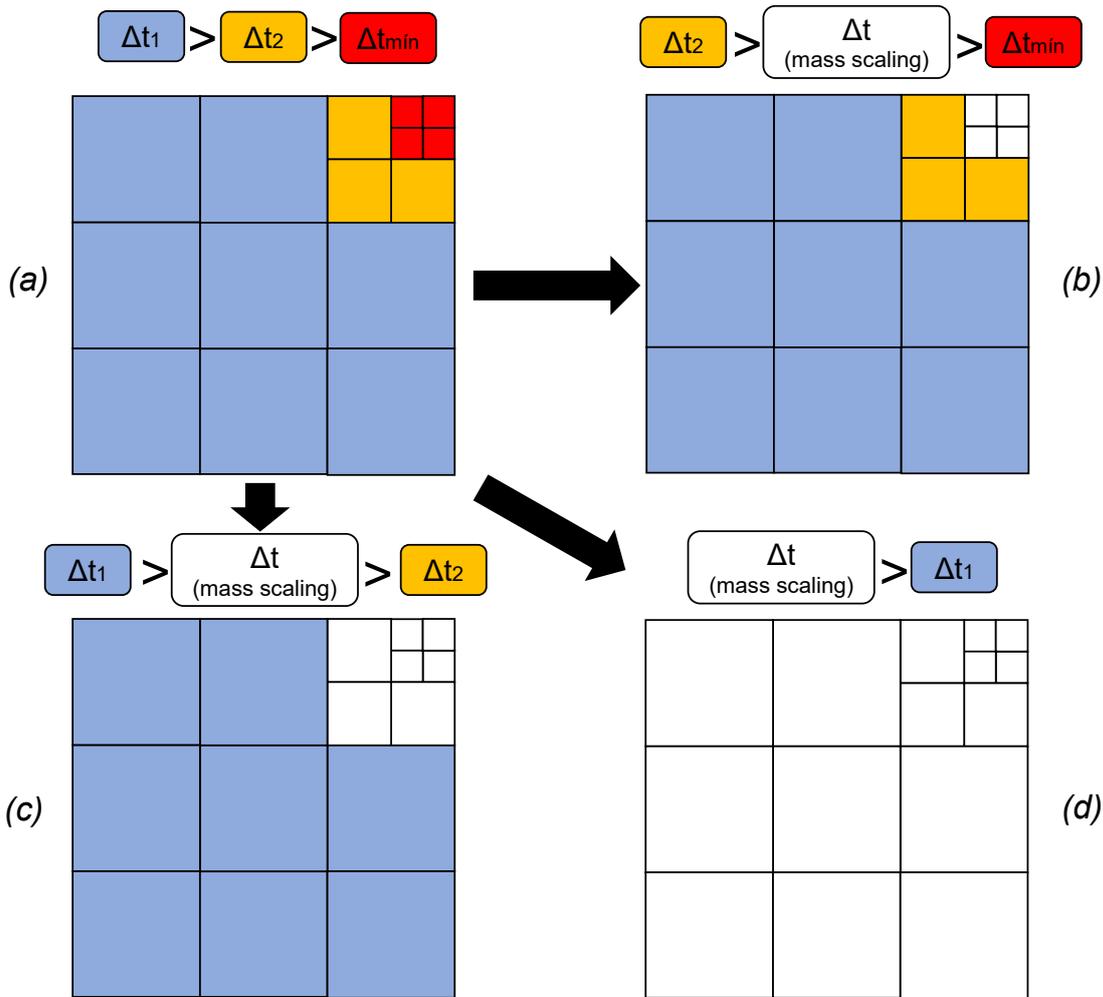


Fig. 12 Esquema de efecto del *mass scaling* sobre el tiempo computacional y densidad según el tamaño de los elementos. Los cuadrados en blanco indican aquellos elementos cuya densidad ha sido modificada para ajustarse al Δt del *mass scaling*.

La selección de un paso de tiempo en el *mass scaling* puede, sin embargo, acarrear una serie de problemas tales como afectar a los resultados del modelo o falta de convergencia si genera un aumento de la velocidad de propagación de la onda que provoque una distorsión excesiva de los elementos. En modelos con geometrías sencillas o periódicas, donde una inspección visual permite detectar rápidamente las zonas con los elementos más pequeños, se puede saber *a priori* que el *mass scaling* no afectará a los resultados si la zona afectada no está en las inmediaciones de la zona de interés. Por otro lado, en los casos donde una inspección visual no permita determinar la zona que pueda verse afectada por el reescalado de la densidad, se requiere un estudio paramétrico del modelo tal como el que se muestra en la Fig. 13.

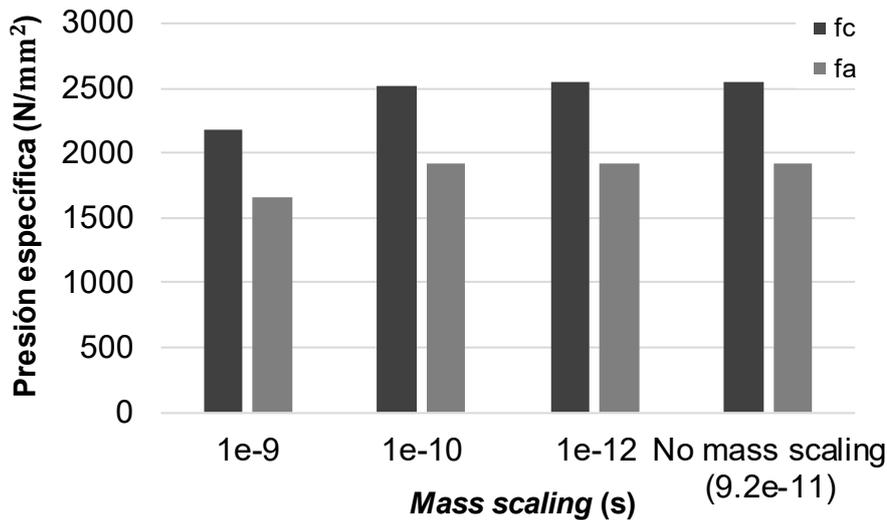


Fig. 13 Presiones específicas de corte (f_c) y avance (f_a) en función del factor de mass scaling comparados con el modelo sin mass scaling para una velocidad de 3 m/s, $G_f(\text{viruta})=30000 \text{ J/m}^2$, $G_f(\text{capa})=15000 \text{ J/m}^2$, $\mu=0.8$.

Del estudio paramétrico del modelo se obtiene un valor de $\Delta t=1e-10$ segundos como un valor satisfactorio. Los resultados en las presiones de corte no se ven afectados significativamente (Fig. 13), así como la morfología de la viruta (Fig. 15). A su vez se consigue una disminución de los tiempos de cálculo del orden del 22.44% con respecto al modelo original sin *mass scaling*.

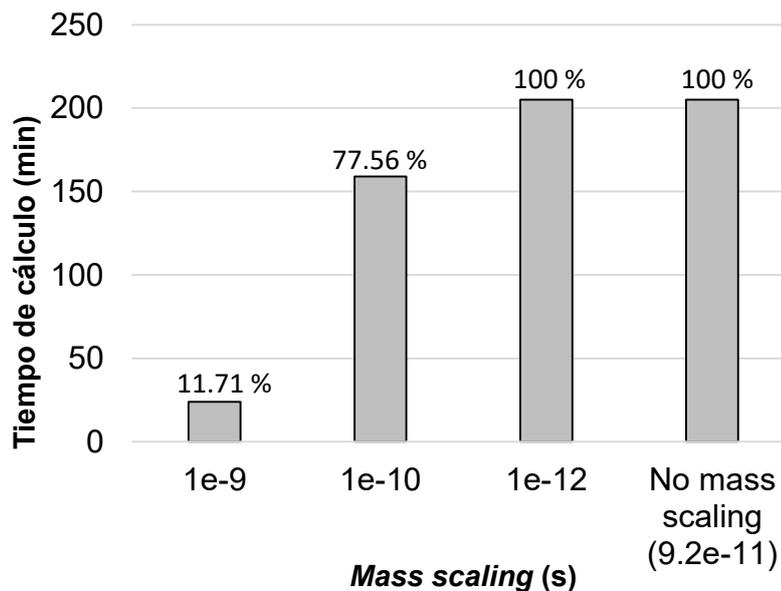


Fig. 14 Tiempo de cálculo en minutos en función del factor de mass scaling comparados con el modelo sin mass scaling para una velocidad de 3 m/s, $G_f(\text{viruta})=30000 \text{ J/m}^2$, $G_f(\text{capa})=15000 \text{ J/m}^2$, $\mu=0.8$.

Se observa que para valores mayores al propio paso de tiempo del modelo sin *mass scaling* ($9.293e-11 \text{ s}$) éste no tiene ningún efecto ni en los resultados ni en los tiempos de cálculo.

Por el contrario, un *mass scaling* muy superior al tiempo de paso original puede disminuir considerablemente el tiempo de cálculo (hasta un 88.29% para un $\Delta t=1e-9$ s), pero también afecta considerablemente a los resultados tanto de las presiones de corte y avance (Fig. 13) como a la morfología de la viruta (Fig. 15). Este caso, con un *mass scaling* demasiado grande, correspondería al esquema de la Fig. 12d, donde todo el modelo es reescalado. En cambio, con un valor de $\Delta t=1e-10$ segundos se estaría en el caso de la Fig. 12b, en la que sólo los elementos críticos del modelo se ven afectados, aumentando el paso de tiempo crítico sin afectar al resto del modelo.

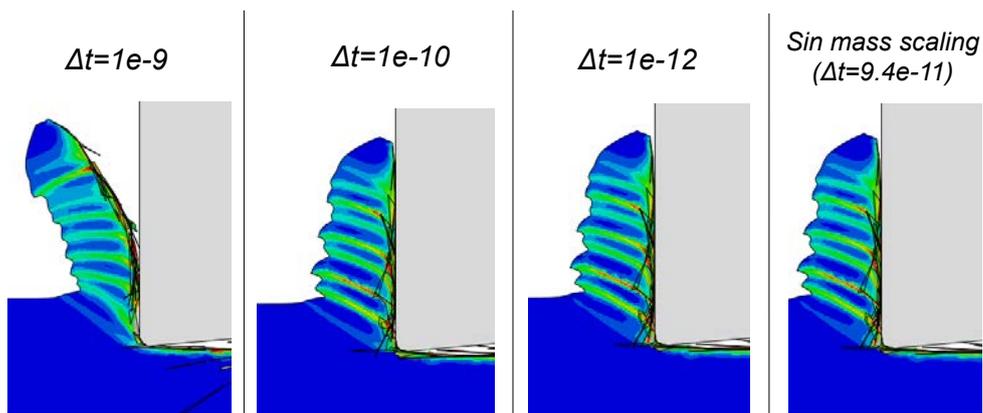


Fig. 15 Efecto del *mass scaling* en la morfología de la viruta para una velocidad de 3 m/s, $G_f(\text{viruta})=30000 \text{ J/m}^2$, $G_f(\text{capa})=15000 \text{ J/m}^2$, $\mu=0.8$.

2.4.1.3. Efecto de los parámetros térmicos de la fricción

Tal como se explicó en el subcapítulo 2.3.4, uno de los parámetros que pueden afectar a los resultados del modelo es la energía disipada en forma de calor que se produce por la fricción entre las superficies en contacto con movimiento relativo entre ellas.

Para el modelo en cuestión se realizó un estudio paramétrico de la Fracción de Calor Generada por la Fricción (F.C.G.F), es decir, el porcentaje de energía que la fricción transforma en calor. El estudio paramétrico se realizó con una velocidad de 3 m/s, una energía de fractura para la viruta de 15000 J/m², 30000 J/m² y 45000 J/m² y para la capa de sacrificio 15000 J/m² con un coeficiente de fricción de 0.8 tal como se resume en la Tabla 10.

Tabla 10 Parámetros del estudio paramétrico

| Energía fractura material (J/m^2) | Energía fractura capa de sacrificio (J/m^2) | Velocidad de corte (m/s) | Fricción | F.C.G.F |
|---------------------------------------|-------------------------------------------------|--------------------------|----------|---------------------------|
| 45000 | 15000 | 3 | 0.8 | 0 – 0.25 – 0.5 – 0.75 – 1 |
| 30000 | 15000 | 3 | 0.8 | 0 – 0.25 – 0.5 – 0.75 – 1 |
| 15000 | 15000 | 3 | 0.8 | 0 – 0.25 – 0.5 – 0.75 – 1 |

Los resultados del estudio se muestran en la Fig. 16. Se puede observar un aumento de la temperatura máxima de la herramienta a medida que la fracción de calor generado por la fricción (F.C.G.F.) aumenta desde 0 a 1 (del 0 al 100%). En este sentido, en la Fig. 16a, para el caso de una energía de fractura de $15000 J/m^2$ la temperatura asciende desde 655 a 753 K, para $30000 J/m^2$ de 756 a 883 K y para el caso de $45000 J/m^2$ desde 843 a 977 K.

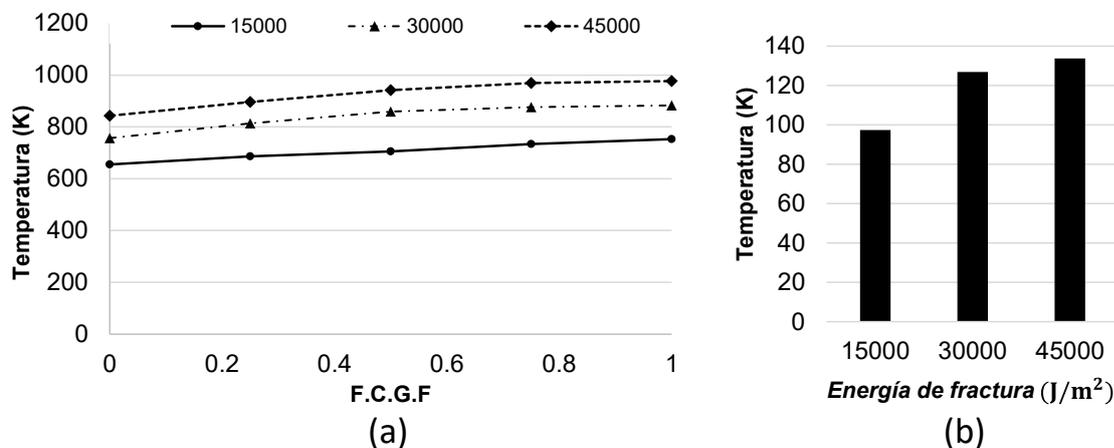


Fig. 16 a) Estudio de la temperatura (K) en función de la fracción de energía disipada en la fricción en forma de calor y b) diferencia de temperaturas entre F.C.G.F. del 0 al 100% para una velocidad de 3 m/s, $Gf(viruta)=15000, 30000$ y $45000 J/m^2$, $Gf(capas)=15000 J/m^2$, $\mu=0.8$.

En la Fig. 16b se muestra la diferencia de temperaturas entre 0 y el 1 de la F.C.G.F. para los tres casos de estudio. Es decir, el calor aportado al modelo de mecanizado por la fricción. Para las energías de fractura de $15000, 30000$ y $45000 J/m^2$ esta diferencia en temperaturas para un factor de 0 y 1 es de 97, 127 y 134 K respectivamente. Esto supone que, en términos relativos, de media, el 13.67 ± 0.71 % del calor total es aportado por la fricción. Por tanto, este factor tiene un claro efecto sobre las temperaturas del modelo, sin embargo, la mayor

parte del calor aportado tiene su origen en la deformación plástica del material tal como ocurre con otros materiales metálicos [68].

Este calor añadido al que se genera por la deformación plástica tiene un efecto directo sobre las presiones de corte debido al ablandamiento del material, tal como se puede muestra en la Fig. 17. Se puede observar una disminución de las presiones específicas de corte a medida que aumenta el F.C.G.F.

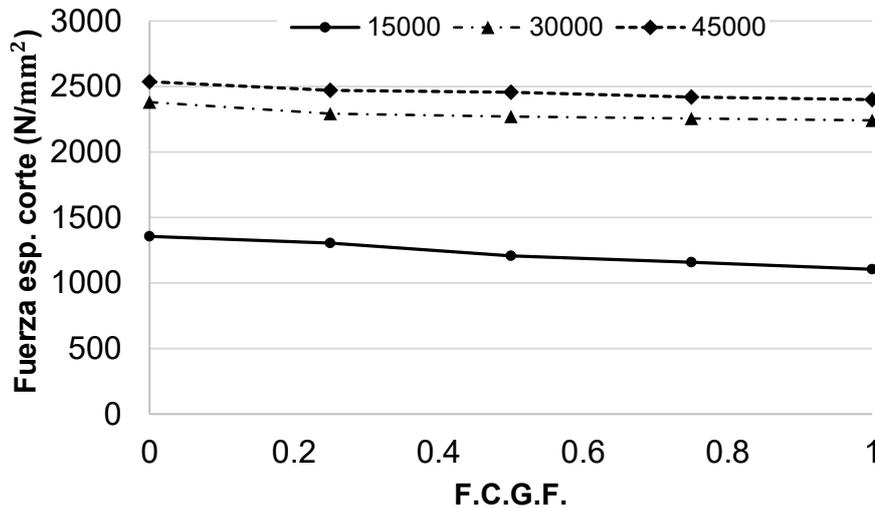


Fig. 17 Variación de las presiones específicas de corte para un F.C.G.F. del 0 al 100% para una velocidad de 3 m/s, $Gf(viruta)=15000, 30000$ y 45000 J/m², $Gf(capa)=15000$ J/m², $\mu=0.8$.

La diferencia de presiones específicas obtenidas entre un F.C.G.F. de 0 y 1 para una energía de fractura de 15000, 30000 y 45000 J/m² son respectivamente 251, 141 y 137 N. Esto supone una variación del 19.24%, 6.15% y 5.57% para cada caso. Se comprueba, por tanto, que dicho factor tiene un efecto significativo en las presiones de corte, tanto más cuanto menor es la energía de fractura. Esto es debido a que una menor energía de fractura permite una menor deformación plástica y, por tanto, una menor contribución de la temperatura por deformación plástica en términos absolutos tal como recogía la Fig. 16b.

Cabe señalar que el F.C.G.F. no sólo afecta a las presiones específicas de corte y las temperaturas en la herramienta, sino también a la morfología de la viruta (Fig. 18). En este sentido, un aumento de este factor induce una ruptura de la viruta debido al ablandamiento del material producido, como ya se indicó.

El estudio paramétrico realizado permite afirmar que la F.C.G.F. es un parámetro que no puede ni debe obviarse a la hora de definir un modelo numérico donde el calor generado en

el proceso pueda afectar a los resultados. Este es el caso de un modelo de mecanizado o de impacto, especialmente en metales, donde el calor afecta notablemente a las propiedades mecánicas del material.

En lo que al resto del presente trabajo se refiere, se consideró un F.C.G.F. de 1. Esto es así bajo la premisa de que la energía total del sistema debe mantenerse constante dentro del modelo. Transformando parte de la energía cinética en forma de energía calorífica.

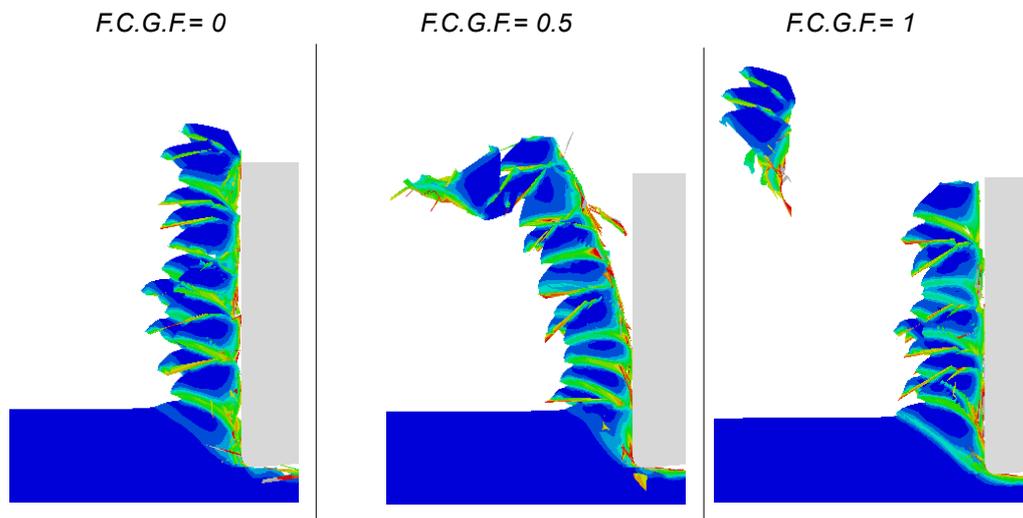


Fig. 18 Morfología de viruta para valores de la F.C.G.F. de 0, 0.5 y 1 ($G_f(\text{viruta})=30000 \text{ J/m}^2$, $\mu=0.8$).

2.4.1.4. Efecto de la fricción

En este apartado se procederá a un estudio paramétrico de coeficiente de fricción (μ) y su efecto sobre las presiones específicas de corte y avance, así como sobre la morfología de viruta y la temperatura máxima en la herramienta.

En la Fig. 19 se tienen los resultados del estudio. Por un lado, en la Fig. 19a se tienen las presiones específicas de corte (f_c) para unos valores de la fricción de 0, 0.25, 0.5, 0.8 y 1 para velocidades de corte (V_c) de 1, 3, 5, 10, 15 y 20 m/s. Se puede observar un claro aumento de las presiones específicas de corte a medida que aumenta el coeficiente de fricción, sin embargo, las presiones específicas aumentan notablemente a partir de una fricción de 0.5. Este aumento en las presiones específicas se debe a la adhesión de la interfaz viruta/herramienta tal como se puede observar en la Fig. 20. El efecto de la velocidad sobre las fuerzas de corte, por tanto, sólo es significativo para coeficientes de fricción altos ($0.4 \leq \mu \leq 1$) [68]. La adhesión no sólo retrasa el “rizo” de la viruta sino que también se observa un claro acortamiento en la longitud de ésta. Esto induce una compactación de la viruta,

endureciendo el material, lo que explica el aumento de las presiones específicas de corte, y haciendo la viruta más ancha.

Se puede observar también en la Fig. 21 el aumento de la longitud de contacto en milímetros para las fricciones estudiadas, medidas en el mismo instante que la Fig. 20.

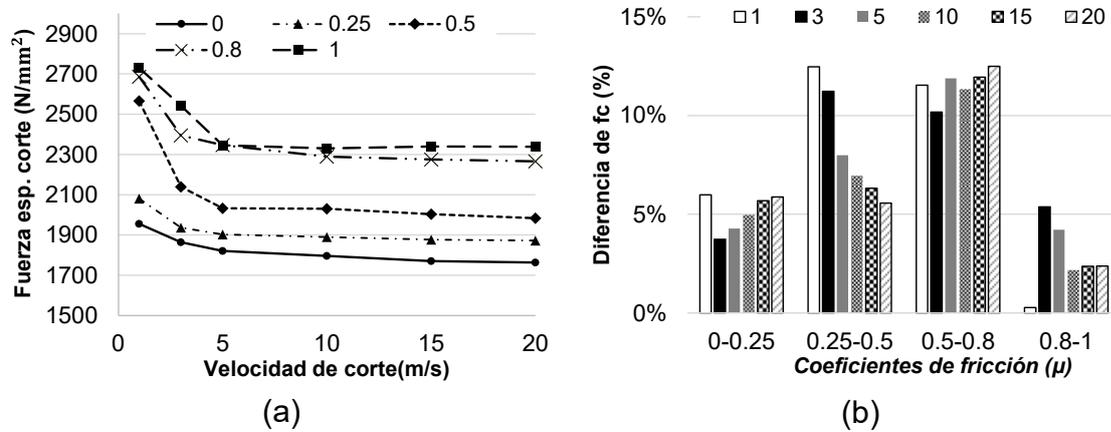


Fig. 19 a) Presiones específicas de corte específica para unos valores de la fricción $\mu=0, 0.25, 0.5, 0.8$ y 1 , una velocidad de cote $Vc=1, 3, 5, 10, 15$ y 20 m/s y $Gf(\text{viruta})=45000$ J/m² b) Porcentaje de la diferencia entre las presiones específicas de corte para una velocidad de cote (Vc) de $1, 3, 5, 10, 15$ y 20 m/s entre dos valores de fricción contiguos.

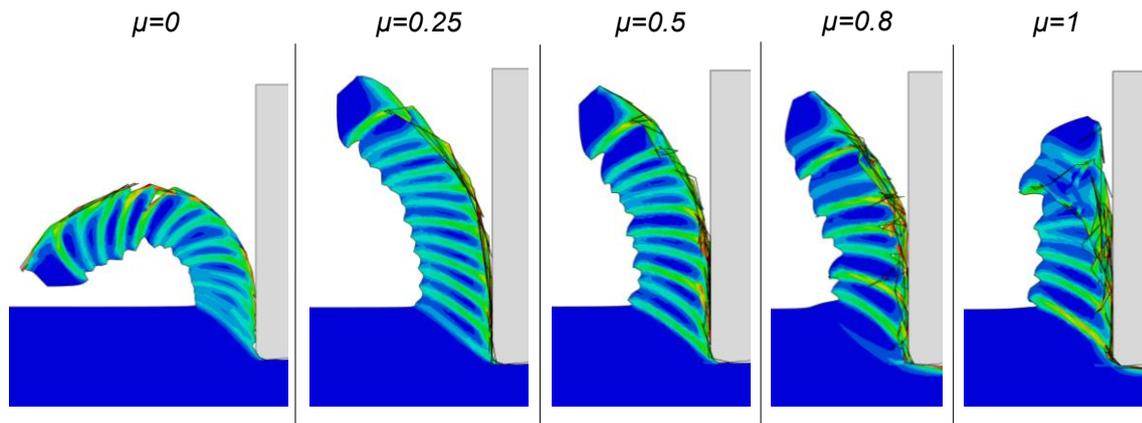


Fig. 20 Morfología de la viruta para una velocidad de cote (Vc) 3 m/s con fricciones de $0, 0.25, 0.5, 0.8$ y 1 en el instante de tiempo de $t=0.23$ ms y $Gf(\text{viruta})=45000$ J/m².

Se puede observar también en la Fig. 21 el aumento de la longitud de contacto en milímetros para las fricciones estudiadas, medidas en el mismo instante que la Fig. 20. En este caso se obtienen longitudes de contacto de $0.104, 0.159, 0.186, 0.237$ y 0.265 mm para fricciones de $\mu=0, 0.25, 0.5, 0.8$ y 1 respectivamente. Se ve un claro aumento de la longitud de contacto a medida que aumenta el coeficiente de fricción.

Incluso en casos donde las presiones específicas de corte empiezan a ser similares ($\mu=0.8$ y $\mu=1$), este factor tiene un claro efecto tanto en la morfología de la viruta como en dicha longitud de contacto.

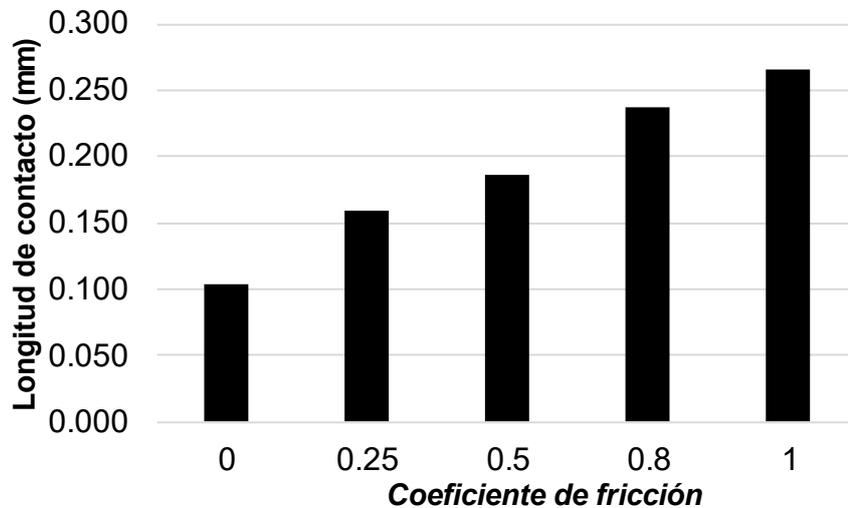


Fig. 21 Longitud de contacto viruta/herramienta en función del coeficiente de fricción en el instante de tiempo de $t=0.23$ ms y $Gf(\text{viruta})=45000 \text{ J/m}^2$.

La ecuación II. 10, la cual define el valor y las condiciones del coeficiente de fricción, permite calcular el coeficiente de fricción a partir de las presiones específicas de corte y avance.

$$\sqrt{\tau_1^2 + \tau_2^2} \leq \mu \cdot p$$

$$\mu \geq \frac{\sqrt{\tau_1^2 + \tau_2^2}}{p} \quad \text{II. 26}$$

Para el caso de corte ortogonal con un ángulo de desprendimiento $\alpha=0^\circ$ se puede considerar la presión normal, p , como la presión específica de corte, f_c , y las tensiones normal y binormal, τ_1 y τ_2 respectivamente, como la presión específica de avance y radial, f_a y f_r respectivamente, teniendo:

$$\mu \geq \frac{\sqrt{f_a^2 + f_r^2}}{f_c} \quad \text{II. 27}$$

Es fundamental señalar que en el caso de los modelos de corte ortogonal la presión específica radial es nula, por lo que en el caso bidimensional la ecuación II. 27 se puede simplificar como:

$$\mu \geq \frac{fa}{fc} \quad \text{II. 28}$$

$$fc \cdot \mu \geq fa \quad \text{II. 29}$$

Según la condición de fricción de Coulomb, dos superficies en contacto no tendrán movimiento relativo siempre que $fc \cdot \mu > fa$. El deslizamiento se producirá cuando la presión específica de avance (tensión a cortadura) sea igual al producto de la presión específica de corte (presión normal) y el coeficiente de fricción [68], es decir.

$$\mu = \frac{fa}{fc} \quad \text{II. 30}$$

Es preciso señalar en este punto que el modelo numérico determina los valores tanto de fc como de fa , mientras que el coeficiente de fricción es un dato intrínseco de la interacción de los dos materiales en contacto. Esto puede incurrir en una incoherencia entre los datos con respecto a la ecuación II. 30, es decir, el coeficiente de fricción definido en el modelo no tiene por qué coincidir con la fricción resultante de dicha ecuación en el caso de modelos de mecanizado, como de hecho ocurre en algunos casos. Para evitar este conflicto, en 1963, N.N. Zorev estableció la siguiente ley constitutiva en la interfaz [69]:

$$\tau = \text{mín}(\tau_y, \mu \cdot p) \quad \text{II. 31}$$

Donde τ_y (límite elástico a cortadura) equivaldría en un modelo de corte ortogonal a fa (presión específica de avance) [68]. Esta ley constitutiva implica que el valor real de la fricción durante el proceso será la menor entre la definida como intrínseca de la interacción o la resultante de la ecuación II. 30. Este criterio ha sido implementado por otros autores como Marusich et al. [70] en modelos de corte ortogonal con buenos resultados.

Por otro lado, cabe señalar que la presión específica de avance no está generada exclusivamente por la fricción entre la viruta y la superficie de deslizamiento. A esta fuerza se le suma la fuerza de empuje del material en la punta de la herramienta debida a su recuperación elástica. Debido a esto se pueden considerar dos tipos de fricciones, la fricción

propia ($\bar{\mu}$), que sólo tiene en cuenta las presiones localizadas sobre la superficie de deslizamiento, es decir, sin contar con el radio del filo, y la fricción aparente (μ_{ap}), que considera la fuerza media aplicada sobre toda la superficie de la herramienta [68] y que es la que se obtendría en ensayos experimentales.

$$\bar{\mu} = \frac{fa_{desl.}}{fc_{desl.}} \quad \text{II. 32}$$

$$\mu_{ap} = \frac{fa}{fc} \quad \text{II. 33}$$

En la Fig. 22 se pueden observar los valores de fc y fa de toda la superficie de contacto y sólo considerando la superficie de deslizamiento, $fc(\text{desl.})$ y $fa(\text{desl.})$, para una fricción global de $\mu=0, 0.5$ y 0.8 y una energía de fractura para la viruta y la base de $Gf(\text{viruta})=45000$ J/m^2 .

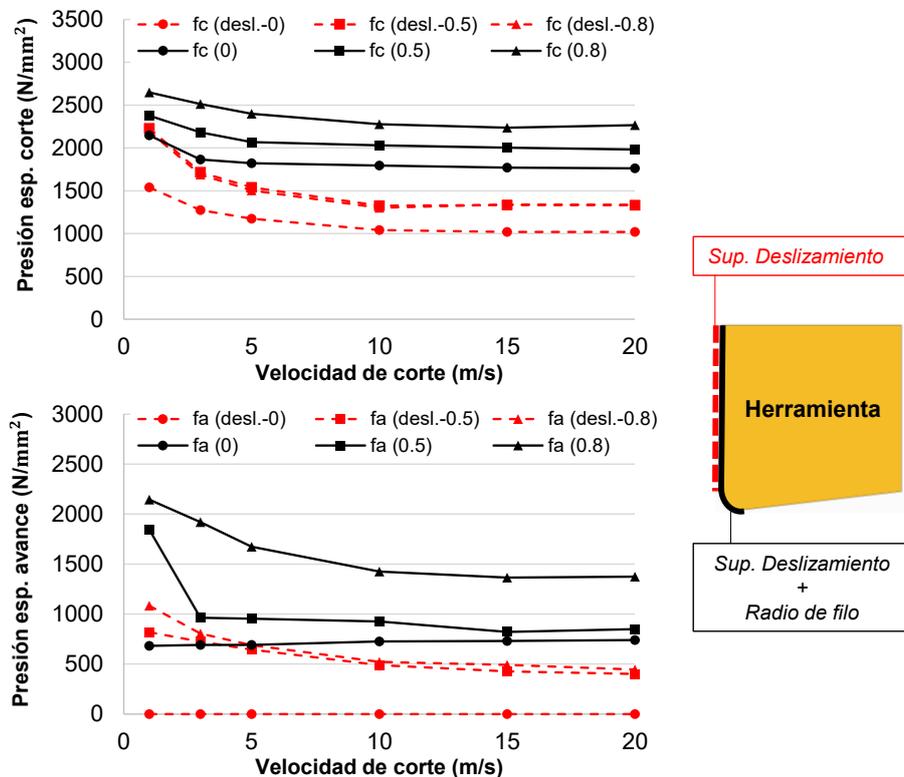


Fig. 22 Presiones específicas de corte y avance para una fricción de $\mu=0, 0.5$ y 0.8 con una energía de fractura de la viruta/base de $Gf(\text{viruta})=45000$ J/m^2 . En negro las presiones específicas de corte y avance considerando toda la superficie de la herramienta y en rojo las presiones específicas de corte y avance considerando únicamente la superficie de deslizamiento de la herramienta.

En la Fig. 22 se observa que para una fricción nula, la presión específica de avance sobre la superficie de deslizamiento es también nula, como cabría esperar. No así las presiones

específicas de corte, que sí se ejercen perpendiculares a dicha superficie de deslizamiento de la herramienta. Si bien, tanto las presiones específicas de avance como las de corte son notablemente más bajas que las que se obtienen considerando también el radio de punta.

Tanto las presiones específicas de corte y avance en la superficie de deslizamiento convergen para valores de la fricción superiores a 0.5, a diferencia de los resultados obtenidos al tomar toda la superficie incluyendo el filo. En este segundo caso se pudo observar que las fuerzas convergen a partir de un valor de la fricción a partir de 0.8 (Fig. 19). Esto manifiesta que el valor de la fricción no sólo afecta a la morfología de la viruta y a la superficie de contacto viruta/herramienta, sino que además la fricción favorece la acumulación de material en la punta de la herramienta en mayor o menor medida. Esto es un indicador de la facilidad del material, en este caso Ti-6Al-4V, para adherirse al filo de la herramienta, lo cual es un problema característico de éste [71].

Con los resultados de la Fig. 22 se pueden obtener las fricciones aparentes y propias del material atendiendo a las ecuaciones II. 32 y II. 33, las cuales se muestran en la Tabla 11. Mientras que la fricción propia ($\bar{\mu}$) cumple en todos los casos la condición de Zorev [69] descrita en la ecuación II. 31, no ocurre así con la fricción aparente para un valor nulo de la fricción implementada debido, como ya se explicó, a la fuerza de empuje del material en la punta de la herramienta, las cuales generan presiones específicas de avance no relacionadas con la fricción. Es, sin embargo, esta última la que se toma directamente de los ensayos experimentales de corte ortogonal.

Tabla 11 Fricciones propias ($\bar{\mu}$) y aparentes (μ_{ap}) medias según el valor de la fricción intrínseca implementada al modelo y obtenidas a partir de los resultados de la Fig. 22 con velocidades de corte $V_c=1, 3, 5, 10, 15$ y 20 m/s comparadas con valores experimentales medios de fricciones de Ti-6Al-4V de J. Marino Romero [72], M.M. Handy et al. [73] (valor a partir de 873 K) y V. Fitseva [74].

| Fricción implementada | $\mu=0$ | $\mu=0.5$ | $\mu=0.8$ | Fricciones experimentales |
|-----------------------|---------|-----------|-----------|--------------------------------|
| $\bar{\mu}_{media}$ | 0.00 | 0.37 | 0.42 | 0.34 ± 0.07 [73]; 0.4 [74] |
| $\mu_{ap. media}$ | 0.38 | 0.50 | 0.73 | 0.71 ± 0.03 [72] |

Si bien la fricción obtenida de los trabajos de M.M. Handy et al. [73] y V. Fitseva [74] se obtuvieron de ensayos de fretting y no de ensayos de corte ortogonal y, por tanto, no podrían tomarse a priori como una referencia equivalente a la fricción obtenida mediante las simulaciones numéricas, permite dar un orden de magnitud para este valor. Cabe destacar

que el valor al cual converge la fricción propia en el modelo numérico está dentro del rango de valores que se obtienen experimentalmente para este material.

En cuanto a la fricción aparente, se puede observar en la Tabla 12 que su valor converge a partir de 0.72, el cual está en concordancia con el coeficiente de fricción experimental de 0.71 obtenido en el trabajo de J. Marino Romero [72].

Por tanto, el modelo no sólo es capaz de reproducir la fricción propia del material atendiendo a las presiones sobre su cara de deslizamiento, sino que también reproduce la fricción aparente del ensayo con un error relativo entre el 5.4% y el 1.4%.

Tabla 12 Fricciones aparentes (μ_{ap}) medias según el valor de la fricción intrínseca implementada al modelo obtenidas a partir de los resultados de la Fig. 19 con velocidades de corte $V_c=1, 3, 5, 10, 15$ y 20 m/s y energía de fractura $G_f(\text{viruta})=45000$ J/m².

| Fricción implementada | $\mu=0$ | $\mu=0.25$ | $\mu=0.5$ | $\mu=0.8$ | $\mu=1$ |
|-----------------------|---------|------------|-----------|-----------|---------|
| $\mu_{ap. media}$ | 0.38 | 0.41 | 0.50 | 0.71 | 0.72 |

Sin embargo, aunque el modelo sea capaz de alcanzar un valor de fricción que converja con relativa precisión al obtenido experimentalmente, incluso aunque se sobreestime dicho parámetro, para un correcto estudio de parámetros como la longitud de contacto o la morfología de viruta es preciso que la fricción global sea la que corresponda para el caso (0.7). Los efectos de sobreestimar o subestimar este parámetro se mostraron en las Fig. 20 y Fig. 21.

2.4.1.5. Efecto de la energía de fractura

A continuación se presenta el efecto de la energía de fractura en la viruta y la base (Fig. 1) manteniendo constante la energía de fractura de la capa de sacrificio en 15000 J/m². Los resultados en la Fig. 23 muestran tanto las presiones específicas tanto de corte como de avance. En ambos casos se puede observar una disminución de las presiones específicas a medida que aumenta velocidad de corte debido al ablandamiento térmico, estabilizándose a altas velocidades de corte [8], [27], [35], [72], [75], en este caso partir de 10 m/s.

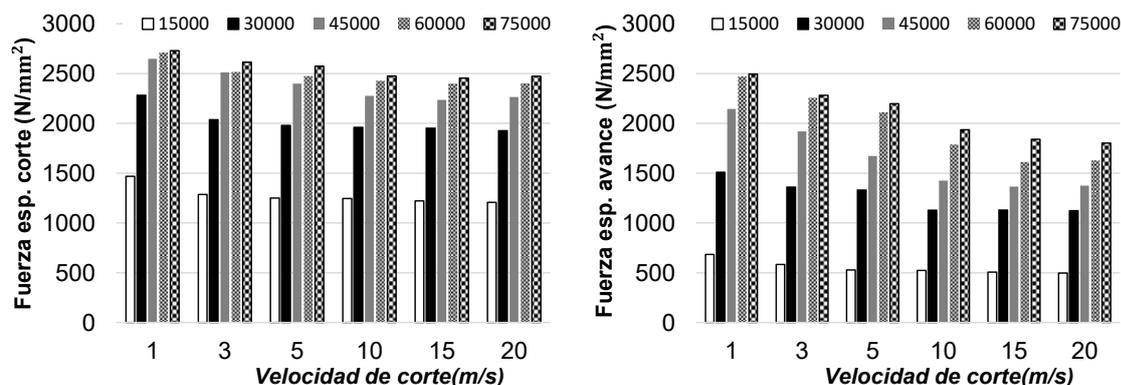


Fig. 23 (Izquierda) presiones específicas de corte y (Derecha) presiones específicas de avance para una velocidad de corte (V_c) de 1, 3, 5, 10, 15 y 20 m/s, energías de fractura en la viruta $G_f(\text{viruta})=15000, 30000, 45000, 60000, 75000 \text{ J/m}^2$ y $\mu=0.8$.

De la misma manera, la morfología de la viruta se ve seriamente afectada por la energía de fractura aplicada tal como se ve en la Fig. 24, la cual se muestra para una velocidad de corte de 3 m/s y un coeficiente de fricción de 0.8. De esta forma, para energías de fractura de 45000 J/m^2 o superiores. Para una energía de 30000 J/m^2 se produce una viruta parcialmente segmentada, donde se produce una rotura en la viruta cada cierto número de picos de ésta. En la Fig. 24, para el caso de 30000 J/m^2 , se produce un solapamiento de los diferentes fragmentos, razón por la cual da una falsa apariencia de irregular. En el caso de menor energía, es decir, 15000 J/m^2 , se obtiene una viruta completamente segmentada, desprendiéndose continuamente fragmentos de dicha viruta debido a la menor capacidad de deformación del material con respecto al resto de casos estudiados.

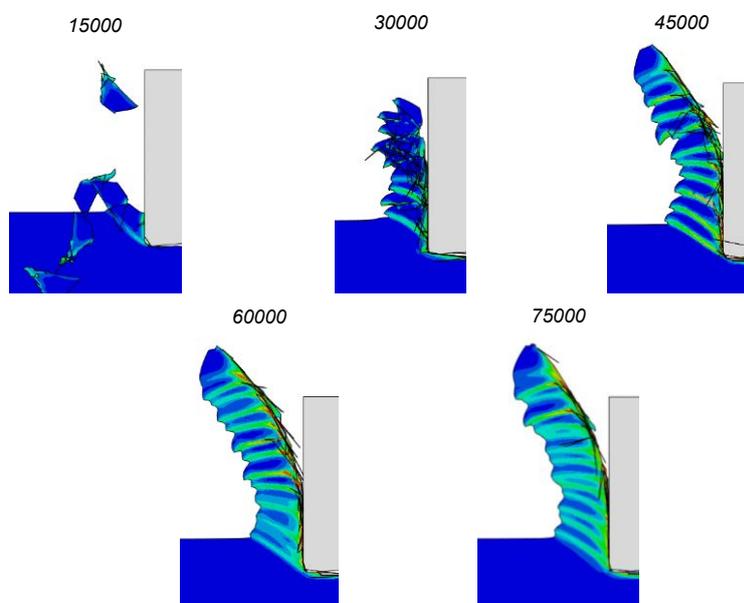


Fig. 24 Morfología de la viruta para una velocidad de corte (V_c) de 3 m/s para una energía de fractura en la viruta/base de 15000, 30000, 45000, 60000 y 75000 J/m^2 , $\mu=0.8$ y en el instante $t=0.034 \text{ ms}$.

Así mismo, se comprueba en la Tabla 13 que la fricción, al igual que ocurría con los resultados mostrados en la Tabla 12, converge para un valor de 0.7 incluso si se sobrevalora el coeficiente de fricción y la energía de fractura a la vez. El propio modelo con la ecuación constitutiva de Johnson-Cook converge a valores de fricción coherentes con los que se obtendrían experimentalmente [72].

Tabla 13 Fricciones aparentes (μ_{ap}) medias según el valor de la energía de fractura en la viruta/base a partir de velocidades de corte $V_c=1, 3, 5, 10, 15$ y 20 m/s con una fricción global implementada de 0.7 y 1.

| Energía de fractura en la viruta/base (J/m^2) | 15000 | 30000 | 45000 | 60000 | 75000 |
|---------------------------------------------------|-------|-------|-------|-------|-------|
| $\mu_{ap. media}(\mu=0.7)$ | 0.41 | 0.51 | 0.69 | 0.71 | 0.70 |
| $\mu_{ap. media}(\mu=1)$ | 0.44 | 0.65 | 0.72 | 0.71 | 0.71 |

2.4.1.6. Validación del modelo

En la Fig. 25 se tienen la tendencia de las presiones específicas de corte para energías de fractura de la viruta/base de 15000, 30000, 45000, 60000 y 75000 J/m^2 comparadas con datos experimentales de otros autores como Molinari et al [27], J. Marino Romero [72] y X.Y. Gu et al. [76]. Todas ellas bajo las mismas condiciones corte definidas en el modelo.

Se comprueba que en todos los casos la tendencia es similar a las experimentales, siendo mayores las presiones específicas de corte para valores por debajo de 5 m/s. También se observa que las presiones específicas experimentales están en valores próximos a los 30000 J/m^2 para la energía de fractura de la viruta.

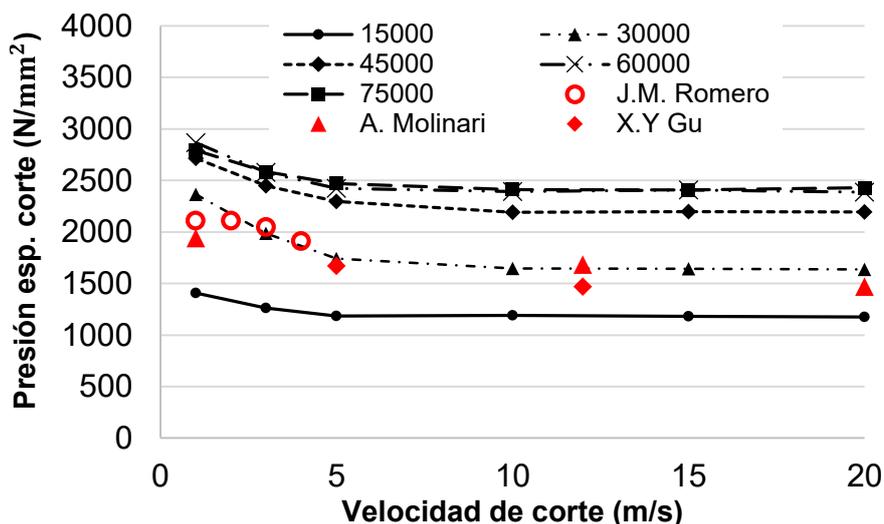


Fig. 25 Presiones específicas de corte del modelo de corte ortogonal para velocidades de corte (V_c) de 1, 3, 5, 10, 15 y 20 m/s con energía de fractura en la viruta de 15000, 30000, 45000, 60000 y 75000 J/m² y $\mu=0.7$ comparado con datos experimentales de Molinari et al [27], J. Marino Romero [72] y X.Y. Gu et al. [76].

A partir de este estudio paramétrico se obtuvo, además, la gráfica de la Fig. 26, donde se pueden observar las tendencias de las presiones específicas de corte a medida que se aumenta la energía de fractura del material. En este caso se ve claramente un mayor gradiente en el aumento de las presiones específicas para energías de fractura bajas hasta, aproximadamente 45000 J/m². A partir de este valor, las presiones específicas tienden a estabilizarse a un máximo, es decir, mayores energías de fractura no aumentarán notablemente la presión específica de corte.

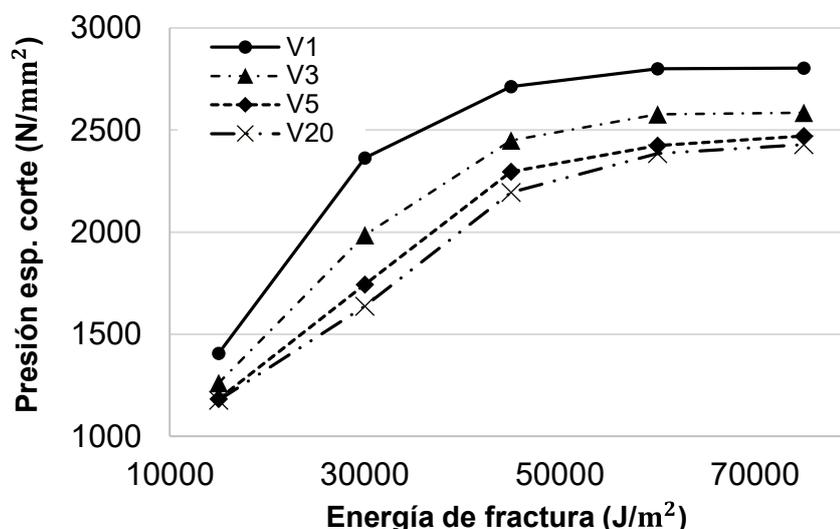


Fig. 26 Curvas de la presión específica de corte en N/mm² con respecto a la energía de fractura de la viruta/base en (J/m²) para las velocidades de 1, 3, 5 y 20 m/s y un coeficiente de fricción $\mu=0.7$.

Por otro lado, las gráficas obtenidas en la Fig. 26 permiten obtener el valor de la energía de fractura a partir de los casos experimentales [72]. En este sentido, se tienen datos numéricos y experimentales para velocidades de corte de 1, 3, 5 y 20 m/s. El proceso para la obtención gráfica de este valor se esquematiza en la Fig. 27.

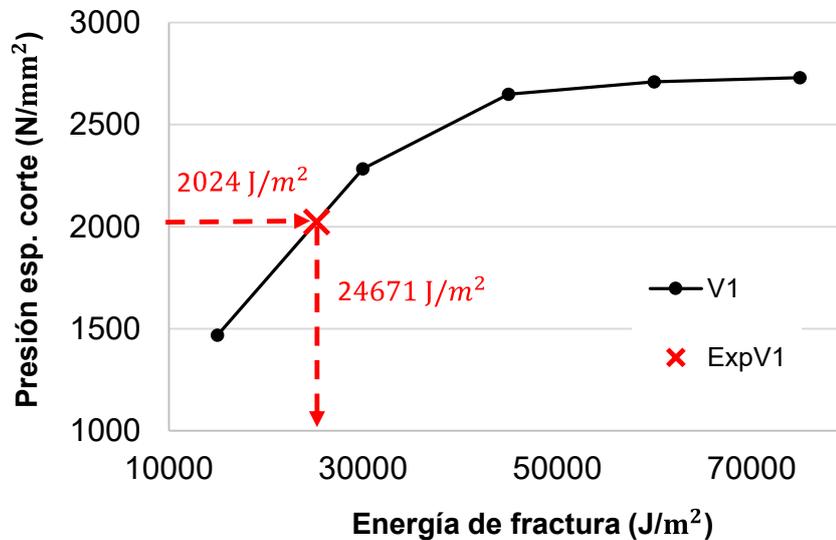


Fig. 27 Obtención gráfica de la energía de fractura del material a partir de su presión específica de corte para el caso de una velocidad de corte de $V_c=1$ m/s.

El valor se interpola entre los valores de energía de fractura a partir de la presión específica de corte experimental, obteniendo un valor aproximado de la energía para cada caso. En la Tabla 14 se muestran las energías de fractura a partir de las presiones específicas de corte según sus valores experimentales para velocidades de corte de $V_c=1, 3, 5$ y 20 m/s.

Tabla 14 Energía de fractura para cada valor experimental en función de la velocidad y energía de fractura media para un tamaño de elemento de $8 \mu\text{m}$ y un coeficiente de fricción de $\mu=0.7$.

| $V_c=1$ m/s | | $V_c=3$ m/s | | $V_c=5$ m/s | | $V_c=20$ m/s | |
|-----------------------------------------------|------------|-------------|------------|-------------|------------|--------------|------------|
| <i>fc</i> | <i>En.</i> | <i>fc</i> | <i>En.</i> | <i>fc</i> | <i>En.</i> | <i>fc</i> | <i>En.</i> |
| 2024 | 24671 | 2047 | 31989 | 1500 | 23482 | 1468 | 24489 |
| Energía de fractura media (J/m ²) | | | | | 26158±3923 | | |

Aunque existe cierta variabilidad debido a la propia variabilidad inherente a los ensayos experimentales, todos los valores están dentro del mismo orden de magnitud y en un rango entre los 23482 y 31989 J/m². De estos resultados se obtiene un valor medio de la energía de fractura $G_f(\text{viruta})=26158$ J/m².

En la Fig. 28 se tiene la curva de presiones específicas de corte del modelo de corte ortogonal a partir de los datos obtenidos: coeficiente de fricción $\mu=0.7$ y energía de fractura para la viruta/base $G_f(\text{viruta})=26158 \text{ J/m}^2$.

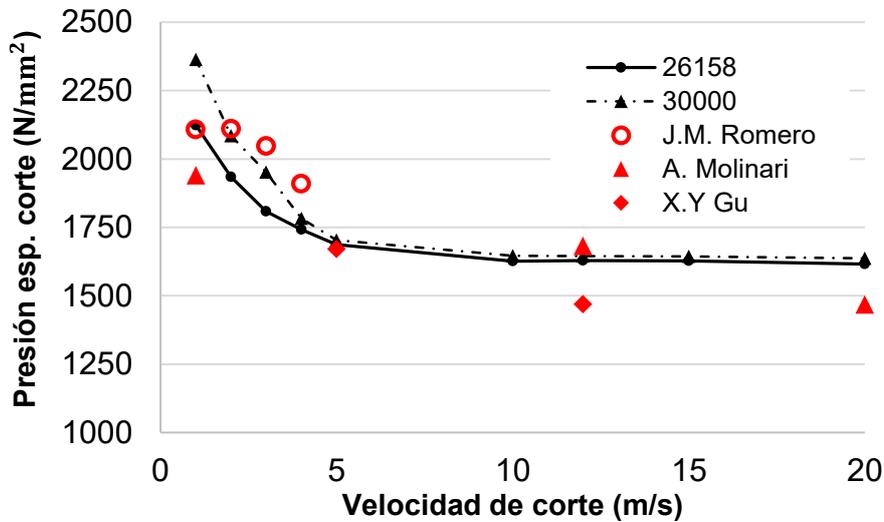


Fig. 28 Presiones específicas de corte del modelo de corte ortogonal para velocidades de corte (V_c) de 1,2, 3,4, 5, 10, 12, 15 y 20 m/s con una energía de fractura en la viruta/base $G_f(\text{viruta})=26158$ y 30000 J/m^2 y $\mu=0.7$ comparado con datos experimentales de Molinari et al [27], J. Marino Romero [72] y X.Y. Gu et al. [76].

Como se puede ver, la tendencia del modelo se ajusta perfectamente con la obtenida en los ensayos experimentales de Molinari et al. [27], J. Marino Romero J. Marino Romero [72] y X.Y. Gu et al. [76]. Así mismo, los valores de las presiones específicas de corte obtenidas por el modelo se ajustan con los datos experimentales con un error relativo medio de 6.88% siendo su error mayor de un 11.64% para una velocidad de corte de 3 m/s y su error menor de 0.99% para una velocidad de corte de 5 m/s. En el caso de una energía de fractura de 30000 J/m^2 el error relativo obtenido es de 7.60%. Si bien es mayor el error relativo para 30000 J/m^2 que para 26158 J/m^2 , se puede considerar que la diferencia es nimia y cualquier valor de la energía de fractura entre estos dos podría ser perfectamente válido debido a que los ensayos experimentales suelen tener de por sí un error relativo mucho mayor que la diferencia entre estas dos energías de fractura. Basta tener en cuenta la diferencia entre los dos ensayos para una velocidad de corte de 1 m/s, donde la presión específica de corte varía entre 1940 [27] y 2107 N/m² [72], o para 12 m/s, donde varía entre 1469 [76] y 1682 N/m² [27].

En las velocidades de corte donde se tienen dos valores experimentales, como son en las velocidades de corte de 1 y 12 m/s, se tomaron las presiones de corte medias para calcular el error relativo respecto del modelo numérico.

2.4.1.7. Estudio de la morfología de la viruta

En las aleaciones de titanio, la baja conductividad térmica provoca un calentamiento localizado en la zona primaria de corte. Esta característica provoca un ablandamiento térmico y genera la aparición de bandas adiabáticas que le confieren a la viruta su característico aspecto serrado [72].

En el modelo descrito, si bien las presiones de corte específicas se ajustan con los datos experimentales con un error relativo similar entre 26158 J/m^2 y 30000 J/m^2 , esta variación en la energía de fractura sí supone una diferencia notable en la morfología de la viruta tal como se puede ver en la Fig. 29.

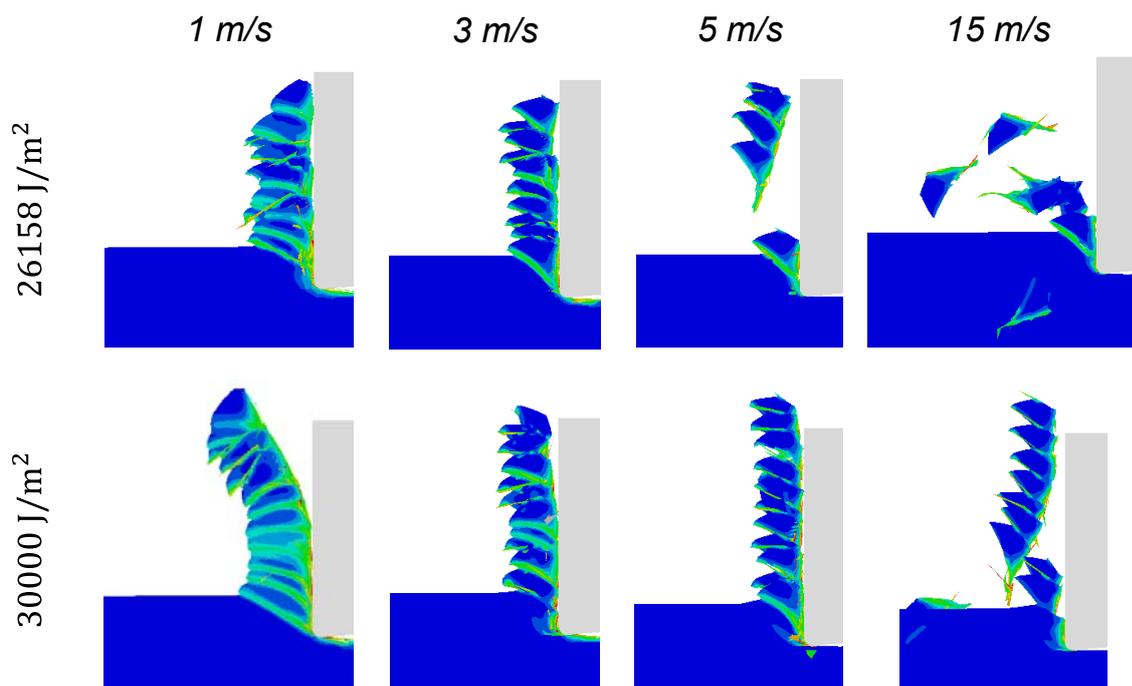


Fig. 29 Morfología de la viruta para energías de fractura de $Gf(viruta)=26158 \text{ J/m}^2$ y $Gf(viruta)=30000 \text{ J/m}^2$ con un coeficiente de fricción $\mu=0.7$ y velocidad de corte $Vc=1,3,5,15$ en 1.2 mm de mecanizado.

Para una velocidad de corte de 1 m/s ambas virutas resultan ser continuas, sin embargo, resulta evidente que con una energía de fractura de 26158 J/m^2 ésta resulta ser más irregular, especialmente al inicio de su formación. Según se va formando la viruta, ésta comienza a ser continua debido al ablandamiento por las temperaturas, que le confiere al material mayor capacidad de deformación plástica. En el caso de 30000 J/m^2 la viruta se genera continua casi desde el principio a excepción de los primeros instantes, donde se puede observar una ligera forma irregular.

Entre los 3 y 5 m/s se tiene una zona de transición de viruta continua a segmentada. En estos casos se tienen virutas continuas de una longitud determinada, éstas posteriormente se separan del resto de la viruta y se solapan si no se rompen completamente dando una falsa apariencia de irregularidad, como es el caso de 30000 J/m^2 a $V_c=3$ y 5 m/s y de 26158 J/m^2 a $V_c=3$ m/s. A partir de 5 m/s con una energía de fractura de 26158 J/m^2 el segmento se separa completamente.

Se observa como la fragmentación completa de la viruta se retrasa considerablemente al aumentar la energía de fractura de 26158 J/m^2 a 30000 J/m^2 . Véase cómo los segmentos de viruta aparecen a los 15 m/s para el caso de 30000 J/m^2 , mientras que para 26158 J/m^2 se producen ya desde los 5 m/s.

Por último, se observa una viruta completamente segmentada a partir de 15 m/s con una energía de 26158 J/m^2 , mientras que para una energía de fractura de 30000 J/m^2 este suceso se retrasa hasta alcanzar velocidades de 40 m/s o superiores.

En ambos casos se estudiaron los parámetros geométricos característicos de la viruta tales como: (L_s) distancia entre bandas, (t_1) valor pico y (t_2) valor valle. Los cuales están representados esquemáticamente en la Fig. 30.

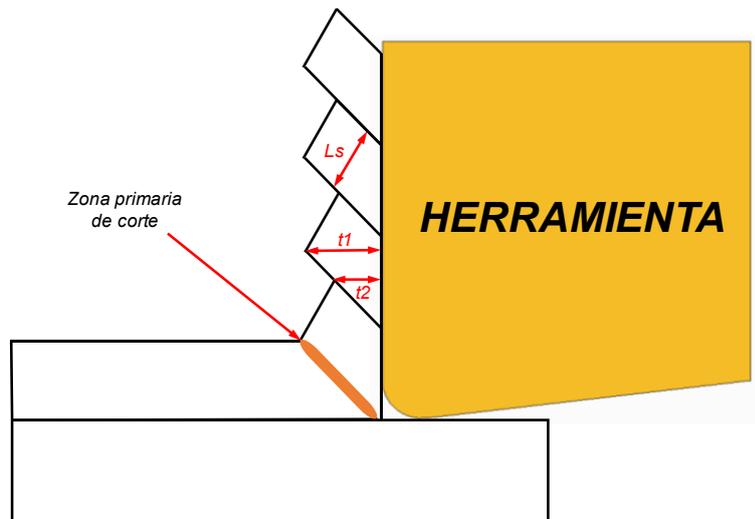


Fig. 30 Esquema de los parámetros geométricos característicos de la viruta: (L_s) Distancia entre bandas, (t_1) valor pico y (t_2) valor valle.

En la Fig. 31 y la Tabla 13 se muestran los valores de dichos parámetros característicos obtenidos para energías de fractura de 26158 J/m^2 y 30000 J/m^2 a una velocidad de corte de 4 m/s así como su error relativo respecto a las medidas experimentales realizadas por J. Marino Romero [72].

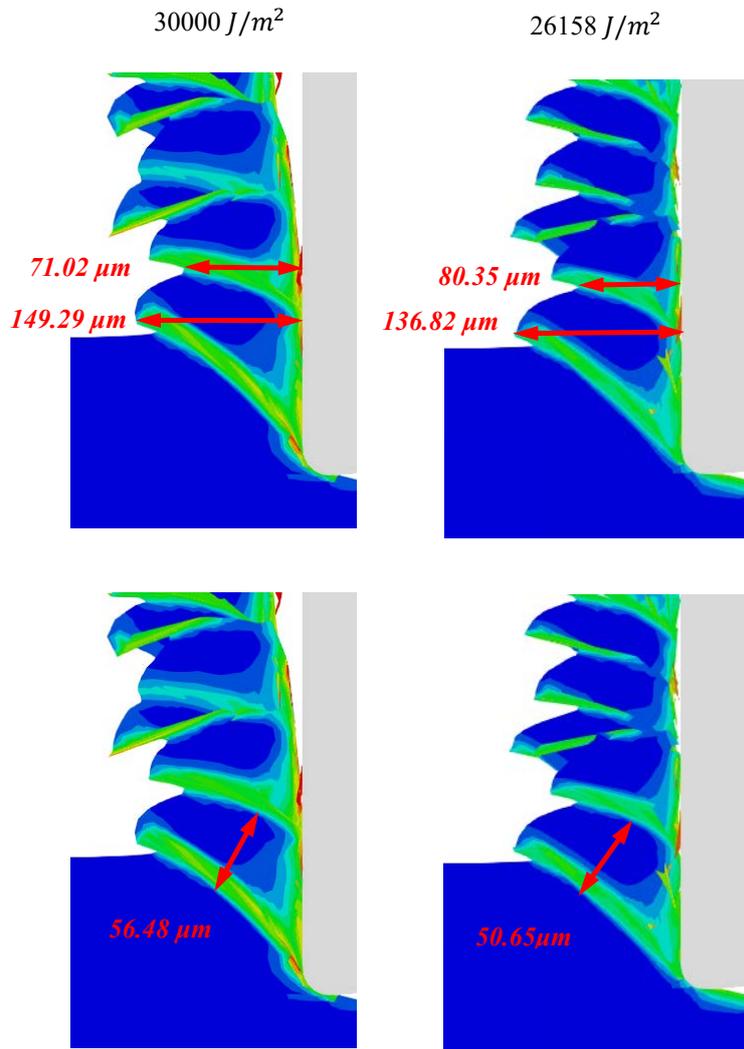


Fig. 31 Parámetros geométricos característicos de la viruta para los modelos de mecanizado con energías de fractura de 30000 J/m² y 26158 J/m² a una velocidad de corte de 4 m/s sobre la viruta obtenida en la simulación.

Tabla 15 Parámetros geométricos característicos de la viruta en micras para los modelos de mecanizado con energías de fractura de 30000 J/m² y 26158 J/m² a una velocidad de corte de 4 m/s comparados con los datos obtenidos experimentalmente por J. Marino Romero [72] y su error relativo respecto a los datos experimentales.

| | $t1$ | $t2$ | Ls |
|------------------------|--------|--------|-------|
| Exp. [72] | 157.58 | 72.72 | 54.55 |
| 26158 J/m ² | 136.82 | 80.32 | 50.65 |
| | 13.17% | 10.45% | 7.15% |
| 30000 J/m ² | 149.29 | 71.02 | 56.48 |
| | 5.26% | 2.34% | 3.54% |

A la vista de los resultados se comprueba el buen ajuste del modelo de 30000 J/m² con respecto a las medidas experimentales. En ningún caso supera un error mayor al 5.26%, referido éste al valor pico (t1) y llegando a un error relativo de 2.34% para el valor valle.

En el caso del modelo de 26158 J/m², si bien los valores están dentro del orden de magnitud de los experimentales y no demasiado alejados de éstos, su error es notablemente mayor. Este error relativo llega a ser de dos a tres veces el obtenido mediante el modelo de 30000 J/m².

2.4.1.8. Estudio de la de la longitud de contacto

A partir de la Fig. 29 se procede al estudio de la longitud de contacto viruta/herramienta y cuyos resultados se muestran en la Fig. 32.

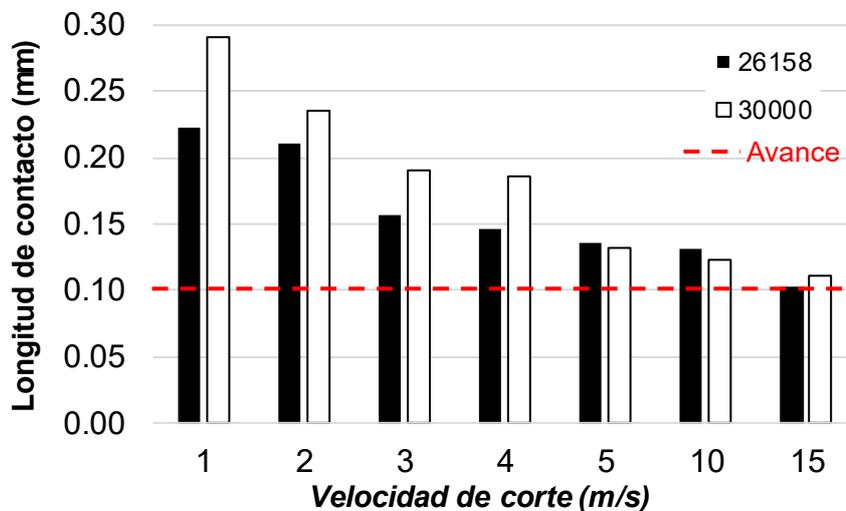


Fig. 32 Longitud de contacto viruta/herramienta para energías de fractura de 26158 y 30000 J/m² para una longitud mecanizada de 0.77 mm.

Se observa que la longitud máxima de contacto resulta considerablemente mayor con una mayor energía de fractura para velocidades de corte entre 1 y 4 m/s, donde aún resulta una viruta continua. Esto es debido a la mayor capacidad de deformación plástica que esta mayor reserva de energía le confiere al material. Empieza a igualarse partir de 5 m/s donde la viruta empieza a fragmentarse y dicha longitud de contacto resulta similar. Para altas velocidades, como 15 m/s, se obtiene que la longitud de contacto es, en ambos casos, apenas un poco mayor que el avance establecido (0.100 mm).

Se puede ver una disminución drástica de la longitud de contacto en el paso de una viruta continua a una fragmentada. Ésta se produce a partir de velocidades superiores a 4 m/s para una energía de fractura de 30000 J/m² y a partir de 2 m/s para 26158 J/m².

2.4.1.9. Estudio de la temperatura en la herramienta

En cuanto al estudio del modelo definido sobre las temperaturas que se producen sobre la herramienta se puede ver su evolución para ambos casos de energía de fractura a las velocidades de corte $V_c=1, 3, 5$ y 15 m/s en las Fig. 33 y Fig. 34.

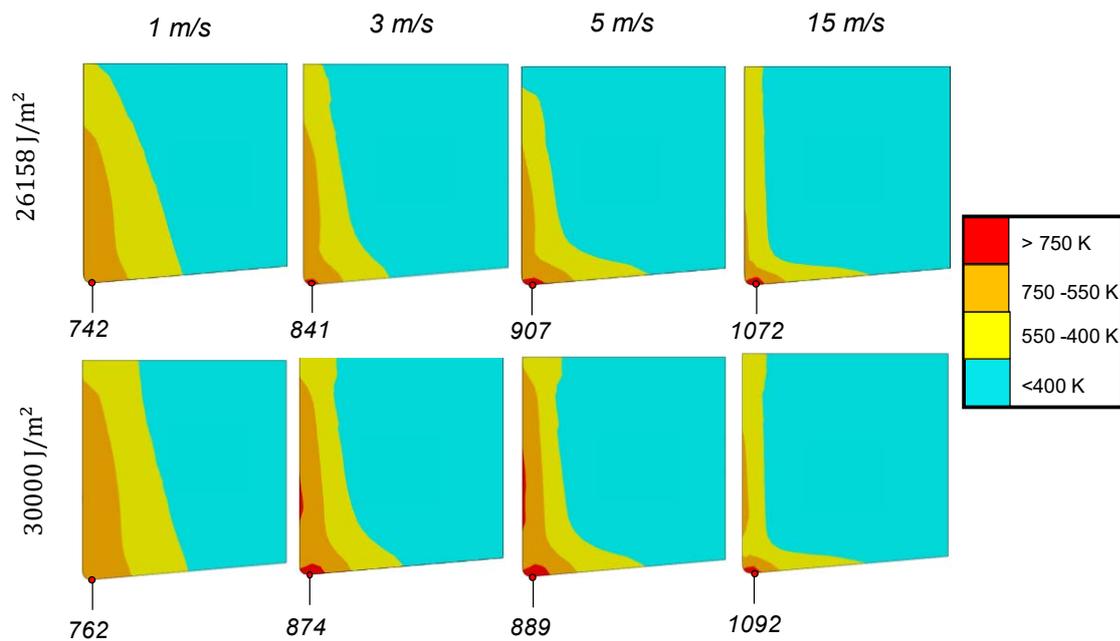


Fig. 33 Región de la herramienta térmicamente afectada y zona de máxima temperatura (K) para las energías de fractura de $G_f(\text{viruta})=26158 \text{ J/m}^2$ y $G_f(\text{viruta})=30000 \text{ J/m}^2$ y velocidades de corte de $V_c=1, 3, 5$ y 15 m/s una vez estabilizada la temperatura máxima (longitud mecanizada de 1.8 mm).

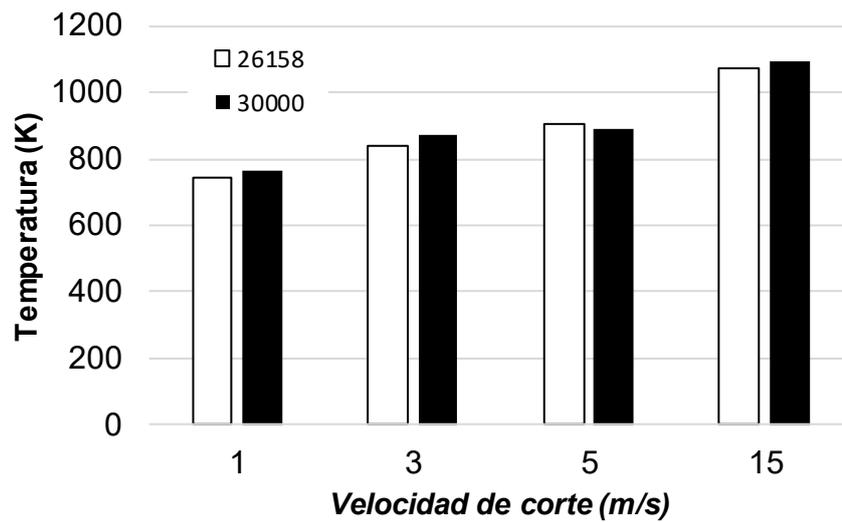


Fig. 34 Temperatura máxima (K) para las energías de fractura de $Gf(viruta)=26158 \text{ J/m}^2$ y $Gf(viruta)=30000 \text{ J/m}^2$ y velocidades de corte de $Vc=1, 3, 5$ y 15 m/s una vez estabilizada la temperatura máxima en la herramienta (longitud mecanizada de 1.8 mm).

En la Fig. 33 se puede ver cómo a una misma longitud de mecanizado de 1.8 mm , a una velocidad de corte de 1 m/s la temperatura se disipa y penetra más en la herramienta comparado con una velocidad de 15 m/s debido a que en el primero el tiempo de contacto es mayor.

Por otro lado, se tiene que el punto de máxima temperatura en todos los casos está localizado en la punta del filo. Concretamente en la zona donde convergen el perfil de la herramienta y el material mecanizado, justamente donde se produce la mayor deformación plástica. Esta será la zona de la herramienta que más sufrirá los efectos del mecanizado y, por tanto, donde habría más predisposición al desgaste.

En la Fig. 34 se observa una temperatura máxima ligeramente mayor en el modelo de 30000 J/m^2 con respecto al modelo de 26158 J/m^2 . Además, de mostrarse una clara tendencia ascendente a medida que aumenta la temperatura.

Teniendo en cuenta que las temperaturas mostradas en la Fig. 34 han alcanzado la estabilidad, en una simulación con un tiempo infinito, la herramienta completa alcanzaría las temperaturas obtenidas.

2.4.1.10. Conclusiones del modelo basado en energía de fractura

De los estudios realizados con el modelo de mecanizado 2D presentado se obtuvieron los siguientes resultados:

- Se realizó un análisis de sensibilidad de malla, dando como valor óptimo de tamaño de los elementos $8 \mu\text{m}$ (Fig. 9, Fig. 10 y Tabla 9).
- Se realizó un análisis del mass scalling a partir las presiones específicas de corte y avance (Fig. 13) y la morfología de la viruta (Fig. 15), obteniendo un valor adecuado de $t=1e-10$ (Fig. 14).
- Se realizó un análisis del efecto del Factor de Calor Generado por Fricción (F.C.G.F) sobre: la temperatura máxima en la herramienta (Fig. 16), donde se ve una contribución de este factor de hasta un $13.67\pm 0.71\%$; las presiones específicas de corte, donde provoca una variación entre el 19.24% , 6.15% y el 5.57% para energías de fractura de 15000 , 30000 y 45000 J/m^2 respectivamente (Fig. 17); la morfología de la viruta (Fig. 18)
- Se realizó un estudio del efecto del coeficiente de fricción sobre: las presiones específicas de corte, donde se observó que su efecto empieza a ser significativo a partir de fricciones altas (mayores de 0.4) (Fig. 19); la morfología de la viruta (Fig. 20); la longitud de contacto (Fig. 21), donde se ve una clara dependencia de ésta con el coeficiente de fricción; la capacidad del modelo para ajustar y predecir tanto la fricción propia ($\bar{\mu}$) como aparente (μ_{ap}) (Tabla 11). Se obtuvo un valor de la fricción aparente de $\mu_{ap}=0.7$.
- Si bien el modelo ajusta la fricción de manera correcta, obteniendo un valor que se ajusta al experimental, el estudio paramétrico muestra que, aunque no afecta significativamente a las fuerzas sobreestimar este parámetro sí tiene un efecto sobre la morfología y la longitud de contacto.

- Se realizó un estudio paramétrico de la energía de fractura implementada en base y viruta, el cual demostró tener un claro efecto tanto en las fuerzas de corte y avance Fig. 23 como en la morfología de la viruta Fig. 24.
- De igual forma que con la fricción, se comprobó que una energía de fractura sobreestimada converge a un valor alrededor de 0.7 (Tabla 13).
- Se propuso un procedimiento para ajustar el valor de la energía de fractura del material a partir de los ensayos experimentales de Molinari et al [27], J. Marino Romero [72] y X.Y. Gu et al. [76] (Fig. 25, Fig. 26, Fig. 27, Tabla 14), obteniendo un valor de 26158 J/m².
- Se validó el modelo a partir de las presiones de corte experimentales de Molinari et al [27], J. Marino Romero [72] y X.Y. Gu et al. [76] obteniendo unos errores relativos de 6.88% y 7.60% para energías de fractura de 26158 y 30000 J/m² respectivamente (Fig. 28). El error relativo es tan similar que sólo las presiones de corte específicas no permiten dilucidar cuál de las dos energías resulta más adecuada para el modelo.
- La determinación de la energía de fractura más adecuada se complementó con un estudio de la morfología de la viruta obteniéndose valores del valor valle, valor pico y distancia entre bandas notablemente más próximas al experimental con una energía de fractura de 30000 J/m² (Fig. 31, Tabla 15). Se concluye, por tanto, que 30000 J/m² es una energía de fractura adecuada para el Ti-6Al-4V para un modelo con un tamaño de elemento de 8µm.
- Se realizó un estudio de las longitudes de contacto a diferentes velocidades obteniéndose una caída considerable de este valor en el tránsito de una viruta continua a una fragmentada (Fig. 32).
- Se analizaron las temperaturas máximas alcanzadas por la herramienta en un estado estacionario para diferentes velocidades, así como las zonas más afectadas térmicamente (Fig. 33). En general, se observan temperaturas ligeramente superiores para el modelo con mayor energía (Fig. 34).

2.5. Modelo multipasada aplicado a mecanizado 2D

2.5.1. Metodología

El procedimiento para crear un modelo de elementos finitos que considere los efectos de las pasadas previas de mecanizados se realizará a partir de los resultados obtenidos del modelo anterior. Siendo las leyes constitutivas implementadas las mismas de dicho modelo. El comportamiento mecánico vendrá definido por la ley de Hook en la zona elástica (ecuación II. 1) y la ley de Johnson-Cook en la zona plástica (ecuación II. 2).

De igual forma, se continuará con el mismo criterio de daño implementado en el modelo anterior, cuyas leyes constitutivas están descritas por las ecuaciones II. 3 y II. 4 y esquematizadas en la Fig. 3. Así como el comportamiento térmico, determinado por la ecuación II. 6.

En la Fig. 35 se esquematiza la metodología empleada para desarrollar el modelo multipasada.

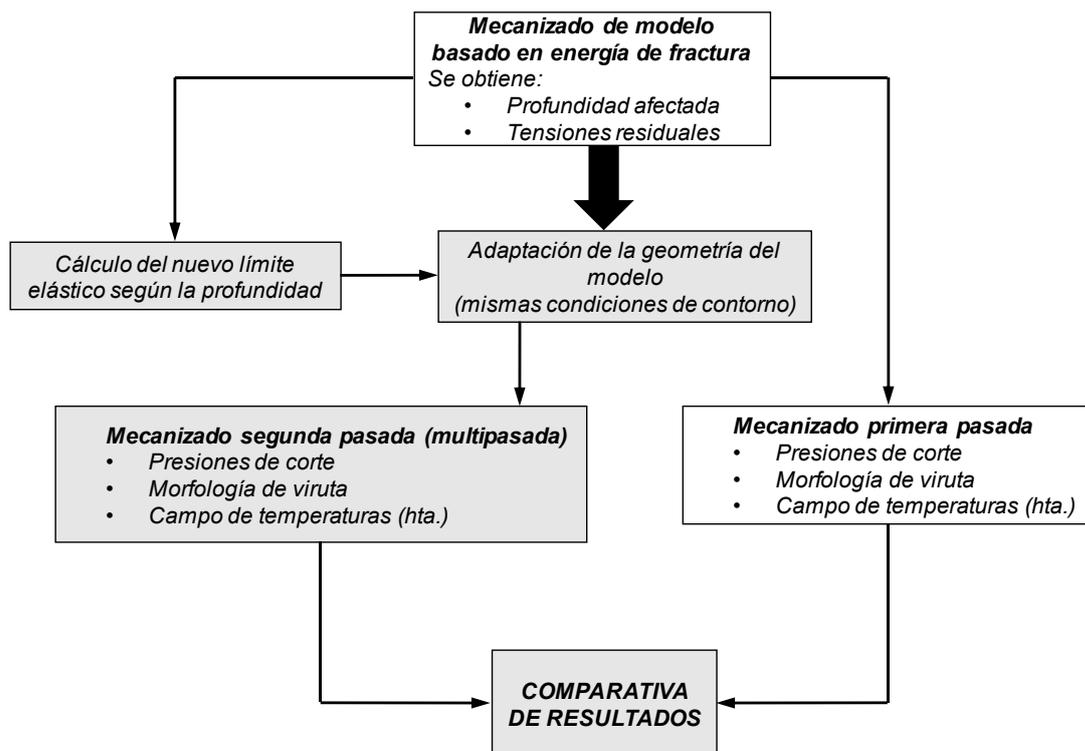


Fig. 35 Esquema de la metodología empleada en el modelo multipasada. En blanco los datos obtenidos del modelo basado en energía de fractura desarrollado en el apartado 2.4. En gris los datos y resultados obtenidos a partir del modelo multipasada.

En primer lugar, se determina la profundidad afectada por la primera pasada de mecanizado. Ésta zona sufrirá principalmente deformaciones plásticas debido a la compresión generada por la herramienta durante su paso. Dichas deformaciones plásticas permanentes generan zonas de compresión en la parte más superficial que se compensan con tensiones a tracción en zonas más profundas hasta alcanzar un estado de equilibrio [77], [78]. El perfil de tensiones residuales típico se muestra en la Fig. 36, donde se muestra la modificación del límite elástico del material una vez deformado plásticamente.

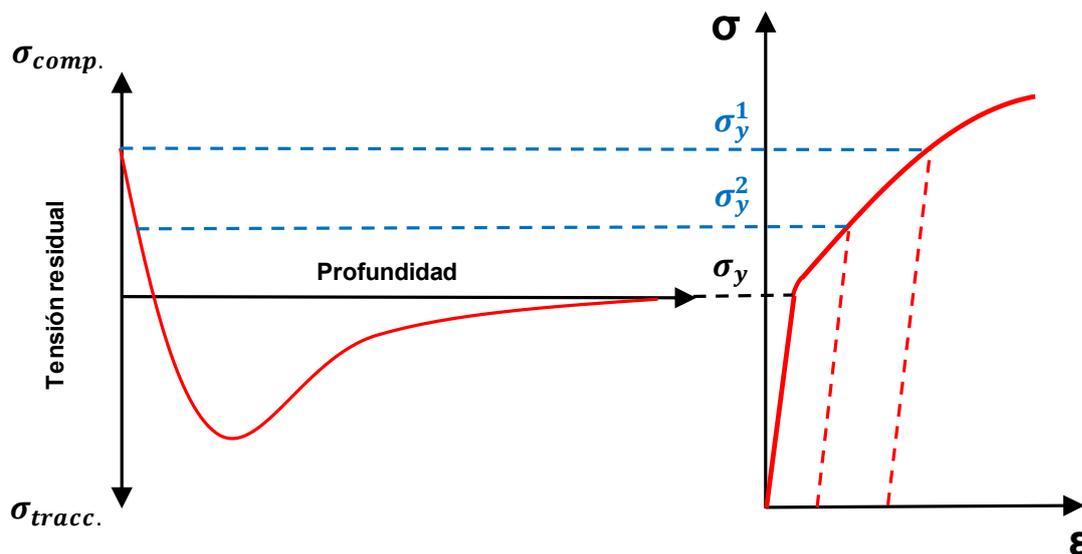


Fig. 36 (izq.) Esquema de un perfil de tensiones residuales y (der.) esquema de gráfico tensión deformación de un material con deformación plástica.

Una vez determinada la profundidad afectada por el mecanizado se determina el nuevo límite elástico del material (σ_y^2). Este parámetro está definido en la ecuación de Johnson-Cook (II. 2) por la variable A . Es decir, se modifica el parámetro A según la profundidad.

Estas modificaciones de la ecuación constitutiva se implementan en el modelo de mecanizado. Se obtendrán resultados de presiones específicas de corte y avance, morfología de viruta y campo de temperaturas en la herramienta, los cuales se comparan con los resultados de la primera pasada estudiando su efecto y la conveniencia o no de estudiar este factor.

2.5.2. Modelo geométrico multipasada

Para analizar el efecto de las pasadas previas y cómo la modificación de sus propiedades afecta a los resultados a estudiar, es preciso realizar ciertas consideraciones a partir de las cuales modificar el modelo de corte ortogonal.

En primer lugar, se estableció como criterio de la profundidad afectada que los elementos del modelo sufran una deformación plástica mayor o igual a un 0.05%. Será este criterio el que delimite la profundidad de las tensiones residuales tal como se indica en la Fig. 37.

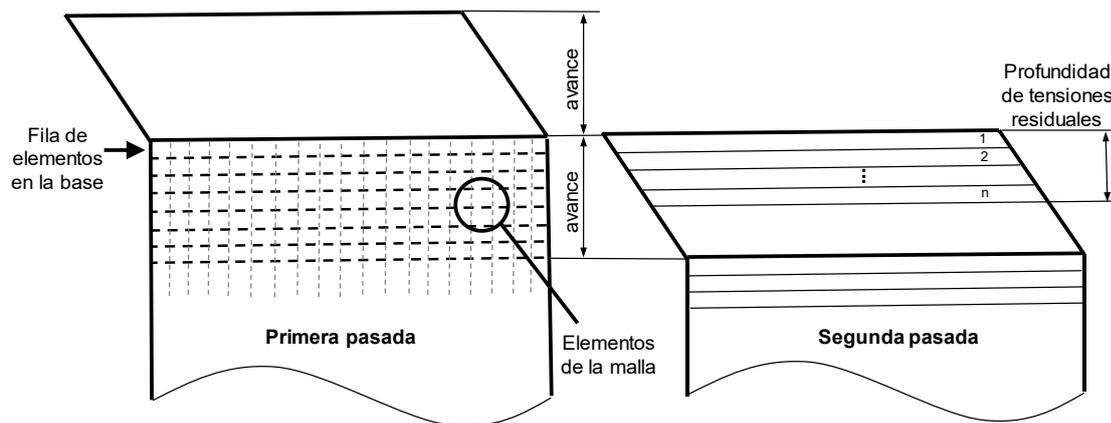


Fig. 37 (izq.) Esquema del material de trabajo de la primera pasada basado en modelo descrito en la Fig. 1 y (der.) modificación del esquema del material de trabajo para implementar el efecto de pasadas previas.

En dicha Fig. 37 se puede ver que en la zona de la viruta correspondiente a la segunda pasada se implementan una serie de particiones, siendo la profundidad de cada una de ellas idéntica a la altura de cada fila de elementos en la base del modelo de la primera pasada.

El modelo multipasada tiene las mismas condiciones de contorno descritas en el modelo basado por energías, explicadas en el apartado 2.3.1. Por otro lado, la energía de fractura considerada en la viruta/base (incluidas las particiones) es de 30000 J/m² en base a los resultados obtenidos en el apartado 2.4.1.6 y 2.4.1.7. En el caso de la capa de sacrificio se mantiene una energía de fractura de 15000 J/m².

Por último, se toma la fricción aparente obtenida en el apartado 2.4.1.4 ($\mu=0.7$) como fricción global implementada en el modelo, la cual actúa en la interacción viruta-herramienta.

2.5.3. Resultados

2.5.3.1. Tensiones residuales

Del modelo inicial (2.4), del cual se obtuvieron los resultados de fuerzas de corte y avance, el estudio de morfología de viruta y la longitud de contacto, se han obtenido también las tensiones residuales y cuyos resultados se muestran de la Fig. 39 a la Fig. 47 para velocidades de cote de: 0.5, 1, 2, 3, 4, 5, 10, 15 Y 20 m/s.

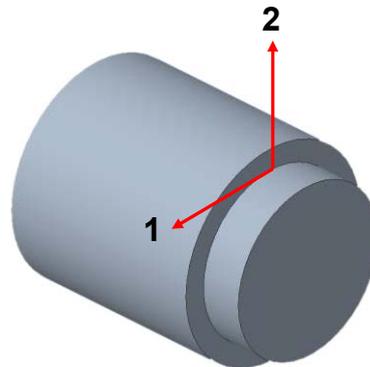


Fig. 38 Direcciones principales consideradas durante el mecanizado.

En la Fig. 38 se muestran las tensiones residuales en la dirección 1, correspondiente a la tensión tangencial a la superficie de mecanizado, la dirección 2, correspondiente a la dirección radial (ver Fig. 38), y la tensión residual de von Mises, obtenida directamente de la ecuación de la tensión de von Mises (II. 34).

$$\sigma_{VM} = \sqrt{\frac{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}{2}} \quad \text{II. 34}$$

Por la propia ecuación de la tensión de von Mises, las tensiones obtenidas son, por definición, valores positivos y, por tanto, no determina a priori si ésta es de tracción o compresión. Para hablar en términos de tracción-compresión se recurrirá a las tensiones en las direcciones principales 1 y 2. Sin embargo, la tensión de von Mises proporcionará el nuevo valor del límite elástico en la ecuación de Johnson-Cook (II. 2) en las pasadas sucesivas.

Como se puede observar en los resultados mostrados de la Fig. 39 a la Fig. 47, en la dirección 1, la zona más superficial está sometida a tensiones de tracción. A medida que se profundiza, estas tensiones se convierten en tensiones a compresión para, finalmente, llegar a una

profundidad donde el material no se ve afectado por el proceso mecanizado (tensiones residuales nulas).

Por el contrario, las tensiones residuales en la dirección 2 sufren una evolución opuesta y casi simétrica. En las capas más superficiales el material está sometido a tensiones de compresión que cambian gradualmente a tensiones de tracción a medida que se profundiza hasta alcanzar un máximo de tensión. A partir de este punto las tensiones de tracción empiezan a disminuir hasta alcanzar un estado sin tensiones residuales.

Si bien los valores concretos de tensiones máximas y profundidad máxima afectada dependen no sólo del proceso, sino también del material y los parámetros de corte, los perfiles de tensiones obtenidos así como el orden de magnitud de éstas, están en consonancia con las tensiones residuales obtenidas por otros autores en procesos de mecanizado similares como los de D. Nesper et al. [79], D.M. Madyira et al. [80], Vasough et al. [81], Puerta Valasquez et al. [82] y M.H. Miguélez et al. [83]

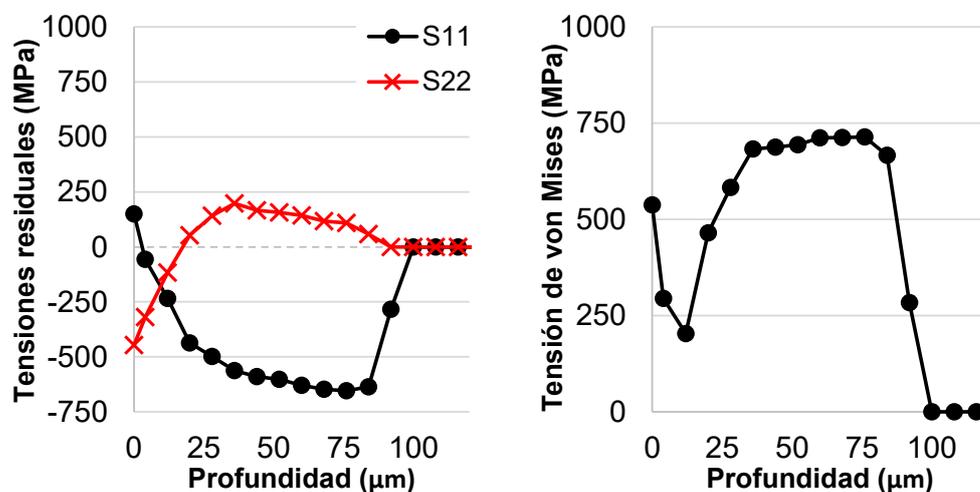


Fig. 39 (Izquierda) Tensiones residuales en las direcciones principales 1 y 2 obtenidas mediante el modelo numérico y (Derecha) tensión residual de von Mises para una velocidad de corte de 0.5 m/s.

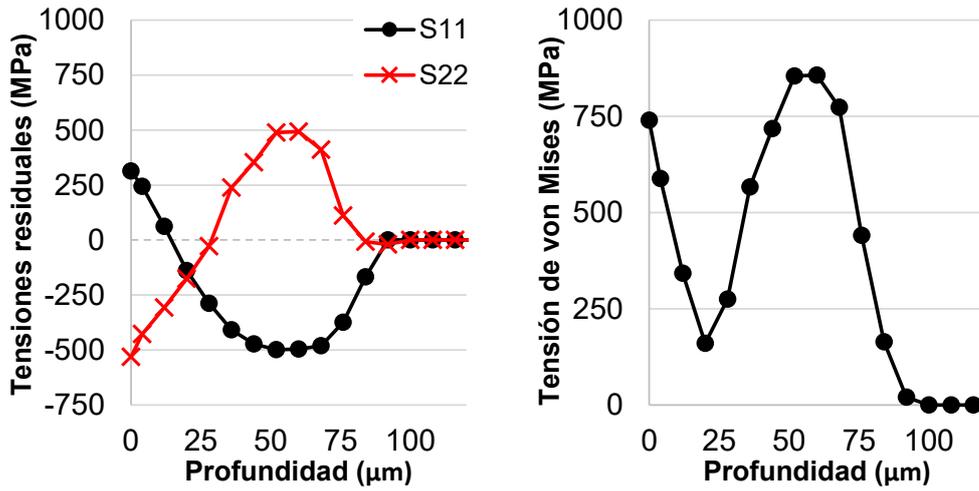


Fig. 40 (Izquierda) Tensiones residuales en las direcciones principales 1 y 2 obtenidas mediante el modelo numérico y (Derecha) tensión residual de von Mises para una velocidad de corte de 1 m/s.

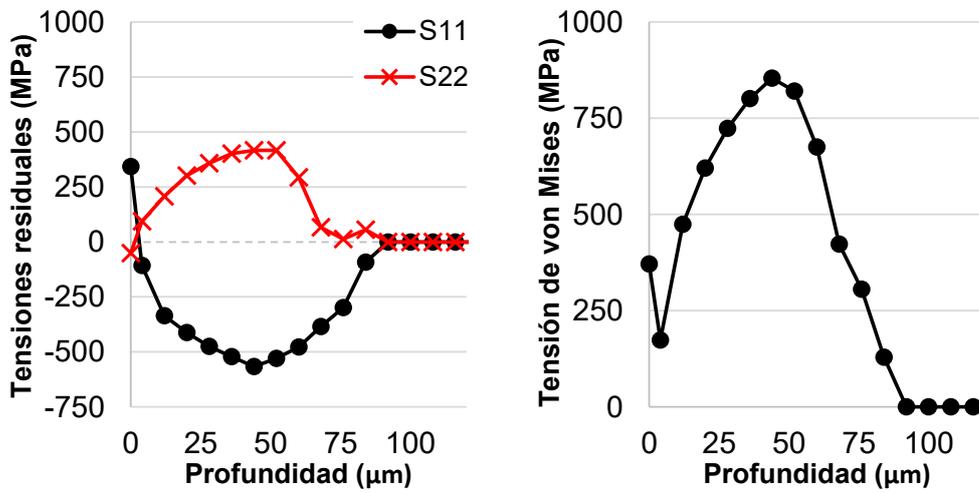


Fig. 41 (Izquierda) Tensiones residuales en las direcciones principales 1 y 2 obtenidas mediante el modelo numérico y (Derecha) tensión residual de von Mises para una velocidad de corte de 2 m/s.

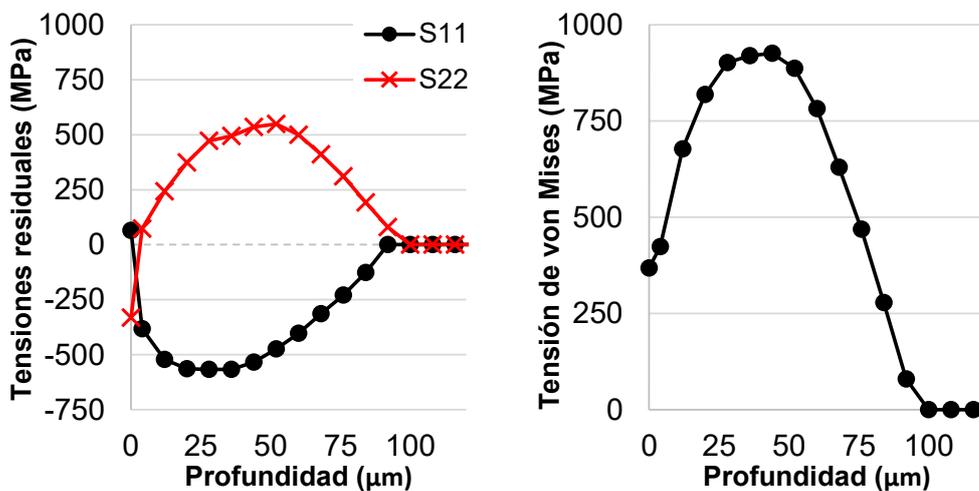


Fig. 42 (Izquierda) Tensiones residuales en las direcciones principales 1 y 2 obtenidas mediante el modelo numérico y (Derecha) tensión residual de von Mises para una velocidad de corte de 3 m/s.

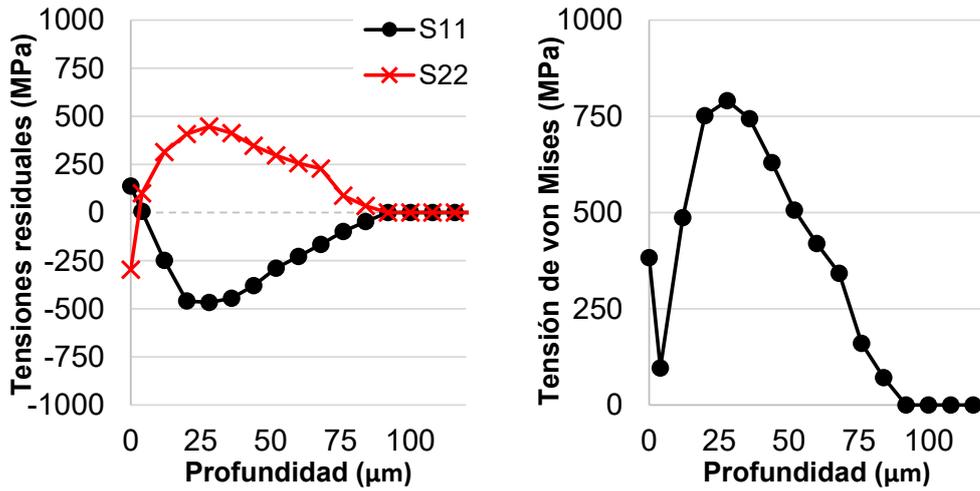


Fig. 43 (Izquierda) Tensiones residuales en las direcciones principales 1 y 2 obtenidas mediante el modelo numérico y (Derecha) tensión residual de von Mises para una velocidad de corte de 4 m/s.

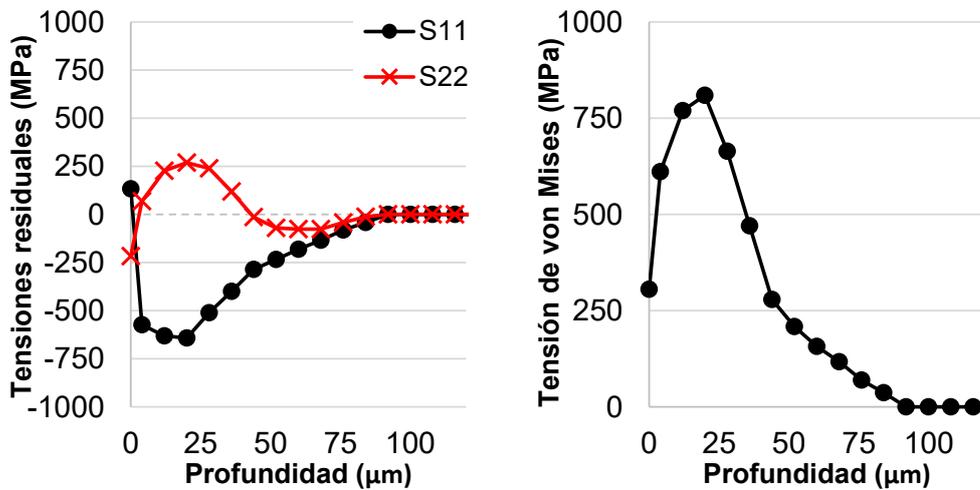


Fig. 44 (Izquierda) Tensiones residuales en las direcciones principales 1 y 2 obtenidas mediante el modelo numérico y (Derecha) tensión residual de von Mises para una velocidad de corte de 5 m/s.

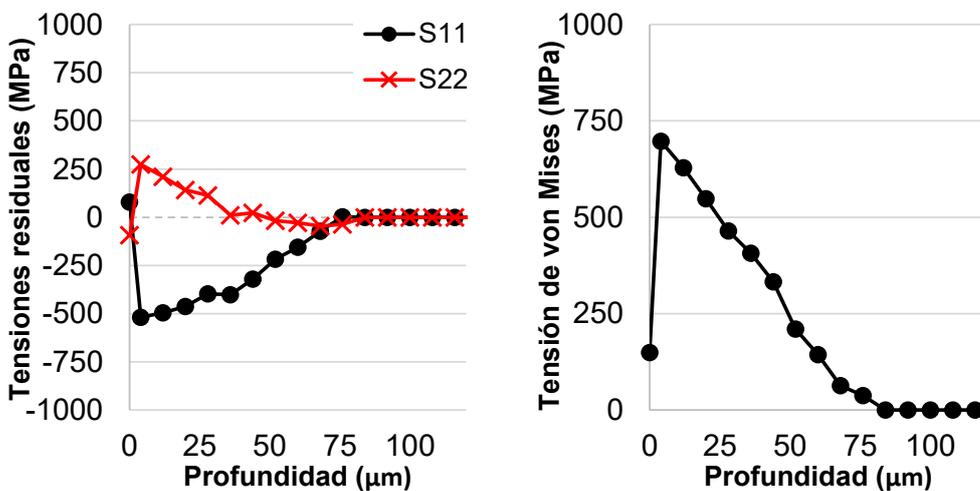


Fig. 45 (Izquierda) Tensiones residuales en las direcciones principales 1 y 2 obtenidas mediante el modelo numérico y (Derecha) tensión residual de von Mises para una velocidad de corte de 10 m/s.

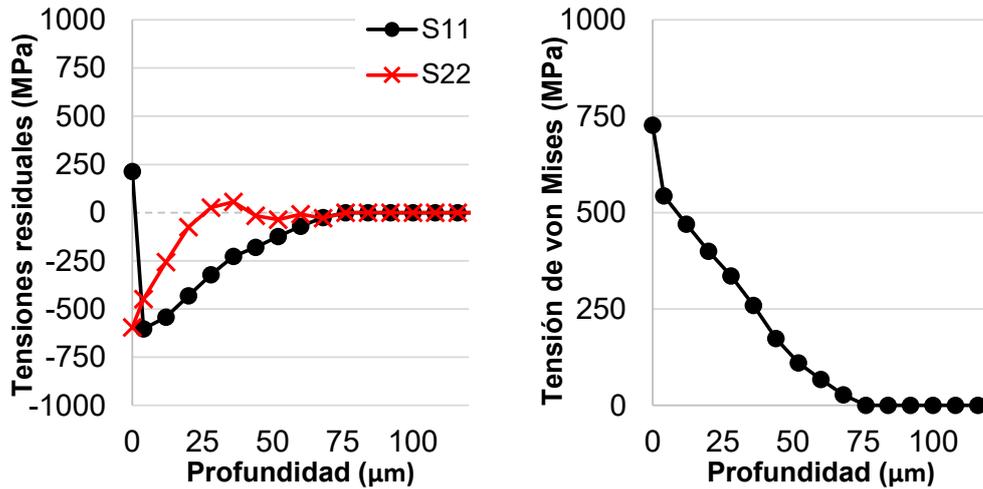


Fig. 46 (Izquierda) Tensiones residuales en las direcciones principales 1 y 2 obtenidas mediante el modelo numérico y (Derecha) tensión residual de von Mises para una velocidad de corte de 15 m/s.

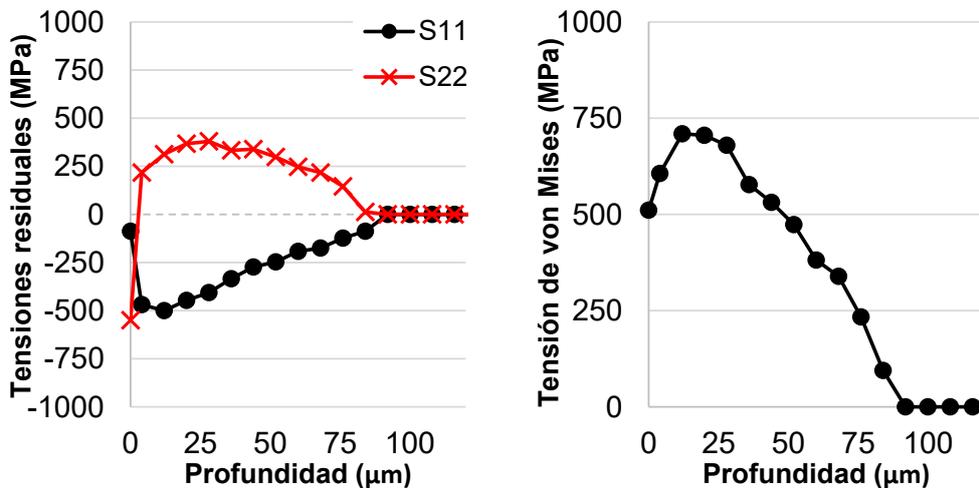


Fig. 47 (Izquierda) Tensiones residuales en las direcciones principales 1 y 2 obtenidas mediante el modelo numérico y (Derecha) tensión residual de von Mises para una velocidad de corte de 20 m/s.

Si bien D. Nespór et al. [79] mostraba tensiones residuales experimentales para velocidades de corte de 0.7 m/s y 0.25 m/s con una velocidad de avance de 0.05 m/rev en la dirección principal 2, es decir, con condiciones de corte considerablemente distintas a las estudiadas en el modelo numérico, los valores máximos de las tensiones residuales así como la profundidad máxima afectada están en el rango obtenido tanto por otros autores como del propio modelo. D.M. Madyira et al. [80], que analizó las tensiones residuales para velocidades de corte de 3, 2.5 y 1 m/s con una velocidad de avance de 0.2 mm/rev y una profundidad de 1mm, las cuales son más similares a las medidas con el modelo numérico. En este caso se observó una profundidad máxima afectada por el mecanizado de aproximadamente 100 μm para las tres velocidades ensayadas. Valores que se corresponden con los obtenidos en el modelo numérico en ese rango de velocidades (Fig. 48).

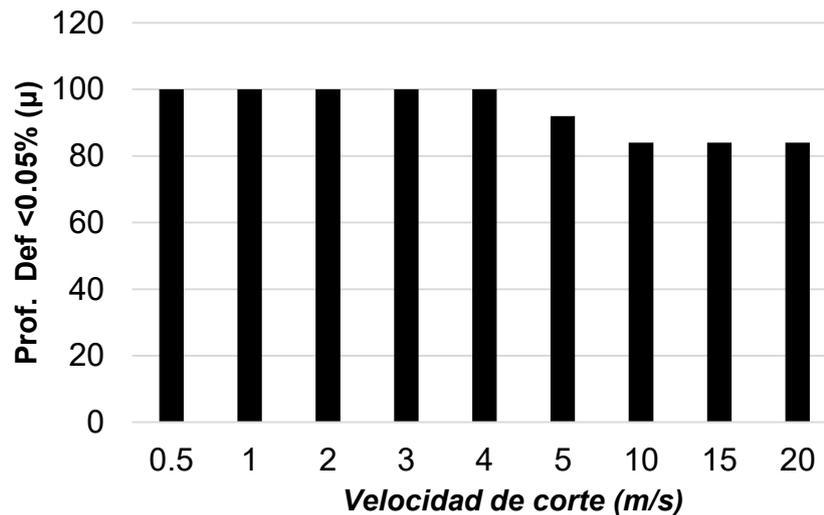


Fig. 48 Profundidad máxima afectada considerando hasta deformaciones de 0.05% para una velocidad de avance de 0.1 mm/rev y profundidad de 1 mm velocidades de corte de: 0.5, 1, 2, 3, 4, 5, 10, 20 m/s.

En la Fig. 48 se puede observar además una disminución de la profundidad afectada por el mecanizado a partir de velocidades superiores a 4 m/s hasta alcanzar un mínimo de 84 μ m a partir de una velocidad de corte de 10 m/s.

Por otro lado, las tensiones residuales máximas obtenidas experimentalmente por D.M. Madyira et al. [80] fueron aproximadamente de 450, 300 y 375 MPa para velocidades de corte de 1, 2.5 y 3 m/s respectivamente. Comparativamente, en el modelo, para velocidades de corte de 1, 2 y 3 m/s, las tensiones máximas en la dirección 2 fueron de 496, 416 y 457 MPa respectivamente. Si bien los valores obtenidos no son exactamente los mismos (merced de las diferentes condiciones de corte y del error inherente a cualquier ensayo experimental de este tipo), ambos están dentro del mismo orden de magnitud y reproducen la tendencia para este rango de velocidades. Habiendo una disminución de las tensiones en la dirección 2 entre 1 y 3 m/s (ver Fig. 49).

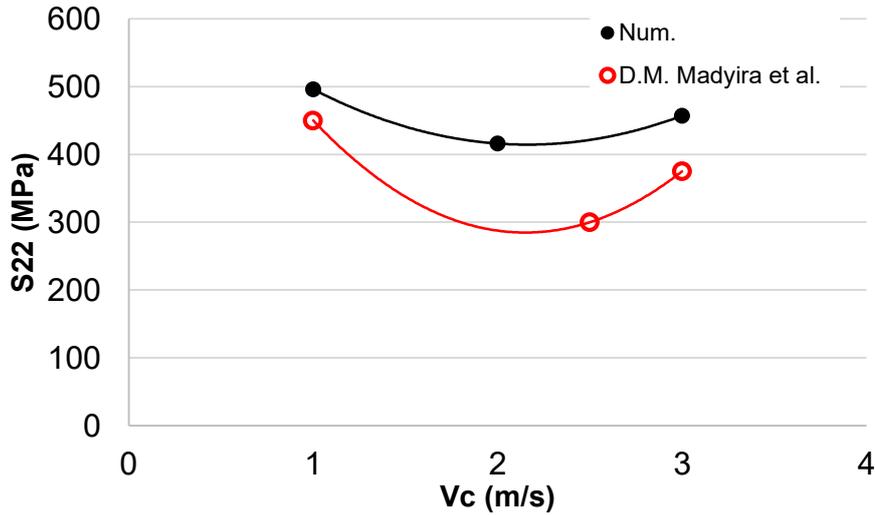


Fig. 49 Tensiones residuales en la dirección 2 obtenidas mediante el modelo numérico y ensayos experimentales de D.M. Madyira et al. [80] para los rangos de velocidades entre 1 y 3 m/s.

Considerando otros autores, estas tensiones máximas en la dirección radial (dirección 2) fueron de 350 – 400 MPa según los ensayos de Vasough et al. [81] y de 600 MPa según Puerta Valasquez et al. [82]. Éste último obtuvo el máximo de 600 MPa para velocidades de corte: 0.85 m/s y de 7 m/s. El autor empleó una velocidad de avance de 0.12 m/rev y una profundidad de 5 mm. Aunque los valores numéricos puedan ser distintos, debido nuevamente a las diferentes condiciones de corte, ambos picos de tensión en la dirección 2 son reproducidos por el modelo numérico para velocidades similares (1 m/s y 10 m/s) tal como se puede observar en la Fig. 50.

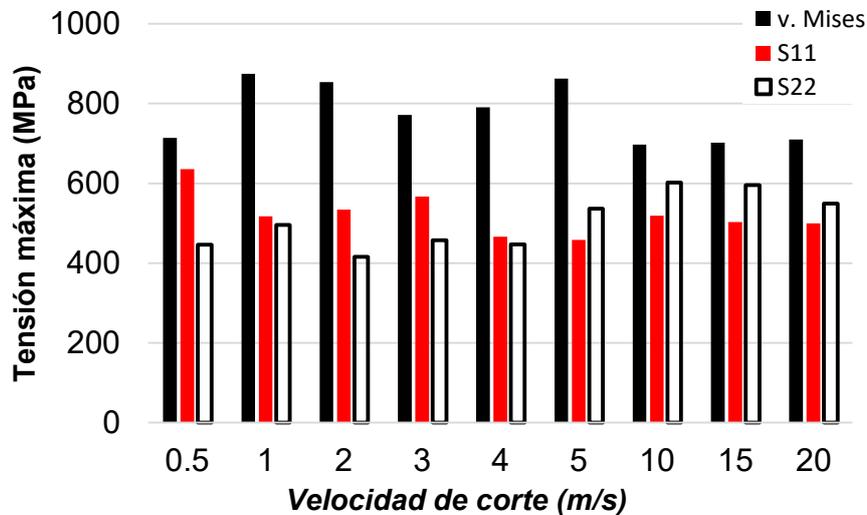


Fig. 50 Tensiones residuales máximas de von Mises y en las direcciones 1 y 2 para una velocidad de avance de 0.1 mm/rev y velocidades de corte de: 0.5, 1, 2, 3, 4, 5, 10, 15 y 20 m/s.

A tenor de los datos expuestos en la Fig. 50 se puede observar también cómo a velocidades más bajas las tensiones residuales predominantes son en la dirección 1 (tangencial). Sin embargo, a medida que la velocidad de corte aumenta, esta predominancia se invierte. En este sentido las tensiones en la dirección 2 (radial) pasan a ser predominantes a partir de una velocidad de corte de 5 m/s. Es más, cabe señalar que las tensiones en la dirección 1, las cuales pueden causar la aparición de grietas en la superficie libre mecanizada, tienden a disminuir a medida que la velocidad de corte aumenta.

También se puede observar una evolución en la profundidad a la que se produce la tensión residual máxima de von Mises en la Fig. 51. En este sentido, velocidades de corte más bajas tienden a producir tensiones máximas residuales a mayores profundidades, mientras que a mayores velocidades esta tensión tiende a aproximarse a la superficie mecanizada. Esta profundidad oscila entre 0 y 12 μm para velocidades de corte entre 10 y 20 m/s.

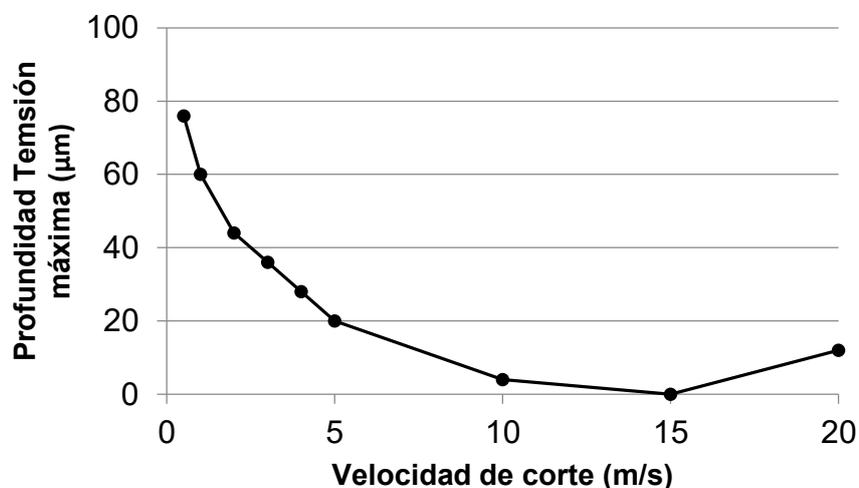


Fig. 51 Profundidad a la que se produce la tensión máxima de von Mises en función de la velocidad de corte.

Considerando los resultados mostrados en las Fig. 48, Fig. 50 y Fig. 51 se observa que mientras velocidades de corte bajas generan mayores tensiones residuales y tienen efectos a mayores profundidades, por el contrario, velocidades de corte altas producen menores efectos sobre el material mecanizado tanto en tensiones residuales como en la profundidad de éstos.

Estos resultados muestran que la posibilidad de mecanizados a altas velocidades no sólo es un beneficio a nivel de optimización de tiempos de productivos sino también respecto a posibles efectos perjudiciales derivados de las tensiones residuales producidas.

2.5.3.2. Actualización de parámetros de Johnson- Cook

Una vez obtenidos los resultados de la primera pasada, incluidas las tensiones residuales y las deformaciones plásticas producidas durante el mecanizado, se procede al cálculo del nuevo parámetro de la tensión elástica de la ecuación de Johnson-Cook, es decir, el parámetro A (II. 3).

Cabe recordar que la ecuación de Johnson-Cook es la ecuación constitutiva que define el comportamiento del material desde el inicio de la zona de deformación plástica hasta su rotura. Por otro lado, cualquier material dúctil, al someterse a deformaciones plásticas sin llegar a la rotura ve afectado su límite elástico de la forma que quedó indicada en la Fig. 36, aumentando éste de manera proporcional a la deformación sometida [84].

Como se pudo ver, las tensiones residuales así como las deformaciones varían según la profundidad en el material. Por tanto, en el modelo numérico, a cada fila de elementos de la viruta, la cual corresponde a una profundidad (ver Fig. 37), le corresponde un límite elástico diferente. Este nuevo límite elástico es indicado por A' .

Para el cálculo de A' se han tenido en cuenta las siguientes hipótesis:

- Los datos se han obtenido en estado de reposo y, por tanto, las velocidades de deformación son nulas. Es decir, $1 + C \cdot \ln(\dot{\epsilon}_p / \dot{\epsilon}_0) = 1$.
- Los datos se han obtenido en un estado térmico estacionario e igual o próximo a la temperatura de referencia T_0 . Por tanto, $[(T - T_0) / (T_m - T_0)]^m \approx 0$.
- No se consideran efectos de templabilidad del material que llevarían a endurecimientos locales de la superficie.
- La curva de tensión-deformación del material es igual a tracción y a compresión (misma ecuación constitutiva a tracción y a compresión).

Considerando las dos primeras hipótesis, la ecuación de Johnson-Cook (II. 3) quedaría de la siguiente manera:

$$\sigma = A + B \cdot \epsilon_p^n \quad \text{II. 35}$$

Siendo A , B y n constantes del material (ver Tabla 3) y habiendo obtenidos los valores de ϵ_p , el límite elástico para cada profundidad será $A' = \sigma$.

En las Fig. 52, Fig. 53 y Fig. 54, así como en la Tabla 16, se muestra el valor del límite elástico (A') a diferentes profundidades entre 0 y 100 μm debido a las tensiones residuales. Como era de esperar, el límite elástico es mayor en las capas más superficiales debido a que sufren unas mayores deformaciones plásticas. Para profundidades mayores de 100 μm el límite elástico no se ve afectado, siendo 782 MPa.

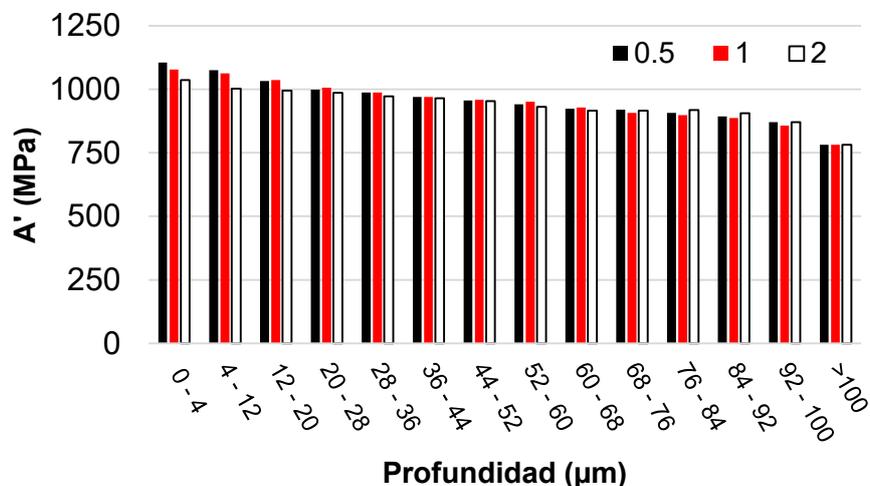


Fig. 52 Valor del límite elástico (A') posterior a la primera pasada hasta una profundidad de 100 μm para velocidades de corte de 0.5, 1 y 2 m/s.

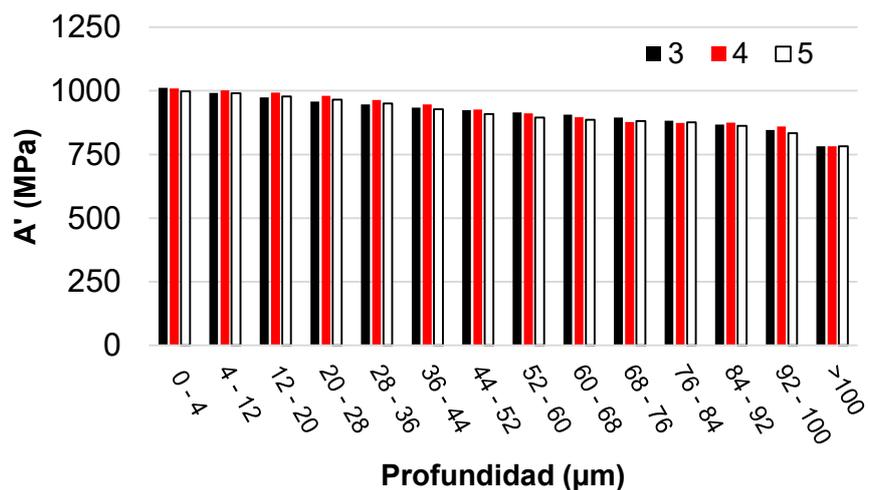


Fig. 53 Valor del límite elástico (A') posterior a la primera pasada hasta una profundidad de 100 μm para velocidades de corte de 3, 4 y 5 m/s.

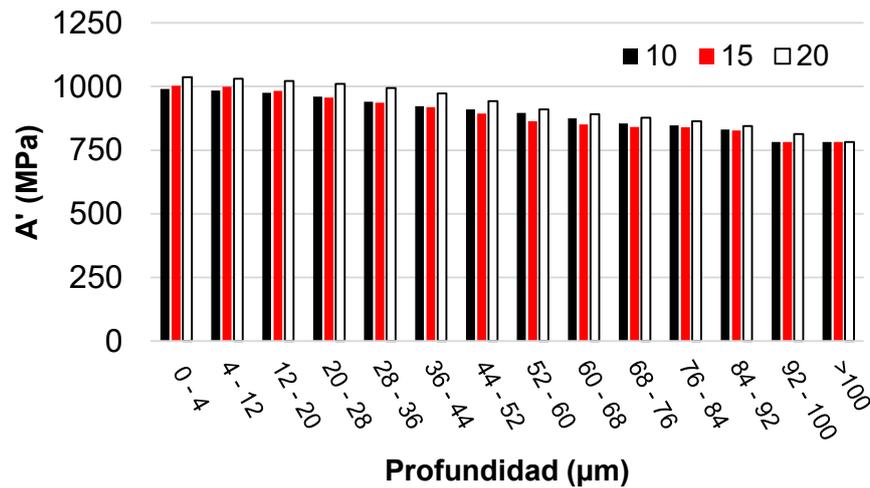


Fig. 54 Valor del límite elástico (A') posterior a la primera pasada hasta una profundidad de 100 μm para velocidades de corte de 10, 15 y 20 m/s.

Tabla 16 Valores del límite elástico (A') en MPa posterior a la primera pasada hasta una profundidad de 100 μm para velocidades de corte de 0.5, 1, 2, 3, 4, 5, 10, 15 y 20 m/s.

| Prof. (μm) | 0.5 (m/s) | 1 (m/s) | 2 (m/s) | 3 (m/s) | 4 (m/s) | 5 (m/s) | 10 (m/s) | 15 (m/s) | 20 (m/s) |
|-------------------------|-----------|---------|---------|---------|---------|---------|----------|----------|----------|
| 0 - 4 | 1105 | 1078 | 1036 | 1012 | 1009 | 998 | 990 | 1003 | 1037 |
| 4 - 12 | 1075 | 1063 | 1002 | 992 | 1002 | 990 | 984 | 999 | 1031 |
| 12 - 20 | 1032 | 1037 | 995 | 974 | 993 | 978 | 975 | 982 | 1022 |
| 20 - 28 | 999 | 1006 | 986 | 958 | 981 | 966 | 960 | 956 | 1011 |
| 28 - 36 | 987 | 987 | 972 | 946 | 965 | 950 | 941 | 937 | 994 |
| 36 - 44 | 970 | 970 | 964 | 934 | 947 | 928 | 923 | 920 | 973 |
| 44 - 52 | 956 | 958 | 953 | 923 | 927 | 909 | 910 | 894 | 943 |
| 52 - 60 | 941 | 951 | 931 | 915 | 912 | 895 | 896 | 863 | 910 |
| 60 - 68 | 923 | 929 | 915 | 906 | 896 | 887 | 875 | 851 | 892 |
| 68 - 76 | 919 | 907 | 915 | 895 | 878 | 881 | 855 | 841 | 878 |
| 76 - 84 | 907 | 899 | 918 | 883 | 873 | 876 | 847 | 840 | 864 |
| 84 - 92 | 893 | 887 | 906 | 868 | 876 | 863 | 831 | 828 | 844 |
| 92 - 100 | 870 | 857 | 871 | 846 | 859 | 833 | 782 | 782 | 813 |
| >100 | 782 | 782 | 782 | 782 | 782 | 782 | 782 | 782 | 782 |

2.5.3.3. Efecto de pasadas previas sobre las presiones específicas

Una vez habiéndose calculado la variación del módulo elástico para velocidades entre 0.5 y 20 m/s se procede a la obtención y comparación de las fuerzas de corte y avance con el modelo inicial. En este caso se compararon las mismas velocidades de corte: 1, 3, 5, 10, 15 y 20 m/s.

En la Fig. 55 se muestran las fuerzas de corte del modelo en su primera pasada (límite elástico inicial), las fuerzas de corte en su segunda pasada y las fuerzas de corte experimentales obtenidas por A. Molinari et al. [27], J. Marino Romero et al. [72] y X.Y. Gu et al. [76].

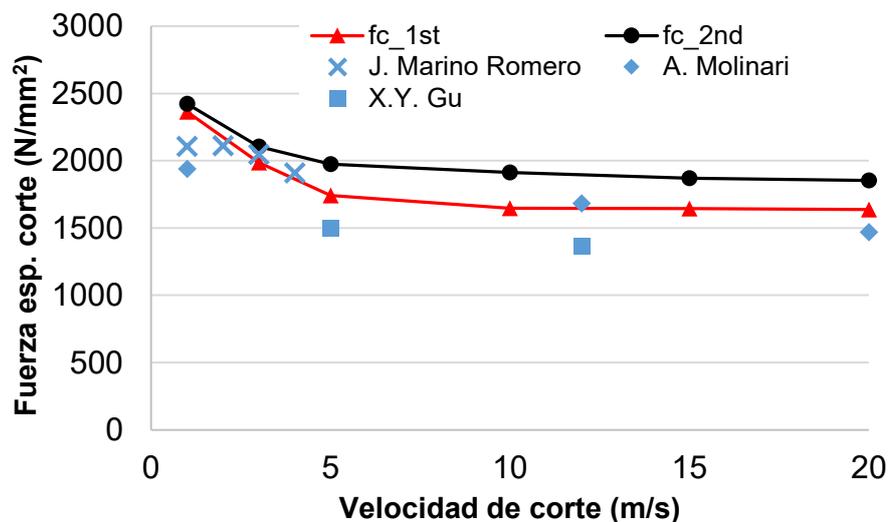


Fig. 55 Fuerzas específicas de corte del modelo numérico de la primera y la segunda pasada para velocidades de corte de 1, 3, 5, 10, 15 y 20 m/s y datos experimentales de A. Molinari [27], J. Marino Romero [72] y X.Y. Gu [76].

Lo primero que se puede observar es que en la segunda pasada, en comparación con el modelo inicial, la transición de las fuerzas desde velocidades de corte más bajas a más altas se produce de manera más suave, siendo entre el tramo entre 1 y 5 m/s notablemente más plana que en la pasada inicial. Debido, principalmente al endurecimiento del material, se alcanza la fuerza mínima de corte a menores velocidades. Esta tendencia es coherente considerando que a diferencia de los metales, los materiales frágiles tienden a producir poca diferencia en las fuerzas de corte en función de la velocidad de corte. Este sería el caso, por ejemplo, del Inconel 718 con insertos cerámicos, el cual oscila entre los 240 y los 280 N para velocidades entre 100 y 300 m/min (1.6 m/s y 5 m/s) según el trabajo de A. Marques et al. [85].

Se observan además, unas fuerzas de corte mayores en todas las velocidades de corte a partir de 3 m/s en adelante. Esto es debido, igual que en el caso anterior, al endurecimiento del propio material. Si bien a velocidades por debajo de 3 m/s estas fuerzas son menores. Esto puede deberse a la transmisión del calor debido al proceso en sí.

Comparativamente con las fuerzas experimentales se puede observar que, si bien las fuerzas son mayores a las experimentales a partir de velocidades de corte de 5 m/s, éstas están en perfecta consonancia con los ensayos experimentales de J. Marino Romero et al. [72] para fuerzas de corte entre 1 y 4 m/s. Cabe señalar que la tendencia de las fuerzas de corte sigue siendo coherente con las fuerzas experimentales.

En la Fig. 56 se muestran las fuerzas de avance del modelo numérico inicial (primera pasada) y de la segunda pasada junto con datos experimentales de J. Marino Romero et al. [72]. En este caso, como se puede observar, se reproduce el mismo efecto que en el caso de las fuerzas de corte, siendo la transición de las fuerzas entre las velocidades más bajas a más altas considerablemente más suave.

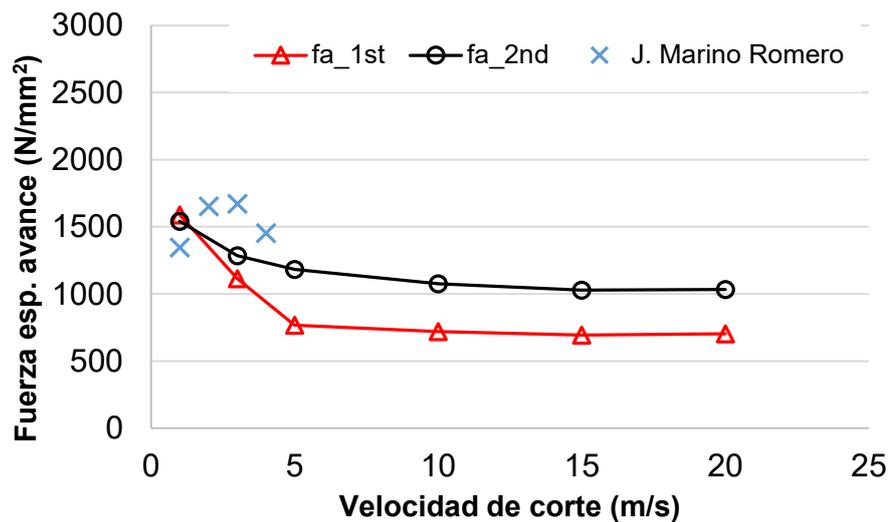


Fig. 56 Fuerzas específicas de avance del modelo numérico de la primera y la segunda pasada para velocidades de corte de 1, 3, 5, 10, 15 y 20 m/s y datos experimentales de J. Marino Romero [72].

2.5.3.4. Efecto de pasadas previas sobre morfología de viruta

En este apartado se muestra el efecto significativo que produce en la morfología de la viruta el modelo con pasadas previas con respecto al modelo que considera la pasada inicial. Dicha morfología comparada se muestra en la Fig. 57 para velocidades de corte de 1, 3, 5 y 15 m/s tal como se mostraban en la Fig. 29.

Igual que en el caso inicial (primera pasada), la viruta del modelo multipasada (segunda pasada) sigue generando una morfología aserrada, sin embargo, se evidencia un notable aumento en su fragilidad. Cabe recordar que dicho modelo multipasada toma en consideración el endurecimiento no lineal que se produce debido al mecanizado previo (Fig. 52, Fig. 53 y Fig. 54) y, por tanto, la fragilización superficial del material inducido por este proceso.

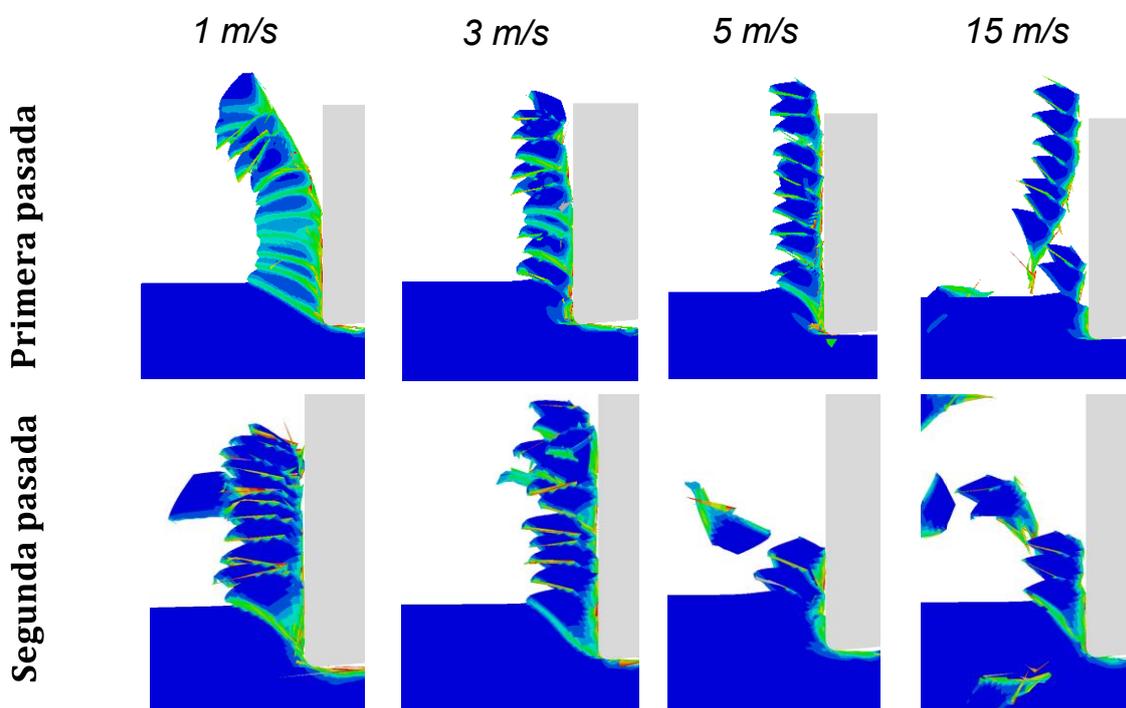


Fig. 57 Morfología de la viruta en la primera y segunda pasada con un coeficiente de fricción $\mu=0.7$ y velocidad de corte $V_c=1, 3, 5, 15$ m/s en 1.2 mm de mecanizado.

Si bien a una velocidad de corte de 1 m/s aún se obtiene una viruta continua, en la segunda pasada, a diferencia de la obtenida en la primera pasada, ésta es mucho más irregular, llegando a fragmentarse en algunos puntos.

Cuando se estudia la viruta para una velocidad de corte de 3 m/s ésta se vuelve más fragmentada. Si bien sigue siendo continua en general, en algunas bandas la zona que une la

viruta es mucho más pequeña que para 1 m/s, quedando casi al límite de la fragmentación. En algunos casos, algunas partes de la viruta llegan a separarse completamente.

A partir de velocidades de corte de 5 m/s y superiores la viruta en la segunda pasada se puede considerar segmentada, habiendo una diferencia notable con respecto a la primera pasada en este caso.

Al igual que para el “modelo basado en energía de fractura”, también en este caso se estudiaron los parámetros geométricos característicos de la viruta tales como: (L_s) distancia entre bandas, (t_1) valor pico y (t_2) valor valle. Los cuales se presentaron esquemáticamente en la Fig. 30.

En la Fig. 58 y la Tabla 17 se muestran los valores de dichos parámetros característicos obtenidos para una energía de fractura de 30000 J/m^2 a una velocidad de corte de 4 m/s para una primera y segunda pasada, así como su error relativo respecto a las medidas experimentales realizadas por J. Marino Romero [72].

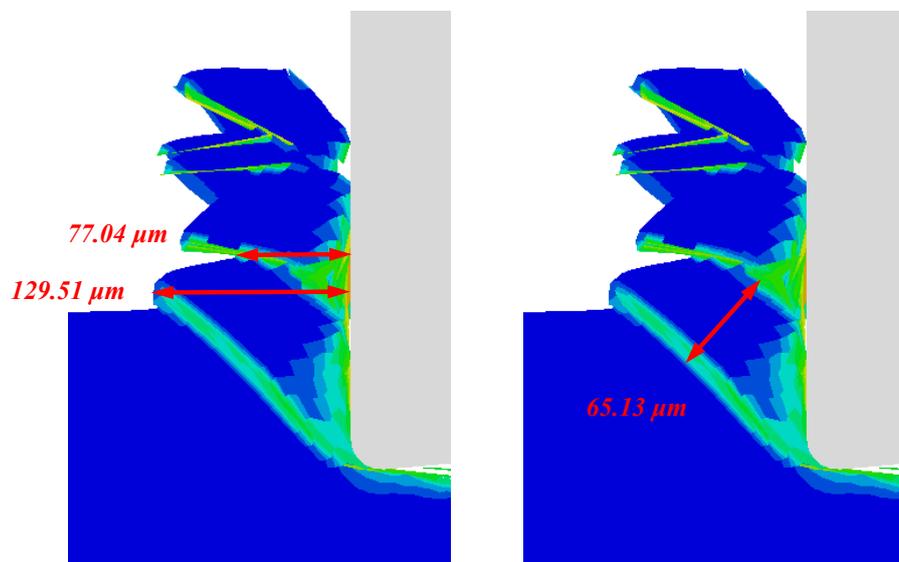


Fig. 58 Parámetros geométricos característicos de la viruta en el modelo de mecanizado multipasada con energía de fractura de 30000 J/m^2 a una velocidad de corte de 4 m/s sobre la viruta obtenida en la simulación.

Tal como muestran los resultados, considerar o no las pasadas previas del mecanizado conlleva una diferencia no despreciable sobre los parámetros de la viruta. Si bien, todos los resultados mantienen un orden de magnitud coherente y la relación de magnitudes observada experimentalmente ($t_1 > t_2 > L_s$).

Dicho lo cual, cabe señalar la importancia de determinar en los datos experimentales sobre mecanizados si éstos han sido tomados en su primera pasada o en pasadas posteriores. A la vista de la variación de los resultados, podría no ser recomendable mezclar los resultados obtenidos en la primera pasada con los obtenidos posteriormente.

Tabla 17 Parámetros geométricos característicos de la viruta en micras para el modelo de mecanizado en su primera y su segunda pasada (modelo multipasada) con energía de fractura de 30000 J/m² a una velocidad de corte de 4 m/s comparados con los datos obtenidos experimentalmente por J. Marino Romero [72] y su error relativo respecto a los datos experimentales.

| | $t1$ | $t2$ | L_s |
|--------------------------------------------|--------|-------|--------|
| Exp. [72] | 157.58 | 72.72 | 54.55 |
| 30000 J/m ² (Primera pasada) | 149.29 | 71.02 | 56.48 |
| | 5.26% | 2.34% | 3.54% |
| 30000 J/m ² (Segunda pasada) | 129.51 | 77.04 | 65.13 |
| | 17.81% | 5.94% | 19.40% |

2.5.3.5. Efecto de pasadas previas sobre la longitud de contacto

A partir de la Fig. 57 se procede al estudio de la longitud de contacto viruta/herramienta y cuyos resultados se muestran en la Fig. 59.

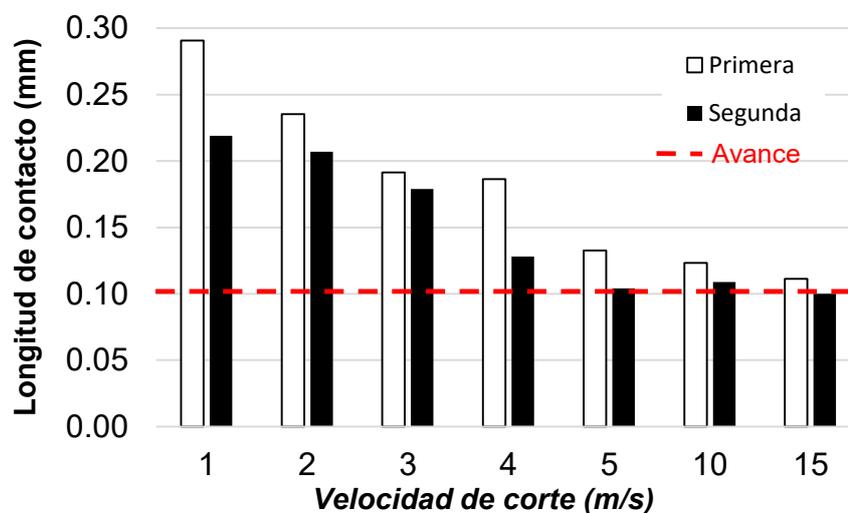


Fig. 59 Longitud de contacto viruta/herramienta para energías de fractura de 30000 J/m² entre la primera y la segunda pasada para una longitud mecanizada de 0.77 mm.

Se observa claramente que la longitud máxima de contacto resulta considerablemente mayor en la primera pasada, especialmente para velocidades de corte entre 1 y 4 m/s, donde aún

resulta una viruta continua. En la velocidad de corte de 4m/s es donde mayor diferencia de longitud se observa. Esto es debido a que ésta resulta ser la velocidad de transición entre viruta continua y segmentada para la segunda pasada, mientras que para la primera estaría en torno a los 10 m/s. Se puede observar que las velocidades de transición de cada caso muestran longitudes de contacto casi idénticas: 0.123 para la primera pasada a 10 m/s y 0.128 mm para la segunda pasada a 4 m/s.

Las diferencias de longitudes de contacto, especialmente entre velocidades de corte de 1 y 5 m/s, son debidas a la mayor capacidad de deformación plástica que el material posee en su primera pasada.

En la segunda pasada, a partir de 5 m/s, donde la viruta ya puede considerarse fragmentada, la longitud de contacto es prácticamente el avance establecido (0.100 mm).

2.5.3.6. Efecto de pasadas previas sobre la temperatura

En cuanto al estudio de las temperaturas producidas sobre la herramienta, al igual que el apartado del modelo basado en energías de fractura (Apartado 2.4.1.9), en la Fig. 60 y la Fig. 61 se muestra su evolución para la primera pasada (mostrada previamente en la Fig. 33) y la segunda pasada para velocidades de corte $V_c=1, 3, 5$ y 15 m/s.

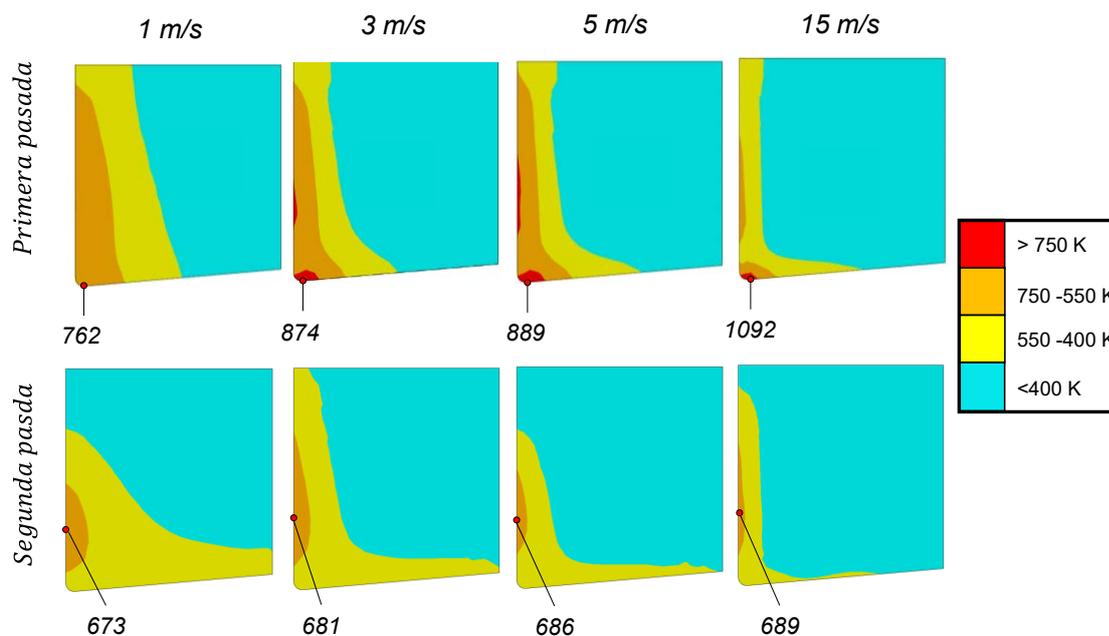


Fig. 60 Región de la herramienta térmicamente afectada y zona de máxima temperatura (K) para las energías de fractura de $G_f(\text{viruta})=26158 \text{ J/m}^2$ y $G_f(\text{viruta})=30000 \text{ J/m}^2$ y velocidades de corte de $V_c=1, 3, 5$ y 15 m/s una vez estabilizada la temperatura máxima (longitud mecanizada de 1.8 mm).

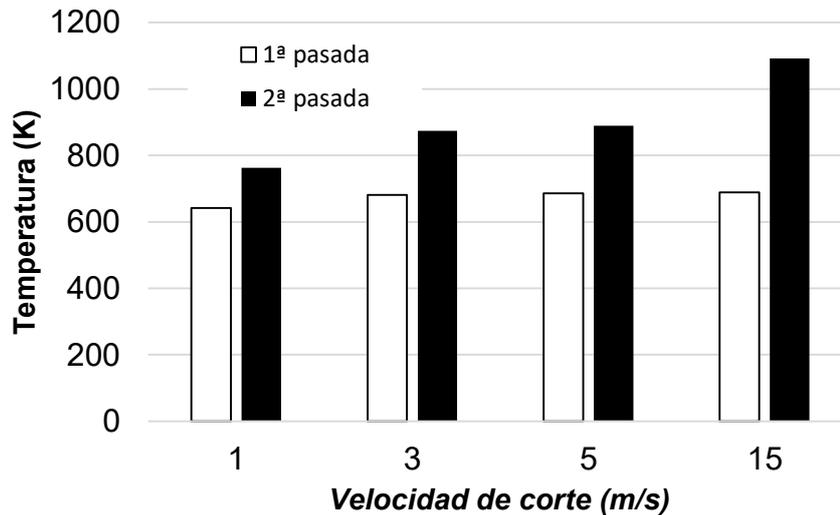


Fig. 61 Temperatura máxima (K) de la primera y la segunda pasada con una energía de fractura de $G_f(\text{viruta})=30000 \text{ J/m}^2$ y velocidades de corte de $V_c=1, 3, 5$ y 15 m/s una vez estabilizada la temperatura máxima en la herramienta (longitud mecanizada de 1.8 mm).

A diferencia de la primera pasada, durante la segunda pasada el mapa de temperaturas muestra un perfil muy distinto para las velocidades entre 1 y 5 m/s, donde el término de fricción, además, es mayor (ver Fig. 19). En la Fig. 60 se puede observar cómo la temperatura se extiende menos por la superficie de deslizamiento y, por el contrario, se extiende más por la superficie de deslizamiento debido, inevitablemente, a la menor longitud de contacto. Este aspecto no sólo transfiere el calor en una zona más reducida de la cara de deslizamiento, sino que al estar situada cerca del filo, se extiende más por la cara de deslizamiento.

También se observa un cambio en la posición del punto de máxima temperatura. En el caso de la segunda pasada éste se sitúa aproximadamente un par de micras por debajo de la superficie libre de mecanizado. Este punto resulta ser el de máxima presión en ese caso, sumado a que la zona de contacto es mucho más concentrada alrededor de este punto situando a una altura media de 0.12 mm . 0.02 mm por encima de la superficie libre. Cabe señalar la superficie a partir de 550 K (naranja) coincide con un perfil típicamente de un desgaste de herramienta por cráter

Otro dato a tener en cuenta es la temperatura máxima de la segunda pasada, casi constante en una temperatura media de 682 K , como se puede observar en la Fig. 61. Esta temperatura está muy por debajo de las obtenidas en la primera pasada debido, principalmente, a la menor capacidad de deformación del material en este caso. Recordemos que una parte importante del calor generado por el proceso de mecanizado viene de la disipación de energía en forma de calor del material metálico durante la deformación plástica.

2.5.3.7. Conclusiones del modelo multipasada

De los estudios realizados con el modelo de mecanizado 2D multipasada presentado se obtuvieron los siguientes resultados:

- Se ha propuesto una metodología para la modelización del mecanizado de corte ortogonal multipasada (Apartado 2.5.1). Esta metodología parte de los resultados obtenidos del modelo basado en energías (Apartado 2.4), considerando estos resultados como los de la primera pasada de mecanizado. Este modelo propone una modificación tanto de las propiedades del nuevo modelo como de la geometría (en forma de particiones) debido al efecto que las pasadas previas provocan en el material mecanizado.
- Se obtuvieron los perfiles de las tensiones residuales producidas por la primera pasada en el material de mecanizado (Fig. 39 a Fig. 47) para velocidades de 0.5, 1, 2, 3, 4, 5, 10, 15 y 20 m/s. La profundidad máxima para velocidades entre 1 y 3 m/s se aproximaron a las 100 μm , la cual está en consonancia con los resultados obtenidos por D.M. Madyira et al. [80], así como el perfil de los valores de las tensiones residuales (Fig. 49).
- Se obtuvieron las profundidades máximas afectadas por el mecanizado de la primera pasada, observando una disminución de ésta a partir de velocidades de corte superiores a 5 m/s. Dichas profundidades parten desde 100 μm y llegan a 80 μm para una velocidad de 20 m/s.
- Se mostraron las tensiones residuales máximas de von Mises y en las direcciones principales 1 y 2, observándose que las tensiones en la dirección principal 1 son mayores que la 2 hasta una velocidad de corte de 4 m/s, es decir, la superficie está sometida predominantemente a cortadura. Para velocidades por encima de 4 m/s las tensiones en la dirección 2 son mayores que en la dirección 1, es decir, son predominantemente a compresión (Fig. 50).
- Se obtuvo el perfil de la profundidad de la tensión máxima para todo el rango de velocidades. En este sentido, la tensión máxima se produce más cerca de la superficie

cuanto mayor es la velocidad de corte, alcanzando su profundidad mínima a 15 m/s (Fig. 51).

- A partir de las deformaciones plásticas provocadas por la primera pasada se calculó el nuevo límite elástico. Las hipótesis consideradas se describieron en el apartado 2.5.3.2. La tendencia del valor del límite elástico del material (parámetro A de la ecuación de Johnson-Cook II. 3) se muestra en las Fig. 52, Fig. 53 y Fig. 54. Por un lado se observa que el límite elástico es mayor cuanto más cerca de la superficie se toma el dato, si no que a tenor de los resultados obtenidos (Tabla 16), para una misma profundidad, las tensiones residuales menores se producen para velocidades de corte de 10 – 15 m/s. Se puede deducir que en este rango de velocidades se obtiene el óptimo para afectar lo menos posible al material en cuanto a endurecimiento de éste se refiere.
- En cuanto a las presiones específicas tanto de corte (Fig. 55) como de avance (Fig. 56) se observa un aumento de ésta para la segunda pasada debido al endurecimiento del material.
- Por otro lado se estudió la morfología de la viruta con respecto a la obtenida con la de la primera pasada para 4 m/s y los dato experimentales de J. Marino Romero [72]. Se observa una clara fragilización del material y el tránsito entre viruta continua-frágil se adelanta a 5 m/s con respecto a los 15 m/s de la primera pasada (Fig. 57). También se estudiaron los parámetros geométricos de la viruta (valle, pico y espacio entre bandas) observándose una notable disminución en el pico y una leve disminución tanto en el valle como en la distancia entre bandas (Tabla 17).
- Se estudió el efecto en la longitud de contacto viruta – superficie de deslizamiento en la segunda pasada. En este sentido se observa una evidente disminución de la longitud de contacto con respecto a la primera pasada debido al aumento de la fragilidad del material mecanizado, lo que impide la formación de virutas largas y consistentes. Además, se alcanza la longitud de contacto mínima para velocidades de corte de 5 m/s y superiores. Dicha velocidad coincide con la velocidad de transición entre viruta continua a frágil Fig. 59.

- Por último se estudió el mapa de temperaturas en la herramienta generado en esta segunda pasada comparada con la primera pasada. Lo primero que cabe destacar son las menores temperaturas obtenidas durante la segunda pasada cuyo valor máximo resulta constante en un promedio de 682 K (Fig. 60 y Fig. 61). Por un lado, la fragilización del material disminuye la capacidad de deformación plástica del material, la cual es una de las principales fuentes de calor en materiales metálicos. Por otro, una menor superficie de contacto incide en la cantidad de calor generado por fricción, que es la otra principal fuente de calor. También se observa un cambio de posición en el punto de máxima temperatura alejándose del file por la cara de deslizamiento con respecto a la primera pasada, situada prácticamente en el filo de la herramienta.

2.6. Conclusiones comunes y aplicaciones del modelo basado en energías y multipasada para mecanizado 2D.

A la vista de los resultados cabe señalar, en primer lugar, la importancia de tener en cuenta si los datos experimentales para validar el modelo se toman de una primera pasada o con pasadas posteriores. Además, debido a la diferencia notable de algunos parámetros como la temperatura o morfología de viruta, resulta fundamental a la hora de validar un modelo numérico. Si bien, se ha observado que la tendencia de las fuerzas de corte es similar tanto en la primera pasada como en posteriores, que es una de las principales fuentes de validación de modelos numéricos de mecanizado.

Si se da el caso de tener resultados experimentales de presiones de corte y morfología de viruta sin información concreta sobre la obtención de estos datos (primera pasada o posteriores), el modelo propuesto permite comprobar este hecho. En este caso podríamos deducir que los ensayos experimentales de fuerzas pueden haberse realizado una única vez o haber realizado pocas repeticiones (algo habitual en los ensayos experimentales de mecanizado debido al coste en tiempo y dinero de éstos) y, además, que los datos experimentales de la morfología de viruta (Tabla 17), fueron tomados de una viruta de primera pasada.

El modelo multipasada también puede resultar una herramienta muy útil para la optimización de parámetros de corte. No se puede olvidar que durante los procesos de mecanizado industriales sólo una de las pasadas es la primera (valga la redundancia), mientras que el resto del tiempo la herramienta trabaja en pasadas posteriores (multipasadas). En este aspecto, el modelo multipasada proporciona información crucial para optimizar la velocidad de corte en procesos que precisen afectar superficialmente el material lo menos posible. O quizás, en procesos que puedan requerir un cierto control de la profundidad de las tensiones residuales así como la predominancia de unas respecto a otras (cortadura/compresión). Resulta especialmente interesante poder obtener una velocidad de transición que determine el paso de la predominancia de fuerzas de tracción a compresión debido a que éstas últimas alargan la vida útil de piezas sometidas a fatiga retrasando la aparición de grietas superficiales (Fig. 50).

Por último, el modelo multipasada proporciona información fundamental para prever la zona crítica de desgaste durante el mecanizado. El mapa de temperaturas muestra de manera

rápida y eficaz la zona más propensa a sufrir desgaste por cráteres durante el proceso de mecanizado. Unido a la zona de altas temperaturas de la primera pasada, indicando desgaste sobre el filo, permite dar una zona aproximada para optimizar la superficie de refuerzo en herramientas de mecanizado.

2.7. Elementos cohesivos aplicados a modelos de mecanizado 2D. Modelo con interfaz cohesiva.

En el siguiente apartado se propone una nueva metodología basada en el uso de elementos cohesivos como interfaz entre la base del material y la viruta durante el mecanizado de Ti-6Al-4V. Dichos elementos se basan en funciones de tracción-separación [86], [87], [88], [89], [90], [91], [92], las cuales definen la resistencia cohesiva de dichos elementos (tensiones máximas normales σ_n^{max} y de cortadura del material σ_s^{max}) y la distancia de separación (δ_n y δ_s).

Las áreas formadas por las gráficas $\sigma_n - \delta_n$ y $\sigma_s - \delta_s$ determinan las “energías crítica de liberación” (*critical energy release rate*) y son denominadas por G_n^c en el caso de la tensión máxima normal y G_s^c en el caso de la tensión máxima a cortadura del material.

En cuanto a la precisión del modelo, ésta dependerá de la definición/calibración de los parámetros cohesivos que se implementen [87], [93], [94]. La calibración de los parámetros del modelo se realiza a partir de trabajos experimentales. En este caso se basaron en trabajos presentes en la literatura realizados por Gente et al. [26], Molinari et al. [27], Marino et al. [72], Bai et al. [95] y Armendia et al. [96]. El procedimiento de calibración se realiza ajustando los parámetros del material (de acuerdo con normas específicas y predeterminadas) de tal manera que los resultados numéricos coincidan con los datos experimentales.

Aunque en las últimas décadas se han mostrado modelos numéricos bidimensionales de mecanizado con buena precisión, en este estudio se pretende realizar un modelo numérico de corte ortogonal aplicado a Ti-6Al-4V para un amplio rango de velocidades de corte que permita determinar los parámetros cohesivos mediante comparación con datos experimentales de fuerzas de corte y avance tales como: número de elementos de la zona cohesiva, el parámetro Benzekagh y Kenane (η) o la tasa de energía de liberación (G_n^c y G_s^c).

2.7.1. Modelo numérico

Material de mecanizado

Como en los modelos anteriores, se utilizó un modelo de corte ortogonal bidimensional de Ti-6Al-4V con el software Abaqus/Explicit y formulación lagrangiana. De la misma forma, los elementos del modelo son definidos como CPE4RT (*4-node bilinear displacement and temperature, reduced integration with hourglass control*) [8], [9], [35] a excepción de la interfaz cohesiva. En el caso de los elementos que funcionan como interfaz cohesiva son definidos como COH2D4 (*4-node two-dimensional cohesive element*).

El modelo de mecanizado ortogonal consta de tres zonas diferenciadas: la base, la viruta y la interfaz cohesiva. Las condiciones de contorno, así como la geometría son idénticos a los empleados hasta ahora [8], [27], [35]. En la Fig. 62 se muestra cada zona diferenciada en detalle así como dichas condiciones de contorno.

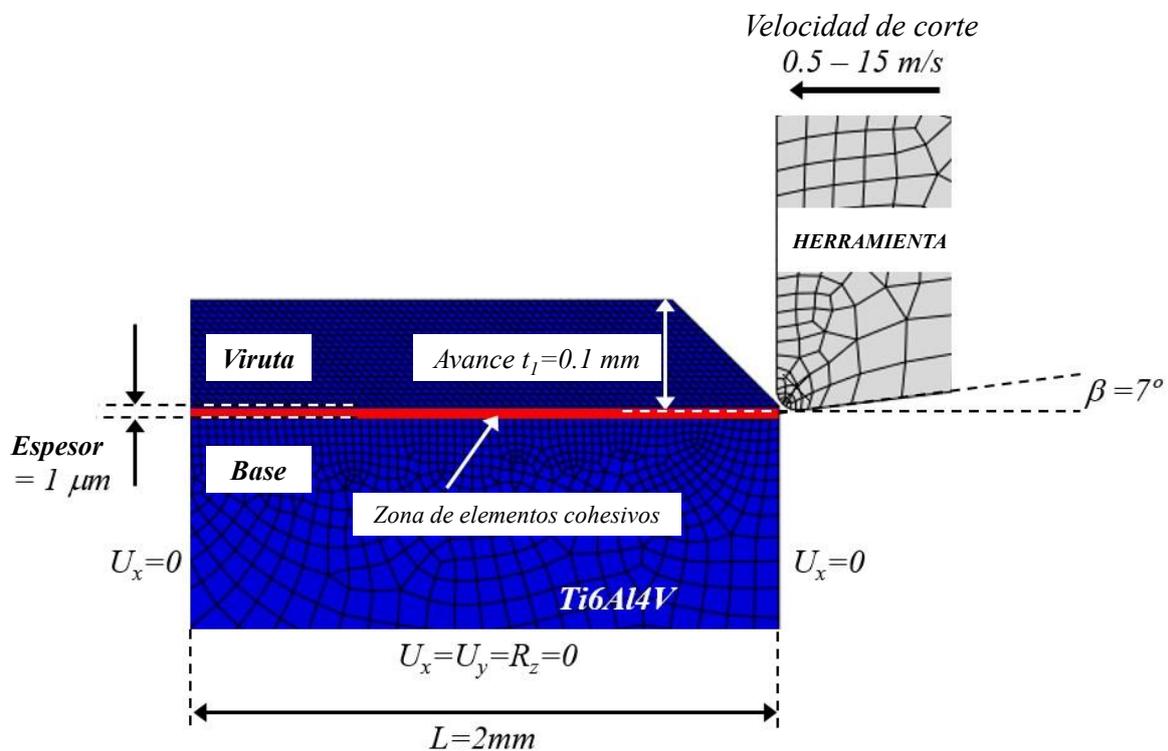


Fig. 62 Geometría y condiciones de contorno del modelo de corte ortogonal con interfaz cohesiva (marcado en rojo la zona de elementos que funcionan como interfaz cohesiva) [35].

Como ya se explicó, durante el mecanizado, la generación de calor tiene dos contribuciones principales: la fricción en la interfaz herramienta/viruta y la deformación plástica (2.4.1.4).

El contacto en la interfaz herramienta / chip se describe por la ley de Coulomb con una constante del coeficiente de fricción implementada de 0.8 (Tabla 11). Igual que en los modelos anteriores, la aportación de calor generada por la deformación plástica viene definida por el coeficiente de Taylor-Quinney, el cual se determinó con un valor $\beta = 0,92$. En la Tabla 18 se resumen los parámetros termo-mecánicos del material modelizado. Dichos parámetros ya fueron indicados en la Tabla 2 y la Tabla 5.

Tabla 18 Resumen de propiedades termo-mecánicas del Ti-6Al-4V [27], [46].

| Conductividad térmica a 293K ($W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$) | Capacidad de calor específica ($J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$) | Coef. Expansión térmica (K^{-1}) | Densidad ($kg \cdot m^{-3}$) |
|-------------------------------------------------------------------|---------------------------------------------------------------------|-----------------------------------------|-----------------------------------|
| 7.2 | 560 | $9.2 \cdot 10^{-6}$ | 4420 |

| Módulo elástico (GPa) | Coeficiente de Poisson | Coeficiente de Taylor-Quinney |
|--------------------------|------------------------|-------------------------------|
| 114 | 0.342 | 0.92 |

Por otro lado, la ecuación constitutiva que gobierna los elementos CPE4RT es la ecuación de Jonson-Cook para materiales elastoplásticos (II. 2) y su ecuación de inicio de daño asociada (II. 3). Dichas ecuaciones se definen con sus parámetros asociados, los cuales ya fueron mostrados en la Tabla 3 y la Tabla 4 respectivamente.

Interfaz cohesiva

La interfaz cohesiva mostrada en la Fig. 62, correspondiente a la zona marcada en rojo. Su geometría se corresponde con un rectángulo de longitud 2 mm y espesor 0.001 mm que se ubica entre la viruta y la base del material mecanizado. Esta zona cohesiva, como ya se ha mencionado antes, está formada por elementos del tipo COH2D4 (*4-node two-dimensional cohesive element*).

Cabe señalar que el número de elementos, en sentido del espesor, influyen notablemente en los resultados numéricos del modelo en dicha zona tal como Dávila et al. [97] comprobaron en 2008. A tenor de dichos resultados se recomienda un número mínimo de tres elementos cohesivos. Más adelante se muestra la dependencia de los resultados en términos de fuerzas

de corte en función del número de elementos (en sentido del espesor) de dicha interfaz cohesiva.

La ley que gobierna el comportamiento de esta interfaz cohesiva viene determinada por una ley de tracción-separación. Esta ley constitutiva es formulada como un “modo mixto” de cargas (cargas normales y de cortadura simultáneas) se puede representar mediante una gráfica tridimensional (tres ejes) que representa la tracción-separación normal pura ($\sigma_n - \delta_n$) y la tracción-separación a cortadura pura ($\sigma_s - \delta_s$) de los modos de fractura. Dicha representación se muestra en la Fig. 63.

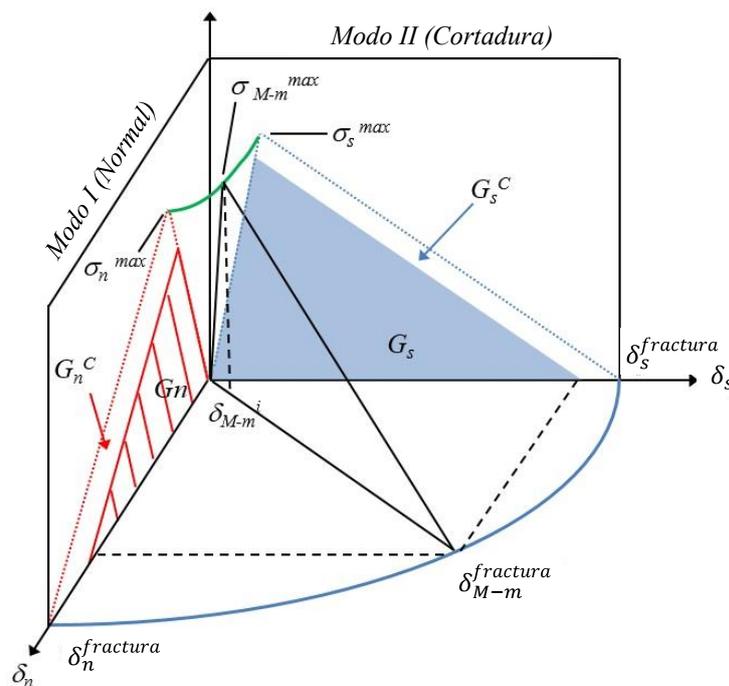


Fig. 63 Representación tridimensional del modelo mixto de tracción-separación implementado en la interfaz cohesiva del modelo de mecanizado ortogonal

Todos los planos verticales intermedios representan la respuesta al daño bajo condiciones de modo mixto, los cuales vienen definidos en la Fig. 63 por las coordenadas ($\sigma_{M-m} - \delta_{M-m}$).

El inicio del daño del elemento comienza cuando se alcanza la energía crítica de fractura a cortadura o normal (G_n^c y G_s^c), la cual se determina mediante la proyección del triángulo formado por δ_{M-m}^i y σ_{M-m}^{max} sobre lo que serían los ejes de tracción y cortadura puros.

El comienzo del desplazamiento en su modo mixto (δ_{M-m}^i), así como la tensión (σ_{M-m}^{max}), están definidas por la función cuadrática II. 36, que relaciona las tensiones nominales en las direcciones normal y a cortadura

$$\left(\frac{\langle \sigma_n \rangle}{\sigma_n^{max}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_s}{\sigma_s^{max}}\right)^2 = 1 \quad \text{II. 36}$$

Siendo σ_n^{max} y σ_s^{max} los valores máximos admisibles en las direcciones normal y a cortadura respectivamente. El símbolo $\langle \rangle$ representa el paréntesis de Macaulay, el cual implica que sólo tensiones de tracción (positivas) pueden iniciar el daño.

El fallo final en el desplazamiento ($\delta_{M-m}^{fractura}$) se determina a través del cálculo de la energía de fractura propuesto por Benzekkgagh and Kenane [98], el cual está definida por la ecuación II. 37

$$G_n^c + (G_s^c - G_n^c) + \left(\frac{G_s}{G_s + G_n}\right)^\eta = G^c \quad \text{II. 37}$$

Siendo G_n^c y G_s^c las energías críticas para los modos normal y a cortadura puros respectivamente; η es un parámetro propio del material que define la fricción interna del material.

Los parámetros G_n^c y G_s^c son calculados directamente a partir de las ecuaciones II. 38 y II. 39, funcionando ambas bajo la hipótesis de tensiones planas

$$G_n^c = K_{IC}^2 \cdot \left(\frac{1 - \nu^2}{E}\right) \quad \text{II. 38}$$

$$G_s^c = K_{IIC}^2 \cdot \left(\frac{1 - \nu^2}{E}\right) \quad \text{II. 39}$$

Siendo E y ν el módulo elástico y coeficiente de Poisson respectivamente y cuyos valores vienen especificados en la Tabla 18. K_{IC}^2 y K_{IIC}^2 representan la resistencia a fractura en los modos de fractura I y II (ver Fig. 64).

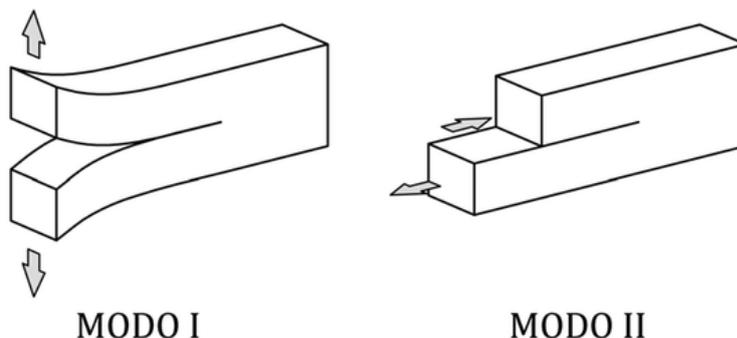


Fig. 64 Representación de los modos de fractura I y II

Según estudios hallados en la literatura, los valores de resistencia a fractura para el modo I de fractura para la aleación de titanio estudiada están comprendidos entre $66 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ [99] y $75 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ [57]. En el caso del modo de fractura II, éste viene directamente determinado por la relación II. 40 [100].

relación (7) [44].

$$K_{IIc}^2 = \frac{\sqrt{3}}{2} \cdot K_{IC}^2 \tag{II. 40}$$

El parámetro cohesivo η , estando éste relacionado con el comportamiento mecánico del material, se obtiene mediante calibración. Según Bui Q.V. [101], este valor está comprendido entre 0.5 y 2. El conjunto de valores implementados en el modelo están resumidos en la Tabla 19.

Tabla 19 Resumen de propiedades de los elementos cohesivos.

| Tensión máxima normal, σ_n^{max} (MPa) | Tensión máxima a cortadural, σ_s^{max} (MPa) | Resistencia a fractura, K_{IC} ($\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$) | Resistencia a fractura, K_{IIC} ($\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$) | Parámetro cohesivo, η |
|-----------------------------------------------|-----------------------------------------------------|----------------------------------------------------------------------|-----------------------------------------------------------------------|----------------------------|
| 950 | 550 | 66 – 75 | 57 – 65 | 0.5 – 2 |

A partir de la relación II. 38, la energía en el modo normal puro G_n^c ES calculada según los límites indicados para la resistencia a fractura K_{IC} . Por otro lado, a partir de las relaciones II. 39 y II. 40 es posible calcular la energía para el modo de cortadura G_s^c .

Siguiendo los criterios anteriores se llegan a unos valores de energía inferiores de $G_n^c = 35000 \text{ J}\cdot\text{m}^{-2}$ y $G_s^c = 26000 \text{ J}\cdot\text{m}^{-2}$ y unos valores superiores de $G_n^c = 45000 \text{ J}\cdot\text{m}^{-2}$ y $G_s^c = 33000 \text{ J}\cdot\text{m}^{-2}$. En la

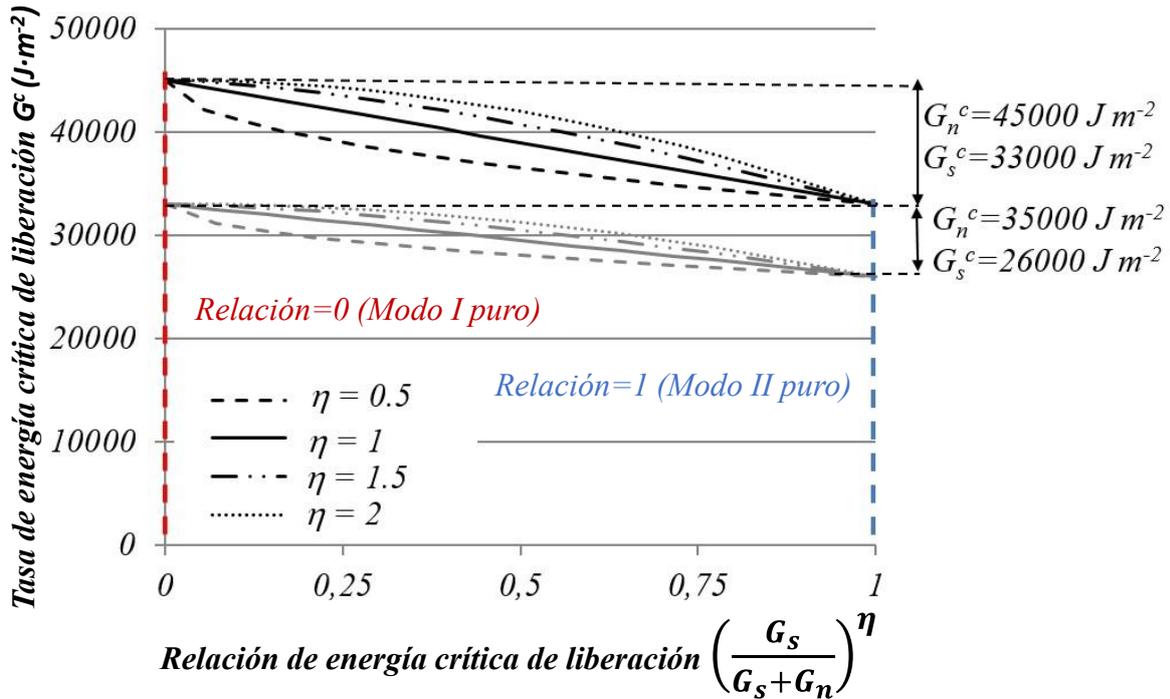


Fig. 65 muestra la sensibilidad de la energía crítica (G^c) en función de la relación II. 41 para los distintos rangos de valores de G_n^c , G_s^c y η . Mientras que un valor de $R_G = 0$ representa el modo normal puro (modo I), un valor de $R_G = 1$ determina un modo a cortadura puro (modo II). Para el primer caso se obtiene, por tanto, que la energía crítica se corresponde con la energía crítica del modo normal y, para el segundo caso, se corresponde con la energía crítica del modo a cortadura.

$$R_G = \left(\frac{G_s}{G_s + G_n}\right)^\eta$$

II. 41

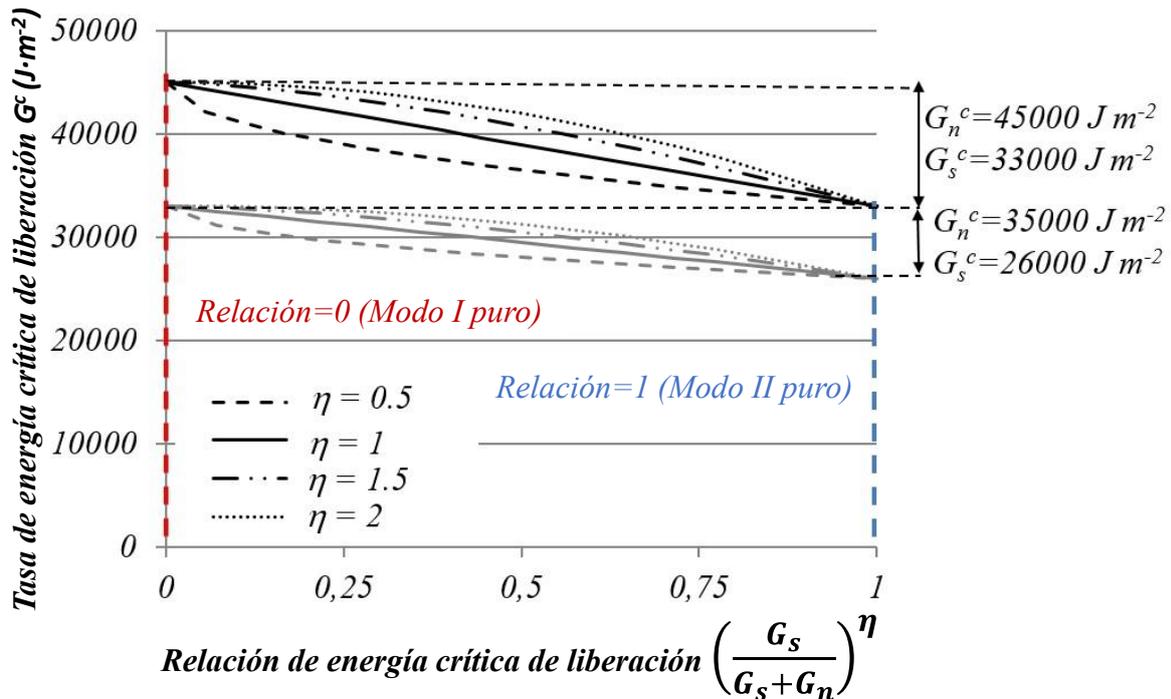


Fig. 65 Sensibilidad de la energía crítica (G^c) con respecto al parámetro de Benzekagh y Kenane (η) considerando los valores máximos y mínimos de G_n^c y G_s^c [102].

2.7.2. Resultados

Esta sección, orientada a la muestra de resultados del modelo con interfaz cohesiva, se realizará a partir de proceso de calibración del modelo numérico. En este sentido se mostrará el efecto de cada uno de los parámetros relevantes de dicho modelo (G_n^c, G_s^c, η) hasta determinar el valor adecuado de cada uno de ellos para que el modelo sea acorde a resultados experimentales. En la Tabla 20 se muestra un resumen del rango de valores barridos para cada parámetro.

Tabla 20 Resumen de parámetros estudiados en el modelo para calibrar los parámetros cohesivos.

| Velocidad de corte (m/s) | Número de elementos | Parámetro cohesivo, η | G_n^c ($J \cdot m^{-2}$) | G_s^c ($J \cdot m^{-2}$) |
|--------------------------|---------------------|----------------------------|------------------------------|------------------------------|
| 3 | 1; 3; 5; 7 | 1.5 | 45000 | 33000 |
| 3 | 5 | 0.5; 1; 1.5; 2 | 45000 | 33000 |
| 0.5 – 15 | 5 | 1.5 | 45000 | 33000 |
| 0.5 – 15 | 5 | 1.5 | 35000 | 26000 |

2.7.2.1. Efecto del número de elementos en la interfaz cohesiva

Para todos los casos, el espesor de la zona cohesiva se mantuvo constante en $1 \mu\text{m}$. La configuración de esta zona solo difiere en el número de elementos en la dirección del espesor (no así a lo largo, que se mantuvo constante).

En la Fig. 66 se muestran las fuerzas específicas de corte (cutting force) y avance (feed force). Las cuales definen la fuerza por unidad de área y vienen determinadas por las ecuaciones II. 21 y II. 22. Para el caso, se pueden ver los resultados de dichas fuerzas, para una velocidad de corte común de 3 m/s , variando del número de elementos en el espesor de la zona cohesiva en 1, 3, 5 y 7 elementos.

A la vista de los resultados, se puede observar que para una velocidad de corte determinada, el uso de un único elemento aporta fuerzas infradimensionadas, es decir, por debajo de las fuerzas esperadas. En este caso se obtienen 1680 y 792 N/mm^2 para las fuerzas de corte y avance específicas respectivamente.

Por otro lado, a partir de 5 elementos en el espesor las fuerzas específicas convergen claramente, obteniéndose unos valores de 1788 N/mm^2 para la fuerza específica de corte y de 866 N/mm^2 para la fuerza específica de avance. Esta diferencia en los resultados supondría un error de entre el 6 al 8%.

A la vista de los resultados obtenidos, todos los estudios siguientes se realizaron con 5 elementos en el espesor de la zona cohesiva.

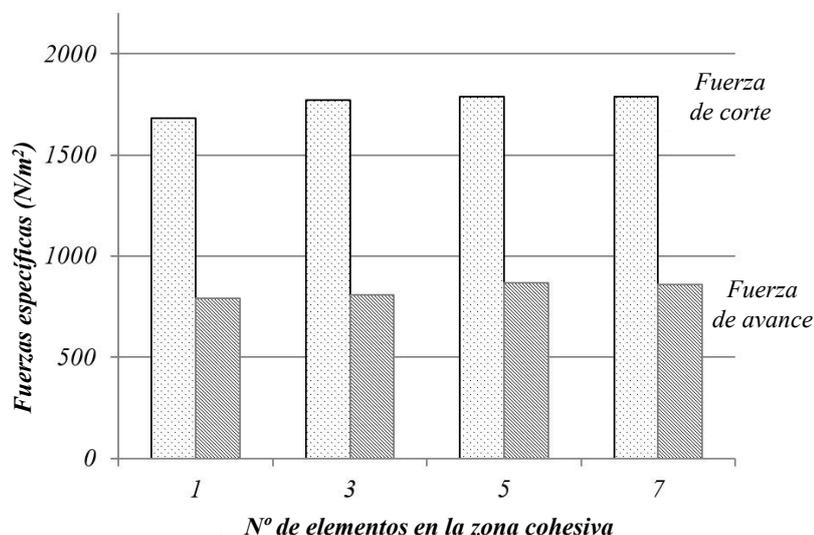


Fig. 66 Convergencia de las fuerzas específicas de corte y avance en función del número de elementos en el espesor de la zona cohesiva ($V = 3 \text{ m/s}$, $G_n^c = 45000 \text{ J} \cdot \text{m}^{-2}$, $G_s^c = 33000 \text{ J} \cdot \text{m}^{-2}$) [102].

2.7.2.2. Efecto del parámetro η sobre las fuerzas de corte

En esta sección se analizará el efecto del parámetro de Benzekagh-Kenane (η) sobre las fuerzas de corte. El modelo de Benzekagh-Kenane [26], el parámetro η es definido como un parámetro propio de cada material. El valor de dicho parámetro afecta directamente a la relación II. 41, que determinaba el valor del parámetro de la relación de energía del material, R_G .

Para determinar dicho parámetro se realizaron simulaciones con una velocidad de corte constante de 3 m/s, 5 elementos en el espesor de la interfaz cohesiva, $G_n^c = 45000 \text{ (J/m}^2\text{)}$ y $G_s^c = 33000 \text{ (J/m}^2\text{)}$, probando valores del parámetro η de 0.5, 1, 1.5 y 2, los cuales son valores habituales para este parámetro [103].

En la Fig. 67 se muestra la sensibilidad del modelo sobre las fuerzas específicas de corte y avance con respecto a la variación del parámetro cohesivo de Benzekagh-Kenane (η). Como se puede observar a la vista de los resultados, la variación de dicho parámetro no induce una variación significativa en los resultados.

Esta estabilidad implica que la relación de energías, R_G , no tiene un efecto significativo sobre las fuerzas de corte y avance. En la Fig. 68 se muestran los valores de R_G para diferentes valores del parámetro cohesivo. Sin embargo, como se verá más adelante, los valores de G_n^c y G_s^c en sí mismos, sí tendrá un efecto visible en los resultados. Por tanto, el modelo no es dependiente de un parámetro arbitrario de cada material.

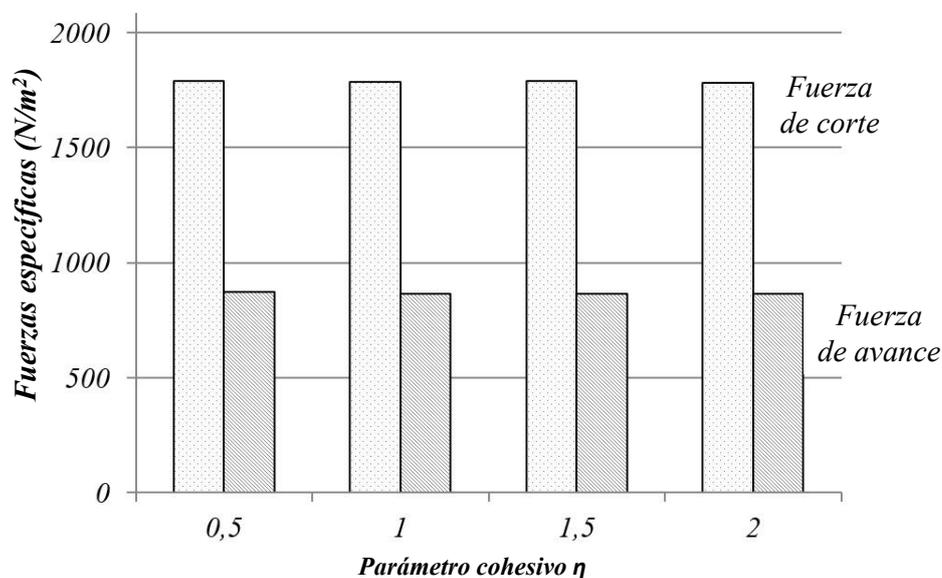


Fig. 67 Efecto del parámetro cohesivo η sobre las fuerzas específicas de corte y avance (5 elementos en el espesor de la interfaz cohesiva, $V=3 \text{ m/s}$, $G_n^c = 45000 \text{ J/m}^2$ y $G_s^c = 33000 \text{ J/m}^2$ [102].

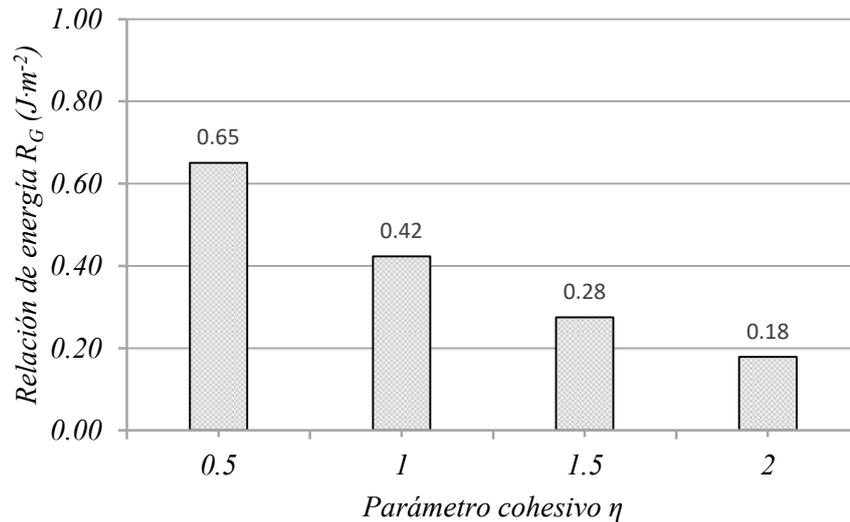


Fig. 68 Valor de la relación de energías para diferentes valores del parámetro cohesivo η ($G_n^c = 45000 J/m^2$ y $G_s^c = 33000 J/m^2$)

2.7.2.3. Efecto de la energía sobre las fuerzas de corte

La relación de energía determinar la cantidad de energía que se disipa durante el proceso de fractura por unidad de área “nueva” generada. Se pueden encontrar en la literatura varias fórmulas analíticas que determinan la energía que ciertos materiales absorben mediante deformación. Dado que el inicio y propagación de fisuras depende de los modos de deformación (Ver Fig. 64), la aportación de energía de cada uno de los modos a la energía total puede variar significativamente.

Tal como se mencionó en el apartado 2.7.1, las energía para los modos, tanto normal como a cortadura, son obtenidos directamente a partir de la tenacidad del material (Ver II. 38 y II. 39). Concretamente, el valor de K_{IC} está comprendido entre los 66 y los 75 $MPa \cdot m^{1/2}$ según la literatura [68], [97].

Los valores para G_n^c fueron calculados a partir de la ecuación II. 38, dando como resultado 35000 – 45000 $J \cdot m^{-2}$ para dicho rango de K_{IC} . Por otro lado, los valores para G_s^c fueron calculados a partir de las ecuaciones II. 39 y II. 40, dando como resultado 26000 – 33000 $J \cdot m^{-2}$.

Se realizaron simulaciones para cada una de las combinaciones de estos datos tal como se especifica en la Tabla 20 para un rango de velocidades de corte entre 0.5 y 15 m/s para estudiar la influencia de la energía y su respuesta con respecto a las fuerzas de corte y avance para un amplio rango de velocidades. Los resultados obtenidos por el modelo han sido

comparados con datos experimentales publicados en la literatura [26], [27], [72], [95] y [96] donde se realizaron ensayos de corte ortogonal sobre Ti-6Al-4V en condiciones similares a las simuladas.

En la Fig. 69 se muestra la comparativa de las fuerzas de corte entre obtenidas mediante el modelo numérico para dos combinaciones de energías diferentes, los resultados del modelo basado en energías y la “región de sacrificio” estudiado en el apartado 2.4 y los datos experimentales obtenidos en ensayos para condiciones similares.

Lo primero que se observa es que los resultados numéricos del modelo con elementos cohesivos tienen muy buena correlación con los datos experimentales tanto en las fuerzas de corte como de avance.

La influencia de la velocidad de corte sobre las fuerzas muestran dos tendencias principales. En primer lugar, una región donde las fuerzas de corte disminuyen considerable y rápidamente donde las velocidades de corte son más bajas. En segundo lugar, una región para velocidades de corte más altas donde las fuerzas de corte y avance disminuyen mucho más suavemente. El modelo con elementos cohesivos es capaz de reproducir ambas tendencias.

Esta disminución de las fuerzas con el aumento de la velocidad corresponde al ablandamiento térmico del material mecanizado tal como han puesto de manifiesto otros estudios [8], [9], [35] y [59].

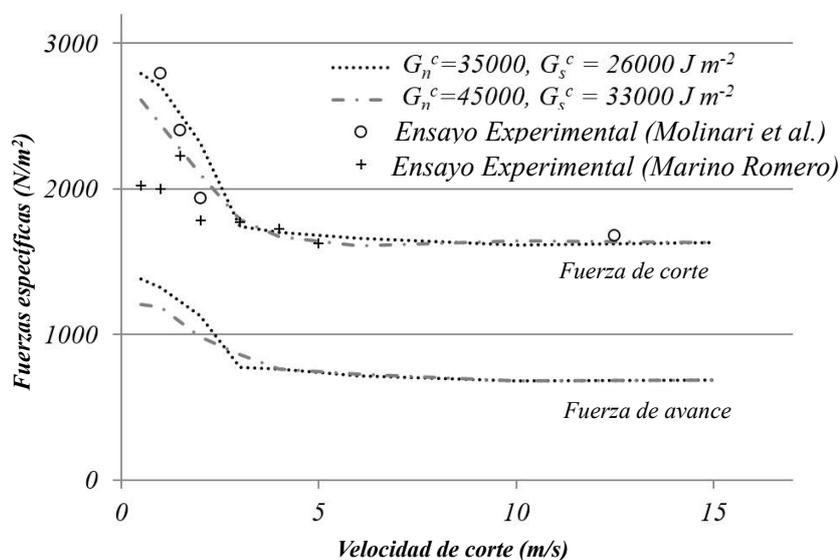


Fig. 69 Fuerzas específicas de corte y avance en función de la velocidad de corte para diferentes valores de energía [102].

Las diferencias entre los datos experimentales y los resultados obtenidos por el modelo se deben al hecho de que, aunque todos los ensayos hayan sido realizados para la aleación Ti-6Al-4V, dichas aleaciones pueden tener pequeñas diferencias en cuanto a propiedades mecánicas debido a su “historia” mecánica o térmica (deformaciones mecánicas previas o tratamientos térmicos). Por otro lado, aunque las condiciones de corte son iguales tanto en el modelo como en los diferentes ensayos experimentales, las herramientas empleadas no son exactamente iguales habiendo pequeñas diferencias, por ejemplo, en el radio del filo de corte o herramientas de diferentes materiales en algún caso. Estas diferencias en el filo de corte o el material produce pequeñas diferencias en el coeficiente de fricción entre la herramienta y la viruta y, por tanto, en las fuerzas de corte.

Lo segunda que se observa a tenor de los datos es que, tal como era de esperar, el valor de las energías de fractura normal (G_n^c) y de corte (G_s^c) afectan directamente a las fuerzas específicas de corte y avance.

Para valores bajos de energía se muestra un aumento en las fuerzas en el rango de velocidades inferiores a los 3 m/s. De hecho, valores bajos de las energías normal (G_n^c) y de corte (G_s^c) induce a la zona de elementos cohesivos una menor capacidad para absorber la energía del corte y, por tanto, la absorción de energía de corte se concentra principalmente en el material de la zona de la “viruta” mucho más resistente a las deformaciones que la zona cohesiva. Además, la zona cohesiva propaga la fisura de manera mucho más realista que un modelo con “capa de sacrificio” donde dicha capa simplemente se elimina (desapareciendo material durante la ejecución del modelo). Por encima de 3 m/s, el efecto de las energías de fractura normal (G_n^c) y de corte (G_s^c) no tienen un efecto significativo sobre las fuerzas de corte y avance.

Esta velocidad de 3 m/s corresponde a la velocidad de transición a partir de la cual la viruta empieza a pasar de ser continua a segmentada. Estas fuerzas de corte y avance se muestran en la Fig. 69, donde, además, se puede observar claramente la velocidad de transición. En ese punto se ve claramente un radical cambio de tendencia en las fuerzas de corte y avance. Dichos resultados ha sido validados a partir de los datos experimentales de Molinari et al. [9], Marino Romero [72], Bai et al. [95] y Armendia et al. [96].

Tal como se mencionó anteriormente, mientras que las fuerzas de corte obtenidas por el modelo con elementos cohesivos muestran dos pendientes claramente diferenciadas, el

modelo con “capa de sacrificio” muestra una transición suave. Para velocidades de corte inferiores a 3 m/s las fuerzas de corte obtenidas por el modelo con elementos cohesivos son alrededor de un 25% más altas con respecto al modelo con “capa de sacrificio”. Por otro lado, por encima de la mencionada velocidad de transición no se muestran diferencias significativas con respecto a la fuerza de avance. Los valores infraestimados de las fuerzas en el modelo con capa de sacrificio se deben a que este modelo elimina los elementos de dicha capa y, por tanto, reduce levemente el material existente en el modelo, suceso que no ocurre en el modelo con elementos cohesivos.

En la Fig. 70 se muestran las variaciones de las morfologías de viruta obtenidas para ambas configuraciones de la energía de fractura ($G_n^c = 45000 \frac{J}{m^2}$; $G_s^c = 33000 \frac{J}{m^2}$ y $G_n^c = 35000 \frac{J}{m^2}$; $G_s^c = 26000 \frac{J}{m^2}$). En función de la velocidad de corte.

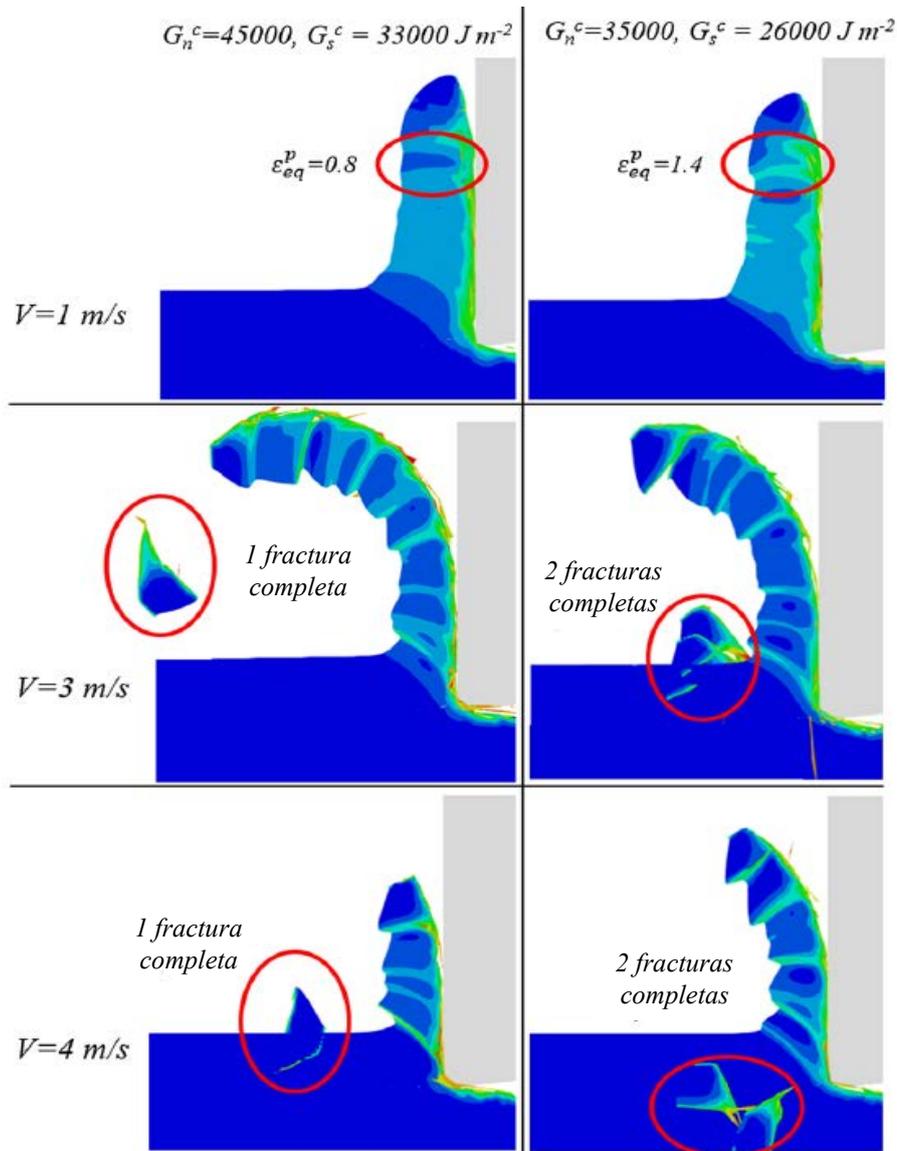


Fig. 70 Efecto de la energía de fractura y la velocidad de corte sobre la morfología de viruta (visualización de las deformaciones plásticas equivalentes) [102].

Para velocidades de corte reducidas, tal como 1 m/s, las morfologías obtenidas son similares en ambos casos. Sin embargo, se aprecia que con la combinación de energías más baja en la zona cohesiva las bandas de cizallamiento son más intensas tal como indica la deformación plástica equivalente (ϵ_{eq}^p) máxima en cada caso.

Analizando los resultados de las variables locales, como la deformación plástica equivalente (ϵ_{eq}^p), en la viruta se puede observar que la energía de fractura afecta claramente a la deformación y, por tanto, a la morfología de la viruta.

Para una velocidad de 1 m/s el par de valores más alto de energías de fractura (G_n^c, G_s^c) induce una deformación plástica máxima alcanzada de $\varepsilon_{eq}^p = 0.8$, mientras que para el par de valores más bajo este valor alcanza $\varepsilon_{eq}^p = 1.4$, casi el doble.

A partir de las velocidades de transición ($v=3$ m/s a $v=4$ m/s) el fenómeno de deformación localizada se acentúa, llegando a la segmentación de la viruta. A tenor de las imágenes mostradas en la Fig. 70, para el par de valores más altos de energía de fractura se observa una única fractura completa en la viruta, mientras que con el par de valores más bajos se observan dos fracturas completas.

A la vista de los resultados obtenidos, la calibración de las energías de fractura (G_n^c, G_s^c) resulta ser fundamental para la predicción de la morfología de viruta y la determinación de la velocidad de transición entre una viruta continua y segmentada.

2.7.2.4. Conclusiones

Los modelos numéricos son ampliamente utilizados para predecir las fuerzas de corte y la morfología de la viruta en los procesos de mecanizado. En muchos modelos numéricos La separación de la viruta del material mecanizado se suele realizar mediante una “capa de sacrificio” utilizando un criterio de tensión o deformación a cortadura máxima [8], [9], [16], [31], [15], [35], [104]. En este capítulo se ha propuesto una nueva metodología basada en el uso de elementos cohesivos para inducir la separación entre la viruta y el material de mecanizado (en este caso de Ti-6Al-4V). Se ha demostrado que esta metodología ofrece una buena correlación en términos de fuerzas de corte específicas con respecto a los resultados experimentales una vez calibrados los parámetros cohesivos. En este sentido el modelo se resumen en los siguientes puntos:

- El número de elementos en el espesor de la zona cohesiva deben ser tenidos en cuenta según el proceso al que se aplique. Se ha concluido que para el caso de los procesos de mecanizado, las fuerzas convergen para 5 elementos en el espesor de la zona cohesiva.
- El rango de valores para el parámetro cohesivo η no tiene un efecto significativo sobre la energía de fractura en el criterio propuesto por Benzekkagh y Kenane [98] en el proceso de mecanizado sobre el Ti-6Al-4V.

- Los valores de la energía de fractura para velocidades de corte reducidas (de 0.5 a 3 m/s) tienen mucha influencia en los resultados sobre las fuerzas de corte y avance y la morfología de viruta. A partir de las velocidades de transición (3 – 4 m/s) y mayores velocidades de corte el proceso de ablandamiento térmico del material disminuye considerablemente el efecto de G_n^c y G_s^c . Cabe señalar que la velocidad de transición corresponde con el límite de aparición de bandas de cizallamiento completas.
- La energía de fractura de los elementos cohesivos afecta claramente a la morfología de viruta. La intensidad de las bandas de cizalladura es claramente dependiente de dicha energía. Para mayores valores de energía la capacidad de absorción de energía de la viruta es mayor y, por tanto, disminuye la intensidad de las bandas de cizallamiento.
- El modelo numérico de mecanizado mediante zona/elementos cohesivos permite evitar tanto la eliminación de los elementos como la reducción artificial de las fuerzas de corte así provocada.

CAPÍTULO 3.

Modelo de acabado 3D aplicado a aleaciones base níquel

3.1. Estado del arte

Las aleaciones de base níquel han sido ampliamente utilizadas en componentes relacionados con la industria aeroespacial o industria energética debido a sus excelentes propiedades. Especialmente relacionadas con su comportamiento mecánico y resistencia a la corrosión a elevadas temperaturas [105].

Por desgracia, estas excelentes propiedades que resultan excelentes durante su comportamiento en servicio resultan tremendamente problemáticas para su conformación en procesos de fabricación industriales, tales como el mecanizado. Dichos procesos se vuelven complejos, induciendo condiciones extremas debido a que dichos procesos inducen grandes deformaciones, elevadísimas velocidades de deformación y altas temperaturas. Todo ello afecta tanto a la propia pieza mecanizada como al desgaste prematuro de la propia herramienta [106].

La dificultad del Inconel® 718 para ser mecanizado ha limitado su utilización durante décadas. Para su mejor aprovechamiento y comprender los mecanismos de formación de viruta y su proceso de segmentación, así como predecir las fuerzas de corte y avance, las tensiones residuales, la integridad de la superficie mecanizada y el desgaste de la herramienta en cuestión se han realizado estudios experimentales [107], [108], [109], [110], [111], [112], [113], [114], [115] y numéricos [75], [18], [116], [117], [19], [118], [119], [17], [120], [20], [21], [121], [22]. La mayoría de dichos trabajos numéricos se han realizado en condiciones de corte ortogonal y considerando una sección de viruta relativamente grande [75], [117], [19] [118], [119]. Los procesos de acabado durante el mecanizado (especialmente en el torneado) consisten en un proceso de corte tridimensional llevado a cabo a una profundidad y avance muy concretos que permiten una superficie relativamente lisa en la pieza trabajada.

Estas dos características (proceso no ortogonal y sección de viruta reducida) conllevan una problemática considerable para ser estudiados en modelos numéricos. La geometría de la herramienta, así como las condiciones de corte (avance y profundidad de corte) requieren un tamaño de los elementos de la malla relativamente pequeño que inducen tiempos de cálculo elevados. Sin embargo, gracias al avance en la tecnología computacional y el aumento de la potencia de cálculo han empezado a aparecer trabajos numéricos sobre dichos procesos de torneado tridimensional, incluido para Inconel® 718 [18], [17], , [120], [20], [21], [121], [22], [122].

En 2007, Uhlmann et al. [17] estudiaron el proceso de formación de viruta en el proceso de mecanizado de Inconel® 718. Los autores compararon los resultados numéricos obtenidos por modelos de elementos finitos creados mediante el software Abaqus (en dos y tres dimensiones) y Deform 3D para procesos de corte ortogonal. Concluyeron que bajo el software Deform2D, la definición de los valores de daño introducidos al material afectaban en gran medida el remallado automático y, en consecuencia, a las fuerzas de corte y la morfología de la viruta. También se encontraron con que la integración de la geometría de la herramienta, con cierta complejidad al realizarse en tres dimensiones (en este caso incluía un filo de corte achaflanado), les indujo numerosos problemas numéricos de convergencia en los resultados.

En 2014, Díaz et al. [18] Desarrollaron un modelo numérico mediante el software Deform3D para simular un proceso de acabado por torneado de Inconel® 718. Dichos autores analizaron el efecto del ángulo de incidencia y la velocidad de corte sobre la temperatura promedio tanto en la herramienta como a en la longitud en contacto de la viruta.

En 2015, Yadav et al. [122] propusieron un modelo analítico-numérico combinado para predecir el desgaste del filo de la herramienta durante en mecanizado de Inconel® 718. Este modelo de desgaste de la herramienta se basaba en la ecuación de desgaste de Usui, el cual considera variables locales como la temperatura, la presión y la velocidad de deslizamiento de la viruta sobre la superficie de la herramienta. Las ditas variables locales eran obtenidas mediante un modelo de elementos finitos con el software Deform3D para un rango de velocidades de corte y avance y profundidades de corte.

En 2016, Vijayaraghavan et al. [120] desarrollaron un modelo de elementos finitos tridimensional de corte oblicuo (no ortogonal) mediante el software Abaqus/Explicit. En este caso se estudió el efecto de variables que definen el proceso, tales como velocidad de corte, velocidad de avance, profundidad de corte y corte ángulo de incidencia, sobre las fuerzas de corte y el consumo de energía en el proceso mediante la “técnica del análisis del ponderado” (*weighted analysis technique*).

En 2017, Ducobu et al. [22] modelizaron el proceso de corte ortogonal utilizando una formulación acoplada euleriano-lagrangiana mediante código de elementos finitos 2D y 3D. Dicha formulación euleriana permitía reducir el número de nudos en la pieza mecanizada.

Los autores llegaron a la conclusión de que la relación entre el ancho de corte y el avance deben estar bien definidas para acercarse al supuesto de deformación plana.

En 2017, Kumar et al. [21] y Reddy et al. [121] estimaban mediante el software Deform3D, las fuerzas de corte y la temperatura en la interfaz herramienta/viruta durante el proceso de mecanizado para diferentes avances (0,082 - 0,178 mm / rev) y profundidades de corte (0,5 - 1,5 mm).

Recientemente, en 2019, Jian Weng et al. [22] propusieron un modelo de elementos finitos tridimensional de corte oblicuo para determinar la distribución de temperatura en la viruta, la herramienta y la pieza de trabajo. Estos autores compararon los resultados numéricos con un modelo analítico basado en la discretización de la zona redondeada de la herramienta basados en los trabajos de Molinari y Moufki [123].

3.2. Objetivos

En el presente capítulo, se propone un modelo por elementos finitos tridimensional que simula el proceso de torneado para tres profundidades distintas (0.50, 0.25 y 0.15 mm) sobre Inconel® 718. Igual que en el capítulo, el modelo se realizó mediante el software Abaqus/Explicit.

Se determinaron las fuerzas de corte, la morfología de viruta y ciertas variables locales, tales como deformación plástica, velocidades de deformación y temperaturas tanto en la viruta como en la herramienta.

Se analizaron los efectos de determinadas variables numéricas como son el tamaño de malla o el criterio de eliminación de elementos entre otros y las condiciones de corte como velocidad de corte o profundidad.

Los resultados numéricos obtenidos mediante el modelo desarrollado se han comparado y validado con trabajos experimentales en los laboratorios de la Universidad Carlos III de Madrid y publicados por V. Muñoz et al. [116] y [124], obteniéndose una buena correlación entre los resultados numéricos y experimentales.

La novedad del trabajo, resumido en este tercer capítulo, es el desarrollo de un modelo completamente tridimensional partir del software Abaqus/Explicit capaz de reproducir

fielmente operaciones de torneado a profundidades que se pueden considerar de acabado (0.50, 0.25 y 0.15 mm)

El objetivo principal del trabajo es la obtención de un modelo capaz de predecir numéricamente variables globales contrastables (fuerzas de corte y morfología de viruta) y locales, que difícilmente pueden obtenerse de forma experimental, pero afectan de manera importante al proceso de fabricación en sí (deformación del material, velocidades de deformación y distribución de la temperatura).

Las condiciones de corte tan específicas de estos procesos de acabado (avance pequeño y profundidad de corte) se han convertido en un desafío importante para su modelización numérica. Estas condiciones llevan a la necesidad de definir un tamaño de malla reducido y, por lo tanto, dilatados tiempos de cálculo. Por otro lado, se tiene la problemática asociada al criterio de eliminación de elementos. Por estos motivos, parte del presente trabajo se ha dedicado a la calibración de las variables asociadas a dichos criterios (tamaño de malla y eliminación de elementos).

Este capítulo se estructura de la siguiente manera: En la sección 3.3 se define pormenorizadamente el modelo numérico en sí, en la sección 3.4 se define y se estudia el modelo de corte no ortogonal para profundidad de 0.50, en la sección 3.5 se define y se estudia el modelo de corte no ortogonal para profundidad de 0.25, en la sección 3.6 se define y se estudia el modelo de corte no ortogonal para profundidad de 0.15 y, por último, en la sección 3.7 se comparan los resultados entre los tres modelos definidos.

3.3. Modelo numérico

En los siguientes apartados se presenta de manera detallada del modelo numérico 3D desarrollado para el estudio de mecanizado en condiciones de corte oblicuo de Inconel® 718. Se comenzará definiendo la geometría que define el modelo y, posteriormente, se definirá el material a mecanizar en su composición, sus características mecánicas y térmicas como las leyes constitutivas que definen dicho material. En todos los casos, al igual que en el modelo 2D, el modelo 3D se desarrolló a partir del software de elementos finitos Abaqus/Explicit, definiendo dichos elemento como C3D8R (*8-node linear brick with reduced integration*).

3.3.1. Geometría del modelo 3D y condiciones de contorno

En primer lugar, se pasará a describir la geometría del modelo tridimensional, el cual recrea un mecanizado de corte no ortogonal en base a ensayos experimentales realizados sobre Inconel® 718 por V. Muñoz et al. [116], cuyas propiedades y características se describirán con detalle en apartados posteriores.

Siguiendo las bases establecidas en el modelo de corte ortogonal, el modelo de corte no ortogonal se dividirá entre la modelización del material a mecanizar y la herramienta propiamente dicha. Sin embargo, a diferencia del supuesto anterior, donde se estableció un único caso de corte para poder validar el modelo y garantizar la fiabilidad de las hipótesis como el uso de una capa de sacrificio en un modelo de corte, en este caso se estudiarán tres casos en base a diferentes profundidades de corte: 0.50, 0.25 y 0.15.

En el caso de la herramienta, se ha establecido un único tipo para los tres procesos, la cual se situará tanto en posición como en ángulo según el caso a estudiar.

En conjunto, el modelo se establecerá bajo una temperatura inicial de 293 K (20 °C) tanto para el material a mecanizar como para la herramienta. En la Fig. 71 se muestra un esquema general del modelo numérico y su principales características.

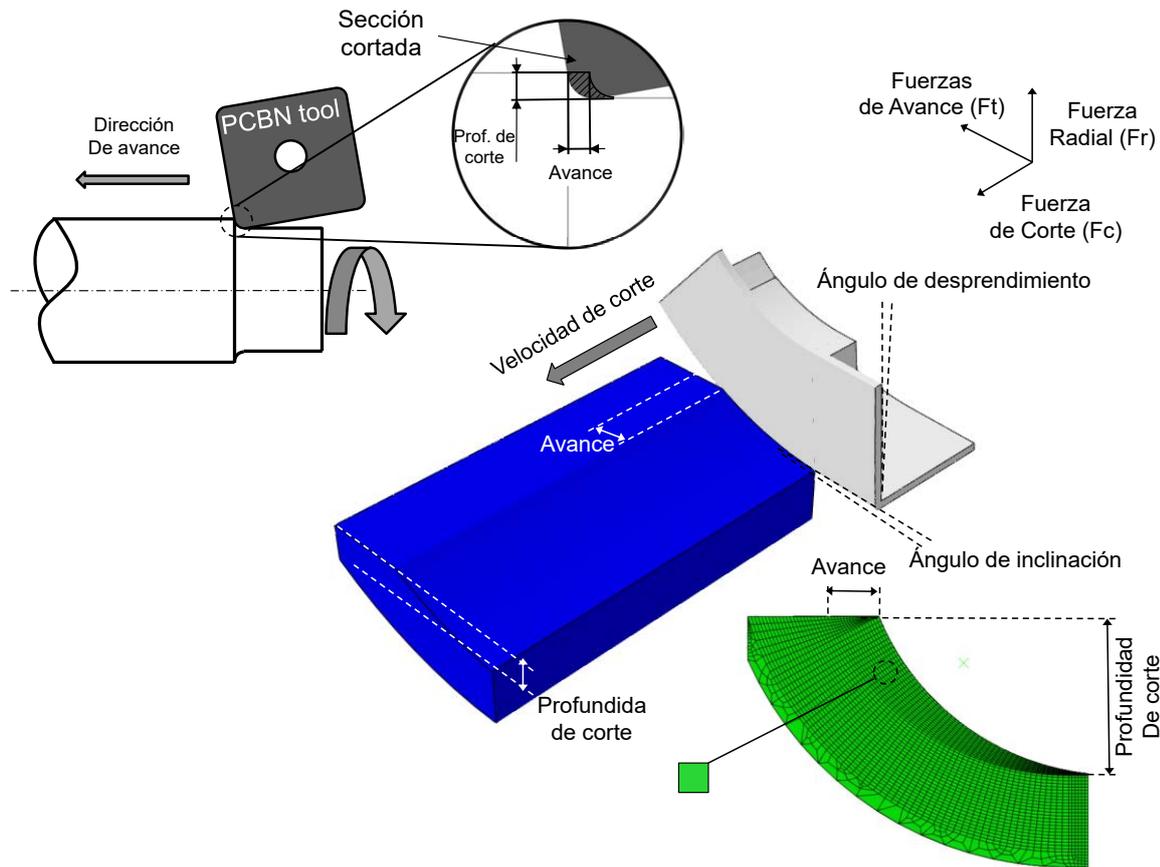


Fig. 71 Esquema del modelo numérico de corte no ortogonal tridimensional.

Material a mecanizar

La modelización del material se realiza en base a una pequeña parte de una mecanización completa por torno tal como se muestra en la Fig. 72. Teniendo en cuenta que la longitud a mecanizar representada es mucho menor que el radio a mecanizar y bajo la hipótesis de que la herramienta no varía su posición con respecto al material en ningún momento del proceso, se ha modelizado el sólido considerando despreciable la curvatura, al igual que en la mayoría de los modelos de este tipo estudiados [58], [83], [18], [125].

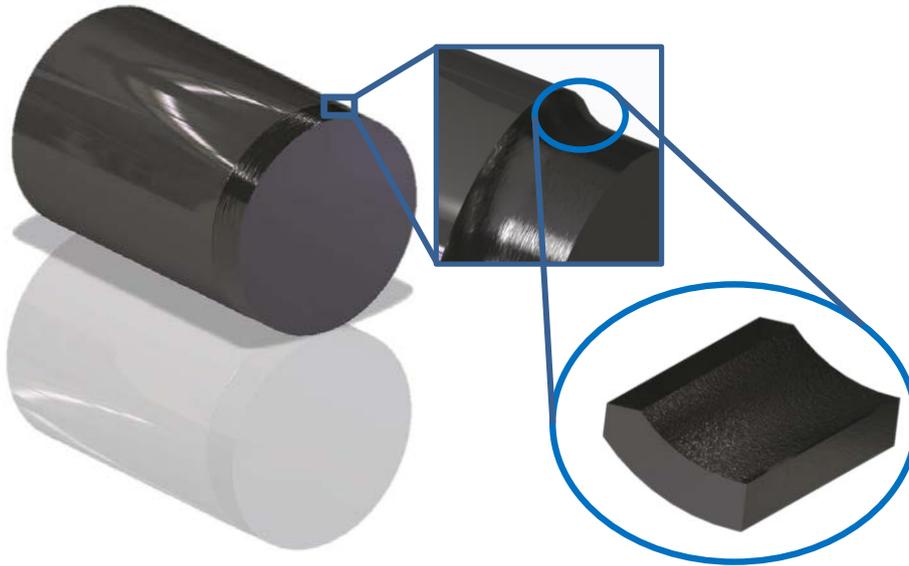


Fig. 72 Material de partida y parte representativa para el modelo numérico.

Como ya se ha mencionado, el modelo del material se compone de tres zonas diferenciadas, basándose en el modelo bidimensional: base, capa de sacrificio y viruta, tal como se muestra en la Fig. 73.

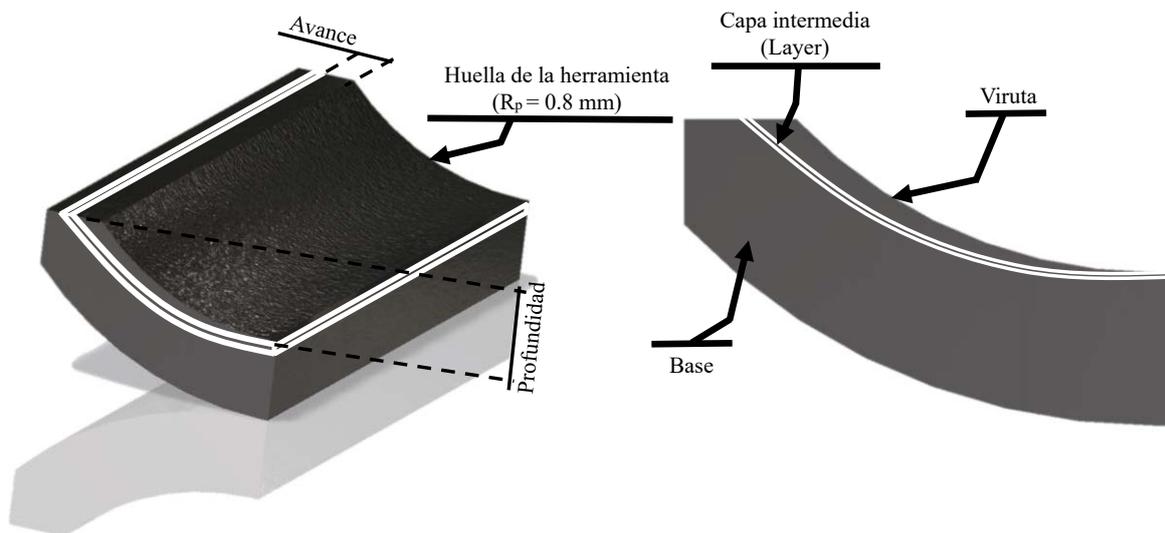


Fig. 73 Esquema de la geometría del material mecanizado donde se especifican el efecto de los parámetros de corte en la geometría (avance y profundidad) y las diferentes partes en las que se divide.

Se limitarán los grados de libertad de todo el perímetro del material, a excepción de las zonas denominadas “viruta” y “capa de sacrificio”. Concretamente, la base tendrá condiciones de “empotramiento”, es decir, no se permitirá ningún movimiento en ninguna de las direcciones: $U_x=U_y=U_z=0$ (Ver Fig. 74).

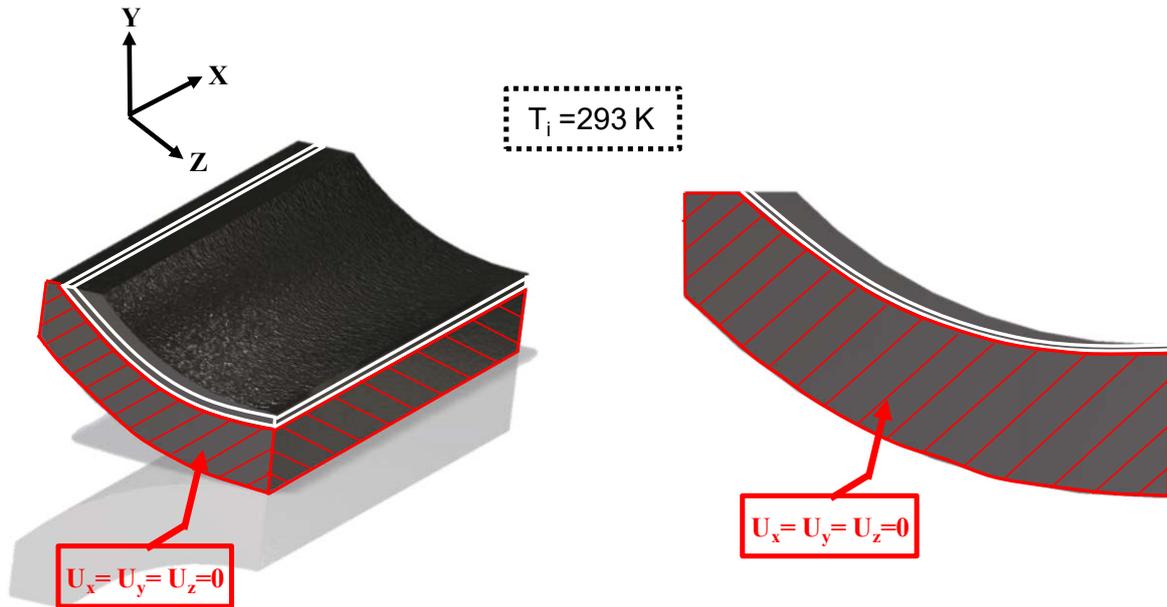


Fig. 74 Condiciones de contorno del material a mecanizar durante la simulación.

Si bien el avance es igual en todos los casos de estudio ($f = 0.15$ mm/rev), la profundidad varió entre 0.50, 0.25 y 0.15 mm, por lo que la geometría del modelo se adaptó a cada caso, tal como se muestra en la Fig. 75. En todos ellos los modelos son similares, respetando la geometría general indicada en Fig. 73.

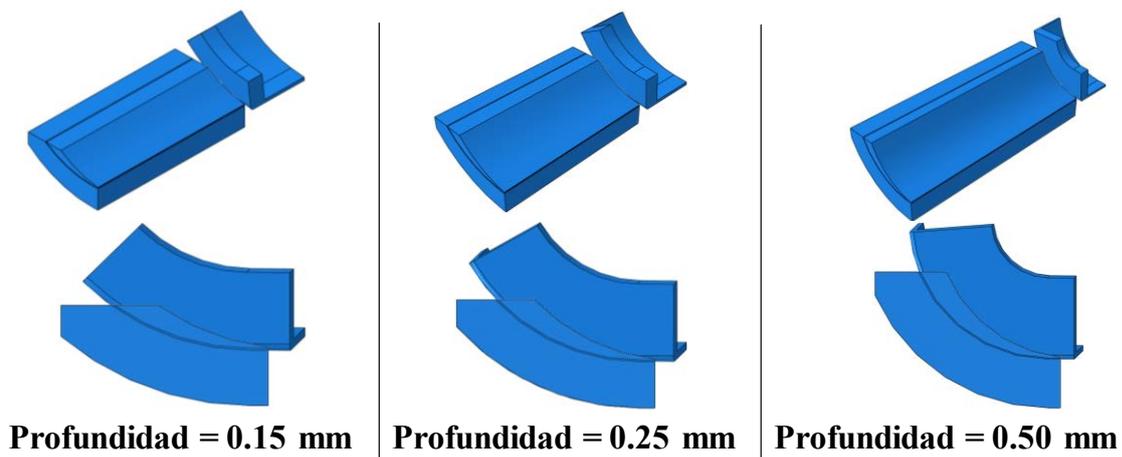


Fig. 75 Geometría del modelo según las profundidades de estudio: $p=0.15$, $p=0.25$, $p=0.50$.

Herramienta

Para el la simulación de corte no ortogonal se ha modelizado una herramienta de corte cuyas características corresponden a una plaquita de corte de la marca SECO modelo CNGA 120408E25-L1-U de CBN 170 sin recubrimiento [126]. Las características geométricas de la plaquita a modelizar están resaltadas en la Fig. 76, que serán tanto el radio de punta ($R_p =$

0.8 mm) y el ángulo de la herramienta ($\beta = 80^\circ$), los cuales determinarán la huella durante las pasadas del mecanizado, como el radio de filo ($R_f = 0.025$ mm), cuya geometría afecta a las fuerzas de mecanizado [127].

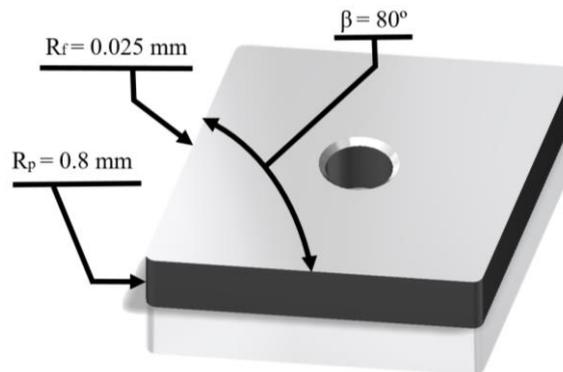


Fig. 76 Modelado 3D de plaquita de corte CNGA 120408E25-L1-U marca SECO con las dimensiones del radio de punta (R_p) y el radio del filo (R_f).

Dentro del modelo numérico, con el objetivo de reducir los tiempos de cálculo, se optará por tomar sólo una parte representativa de la herramienta en lugar de la geometría completa. En este caso se tuvo en cuenta la superficie efectiva en contacto entre el material a mecanizar y la herramienta, así como el volumen necesario de la herramienta para permitir la transferencia de calor entre plaquita y material/viruta sin que se produzca una acumulación de calor irreal. Dicha parte representativa se puede observar en la Fig. 77, la cual corresponde a parte de la punta de la herramienta.

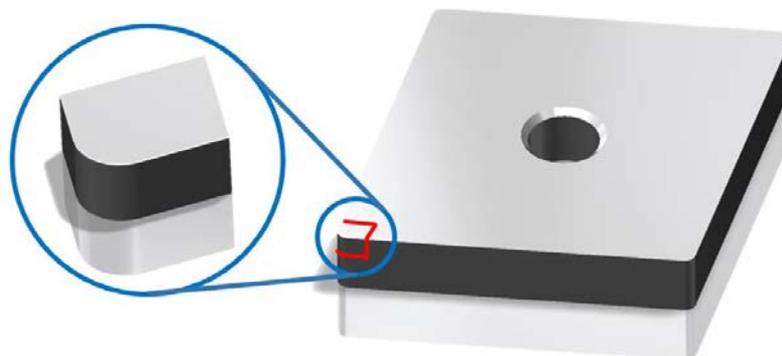


Fig. 77 Parte representativa de la plaquita de corte para el modelo numérico 3D.

En la Fig. 78 se puede observar la geometría final de la herramienta empleada en el modelo numérico. Debe señalarse que según la profundidad de corte la zona efectiva de la herramienta es diferente (mayor tamaño cuanto más profundidad). Será necesario modelar, por tanto, una geometría de herramienta optimizando la zona efectiva para cada caso.

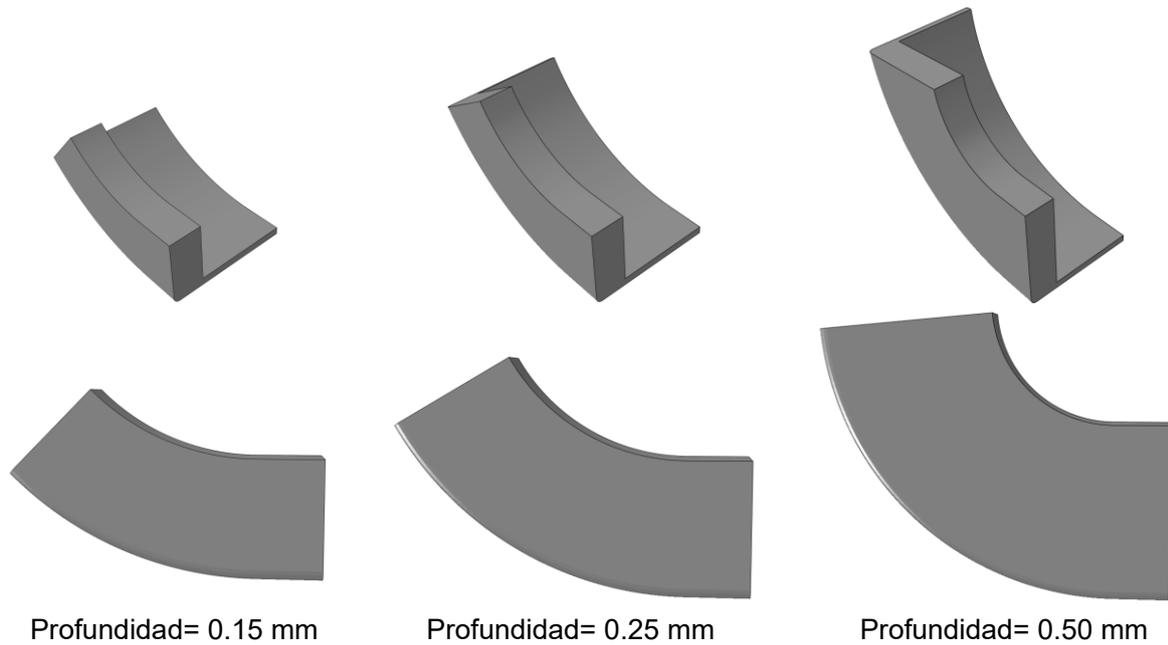


Fig. 78 Geometría de la plaquita de corte para el modelo numérico 3D según la profundidad de corte ($p=0.15$ mm, $p=0.25$ mm, $p=0.50$ mm).

La herramienta de corte se posicionará en el modelo de forma que el ángulo de desprendimiento y el ángulo de la herramienta sean -6° y 6° respectivamente, tomando como referencia los ensayos experimentales realizados en la Universidad Carlos III de Madrid [116], [124]. El detalle de posicionamiento de la herramienta se puede ver en la Fig. 79

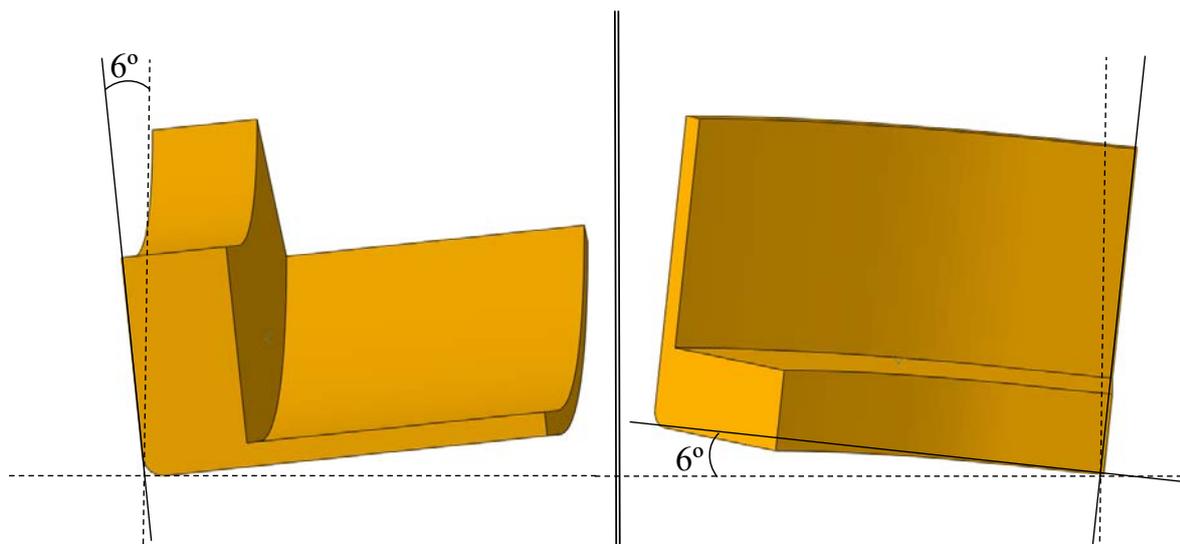


Fig. 79 Posicionamiento de la herramienta en el modelo numérico según ensayos experimentales de la Universidad Carlos III de Madrid [116], [124].

3.3.2. Definición del material mecanizado

Composición y características

El material de estudio será la superaleación de base níquel-cromo Inconel® 718. El prefijo Inconel® es una marca registrada de la empresa Special Metals Corporation. Dicha marca engloba, a día de hoy, dieciocho aleaciones distintas [128] y ofrece unas propiedades excelentes para aplicaciones a altas temperaturas gracias a su alta resistencia a fluencia y a corrosión, soportando temperaturas de hasta 1336 °C [129]. La composición química estándar del Inconel 718 puede verse en la Tabla 21.

Tabla 21. Composición química del Inconel® 718 [129].

| | | | | | | | |
|-----------|-----------|-------------|-------------|-------------|-------------|-----------|----------|
| Ni | Cr | Nb | Mb | Ti | Al | Co | C |
| 50 – 55 | 17 – 21 | 4.75 – 5.50 | 2.80 – 3.30 | 0.65 – 1.15 | 0.20 – 0.80 | <1 | <0.08 |
| Mn | Si | P | S | Bo | Cu | Fe | |
| <0.35 | <0.35 | <0.015 | <0.015 | <0.006 | <0.30 | Resto | |

La inclusión de cada uno de los componentes, así como la cantidad de éstos, tiene una serie de efectos sobre las características de la aleación final tal como se especifica a continuación:

- **Níquel (Ni).** Conformar la base de la aleación y, por tanto, las propiedades mecánicas de la aleación vienen determinadas en su mayoría por él. Posee una estructura cristalina Cúbica Centrada en las Caras (FCC), lo que infiere al material de tenacidad y ductilidad, el cual tiende a deformarse por los sistemas de deslizamiento $\{1\ 1\ 1\}$ y $\{\bar{1}\ 1\ 0\}$ [36]. Por otro lado, el níquel por sí mismo tiene una notable resistencia a corrosión debido a que genera una capa de pasivación de NiO que retarda la oxidación incluso a altas temperaturas. El espesor de la capa protectora sigue una relación parabólica del tipo $x^2 = a \cdot t$, donde x es el espesor de la capa, a es una constante del material a una temperatura fija y t el tiempo de exposición al O₂. La constante a para Ni de alta pureza puede determinarse para un rango de temperaturas entre 750°C y 1240°C mediante la ecuación Ec. 1.

$$a \left(\frac{kg^2}{m^4 \cdot s} \right) = 3.2 \cdot e^{\left(\frac{-45000}{RT} \right)} \quad \text{Ec. 1}$$

Donde R es la constante de los gases ideales (1.987 cal/mol·K) y T la temperatura en grados Kelvin.

- **Cromo (Cr).** Es el segundo aleante más importante de las aleaciones tipo Inconel® 718 por su contenido. En pequeñas cantidades induce un afinamiento de grano mientras que cantidades mayores, como es el caso, mejora la resistencia a oxidación y una disminución de la conductividad. La mezcla de óxido de Ni-Cr genera una capa continua que protege el interior del material de la oxidación cuando se superan temperaturas superiores a los 1150°C [36].
- **Niobio (Nb).** La adición de este elemento contribuye al endurecimiento de las superaleaciones, manteniendo su resistencia a temperaturas por encima de los 1100°C. Los átomos de Nb son mayores que los de Ni, Co y Fe, por lo que el Nb actúa como una solución sólida endurecedora. Su solubilidad en la estructura FCC del níquel en su fase γ , por lo que precipita preferentemente en la fase γ' . Esto conlleva a la deformación de la matriz γ y un endurecimiento de la superaleación a altas temperaturas [36].
- **Molibdeno (Mb).** En aleaciones con Cromo y Manganeso, como es el caso del Inconel®, este elemento reduce o incluso elimina por completo la fragilidad provocada por otros elementos, aumentando de esta manera la ductilidad de la aleación [130].
- **Titanio (Ti).** Por un lado, en aleaciones con Fe, el titanio produce protección frente a la corrosión intergranular. De esta forma mantiene sus propiedades anticorrosivas en todo el volumen del material. Mientras que al adicionar carbono, genera carburos intergranulares que, además, mejora la resistencia a altas temperaturas [36].
- **Aluminio (Al).** Mejora la resistencia y dureza de las aleaciones Níquel-Cromo.
- **Cobalto (Co).** Mejora considerablemente la resistencia a desgaste de las aleaciones y mejora algo más la resistencia a corrosión.
- **Carbono (C).** La adición de este elemento permite la combinación con elementos reactivos y refractarios como el titanio, formando carburos que se concentran en los

límites de grano durante el tratamiento térmico correspondiente. Estos carburos tienen una estructura cristalina FCC (cúbico centrado en las caras), lo cual mejora la dureza de la aleación a altas temperaturas. La dureza se maximiza alrededor de los 850 °C [36].

- **Manganeso (Mn).** Este elemento, en combinación con el cobre y el níquel proporcionan un aumento de la resistencia a fatiga gracias a las fase martensítica. A su vez, aunque en condiciones normales (25 °C y 1 atm) presenta una conductividad eléctrica y térmica relativamente alta, por cada 100 MPa que aumenta la presión sobre el material su resistividad aumenta un 0.3 %, lo que lo hace ideal para aplicaciones en cámaras de combustión, por ejemplo [36].
- **Silicio (Si).** Impide la aparición de burbujas en aleaciones con contenido de Fe durante su paso de estado líquido a sólido. A su vez, en combinación con aluminio, mejora ligeramente la soldabilidad.
- **Fósforo (P).** Mejora la dureza superficial así como la resistencia a corrosión.
- **Azufre (S).** Son impurezas inevitables presentes durante la adición de Fe.
- **Boro (Bo).** Elimina los gases y la porosidad en aleaciones que contienen cobre.
- **Cobre (Cu).** En combinación con níquel mejora considerablemente la resistencia a corrosión, especialmente a corrosión salina, y corrosión por picaduras. Evita los ataques orgánicos (incrustaciones de bacterias y colonias animales). Por otro lado, la combinación Ni-Cu incrementa sustancialmente el módulo elástico, el límite elástico y la resistencia a la fatiga mecánica sin perder conductividad eléctrica ni a penas la ductilidad.
- **Hierro (Fe).** Mejora las propiedades mecánicas y, en combinación con el níquel, disminuye el coeficiente de dilatación.

Propiedades y ecuaciones constitutivas

El Inconel® 718, al igual que la mayoría de los metales, posee propiedades isotrópicas tanto a nivel macroscópico como mesoscópico y como tal se ha considerado en el modelo numérico. Este material posee una deformación máxima de alrededor del 55% según ensayos experimentales de A. Iturbe et al. [131], lo que permite considerarlo un material dúctil aunque no muy recomendable para trabajar por deformación en frío debido a su elevada dureza y módulo elástico (aproximadamente el doble que el del acero). Se ha definido la densidad en 8200 (kg/m³), el módulo elástico en 217 GPa y el coeficiente de Poisson en 0.30. Las propiedades mecánicas del material están resumidas en la Tabla 22.

Tabla 22. Propiedades mecánicas del Inconel® 718.

| Densidad (kg/m³) | Módulo elástico (GPa) | Coefficiente de Poisson |
|----------------------------------------|----------------------------------|------------------------------------|
| 8200·10 ⁻⁹ | 217 | 0.30 |

En la primera etapa del mecanizado, tal como se desarrolló en el apartado 2.3.2, el material es sometido a deformación elástica y cuyo comportamiento es definido por la ley de Hooke (II. 1) [47].

Una vez el material llega al límite elástico éste pasa a la región plástica, la cual estará definida por la ecuación de Johnson-Cook (II. 3) cuyos parámetros se presentan en la Tabla 23 y al se le aplicará un criterio de daño por deformación plástica máxima a cortadura.

Tabla 23. Constantes de Johnson-Cook para Inconel® 718 [132].

| A (MPa) | B (MPa) | C | n | m | Tm (K) | ε₀ |
|----------------|----------------|----------|----------|----------|---------------|----------------------|
| 790 | 610 | 0.011 | 0.23 | 3.28 | 1573 | 0.01 |

En su última etapa, el material sometido a esfuerzos llega a su límite máximo. Es decir, el esfuerzo al cual el material se rompe. Esta deformación máxima se ha determinado en el modelo mediante el criterio de “*Shear failure*” (Fallo por cortadura).

El modelo de fallo por cortadura se basa en el valor de la deformación plástica equivalente en los puntos de integración del elemento. El fallo del elemento ocurre cuando el parámetro de daño excede 1. Este parámetro de daño, ω, se define por la siguiente ecuación:

$$\omega = \frac{\bar{\epsilon}_0^{pl} + \sum \Delta \bar{\epsilon}^{pl}}{\bar{\epsilon}_f^{pl}} \quad \text{II. 42}$$

Donde $\bar{\epsilon}_0^{pl}$ es el valor inicial de la deformación plástica equivalente, $\Delta \bar{\epsilon}^{pl}$ es el incremento de la deformación plástica equivalente, $\bar{\epsilon}_f^{pl}$ es el valor de la deformación máxima (el punto de fallo). El sumatorio se realiza sobre todos los incrementos del análisis [133].

En este modelo se considerarán un criterio de deformación plástica equivalente ($\bar{\epsilon}_f^{pl}$) para cada zona. Para la viruta y el material base se considerará el mismo criterio (ver II. 43) mientras que se considerará otro para la capa de sacrificio, el cual será igual o menor que el de la viruta/base (ver II. 44).

$$\bar{\epsilon}_{f.vir.}^{pl} = \bar{\epsilon}_{f.base}^{pl} \quad \text{II. 43}$$

$$\bar{\epsilon}_{f.capa}^{pl} \leq \bar{\epsilon}_{f.base}^{pl} \quad \text{II. 44}$$

Para determinar los parámetros mencionados se realizó un estudio paramétrico del criterio de daño estudiado y su efecto sobre las fuerzas medias de corte. Se concluyó que para valores mayores de 4 tanto en el la capa de sacrificio como en la viruta el efecto en los resultados no resulta ser significativo (ver Sección 3.5.1.3).

Las propiedades térmicas se muestran en la Tabla 24. Cabe señalar que aunque para el modelo la conductividad térmica se determinó constante en $0.012 \text{ W}\cdot\text{mm}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$, este valor oscila entre los 0.010 y los $0.023 \text{ W}\cdot\text{mm}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ según el fabricante y la colada.

Tabla 24. Propiedades térmicas del Inconel® 718.

| Conductividad ($\text{W}\cdot\text{mm}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$) | Coefficiente de expansión térmica (K^{-1}) | Coefficiente de Taylor-Quinney | Calor específico ($\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$) |
|----------------------------------------------------------------------|-------------------------------------------------------------|-----------------------------------|-------------------------------------------------------------------------|
| 0.012 | $1.3\cdot 10^{-5}$ | 0.90 | $435\cdot 10^6$ |

3.3.3. Material de herramienta

Composición y características

Como ya se ha descrito, la herramienta empleada para el caso de estudio está compuesta por CBN (Nitruro de Boro Cúbico) con una dureza de 55 – 65 HRC [56]. Muy superior de la dureza del Inconel® 718 que es del orden de 32 - 40 HRC [134].

Este material sintético se obtiene a partir de nitruro de boro común, el cual tiene un estructura cristalina hexagonal después de ser sometido a temperaturas de 1400 °C y presiones del orden de 60.000 atmósferas. Bajo estas condiciones la estructura cristalina pasa a transformarse en cúbica, asemejándose a la del diamante, incluida su extrema dureza [56].

A parte de la dureza del material, razón por la cual se define como un sólido rígido en el modelo numérico, otra característica importante para ser utilizada como material de corte en mecanizados es su alta conductividad térmica, que oscila entre los 30 a 90 ($W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$) [135]. En el caso del modelo numérico, la conductividad térmica se estableció en 33 ($W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$)

Propiedades y ecuaciones constitutivas

Como en el resto de casos, éste también se modeló bajo la hipótesis de isotropía y homogeneidad. Sin embargo, a diferencia del material a mecanizar, se consideró que las posibles deformaciones que pudiera sufrir la herramienta durante el proceso son despreciables debido a la gran diferencia en la dureza a favor de la plaquita de corte, lo que llevó a considerar éste como un cuerpo rígido en el modelo tal como se indicó anteriormente.

En este caso las propiedades mecánicas de la herramienta, tales como densidad, módulo elástico o coeficiente de Poisson, no tienen ningún efecto sobre los resultados finales del modelo numérico [58]. Sin embargo es preciso que el modelo contenga valores que definan el material, al menos, en su región elástica, gobernada por la ecuación II. 1 y cuyos parámetros se indican en la tabla Tabla 25.

Tabla 25 Propiedades mecánicas de la herramienta de CBN [56], [134], [136].

| <i>Densidad (kg/m^3)</i> | <i>Módulo elástico (GPa)</i> | <i>Coefficiente de Poisson</i> |
|-------------------------------------------|----------------------------------|------------------------------------|
| 3450 | 400 | 0.30 |

A diferencia de las propiedades mecánicas que definen la herramienta, que no tienen una influencia significativa sobre los resultados, las propiedades térmicas, especialmente la transferencia de calor a través de la herramienta, resultan ser unos parámetros fundamentales que afectan de manera notable a los resultados del modelo. Como ya se explicó para el caso bidimensional, el calor generado tanto sobre el material mecanizado como sobre la herramienta debido al proceso no es en absoluto despreciable. Los valores para los parámetros correspondientes a la herramienta de CBN modelada se muestran en la Tabla 26.

Tabla 26 Propiedades térmicas de la herramienta de CBN [56], [134], [136].

| <i>Conductividad (N/K·s)</i> | <i>Capacidad calorífica (m²/s²·K)</i> |
|----------------------------------|-----------------------------------------------------------------|
| 33.5 | 234 |

3.3.4. Determinación de la fricción

En la sección 2.4.1.4 se presentó la ecuación que permite determinar la fricción en función de las fuerzas de corte del mecanizado. En dicho caso bidimensional se tenía el caso más sencillo dado que se tenía un ángulo de desprendimiento y de incidencia de 0°. Esa orientación de la herramienta permitía simplificar la fricción con la ecuación II. 30.

$$\mu = \frac{fa}{fc} \quad \text{II. 30}$$

El caso bidimensional permitía calcular con facilidad la fricción a partir de las fuerzas de corte (obtenidas según la dirección del eje Z del modelo) y las fuerzas de avance (obtenidas según la dirección del eje Y del modelo)

Sin embargo, el caso tridimensional es un caso más complejo donde tanto el ángulo de desprendimiento (α) como el ángulo de incidencia (β) son distintos de 0°. Tal como se indicó en la Fig. 79, tanto el ángulo α como el β tienen 6° de inclinación. Esta orientación implica que la ecuación II. 26 no puede simplificarse de manera tan sencilla como en el caso bidimensional.

$$\mu \geq \frac{\sqrt{\tau_1^2 + \tau_2^2}}{p} \quad \text{II. 26}$$

En este aspecto, para poder calcular la fricción se requiere realizar las pertinentes proyecciones de las fuerzas originalmente en los ejes X, Y, Z (direcciones de las fuerzas

respecto de las que se toman tanto los ensayos experimentales como las del modelo numérico) a un sistema de coordenadas locales orientado con la superficie de la herramienta de corte tal como se esquematiza en la Fig. 80.

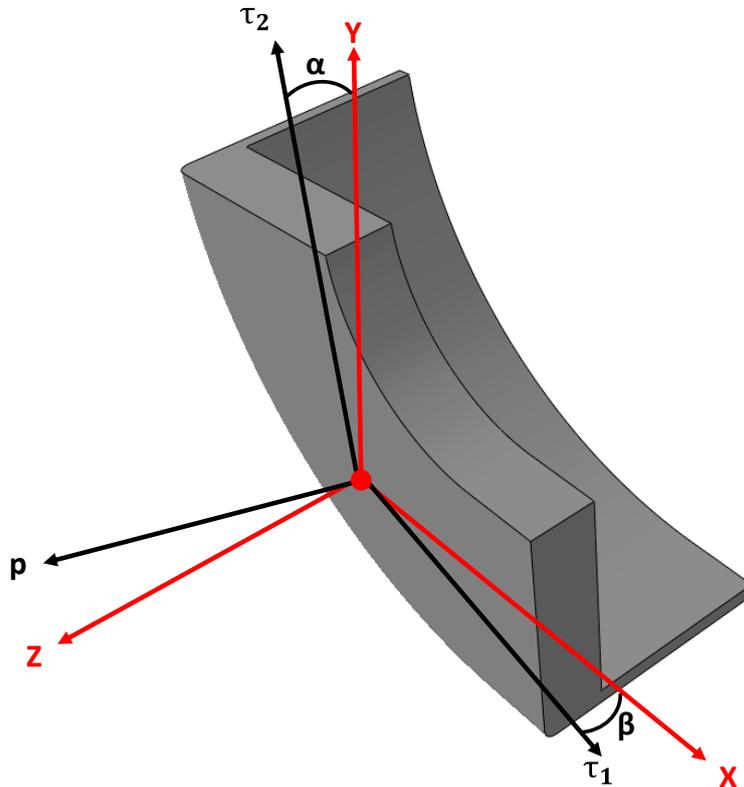


Fig. 80 Esquema de cambio de sistema de coordenadas global a sistema de coordenadas local

La proyección de las fuerzas al sistema de coordenadas local para obtener las fuerzas de corte, avance y radial reales se realizará en dos pasos. Partiendo del caso simple del modelo bidimensional, donde todos los ángulos son nulos se realiza un primer giro para obtener un ángulo de desprendimiento (α) de 6° . Una vez proyectado en este nuevo sistema de coordenadas locales intermedio se realizará la proyección con un segundo giro considerando el ángulo de incidencia de la herramienta (β) de -6° .

Se considerarán como datos las fuerzas en las direcciones X, Y, Z (F_X, F_Y, F_Z), así como los ángulos de desprendimiento (α) y de incidencia (β).

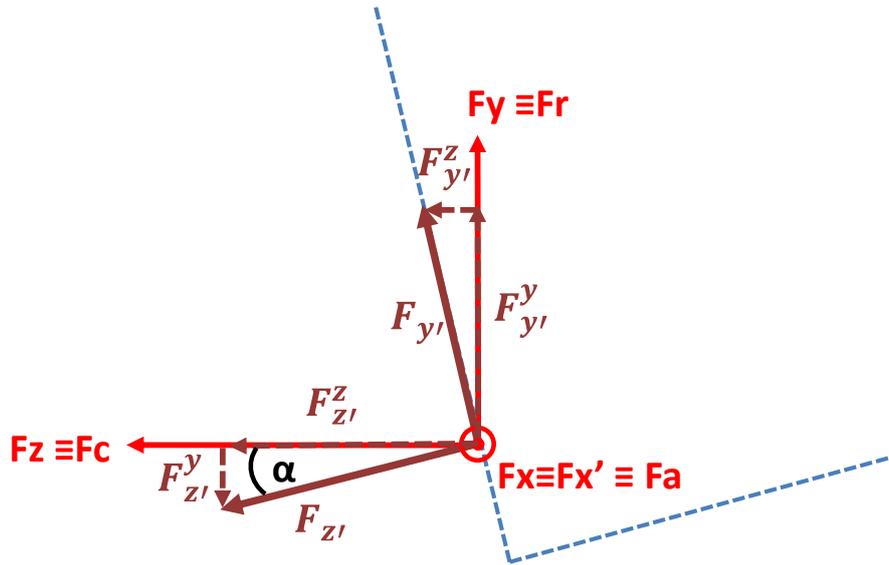


Fig. 81 Coordenadas locales con respecto al giro de la herramienta con el ángulo de desprendimiento (α).

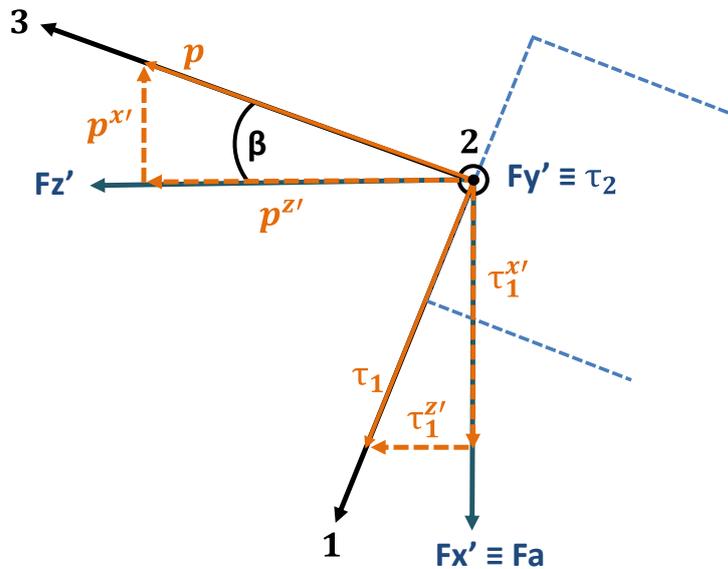


Fig. 82 Coordenadas locales con respecto al segundo giro de la herramienta con el ángulo de incidencia (β).

Para obtener la proyección final de las fuerzas sobre el plano correspondiente a la superficie de deslizamiento de la herramienta se procederá a la determinación de las matrices de rotación de cada uno de los giros.

El primer giro, correspondiente a la Fig. 81, que viene determinado por la ecuación [137]:

$$\begin{pmatrix} F_a \\ F_r \\ F_c \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos \alpha & -\text{sen } \alpha \\ 0 & \text{sen } \alpha & \cos \alpha \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} F'_a \\ F'_r \\ F'_c \end{pmatrix} \quad \text{III. 1}$$

$$\begin{pmatrix} F'_a \\ F'_r \\ F'_c \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \cos \beta & 0 & \text{sen } \beta \\ 0 & 1 & 0 \\ -\text{sen } \beta & 0 & \cos \beta \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} F''_a \\ F''_r \\ F''_c \end{pmatrix} \quad \text{III. 2}$$

Donde $F''_a = \tau_1$, $F''_r = \tau_2$ y $F''_c = p$

$$\begin{pmatrix} F'_a \\ F'_r \\ F'_c \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \cos \beta & 0 & \text{sen } \beta \\ 0 & 1 & 0 \\ -\text{sen } \beta & 0 & \cos \beta \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \tau_1 \\ \tau_2 \\ p \end{pmatrix} \quad \text{III. 3}$$

La rotación completa de los vectores y, por tanto, su proyección quedará definida tal como se muestra en la ecuación

$$\begin{pmatrix} F_a \\ F_r \\ F_c \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos \alpha & -\text{sen } \alpha \\ 0 & \text{sen } \alpha & \cos \alpha \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \cos \beta & 0 & \text{sen } \beta \\ 0 & 1 & 0 \\ -\text{sen } \beta & 0 & \cos \beta \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \tau_1 \\ \tau_2 \\ p \end{pmatrix}$$

$$\begin{pmatrix} F_a \\ F_r \\ F_c \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \cos \beta & 0 & \text{sen } \beta \\ \text{sen } \alpha \cdot \text{sen } \beta & \cos \alpha & -\text{sen } \alpha \cdot \cos \beta \\ -\cos \alpha \cdot \text{sen } \beta & \text{sen } \alpha & \cos \alpha \cdot \cos \beta \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \tau_1 \\ \tau_2 \\ p \end{pmatrix} \quad \text{III. 4}$$

$$\begin{pmatrix} \tau_1 \\ \tau_2 \\ p \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \cos \beta & 0 & \text{sen } \beta \\ \text{sen } \alpha \cdot \text{sen } \beta & \cos \alpha & -\text{sen } \alpha \cdot \cos \beta \\ -\cos \alpha \cdot \text{sen } \beta & \text{sen } \alpha & \cos \alpha \cdot \cos \beta \end{pmatrix}^{-1} \cdot \begin{pmatrix} F_a \\ F_r \\ F_c \end{pmatrix} \quad \text{III. 5}$$

Para simplificar las ecuaciones se realizará el siguiente cambio de variables

$$\text{sen } \alpha = a$$

$$\cos \alpha = b$$

$$\text{sen } \beta = c$$

$$\cos \beta = d$$

$$\begin{pmatrix} d & 0 & c \\ a \cdot c & b & -a \cdot d \\ -b \cdot c & a & b \cdot d \end{pmatrix}^{-1} \cdot \begin{pmatrix} F_a \\ F_r \\ F_c \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \tau_1 \\ \tau_2 \\ p \end{pmatrix}$$

Considerando las siguientes relaciones trigonométricas,

$$\operatorname{sen}^2 \alpha + \operatorname{cos}^2 \alpha = 1 \Rightarrow a^2 + b^2 = 1$$

$$\operatorname{sen}^2 \beta + \operatorname{cos}^2 \beta = 1 \Rightarrow c^2 + d^2 = 1$$

Se obtienen el siguiente resultado

$$\begin{pmatrix} \tau_1 \\ \tau_2 \\ p \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} d & -a \cdot c & -b \cdot c \\ 0 & d & -c \\ c & b \cdot c & b \cdot d \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} F_a \\ F_r \\ F_c \end{pmatrix}$$

$$\det A(\alpha, \beta) = \frac{1}{\operatorname{cos}^2 \beta \cdot \operatorname{cos}^2 \alpha + \operatorname{sen}^2 \beta \cdot \operatorname{sen}^2 \alpha + \operatorname{cos}^2 \alpha \cdot \operatorname{sen}^2 \beta + \operatorname{sen}^2 \alpha \cdot \operatorname{cos}^2 \beta} = 1$$

$$(\operatorname{adj} A(\alpha, \beta))^T = \begin{pmatrix} \operatorname{cos} \beta & -\operatorname{sen} \alpha \cdot \operatorname{sen} \beta & -\operatorname{cos} \alpha \cdot \operatorname{sen} \beta \\ 0 & \operatorname{cos} \beta & -\operatorname{sen} \beta \\ \operatorname{sen} \beta & \operatorname{cos} \alpha \cdot \operatorname{sen} \beta & \operatorname{cos} \alpha \cdot \operatorname{cos} \beta \end{pmatrix}$$

Finalmente se obtiene el sistema de ecuaciones siguiente:

$$\tau_1 = F_a \cdot d - F_r \cdot a \cdot c - F_c \cdot b \cdot c$$

$$\tau_2 = F_r \cdot d - F_c \cdot c$$

$$p = F_a \cdot c + F_r \cdot b \cdot c + F_c \cdot b \cdot d$$

Sustituyendo los datos experimentales en las ecuaciones se obtienen los siguientes resultados recogidos en la Tabla 28, la Tabla 29, la Tabla 30 y Tabla 31.

Tabla 27. Datos de las variables para un ángulo de desprendimiento $\alpha=6^\circ$ y de incidencia $\beta=6^\circ$

$$\text{sen } \alpha = a \quad 0.105$$

$$\text{cos } \alpha = b \quad 0.995$$

$$\text{sen } \beta = c \quad -0.105$$

$$\text{cos } \beta = d \quad 0.995$$

Tabla 28. Datos y coeficiente de fricción para una profundidad de 0.50

| Profundidad 0.50 mm | | | |
|---------------------|-----------|-------------|-----------|
| | $V_c=200$ | $V_c=250$ | $V_c=300$ |
| F_a | 125 | 120 | 110 |
| F_r | 190 | 175 | 150 |
| F_c | 260 | 240 | 250 |
| τ_1 | 153 | 146 | 137 |
| τ_2 | 216 | 199 | 175 |
| p | 224 | 207 | 220 |
| μ (II. 26) | 1.18 | 1.20 | 1.01 |
| μ_{media} | | 1.13 | |

Tabla 29. Datos y coeficiente de fricción para una profundidad de 0.25

| Profundidad 0.25 mm | | | |
|---------------------|-----------|-------------|-----------|
| | $V_c=200$ | $V_c=250$ | $V_c=300$ |
| F_a | 60 | 60 | 55 |
| F_r | 175 | 160 | 137 |
| F_c | 185 | 170 | 148 |
| τ_1 | 81 | 79 | 72 |
| τ_2 | 193 | 177 | 152 |
| p | 159 | 145 | 126 |
| μ (II. 26) | 1.32 | 1.33 | 1.33 |
| μ_{media} | | 1.33 | |

Tabla 30. Datos y coeficiente de fricción para una profundidad de 0.15

| <i>Profundidad 0.15 mm</i> | | | |
|----------------------------|--------------------------|--------------------------|--------------------------|
| | <i>V_c=200</i> | <i>V_c=250</i> | <i>V_c=300</i> |
| <i>F_a</i> | 50 | 45 | 40 |
| <i>F_r</i> | 160 | 140 | 120 |
| <i>F_c</i> | 110 | 100 | 85 |
| <i>τ₁</i> | 63 | 57 | 50 |
| <i>τ₂</i> | 171 | 150 | 128 |
| <i>p</i> | 87 | 80 | 67 |
| <i>μ (II. 26)</i> | 2.09 | 2.01 | 2.04 |
| <i>μ_{media}</i> | | 2.05 | |

Tabla 31. Coeficientes de fricción medios obtenidos a partir de los resultados de la Tabla 28, la Tabla 29 y la Tabla 30 y la ecuación II. 26.

| <i>Profundidad</i> | <i>Coef. Fricción Medio</i> |
|--------------------|-----------------------------|
| 0.15 | 2.05 |
| 0.25 | 1.33 |
| 0.5 | 1.13 |

De la Tabla 31 se tomarán los coeficientes de fricción medios en los modelos numéricos correspondientes en los casos que siguen. Se puede observar que este proceso genera unos coeficientes de fricción altos en comparación a los que se suelen observar, aunque cabe señalar que, aunque poco habituales, existen coeficientes de rozamiento superiores a 1 [138].

3.4. Modelo de mecanizado 3D no ortogonal. Profundidad de 0.50 mm

3.4.1. Resultados

3.4.1.1. Análisis de sensibilidad de malla

Para el análisis de sensibilidad de malla se han realizado cálculos con diferentes configuraciones de malla evaluando la sensibilidad del modelo según el tamaño de los elementos. Cabe destacar que la zona de la viruta se ha definido con una malla perfectamente estructurada tal como se muestra en la Fig. 71.

Para el caso, se han determinado valores medios de la malla entre 10 μm y 100 μm y se han estudiado en cada caso las fuerzas de corte, la morfología de la viruta, variables locales como la deformación, las velocidades de deformación y las temperaturas.

En la Fig. 83 se presenta la variación de las fuerzas según el tamaño de los elementos de la malla para una velocidad concreta (300 m/min): Fuerza de corte (Fc), Fuerza radial (Fr) y Fuerza de avance (Fa).

En todos los casos el criterio de eliminación de elementos se ha determinado por los parámetros $\bar{\epsilon}_{f.vir.}^{pl} = \bar{\epsilon}_{f.base}^{pl} = 4$ y $\bar{\epsilon}_{f.capa}^{pl} = 2$.

Como se puede observar en la Fig. 83, las mallas con tamaños de elementos excesivamente grandes (Tamaños de malla de 50, 70 y 100 μm) infravaloran los tres componentes de la fuerza.

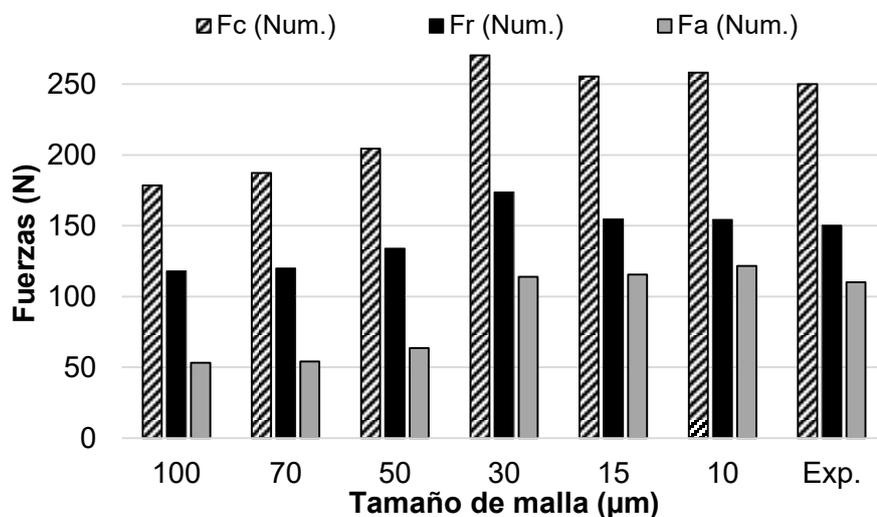


Fig. 83 Efecto del tamaño de los elementos de la malla sobre las diferentes fuerzas de corte para el modelo tridimensional con profundidad de corte de 0.50 mm ($V_c=300$ m/min y $\bar{\epsilon}_{f.vir.}^{pl} = 4$) [125].

En este caso, la reducción de los valores de las fuerzas de corte se explica por la deformación y posterior eliminación de elementos grandes. Para minimizar los efectos de la eliminación de estos elementos en la masa global sistema, el tamaño de la malla debe elegirse cuidadosamente. La configuración con un tamaño de malla de 30 μm corresponde a la configuración de fuerzas máximas.

Analizando la deformación plástica equivalente media en la zona de corte, se puede observar que su valor tiende a $\bar{\epsilon}_{f.vir}^{pl}$. (pero siempre permanece por debajo de dicho valor, evitando la eliminación de elementos y, por tanto, una disminución de las fuerzas).

A partir de un tamaño de malla inferior a 30 μm las fuerzas de corte, avance y radial tienden a converger a valores constantes tal como se muestra tanto en la Fig. 83 como en la Tabla 32.

Tabla 32 Resumen de las fuerzas de corte del modelo tridimensional no ortogonal y sus variaciones relativas [125].

| Tamaño de elemento (μm) | Fuerza de Corte (N) | Fuerza Radial (N) | Fuerza de Avance (N) |
|--------------------------------------|---------------------|-------------------|----------------------|
| 15 | 256 | 155 | 116 |
| 10 | 255 | 154 | 121 |
| Variación relativa (%) | >1% | >1% | >5% |

Como se puede observar en la tabla anterior, los cálculos de las variaciones relativas sobre las fuerzas predichas por el modelo entre los tamaños de malla considerados, muestran que la variación de la fuerza corte (Fc) y la fuerza radial (Fr) son absolutamente despreciables (variaciones menores al 1%). De la misma manera, la variación relativa de la fuerza de avance es, en este caso, inferior al 5%.

En la Fig. 84 muestra el tiempo, en horas, requerido para la finalización de la simulación del modelo en función del tamaño medio del elemento de la malla. Como es lógico, cuanto más fina es la malla, mayor es el tiempo necesario.

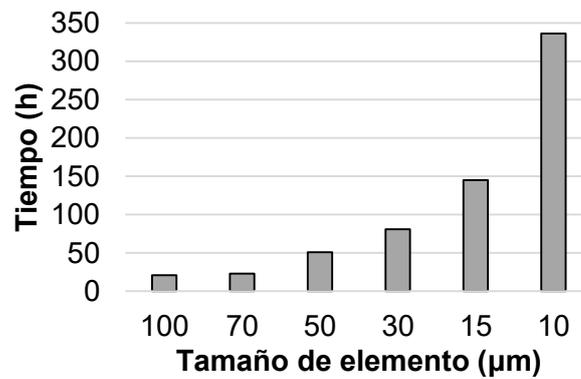


Fig. 84 Tiempos de cálculo en horas según los tamaños de elemento de malla para el modelo tridimensional de corte no ortogonal de profundidad 0.50 mm.

Una malla con elementos grandes implica tiempos de cálculo menores (20 h para un tamaño de elemento de 100 μm). El aumento de la densidad de la malla en la zona de corte induce valores más altos de tiempo computacional: 80 h para 30 μm , 148 h para 15 μm y 338 h para un tamaño de elemento de 10 μm .

En la Tabla 33 se muestra la relación entre el tamaño medio de los elementos de la malla y la cantidad de elementos que forman el modelo en cada caso.

Tabla 33 Resumen del número de elementos del modelo según el tamaño medio de los elementos [125].

| Tamaño de elemento (μm) | 100 | 70 | 50 | 30 | 15 | 10 |
|--------------------------------------|------|------|-------|-------|--------|--------|
| Número de elementos del modelo | 1700 | 4558 | 11680 | 45813 | 283633 | 528200 |

De estos resultados se puede concluir que un tamaño de malla global de alrededor de 15 μm ofrece un buen compromiso entre el tiempo de cálculo requerido y la precisión de los resultados en términos de fuerzas de corte y es el que se ha empleado para el resto de análisis.

3.4.1.2. Análisis de la morfología de la viruta y sus variables locales

A continuación, se estimarán los efectos del tamaño de los elementos de la malla sobre la morfología de viruta en el modelo tridimensional. En la Fig. 85 se presentan los resultados de la morfología de la viruta para una longitud mecanizada de 1.25 mm.

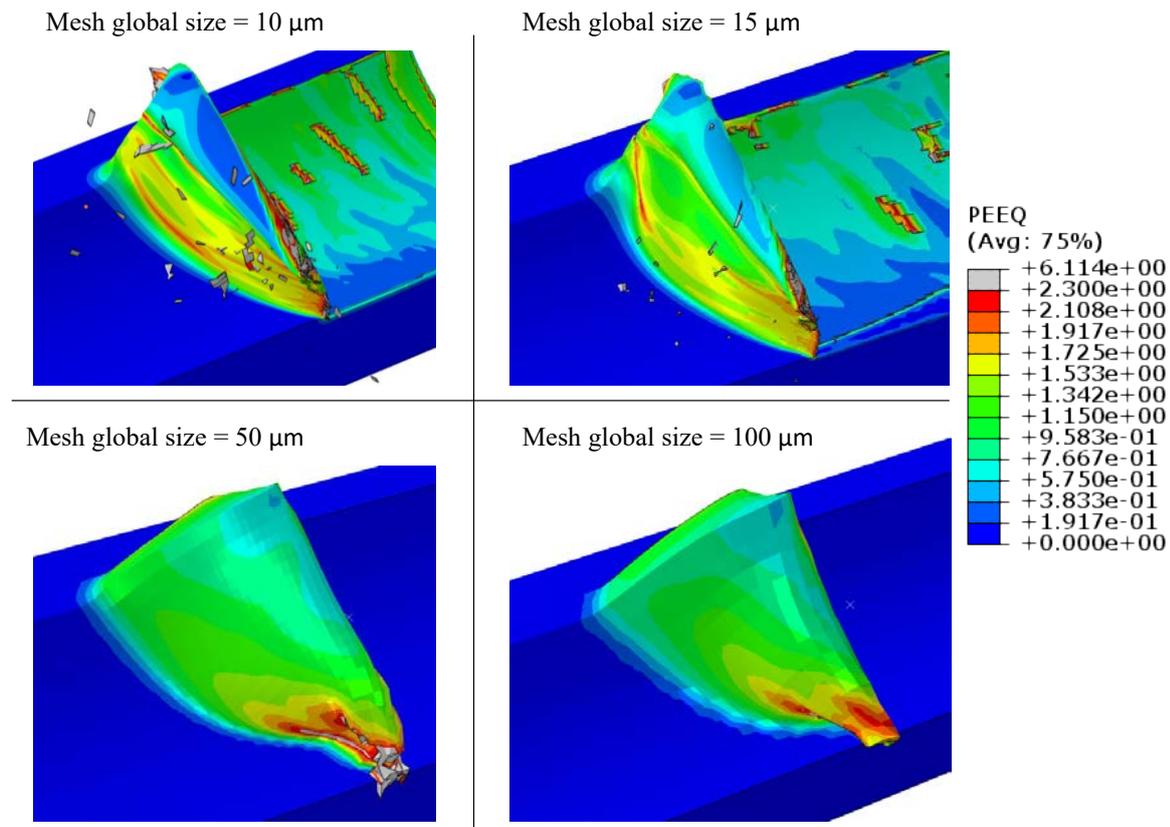


Fig. 85 Morfología de la viruta según el tamaño de elemento de malla para una longitud mecanizada de 1.25 mm.

Se puede observar que la morfología de la viruta para los tamaños mayores de los elementos de la malla (100 y 50 μm) tienden a “arrugarse” contra la superficie de desprendimiento de la herramienta, mientras que para tamaños finos de malla, la viruta se desliza sobre dicha superficie y generando la forma ondulada típica de los casos reales de mecanizado.

Se observa además que la mayor deformación se concentra en la parte derecha de la viruta (según se observa la imagen), correspondiente a la parte más fina de ésta y, además, la zona de primer contacto entre herramienta y material. Las zonas central e izquierda de la viruta se separan del resto del material sin problema.

Se observa que en tamaños de malla finos la deformación está localizado en una banda estrecha y el mecanismo de formación de esta parece ser mucho más homogéneo que para los casos de tamaño grueso

Confirmando el tamaño de malla de 15 μm para el análisis de la morfología de la viruta se procederá a determinar y analizar los valores locales de deformación, tasas de deformación y temperaturas en la viruta durante la operación de acabado de Inconel® 718. Para el caso, se ha definido una trayectoria de elementos en el material mecanizado tal como se esquematiza en la Fig. 86. Para evitar efectos propios de los bordes que, por su condición de

extremos en la geometría tienen valores característicos de ésta y no necesariamente reales, la trayectoria para el análisis se ha definido por el centro del material.

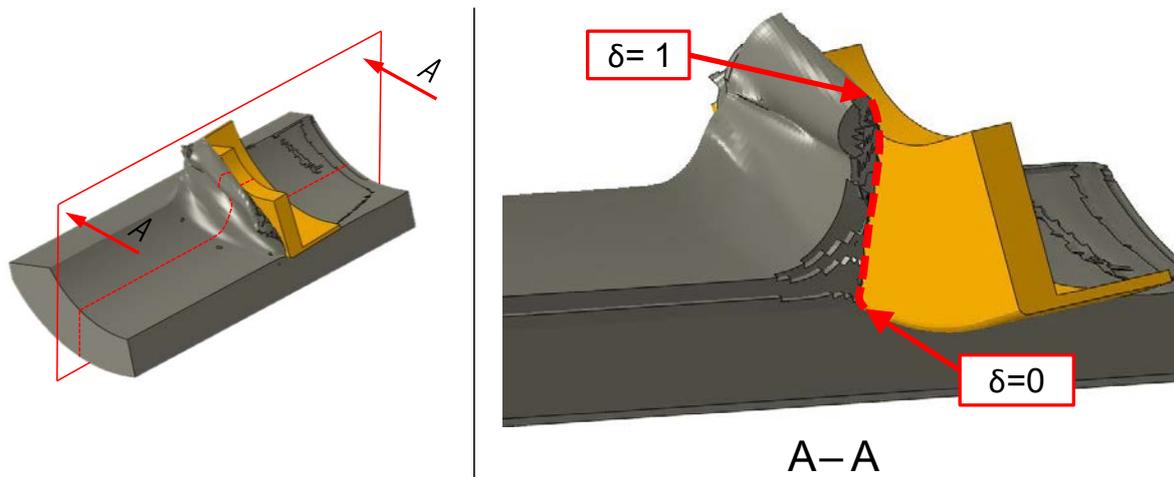


Fig. 86 Trayectoria de estudio de las variables locales durante la formación de la viruta.

La longitud de la trayectoria se corresponde al total de la longitud de contacto δ entre la cara de ataque de la herramienta y la viruta ($\delta = 0$ correspondiente al filo de la herramienta de corte y $\delta = 1$ describe el último punto de contacto entre viruta y herramienta un instante después de desprenderse). A lo largo de este camino se han determinado variables locales para cada nodo de la malla. En las siguientes figuras se muestran los resultados numéricos locales de la deformación plástica (Fig. 87), la velocidad de deformación (Fig. 88) y la temperatura (Fig. 89) en la viruta para diferentes configuraciones de tamaño de malla.

Se observa una gran diferencia entre los cálculos realizados con tamaños de elemento más fino (10 y 15 μm) y las realizadas con elementos mayores (50 y 100 μm). De hecho, para tamaños de elementos de 50 y 100 μm , la deformación plástica es de aproximadamente 2 a lo largo del camino, mientras que la deformación plástica promedio alcanza un valor de 4 con los elementos más finos. La sensibilidad de la malla para las predicciones de deformación plástica equivalente también afecta la velocidad de deformación local y la distribución de temperatura en la viruta.

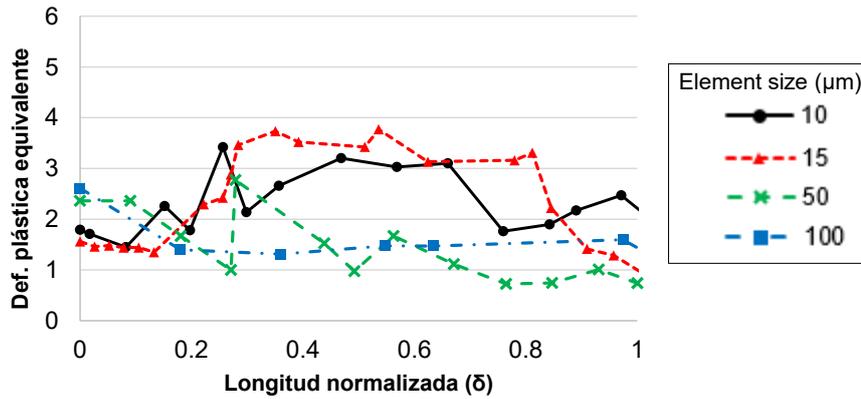


Fig. 87 Valores locales de la deformación plástica equivalente para tamaños de elemento de 10, 15, 50 y 100 μm a lo largo de toda la longitud normalizada de la trayectoria para una $V_c=300$ m/min, una longitud mecanizada de 1.25 mm y $\bar{\epsilon}_{f,vir}^{pl} = 4$.

En términos de velocidad de deformación (Fig. 88), los cálculos realizados con los elementos mayores presentan valores subestimados. Para los tamaños de 50 y 100 μm , varía de 0 a 50000 s^{-1} mientras que para 10 y 15 μm , varía entre 30000 y 250000 s^{-1} . Estas variaciones afectan directamente el nivel de tensión del material a través de la ley constitutiva y, por tanto, a las fuerzas de corte globales

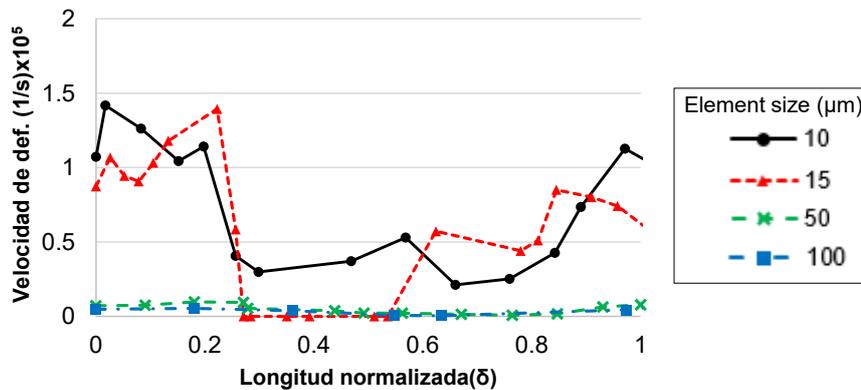


Fig. 88 Valores locales de la velocidad de deformación para tamaños de elemento de 10, 15, 50 y 100 μm a lo largo de toda la longitud normalizada de la trayectoria para una $V_c=300$ m/min, una longitud mecanizada de 1.25 mm y $\bar{\epsilon}_{f,vir}^{pl} = 4$.

En cuanto a la distribución de temperatura en el material mecanizado a lo largo de la trayectoria, una malla fina presenta temperaturas que alcanzan valores entre 800 y 1400 K. El valor de la temperatura promedio disminuye a 350 - 650 K para tamaños de malla mayores.

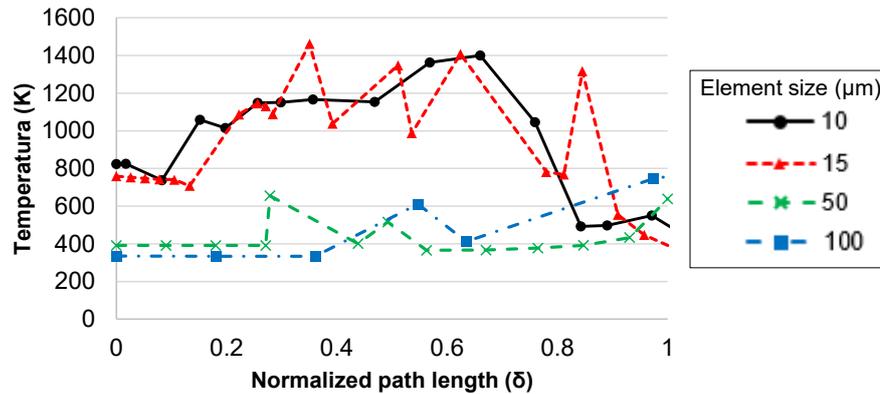


Fig. 89 Valores locales de la temperatura para tamaños de elemento de 10, 15, 50 y 100 μm a lo largo de toda la longitud normalizada de la trayectoria para una $V_c=300$ m/min, una longitud mecanizada de 1.25 mm y $\bar{\epsilon}_{f.vir.}^{pl} = 4$.

3.4.1.3. Efecto del fallo a cortadura (*shear failure*)

En la presente sección se realiza el estudio de los parámetros de daño del material, evaluando la respuesta de modelo según el valor de dicho parámetro. En este sentido se aplicó un fallo por deformación máxima a cortadura ϵ_p^f .

Durante el análisis paramétrico se mantiene constante el valor del parámetro en la capa de sacrificio en $\epsilon_p^f = 2.5$, variando el valor de dicho parámetro para la zona de la viruta entre 3 y 6. Por otro lado, tal como se definió en el apartado 3.4.1.1, se seleccionó un tamaño de elemento de la malla de 15 μm . En cuanto a la velocidad de corte, el análisis se realizó en todos los casos con una velocidad constante de $V_c = 300$ m/min.

Los resultados numéricos obtenidos se compararon con ensayos experimentales respecto a las fuerzas de corte, avance y radial [116]. Como era esperable, las fuerzas obtenidas varían proporcionalmente con el parámetro ϵ_p^f .

Se pudo observar que según se aumenta el valor de la deformación máxima a cortadura se induce una mayor capacidad de deformación, lo que a su vez induce un aumento de las fuerzas de corte. En la Fig. 90 se muestran los resultados del estudio paramétrico variando el fallo a cortadura máximo de la zona de la viruta entre 3, 4, 5 y 6. Variando dicho parámetro entre 3 y 6, las fuerzas de corte, radial y avance se incrementaron un 9%, 18% y 26% respectivamente. La calibración del parámetro de daño es clave para la determinación del modelo, dado influye considerablemente sobre los resultados que dicho modelo aporta.

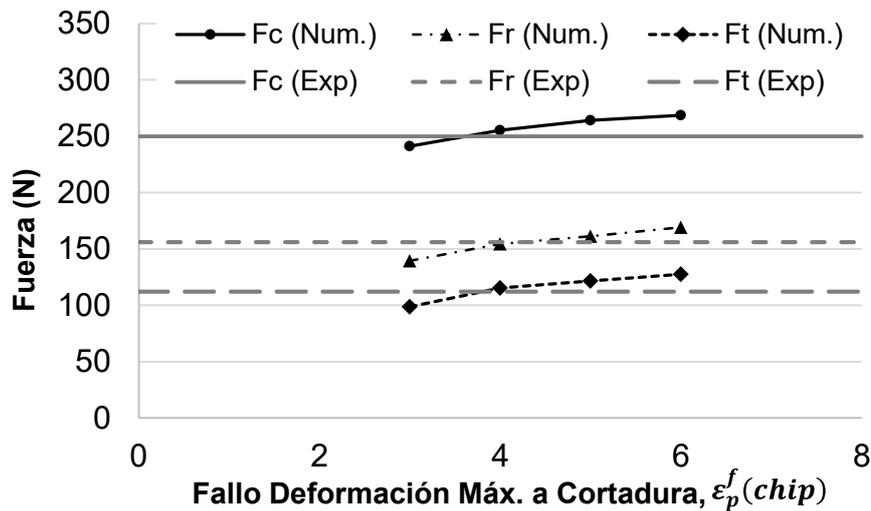


Fig. 90 Estudio paramétrico del fallo a cortadura sobre las fuerzas de mecanizado. Las líneas constantes representan las fuerzas experimentales [116]. ($V_c=300$ m/min, tamaño de elemento= $15 \mu\text{m}$, longitud de mecanizado $L_m=1.25$ mm).

Comparando los resultados de las fuerzas numéricas con los resultados experimentales se puede observar que con un fallo a cortadura de $\epsilon_p^f = 4$ se obtiene una buena concordancia entre ambos casos. En este aspecto la Tabla 34 se muestra el error relativo ($\Delta\%$ Num-Exp) entre las mediciones experimentales.

Tabla 34 Error relativo y medio entre las fuerzas experimentales [116] y numéricas para una velocidad de corte de $V_c=300$ m/min.

| | $\Delta\%$ Num-Exp. | $\overline{\Delta\%}$ Num-Exp. | |
|---|---------------------|--------------------------------|------|
| 3 | F_c | 3.5 | |
| | F_r | 10.5 | 8.7 |
| | F_a | 11.9 | |
| 4 | F_c | 2.2 | |
| | F_r | 0.88 | 2.1 |
| | F_a | 3.1 | |
| 5 | F_c | 5.6 | |
| | F_r | 3.3 | 5.9 |
| | F_a | 8.7 | |
| 6 | F_c | 7.5 | |
| | F_r | 8.5 | 10.0 |
| | F_a | 14 | |

Las predicciones numéricas de los componentes de la fuerza donde se puede observar claramente que cada componente de la fuerza se predice mejor considerando un valor de

$\varepsilon_p^f = 4$. En este sentido, el valor del error relativo promedio es del 2.1%, considerando las tres componentes de la fuerza.

Aunque queda demostrado que un valor para el fallo a cortadura de 4 ofrece una buena precisión en términos de fuerzas de corte, sin embargo, a continuación se procederá a realizar el análisis de este factor sobre la morfología de viruta y las variables locales. El efecto de criterio de fallo por cortadura en la morfología de la viruta se muestra en la Fig. 91 y la Fig. 92.

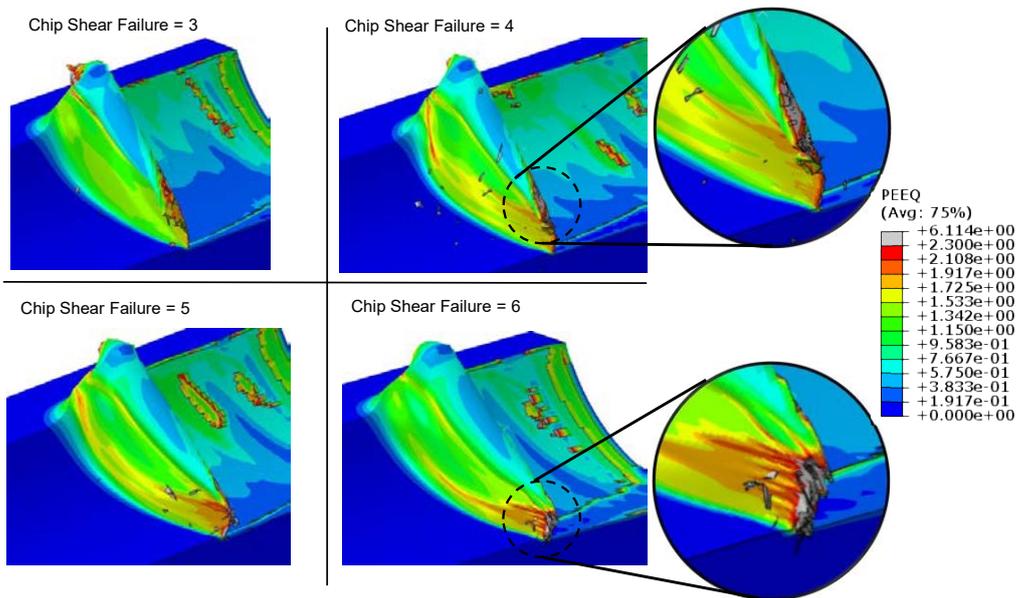


Fig. 91 Morfología de viruta obtenida para diferentes valores del criterio de fallo a cortadura para una velocidad de 300 m/min [125].

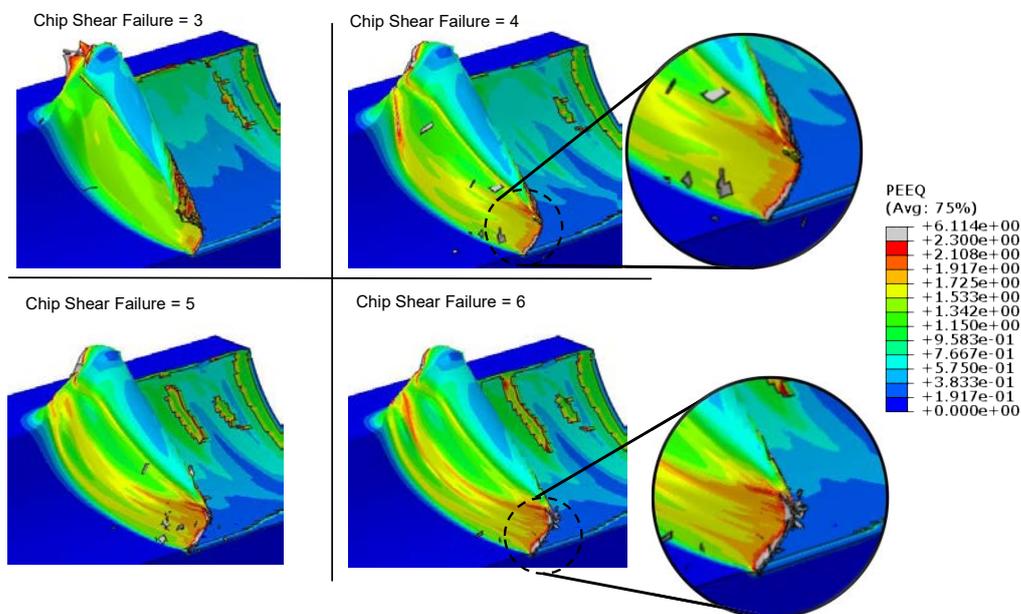


Fig. 92 Morfología de viruta obtenida para diferentes valores del criterio de fallo a cortadura para una velocidad de 900 m/min [125].

En este caso se ha analizado el impacto del parámetro de fallo para dos velocidades de corte, 300 y 900 m/min. Un primer análisis cuantitativo permite afirmar que el criterio por fallo a cortadura en la viruta no afecta el globalmente a la morfología. Sin embargo, un valor más alto de dicho criterio induce una mayor capacidad de deformación.

En el caso de la configuración con un fallo a cortadura de 6 la viruta presenta unas zonas onduladas con una intensa localización de deformaciones en su parte derecha. Por otro lado, las simulaciones realizadas con valores más bajos para dicho criterio de fallo no muestran este fenómeno, incluso para velocidades de corte $V_c = 900$ m / min.

Dado que uno de los objetivos principales del modelo es la predicción de la segmentación y aparición de las bandas de corte, así como su propagación, es fundamental calibrar el parámetro ε_p^f (*chip*) con cierta precisión. En aplicaciones dinámicas, la banda de cortadura se produce por una inestabilidad plástica que aparece en una “competición” entre efectos estabilizadores (endurecimiento por deformación y velocidad de deformación) y efectos desestabilizadores (ablandamiento térmico). La aparición de una banda de cortadura ocurre cuando los efectos de ablandamiento térmico se vuelven preponderantes frente a los efectos estabilizadores [139], [140]. La aparición de una banda de cortadura puede provocar la fractura de la viruta. En los procesos de mecanizado, las virutas pequeñas facilitan la evacuación del calor y por tanto, es preferible.

A continuación se observará la influencia del criterio del fallo por cortadura sobre los datos locales en la viruta como la presión, la velocidad de deformación y la temperatura y cuyos resultados se muestran en la Fig. 93.

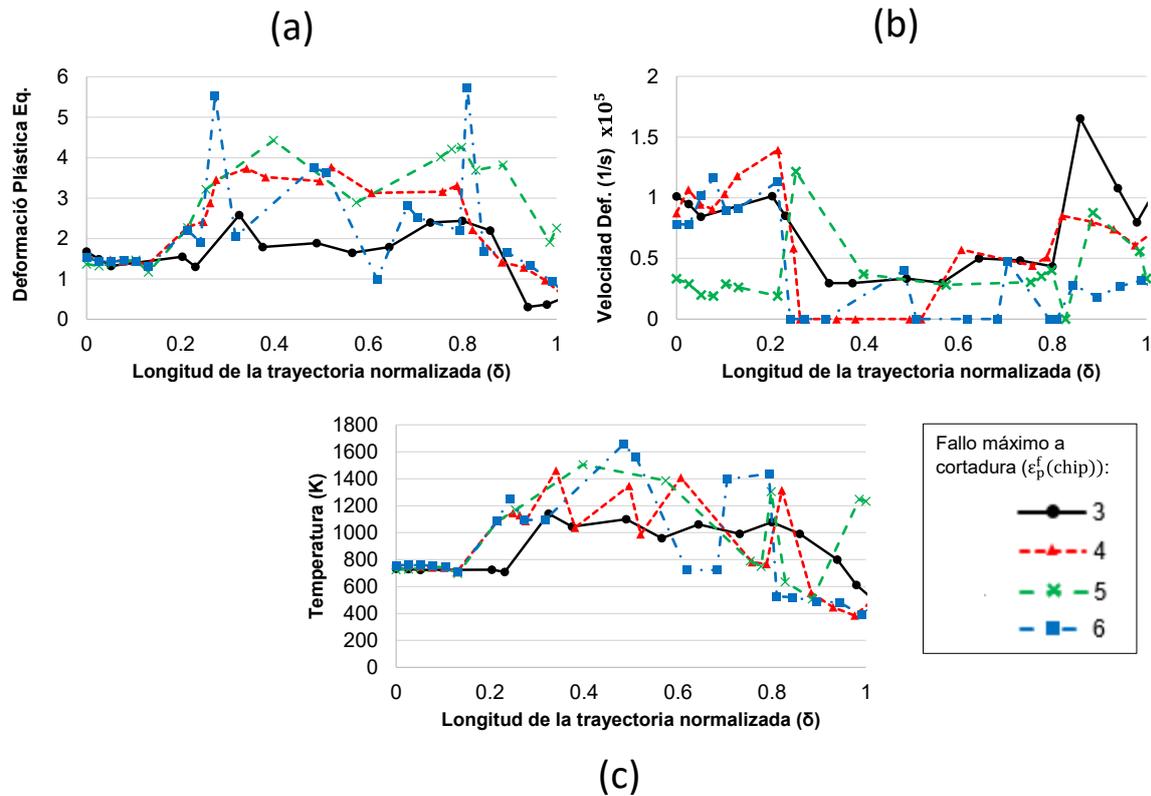


Fig. 93 Resultados locales de (a) Deformación plástica equivalente, (b) velocidad de deformación y (c) temperatura respecto al criterio de fallo a cortadura de 3, 4, 5 y 6 a lo largo de la trayectoria indicada en la Fig. 86 ($V_c=300$ m/min, tamaño de elemento = $15 \mu\text{m}$, longitud de mecanizado $L_m=1.25$ mm)

Como era de esperar, valores más alto de $\varepsilon_p^f(\text{chip})$ induce valores más altos de deformación plástica equivalente en la viruta.

En la Fig. 93a, para un valor del criterio del fallo de cortadura de $\varepsilon_p^f(\text{chip}) = 3$, la deformación plástica equivalente es casi constante entre $\delta = 0$ (correspondiente al borde de la herramienta) y $\delta = 1$ (correspondiente al contacto final entre la herramienta y la viruta) y su valor medio es alrededor de 2. Para $\varepsilon_p^f(\text{chip}) = 4$, la deformación se mantiene constante de $\delta = 0$ a $\delta = 0.2$ con un valor promedio de deformación plástica equivalente de 2, de $\delta = 0.2$ a $\delta = 0.8$, su valor promedio aumenta casi a 4. Por encima de $\delta = 0.8$, la presión normal aplicada por la viruta en la cara de inclinación de la herramienta disminuye y la velocidad de deformación disminuya. Para $\varepsilon_p^f(\text{chip}) = 5$ y $\varepsilon_p^f(\text{chip}) = 6$, las tendencias globales de la deformación plástica equivalente promedio son muy similares a las obtenidas para $\varepsilon_p^f(\text{chip}) = 4$, aunque presentan algunas oscilaciones locales.

En la Fig. 93b, el estudio de la distribución de la velocidad de deformación permite mostrar que para todos los valores del criterio fallo por cortadura máxima, valores de velocidades de deformación desde 0 a 165.000 s^{-1} . Sin embargo, se puede observar que los valores más bajos de $\varepsilon_p^f(\text{chip})$ inducen valores más altos de velocidad de deformación a lo largo de la trayectoria. De hecho, para $\varepsilon_p^f(\text{chip}) = 3$, $\varepsilon_p^f(\text{chip}) = 4$, $\varepsilon_p^f(\text{chip}) = 5$ y $\varepsilon_p^f(\text{chip}) = 6$, la tasa de deformación máxima alcanza respectivamente valores de 165.000 s^{-1} , 140.000 s^{-1} , 121.000 s^{-1} y 116.000 s^{-1} .

El último gráfico, la Fig. 93c muestra la distribución de la temperatura en la interfaz herramienta / viruta. En el mecanizado, el aumento de temperatura tiene dos contribuciones principales: la deformación plástica y la fricción en la interfaz. Es interesante señalar el mimetismo que aparece entre las evoluciones de la deformación y la temperatura en la interfaz. De hecho, cada variación de la deformación local afecta a la distribución local de la temperatura. De $\delta = 0$ a $\delta = 0.2$, todos los resultados muestran un valor casi constante de temperatura alrededor de 770 K. De $\delta = 0.2$ a $\delta = 0.8$, las temperaturas aumentan y para valores con un criterio fallo a cortadura máximo más altos inducen temperaturas más altas. Para $\varepsilon_p^f(\text{chip}) = 3$, $\varepsilon_p^f(\text{chip}) = 4$, $\varepsilon_p^f(\text{chip}) = 5$ y $\varepsilon_p^f(\text{chip}) = 6$ se obtuvieron, respectivamente, temperaturas máximas de $T_{\max} = 1141, 1461, 1506$ y 1655 K y temperaturas medias $T_{\text{med}} = 980 \pm 149 \text{ K}, 1059 \pm 276 \text{ K}, 1077 \pm 347 \text{ K}$ y $1142 \pm 129 \text{ K}$. Por lo tanto, el estudio paramétrico del criterio de fallo por cortadura puede afectar en gran medida a los valores locales de temperatura, sino también su valor máximo en la interfaz herramienta / chip.

3.4.1.4. Validación del modelo

Para validar el modelo numérico, en esta sección se propone una comparación con medidas experimentales de fuerzas de corte. Se realizaron ensayos experimentales de operación de acabado de torneado sobre Inconel® 718 en los laboratorios de la Universidad Carlos III y publicados por Muñoz et al. [116] y J.L. Cantero et al. [124]. Las condiciones experimentales de corte son similares a las numéricas mostradas en los apartados anteriores. Se muestra por un lado la comparación entre cálculos numéricos y medidas experimentales, y por otro lado, la influencia de la velocidad de corte sobre las fuerzas de corte, radiales y avance. Lo primero que se puede observar es que los resultados numéricos muestran una buena aproximación de las medidas experimentales en términos de fuerzas tal como se puede ver en la Fig. 94.

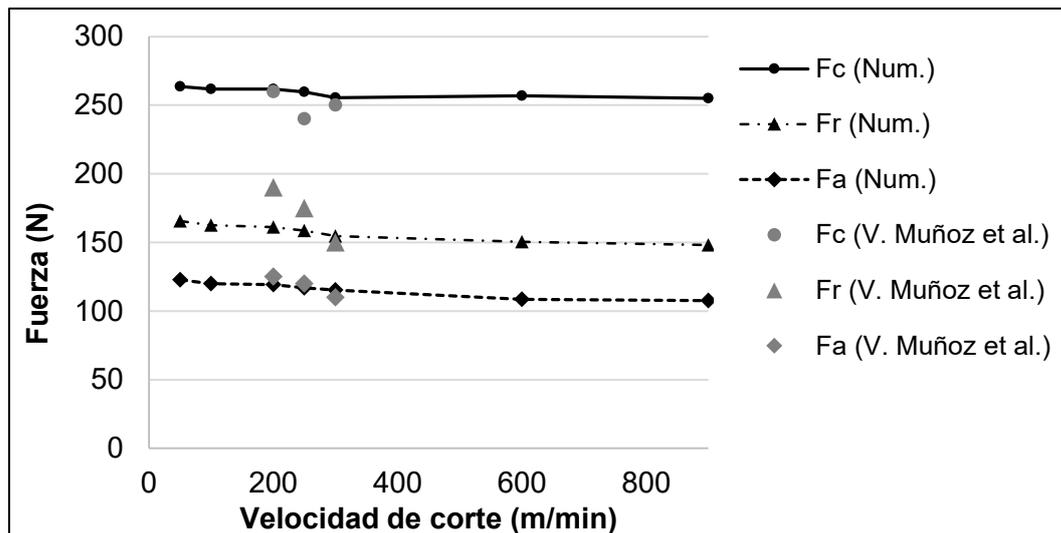


Fig. 94 Comparativa de los resultados del modelo numérico para profundidad de corte 0.50 mm y avance de 0.15 mm con respecto a los resultados experimentales obtenidos por V. Muñoz et al. [116].

En lo que se refiere a este aspecto, las variaciones medias calculadas entre los datos experimentales y numéricos son, respectivamente, 4,5%, 8,7% y 3,5% para las fuerzas de corte, radial y avance. La componente radial corresponde a la fuerza de empuje vertical de la pieza de trabajo sobre la herramienta por lo que la fuerza radial es fuertemente dependiente de la fricción en la interfaz herramienta/viruta y del empuje de ésta sobre la herramienta debido al ángulo de desprendimiento de la herramienta.

La formulación del modelo de daño elegido (criterio de deformación máxima a cortadura) o el uso de un coeficiente de fricción constante entre la herramienta y la pieza de trabajo podría explicar el aumento de variaciones en la predicción de componentes radiales.

Por otro lado, influencia de la velocidad de corte muestra una tendencia global sobre las fuerzas de corte, radial y avance. En este sentido, las fuerzas disminuyen ligeramente con un aumento de la velocidad. La caída de los componentes de la fuerza con la velocidad de corte se debe al ablandamiento del material mecanizado inducido por el aumento de la temperatura en el material mecanizado [8], [9], [35], [75], [102], [127], [141].

3.4.1.5. Campo de temperaturas en la herramienta

En el mecanizado, el calentamiento de la viruta tiene dos contribuciones principales: la deformación plástica en la zona de corte primaria y el contacto en la interfaz herramienta – viruta.

Mientras que la primera de estas dos contribuciones se ve afectada por los parámetros del criterio de daño, analizado en la Sección 3.4.1.3, la segunda contribución, el calentamiento debido a la fricción entre la viruta y la cara de desprendimiento de la herramienta, es muy sensible a la velocidad de corte.

La velocidad del generación de viruta y la presión normal en la cara de desprendimiento de la herramienta pueden afectar drásticamente a la distribución de la temperatura y, por tanto, a la evolución del desgaste de la herramienta [142]. La Fig. 95 presenta los resultados numéricos de la distribución de la temperatura en la cara de desprendimiento de la herramienta para distintas velocidades de corte ($V_c = 50, 300$ y 900 m/min).

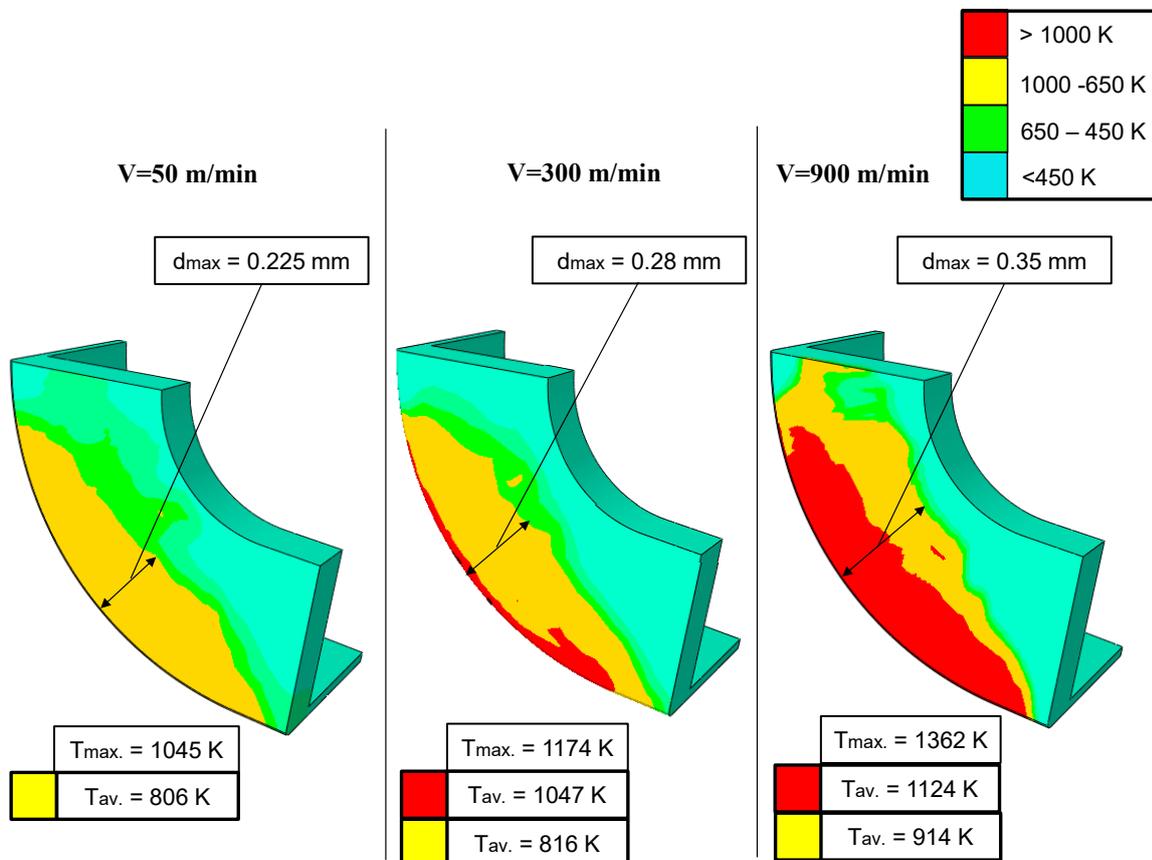


Fig. 95 Mapa de temperatura de la herramienta del modelo para profundidad de corte de 0.50 mm y avance de 0.15 mm para velocidades de 50, 300 y 900 m/min en 2/3 de la longitud de corte simulada.

Como era de esperar, una mayor velocidad de corte induce un aumento no sólo de temperatura media y máxima sobre la herramienta sino también en el aumento del área afectada por las temperaturas más altas.

Para $V_c=50$ m/min, la cara de inclinación de la herramienta muestra una zona moderadamente afectada, siendo la temperatura media en esta zona de 806 K (representada en amarillo en la Fig. 95) y alcanzando una distancia máxima de 0,225 mm desde el filo. Al aumentar la velocidad de corte a $V_c=300$ m/min, se amplía la zona moderadamente afectada, siendo la distancia máxima desde el filo de la herramienta de 0,28 mm y empieza a aparecer una zona fina fuertemente afectada por la temperatura (representada en rojo en la Fig. 95). De hecho, las temperaturas locales superan los 1000 K cerca del borde de la herramienta. Para una velocidad de corte de $V_c = 900$ m/min, la zona moderadamente afectada se extiende más aún, alcanzando los 0,35 mm desde el filo de la herramienta, y su temperatura promedio alcanza valores superiores a 900 K. Para esta velocidad de corte, el área roja se extiende también y la temperatura promedio en la zona alcanza los 1124 K.

Esta localización de la temperatura puede conducir a un desgaste prematuro de la herramienta por difusión en el cara de desprendimiento. En este sentido, es fundamental que las condiciones de corte, la geometría de la herramienta y la fricción en la interfaz herramienta – viruta estén correctamente definidas para reducir estas temperaturas y así minimizar en lo máximo posible el desgaste provocado por la difusión.

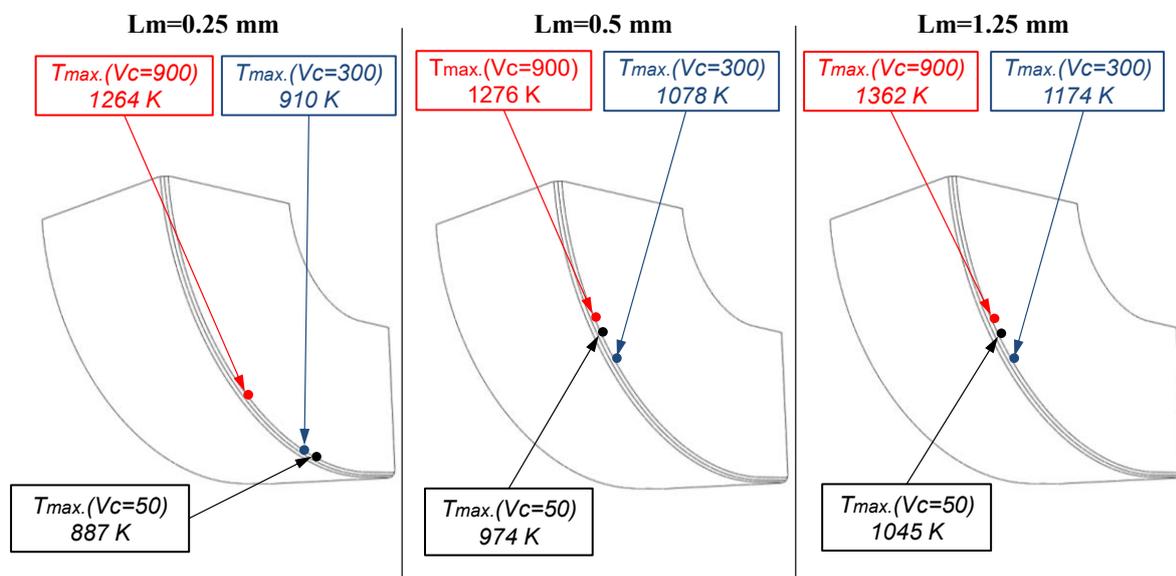


Fig. 96 Variación de la posición del punto de temperatura máxima de la herramienta del modelo para profundidad de corte de 0.50 velocidades de 50, 300 y 900 m/min en las longitudes de 0.25 mm (1/4 de longitud), 0.50 mm (1/2 de longitud) y 1.25 mm (2/3 de longitud)

En la Fig. 96 se muestra la evolución de la localización del punto de máxima temperatura en función de la velocidad de corte en tres diferentes instantes de la simulación correspondientes 1/3, 1/2 y 2/3 de la longitud de mecanizado aproximadamente.

En los primeros instantes de mecanizado (longitud mecanizada = 0,25 mm), debido a la geometría de la herramienta (y su ángulo de incidencia $\lambda = 6^\circ$), el primer contacto se produce en la parte derecha de la herramienta (mirando desde la parte frontal de la herramienta), provocando que la temperatura de esa la zona aumente. Según avanza el mecanizado (0,5 mm), las coordenadas del punto caliente se mueven hacia la parte izquierda sobre el filo de la herramienta de corte, donde el volumen de material eliminado es mayor y, por tanto, se generan mayores cantidades de calor por deformaciones plásticas del material.

Desde una longitud mecanizada = 0,5 mm hasta 1,25 mm, no se observa ninguna variación significativa de la posición del punto de máxima temperatura, por lo que se puede inferir que el estado estacionario térmico se alcanzaría a partir de una longitud mecanizada dada de 0.5 mm.

3.4.1.6. Conclusiones del modelo 3D no ortogonal ($p=0.50$ mm)

En estas secciones se han desarrollado y explicado las bases de un modelo tridimensional de mecanizado orientado a procesos realistas de acabado, concretamente para la superaleación Inconel® 718. La dificultad de desarrollar un modelo tridimensional de este tipo estriba, sobre todo, en encontrar un equilibrio entre el tiempo de cálculo y la precisión de los resultados.

Este tipo de procesos industriales se caracterizan por el pequeño volumen y complejidad de la viruta producida (es decir, valores reducidos de profundidad y avance), lo que implica el uso de elementos muy pequeños para discretizar el modelo y el coste computacional inherente a ello.

La selección de un criterio de daño por cortadura simple máximo ha demostrado ofrecer una buena correlación entre los resultados del modelo y los resultados obtenidos experimentalmente en términos de fuerzas de corte. En general se puede concluir que:

- El tamaño de los elementos en la zona de corte debe estudiarse claramente en función de del avance, a , y la profundidad de corte, p . Se ha demostrado que los tres componentes de las fuerzas de corte convergieron a partir de un tamaño de elementos de $15 \mu\text{m}$ (para el corte considerado condiciones $a=0,15$ mm/rev y $p = 0,50$ mm). Es más, un tamaño de malla fino permite observar la localización de la deformación en la viruta.
- Los valores de los parámetros de daño implementados en la viruta afectan tanto a los resultados globales (fuerzas de corte y morfología de la viruta) como a los locales (deformaciones plásticas, velocidad de deformación y distribución de temperatura). Se determinó que un valor para el criterio de daño a cortadura de la viruta de 4 se obtuvieron predicciones numéricas de fuerzas de corte muy cercanas a las experimentales.
- Las predicciones numéricas de las fuerzas de corte, radiales y de avance muestran una muy buena correlación con las mediciones experimentales, siendo el error relativo medio entre las fuerzas numéricas y experimentales de alrededor del 2%

considerando una velocidad de corte $V_c = 300$ m/min. Para este caso, las desviaciones relativas de las fuerzas de corte, radial y avance son respectivamente 2,2%, 0,88% y 3,1%.

- La temperatura máxima en la interfaz herramienta – viruta se ve muy afectada por el criterio de eliminación a cortadura. Este criterio de daño en la viruta para valores entre 3 y 6, induce un aumento de temperatura máxima en torno a 500 K en la viruta. Para estudiar el desgaste de la herramienta por difusión, es muy importante definir la influencia de este criterio.
- Como era de esperar, la distribución de temperatura en la cara de incidencia de la herramienta se ve drásticamente afectada por la velocidad de corte. La variación de la temperatura para velocidades entre $V_c=50$ y $V_c=300$ m/min pueden llegar a 240 K a lo largo del borde de la herramienta. Además, para las condiciones de corte consideradas y la misma longitud mecanizada, la posición del punto caliente (zona de máxima temperatura local) no se ve afectado por la velocidad de corte.

3.5. Modelo de mecanizado 3D no ortogonal. Profundidad de 0.25 mm

Una vez establecidas las bases para el desarrollo y el análisis de un modelo tridimensional de mecanizado de acabado para corte no ortogonal se procederá en esta sección, como en la siguiente (Sección 0), a aplicarlo sobre un modelo con condiciones distintas. En este caso se estudiará el caso para una profundidad de 0.25 mm.

3.5.1. Resultados

3.5.1.1. Análisis de sensibilidad de malla

Tal como se mostró en la Fig. 75, la variación en la profundidad de corte conlleva una variación en la geometría. Esto lleva a la necesidad de un análisis de sensibilidad de malla. En la Fig. 97 se muestra en análisis de sensibilidad de malla para una profundidad de corte de 0.25 considerando una velocidad de corte constante de 300 m/min.

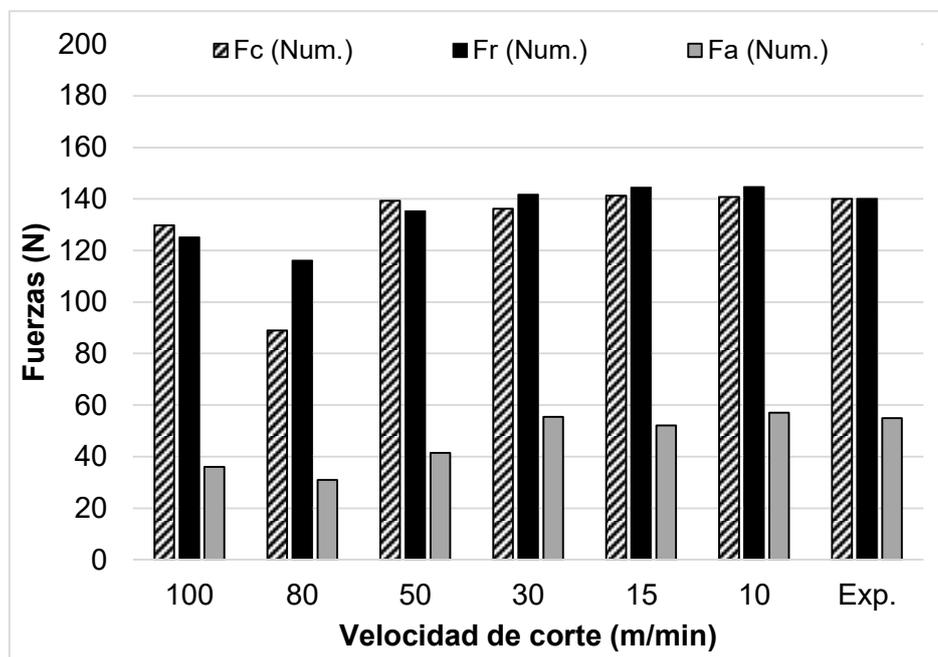


Fig. 97 Efecto del tamaño de los elementos de la malla sobre las diferentes fuerzas de corte para el modelo tridimensional con profundidad de corte de 0.25 mm ($V_c=300$ m/min y $\bar{\epsilon}_{f,vir.}^{pl} = 4$).

A la muestra de los resultados, en cuanto a fuerzas de corte, avance y radial, se refiere, se observa una estabilidad de los resultados a partir de un tamaño de malla de 30 μ m. Si bien para la obtención de estos parámetros un tamaño de malla de 30 μ m sería suficiente, como se verá más adelante, se requiere un tamaño de 10 μ m para obtener buenos resultados sobre la morfología de viruta.

En términos de costes computacionales, la Fig. 98 muestra el tiempo de cálculo requerido para el modelo de corte ortogonal para tamaños de malla entre 100 y 10 μm .

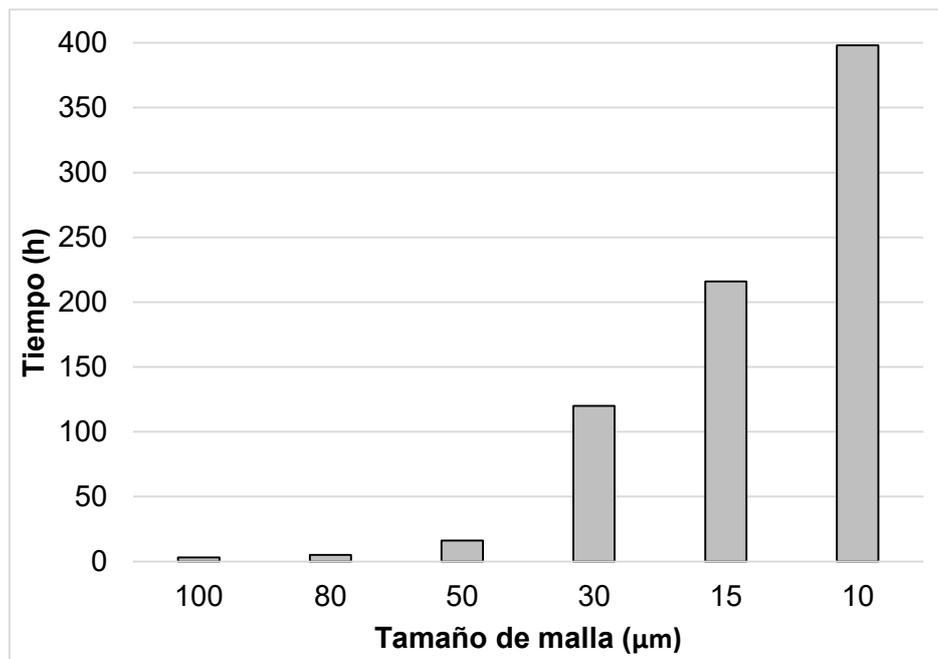


Fig. 98 Tiempos de cálculo en horas según los tamaños de elemento de malla para el modelo tridimensional de corte no ortogonal de profundidad 0.25 mm.

A tenor de los resultados respecto a los tiempos de cálculo se puede observar que con un tamaño de elemento de malla de 10 μm se alcanzan las 400 horas de cálculo (17 días completos).

A pesar del coste computacional de emplear una malla de 10 μm , como se verá, será necesario emplear este tamaño debido a que influye decisivamente en las deformaciones y, por tanto, en los resultados asociados a ellas como son la deformación máxima, la velocidad de la deformación y las temperaturas debido al contacto en la interfaz herramienta – viruta.

3.5.1.2. Análisis de la morfología de la viruta y sus variables locales

Tal como se adelantó en la sección anterior, la morfología de la viruta se ve claramente afectada por el tamaño de malla empleado. En la Fig. 99 se muestra claramente el efecto para los casos de tamaño de malla de 100, 50, 15 y 10 μm considerando una velocidad de corte constante de 300 m/min. En dicha figura se muestra el fotograma en la distancia de corte de 1.25 mm.

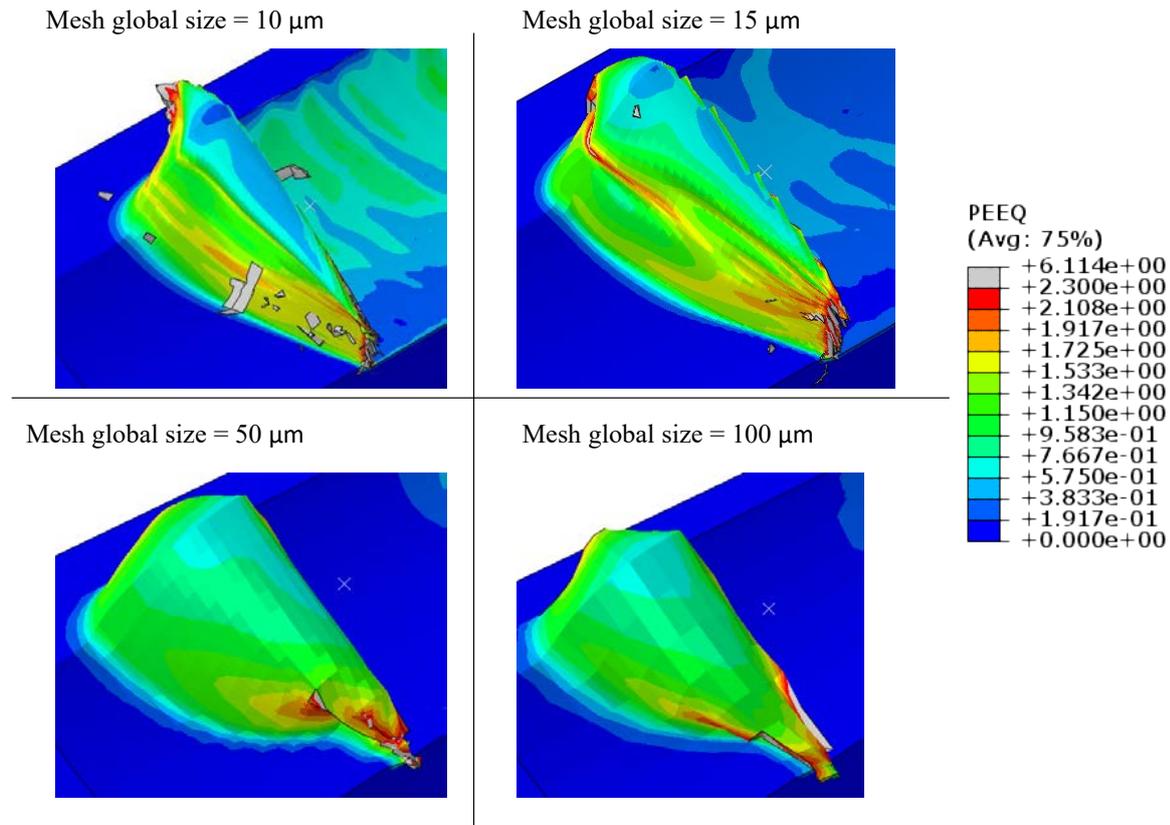


Fig. 99 Morfología de la viruta según el tamaño de elemento de malla para una profundidad de 0.25mm y una longitud mecanizada de 1.25 mm.

Atendiendo a la morfología de la viruta obtenida en la Fig. 99, se observa una clara diferencia entre un tamaño de malla de 50 μm, donde la viruta tiende a arrugarse sobre la cara de deslizamiento de la herramienta, y un tamaño de malla de 15 μm, donde la viruta tiende a deslizar sobre la herramienta, tal como tiende a hacer en procesos reales.

Por otro lado, aunque la diferencia es más leve entre los tamaños de malla de 10 y 15 μm se observa una clara diferencia en la morfología. En este sentido, la malla más precisa de 10 μm produce una viruta claramente más delgada, lo que influirá en la cantidad de calor que la viruta puede transferir a la herramienta y, por tanto, en el posible campo de temperatura producida sobre la herramienta.

A lo largo del camino definido en la Fig. 86 se han determinado las variables locales para cada nodo de la malla. Al igual que en el caso de una profundidad de mecanizado de 0.50mm En las Fig. 100, Fig. 101 y la Fig. 102 se muestran los resultados numéricos locales de la deformación plástica, la velocidad de deformación y la temperatura en la viruta para diferentes tamaños de malla.

Se observa, el mismo comportamiento que en el caso de profundidad de 0.50 mm, habiendo una gran diferencia entre los cálculos realizados con tamaños de elemento más fino (10 y 15 μm) y las realizadas con elementos mayores (50 y 100 μm). De hecho, para tamaños de elementos de 50 y 100 μm , la deformación plástica oscila entre 1.5 y 3 a lo largo del camino, mientras que la deformación plástica promedio alcanza un valor de 4 con los elementos más finos.

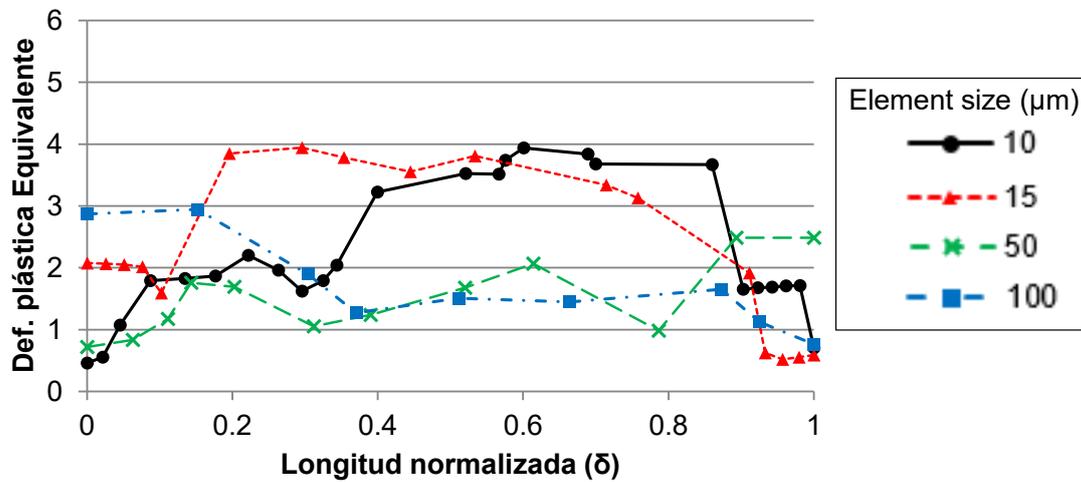


Fig. 100 Valores locales de la deformación plástica equivalente para tamaños de elemento de 10, 15, 50 y 100 μm para una profundidad de corte de 0.25 mm a lo largo de toda la longitud normalizada de la trayectoria para una $V_c=300$ m/min, una longitud mecanizada de 1.25 mm y $\bar{\epsilon}_{f.vir.}^{pl} = 4$.

En términos de velocidad de deformación, mostrados en la Fig. 101, los cálculos realizados con los elementos mayores presentan valores claramente subestimados, que, comparativamente con las mallas de 10 y 15 μm , son prácticamente despreciables. Para los tamaños de 10 y 15 μm , varía entre 16000 y 160000 s^{-1} . Estas variaciones afectan directamente el nivel de tensión del material a través de la ley constitutiva y, por tanto, a las fuerzas de corte globales.

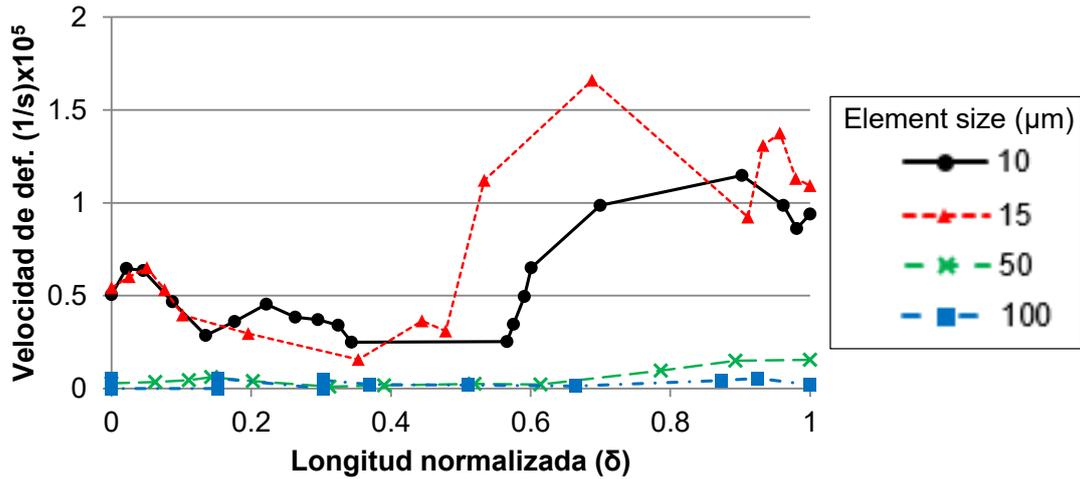


Fig. 101 Valores locales de la velocidad de deformación para tamaños de elemento de 10, 15, 50 y 100 μm para una profundidad de corte de 0.25 mm a lo largo de toda la longitud normalizada de la trayectoria para una $V_c=300$ m/min, una longitud mecanizada de 1.25 mm y $\bar{\epsilon}_{f,vir}^{pl} = 4$.

En cuanto a la distribución de temperatura en el material mecanizado a lo largo de la trayectoria, una malla fina presenta temperaturas que alcanzan valores entre 500 y 1300 K, mientras que el valor de la temperatura promedio disminuye a 400 – 800 K para tamaños de malla mayores.

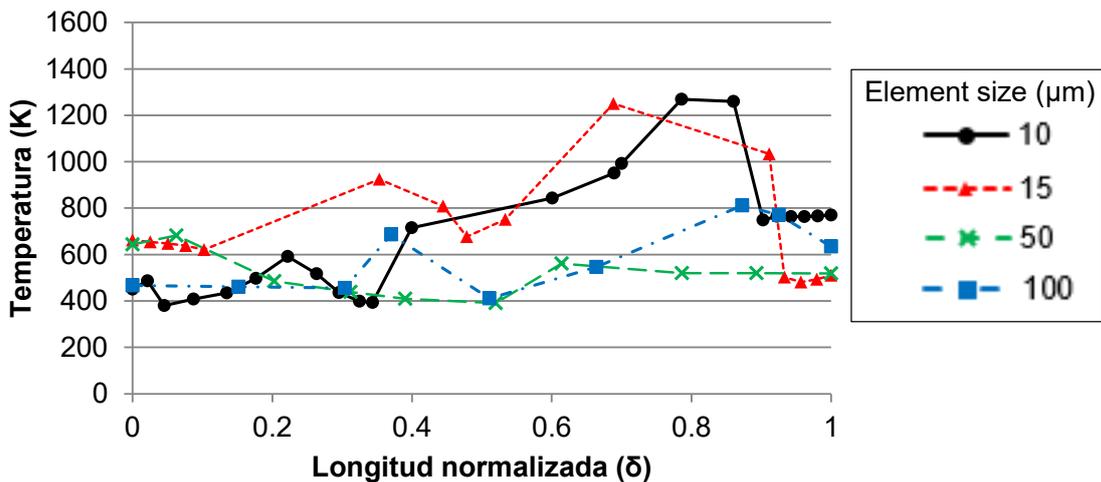


Fig. 102 Valores locales de la temperatura para tamaños de elemento de 10, 15, 50 y 100 μm para una profundidad de corte de 0.25 mm a lo largo de toda la longitud normalizada de la trayectoria para una $V_c=300$ m/min, una longitud mecanizada de 1.25 mm y $\bar{\epsilon}_{f,vir}^{pl} = 4$.

En general se puede ver que los valores de malla finos muestran valores similares en las cuanto a las variables locales e incluso, tal como se mostró en la sección 3.5.1.1, los resultados en fuerzas de corte son similares. Solamente se observan diferencias sustanciales entre las mallas finas en la morfología de viruta (Fig. 99), por lo que, para mantener más

adelante un mapa de temperaturas preciso en la herramienta, se empleará una malla de 10 μm .

3.5.1.3. Validación del modelo

De la misma manera que en el caso anterior, el modelo de corte no ortogonal para profundidad de 0.25 mm se validará a partir de los ensayos experimentales de V. Muñoz et al. [116] y J.L. Cantero et al. [124]. En la Fig. 103 se muestra la comparativa entre los resultados numéricos del modelo y los datos experimentales para velocidades entre los 50 a los 900 m/min para las fuerzas de corte, avance y radial.

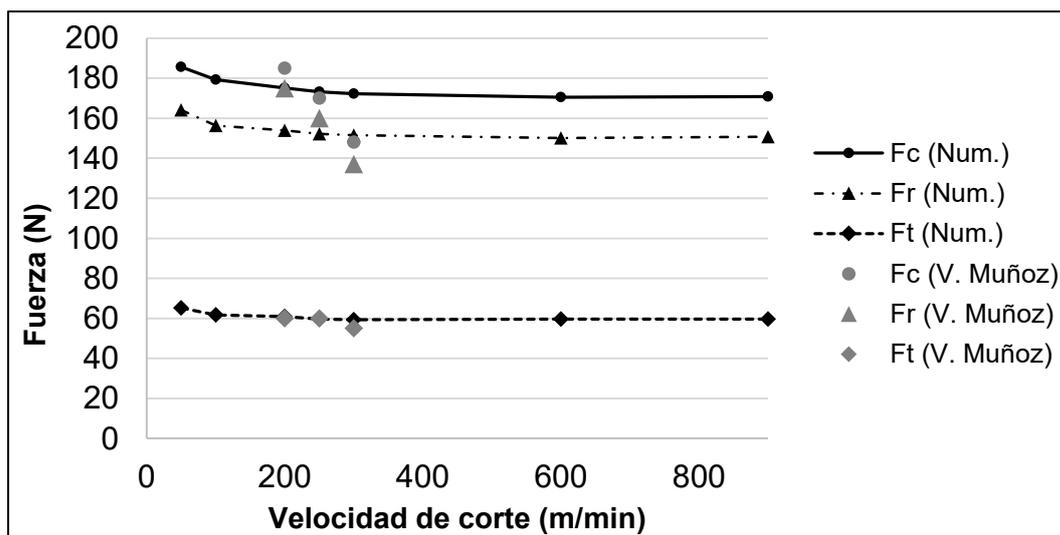


Fig. 103 Comparativa de los resultados del modelo numérico para profundidad de corte 0.25 mm y avance de 0.15 mm con respecto a los resultados experimentales obtenidos por V. Muñoz et al. [116].

Se puede comprobar como la velocidad de corte tiene influencia sobre las fuerzas, disminuyendo éstas hasta un mínimo a partir de velocidades superiores a 300 m/min [8], [9], [35], [75], [102], [127], [141]. Se observa que, mientras que en las fuerzas de avance tanto la tendencia como las fuerzas son muy similares a las experimentales, en las fuerzas de corte y radial sí que existe cierta diferencia en la tendencia (aunque en ambos casos disminuye con el aumento de la velocidad de corte) y con las fuerzas experimentales.

En este sentido, las variaciones medias calculadas entre los datos experimentales y numéricos son, respectivamente, 9.93%, 8.47% y 4.17% para las fuerzas de corte, radial y avance respectivamente. Cabe señalar que los ensayos experimentales existe cierta dispersión en el caso de las fuerzas de corte y radial, cayendo las fuerzas obtenidas por el modelo dentro de los límites de las fuerzas obtenidas experimentalmente.

3.5.1.4. Campo de temperaturas en la herramienta

Como en cualquier mecanizado, el calentamiento de la viruta tiene sus dos contribuciones principales: la deformación plástica en la zona de corte primaria y el contacto en la interfaz herramienta – viruta, cuyo origen ya se explicó en la sección 3.4.1.5.

En la Fig. 104 se presentan los resultados numéricos de la distribución de la temperatura en la cara de desprendimiento de la herramienta para distintas velocidades de corte ($V_c = 50, 300$ y 900 m/min). Resultados que permiten estudiar tanto la velocidad como la zona de mayor desgaste de la herramienta.

Como en el caso de profundidad de 0.50 mm y como es lógico, la mayor velocidad de corte induce, a parte de un aumento de temperatura media y máxima sobre la herramienta, un aumento del área afectada por las temperaturas más altas.

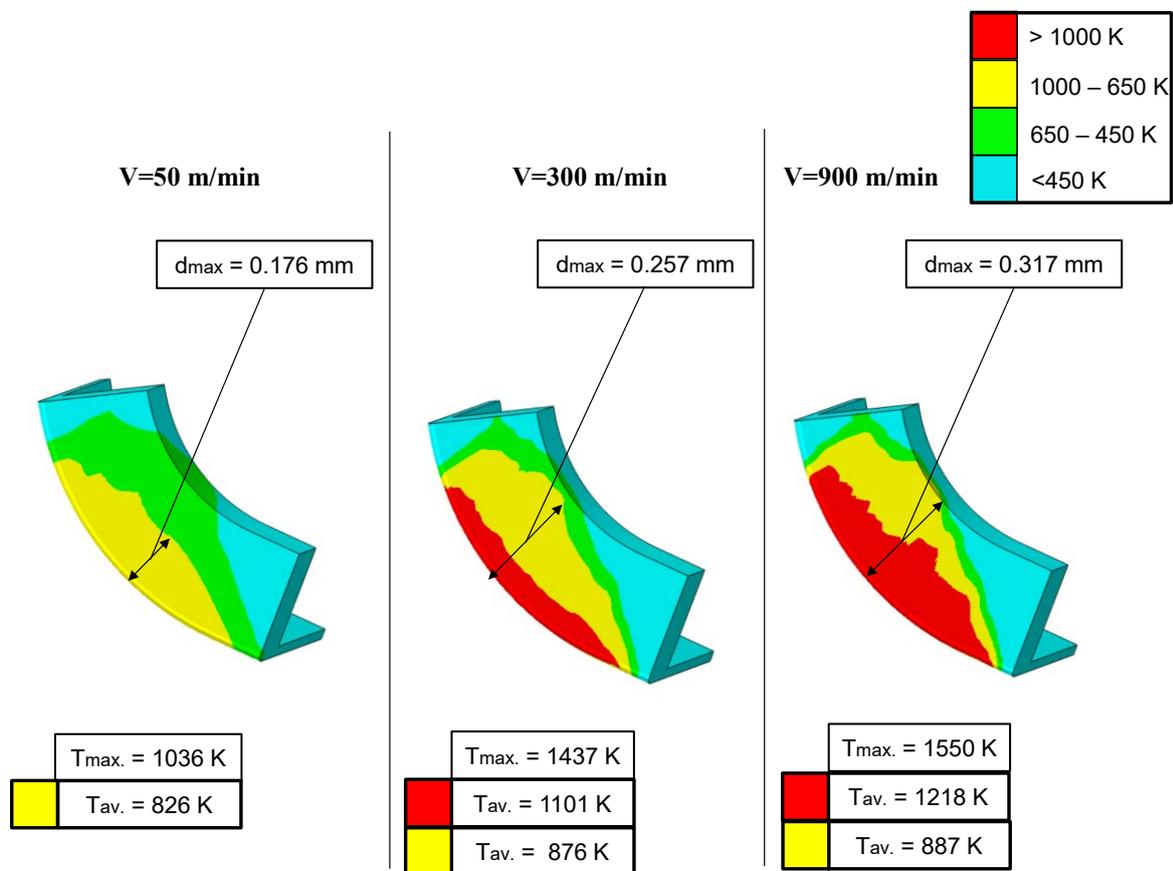


Fig. 104 Mapa de temperatura de la herramienta del modelo para profundidad de corte de 0.25 mm y avance de 0.15 mm para velocidades de $50, 300$ y 900 m/min en $2/3$ de la longitud de corte simulada.

Para $V_c=50$ m/min, la cara de inclinación de la herramienta muestra una zona moderadamente afectada, siendo la temperatura media en esta zona de 827 K (representada

en amarillo en la Fig. 104) y alcanzando una distancia máxima de 0.176 mm desde el filo. Al aumentar la velocidad de corte a $V_c=300$ m/min, se amplía la zona moderadamente afectada, alcanzando una distancia máxima desde el filo de la herramienta de 0,257 mm y empieza a aparecer una zona fuertemente afectada por la temperatura (representada en rojo en la Fig. 104). Esta zona altamente afectada alcanza temperaturas locales superiores a los 1000 K. Para una velocidad de corte de $V_c = 900$ m/min, la zona moderadamente afectada se extiende más aún, alcanzando los 0.317 mm desde el filo de la herramienta, y su temperatura promedio se mantiene aproximadamente constante en los 887 K, similar a velocidades más bajas. Para esta velocidad de corte, el área roja se extiende y la temperatura promedio en la zona alcanza los 1218 K.

En la Fig. 106 se muestra la evolución de la localización del punto de máxima temperatura en función de la velocidad de corte en tres diferentes instantes de la simulación correspondientes 1/3, 1/2 y 2/3 de la longitud de mecanizado aproximadamente para una velocidad de corte de 50, 300 y 900 m/min.

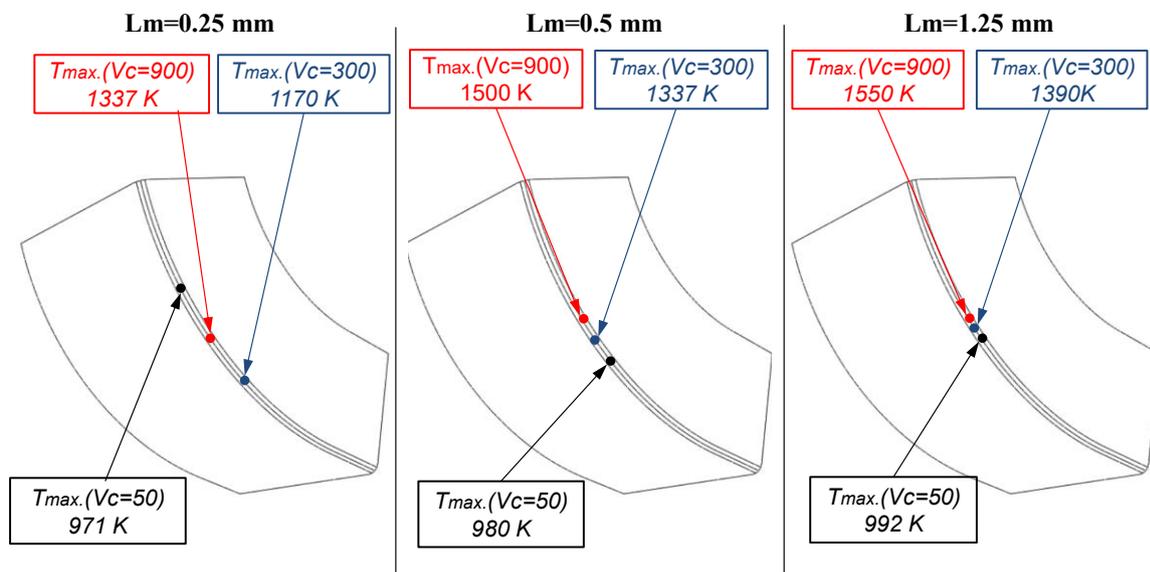


Fig. 105 Variación de la posición del punto de temperatura máxima de la herramienta del modelo para profundidad de corte de 0.25 y velocidades de 50, 300 y 900 m/min en las longitudes de 0.25 mm (1/4 de longitud), 0.50 mm (1/2 de longitud) y 1.25 mm (2/3 de longitud)

Dado que las condiciones de corte son idénticas al caso de la profundidad de 0.50 mm (salvo por la profundidad), en los primeros instantes del mecanizado (longitud mecanizada = 0,25

mm), debido a la geometría de la herramienta (y su ángulo de incidencia $\lambda = 6^\circ$), el primer contacto se produce en la parte derecha de la herramienta (mirando desde la parte frontal de la herramienta), provocando que la temperatura de esa la zona aumente antes que en el resto de la herramienta. Según avanza el mecanizado (0,5 mm), las coordenadas del punto caliente se mueven hacia la parte izquierda sobre el filo de la herramienta de corte, donde el volumen de material eliminado es mayor y, por tanto, se generan mayores cantidades de calor por deformaciones plásticas del material.

Como en el caso anterior, desde una longitud mecanizada de 0.50 mm hasta 1,25 mm, no se observa ninguna variación significativa de la posición del punto de máxima temperatura, por lo que se puede inferir que el estado estacionario térmico se alcanzaría a partir de una longitud mecanizada dada de 0.5 mm.

Cabe señalar que el punto de máxima temperatura cuando alcanza su estado estacionario es similar al del caso de profundidad de 0.50, por lo que se puede deducir que ese punto es el de máximo esfuerzo (en cuanto a temperaturas y desgaste) de la herramienta con la configuración seleccionada indistintamente de la profundidad de corte

3.5.1.5. Conclusiones del modelo 3D no ortogonal ($p=0.25$ mm)

A continuación se pasan a detallar las conclusiones del modelo de corte no ortogonal para el caso de profundidad de 0.25 mm.

- Se ha demostrado que los tres componentes de las fuerzas de corte convergieron a partir de un tamaño de elementos de 15 μm . Sin embargo, para obtener una morfología de viruta suficientemente precisa es preciso alcanzar un tamaño de malla de 10 μm .
- Las predicciones numéricas de las fuerzas de corte, radiales y de avance muestran una correlación razonable con las mediciones experimentales, siendo el error relativo medio entre las fuerzas numéricas y experimentales de alrededor del 7.5%. Siendo las desviaciones relativas de las fuerzas de corte, radial y avance son respectivamente 9.93%, 8.47% y 4.17%.
- Como era esperable, la distribución de temperatura en la cara de incidencia de la herramienta se ve drásticamente afectada por la velocidad de corte. La variación de

la temperatura para velocidades entre $V_c=50$ y $V_c=300$ m/min pueden llegar a los 398 K a lo largo del borde de la herramienta y a variar 160 K entre los 300 y los 900 m/min (llegando al límite de temperatura que alcanza la herramienta). Cabe añadir que, para estas condiciones de corte y misma longitud mecanizada consideradas, la posición del punto caliente cuando se alcanza el estado estacionario (zona de máxima temperatura local) no se ve afectado por la velocidad de corte.

3.6. Modelo de mecanizado 3D no ortogonal. Profundidad de 0.15 mm

Una vez establecidas las bases para el desarrollo y el análisis de un modelo tridimensional de mecanizado de acabado para corte no ortogonal en la sección 3.4 y aplicada variando la profundidad de corte a 0.25 en la sección 3.5, en esta sección se procederá a aplicarlo sobre una profundidad de 0.15.

3.6.1. Resultados

3.6.1.1. Análisis de sensibilidad de malla

En este tercer caso, la geometría se adaptó a las nuevas condiciones de profundidad tal como se mostró en la Fig. 75. Como en el resto de casos, variar la geometría del modelo conlleva la necesidad de un análisis de sensibilidad de malla. En la Fig. 106 se muestra en análisis de sensibilidad de malla para una profundidad de corte de 0.15 considerando una velocidad de corte constante de 300 m/min.

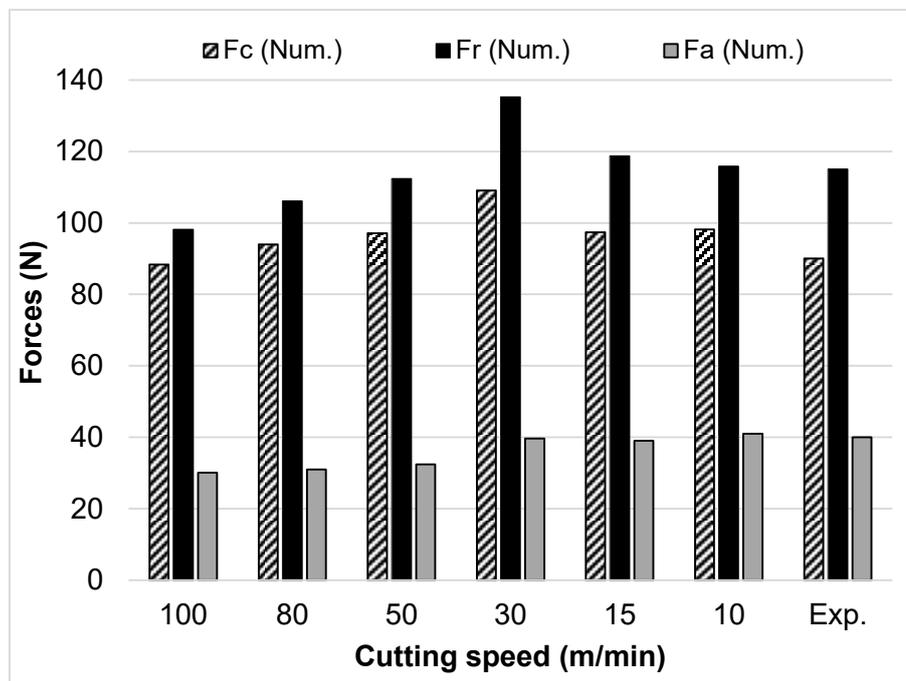


Fig. 106 Efecto del tamaño de los elementos de la malla sobre las diferentes fuerzas de corte para el modelo tridimensional con profundidad de corte de 0.15 mm ($V_c=300$ m/min y $\bar{\epsilon}_{f, vir}^{pl} = 4$).

Observando los resultados, en cuanto a fuerzas de corte, avance y radial se refiere, se observa una estabilidad de los resultados a partir de un tamaño de malla de 15 μ m. Si bien para la obtención de estos parámetros un tamaño de malla de 15 μ m sería suficiente, como se verá

más adelante, se requiere un tamaño de 10 μm para obtener buenos resultados sobre la morfología de viruta, igual que ocurría en el caso para la profundidad de 0.25 mm.

En términos de costes computacionales, la Fig. 107 muestra el tiempo de cálculo requerido para el modelo de corte ortogonal para tamaños de malla entre 100 y 10 μm .

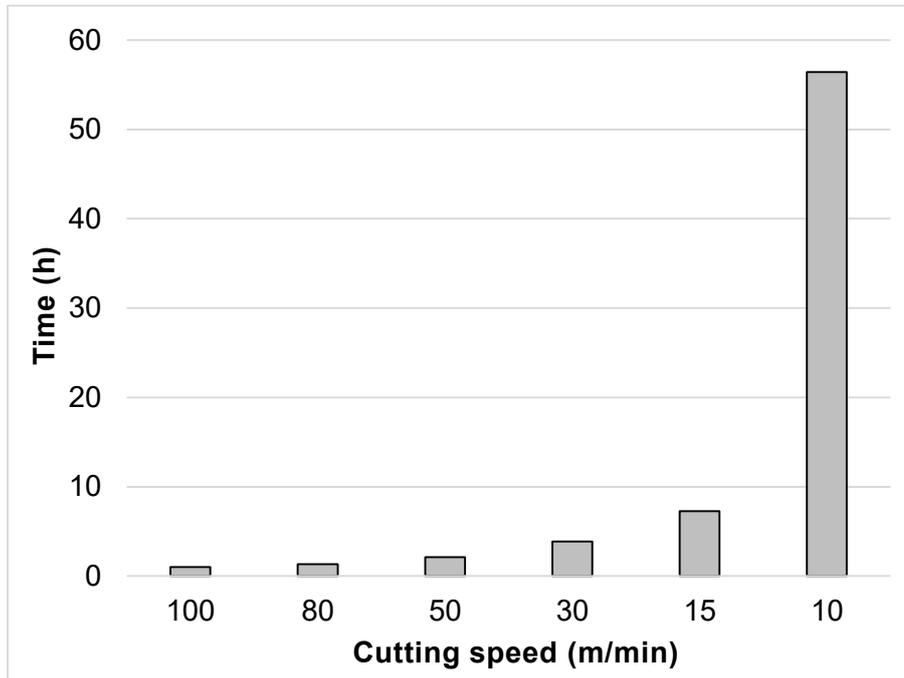


Fig. 107 Tiempos de cálculo en horas según los tamaños de elemento de malla para el modelo tridimensional de corte no ortogonal para profundidad de 0.15 mm

Observando los resultados respecto a los tiempos de cálculo se obtiene que con un tamaño de elemento de malla de 10 μm se alcanzan las 57 horas de cálculo (2 días y 9 horas).

A pesar del coste computacional de emplear una malla de 10 μm , como se verá, será necesario emplear este tamaño debido a que influye claramente en las deformaciones y, por consiguiente, en los resultados asociados a ellas como son la deformación máxima, la velocidad de la deformación y las temperaturas debido al contacto en la interfaz herramienta – viruta, tal como ocurría con el modelo con profundidad de 0.25 mm.

3.6.1.2. Análisis de la morfología de la viruta y sus variables locales

Al igual que en la sección anterior, donde se estudia el modelo para la profundidad de 0.25 mm, la morfología de la viruta se ve especialmente afectada por el tamaño de malla del modelo. En la Fig. 108 se muestra el efecto para de tamaño de malla de 100, 50, 15 y 10 μm

considerando una velocidad de corte constante de 300 m/min. En dicha figura se muestra el fotograma en la distancia de corte de 1.25 mm.

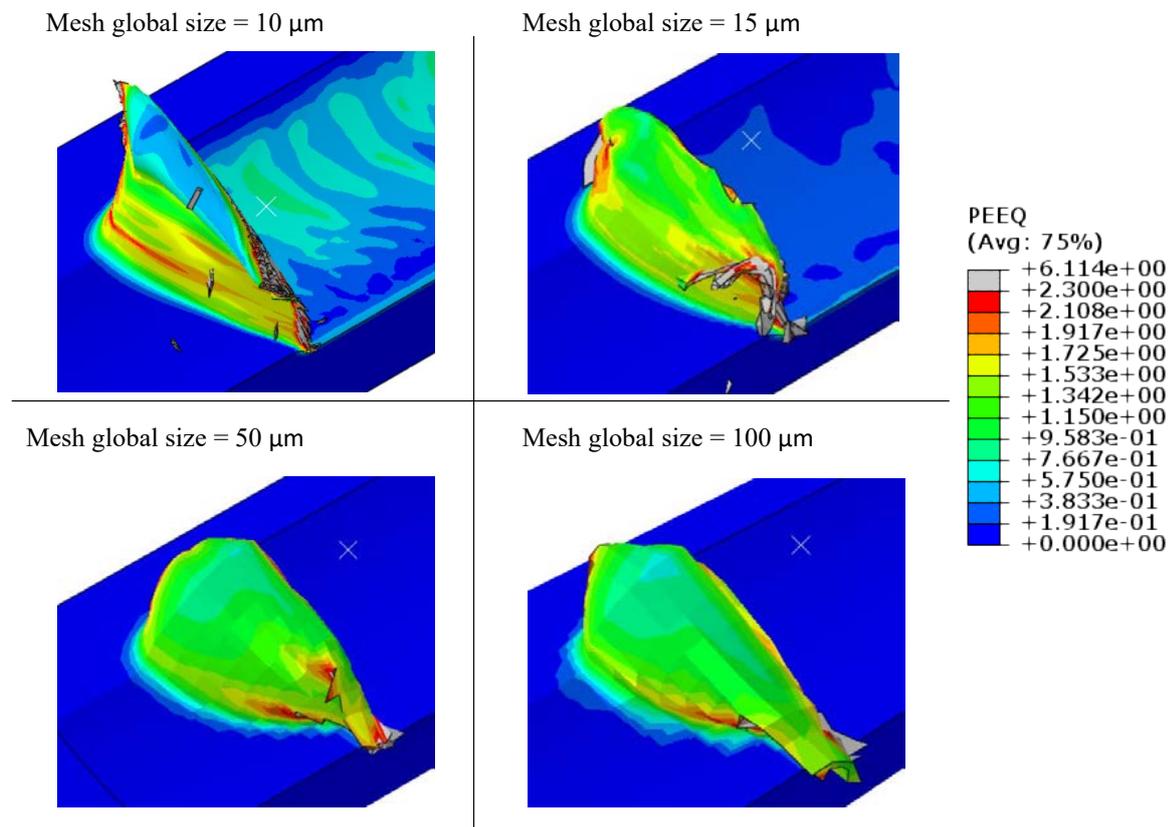


Fig. 108 Morfología de la viruta según el tamaño de elemento de malla para una profundidad de 0.15mm y una longitud mecanizada de 1.25 mm.

Atendiendo a la morfología de la viruta mostrada en la Fig. 108, se puede observar una clara diferencia entre un tamaño de malla de 50 μm, donde la viruta tiende a arrugarse sobre la cara de deslizamiento de la herramienta, y un tamaño de malla de 15 μm, donde la viruta empieza a deslizar sobre la herramienta, similar al caso de la profundidad de 0.25 mm. Esta diferencia en la morfología es también patente entre los tamaños de malla de 15 y 10 μm, siendo en el caso de la malla más fina la más fiel al proceso real simulado. También es visible el efecto del tamaño de malla sobre la superficie mecanizada.

Es evidente que la malla más precisa de 10 μm produce una viruta claramente más esbelta. Esto influirá en la cantidad de calor que la viruta puede transferir a la herramienta y, por tanto, en el campo de temperaturas producido sobre la herramienta y que se evaluará en secciones posteriores.

A continuación se muestran los resultados de las variables locales a lo largo del camino definido en la Fig. 86 para cada tamaño de malla estudiado. Al igual que en los casos para una profundidad de mecanizado de 0.50 y 0.25 mm, en las Fig. 109, Fig. 110 y Fig. 111 se muestran los resultados numéricos locales de la deformación plástica, la velocidad de deformación y la temperatura en la viruta.

Se observa, un comportamiento similar al obtenido en el caso de profundidad de 0.50 mm y 0.25 mm. Como en estos casos, se observa una gran diferencia entre los cálculos realizados con tamaños de elemento más fino (10 y 15 μm) y las realizadas con elementos mayores (50 y 100 μm). De hecho, para tamaños de elementos de 50 y 100 μm , la deformación plástica oscila entre 1 y 3 a lo largo del camino, mientras que la deformación plástica promedio alcanza un valor de 3.5 con los elementos más finos.

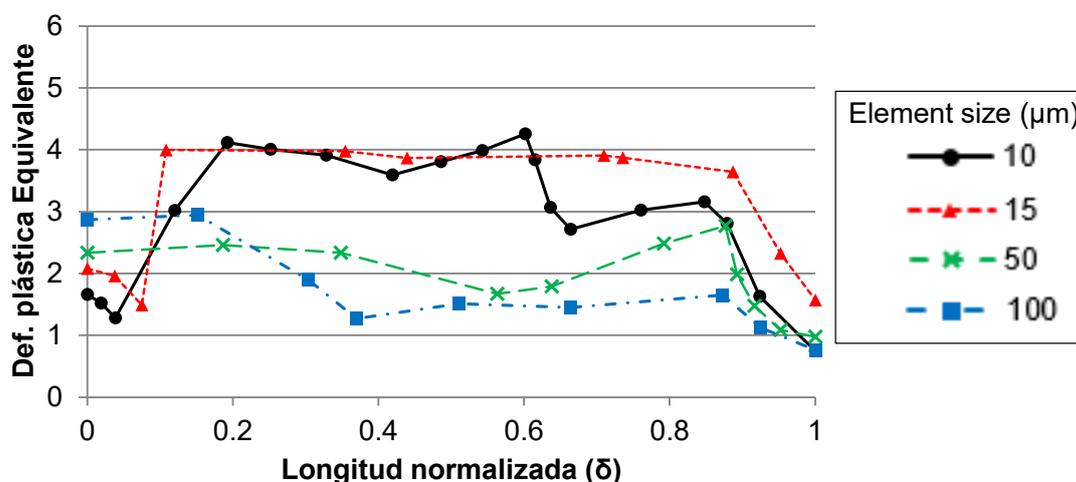


Fig. 109 Valores locales de la deformación plástica equivalente para tamaños de elemento de 10, 15, 50 y 100 μm para una profundidad de corte de 0.15 mm a lo largo de toda la longitud normalizada de la trayectoria para una $V_c=300$ m/min, una longitud mecanizada de 1.25 mm y $\bar{\epsilon}_{f.vir.}^{pl} = 4$.

En términos de velocidad de deformación, cuyos resultados locales se muestran en la Fig. 110, los cálculos mostrados por el modelo con los elementos mayores presentan valores relativamente subestimados comparados con las mallas de 10 y 15 μm . A diferencia de los dos casos anteriores, donde las mallas de 50 y 100 μm da resultados prácticamente despreciables, en este caso los resultados se aproximan a las mallas finas en algunas zonas. Entre la malla de 10 y 15 μm la mayor diferencia se muestra en el inicio del recorrido, cerca del filo. En este caso en, la velocidad de deformación en el inicio de la longitud normalizada es de casi 120000 s^{-1} para una malla de 10 μm y de menos de 30000 para una malla de 15 μm . En la longitud global la velocidad de deformación varía entre 20000 y 120000 s^{-1} . Como

ya se indicó en los casos anteriores, estas variaciones afectan directamente el nivel de tensión del material a través de la ley constitutiva y, por tanto, a las fuerzas de corte globales.

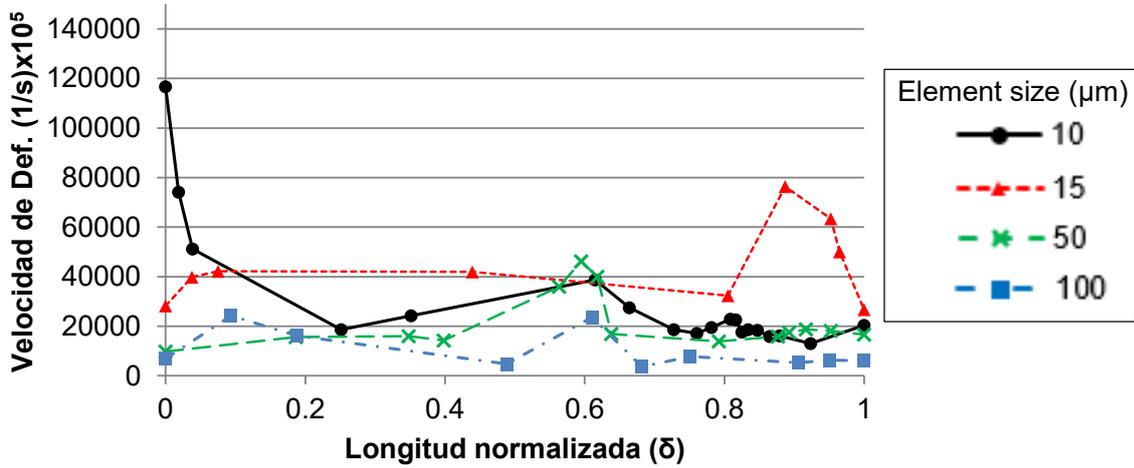


Fig. 110 Valores locales de la velocidad de deformación para tamaños de elemento de 10, 15, 50 y 100 μm para una profundidad de corte de 0.15 mm a lo largo de toda la longitud normalizada de la trayectoria para una $V_c=300$ m/min, una longitud mecanizada de 1.25 mm y $\bar{\epsilon}_{f.vir}^{pl} = 4$.

Sobre la distribución de temperatura en el material mecanizado a lo largo de la trayectoria, una malla fina presenta temperaturas que alcanzan valores entre 400 y 1400 K, siendo su valor promedio de aproximadamente 1100 K mientras que el valor de la temperatura promedio disminuye a 800 K para tamaños de malla mayores.

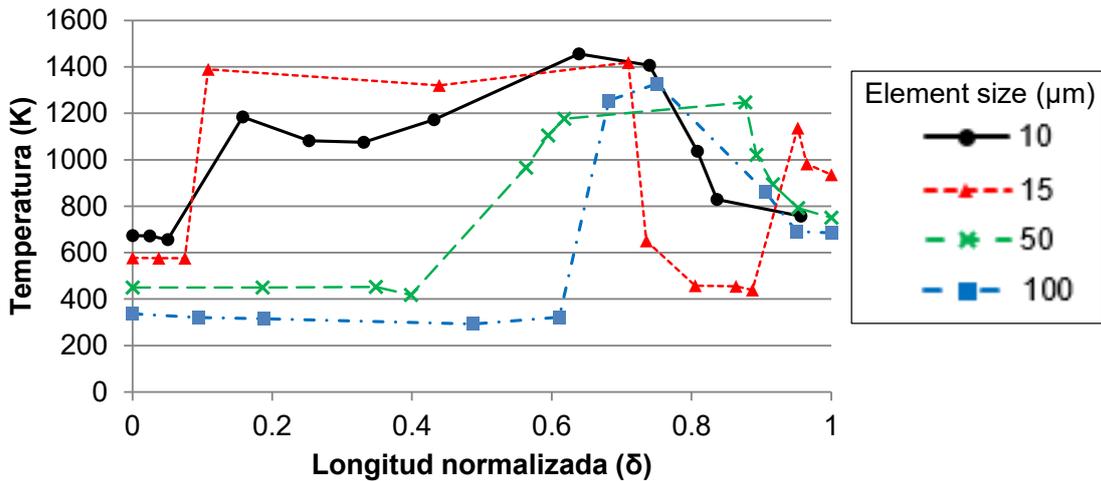


Fig. 111 Valores locales de la temperatura para tamaños de elemento de 10, 15, 50 y 100 μm para una profundidad de corte de 0.15 mm a lo largo de toda la longitud normalizada de la trayectoria para una $V_c=300$ m/min, una longitud mecanizada de 1.25 mm y $\bar{\epsilon}_{f.vir}^{pl} = 4$.

En general se puede ver que los valores de malla finos muestran valores similares en las cuanto a las variables locales e incluso, tal como se mostró en la sección 3.6.1.1, los resultados en fuerzas de corte son similares. Solamente se observan diferencias sustanciales

entre las mallas finas en la morfología de viruta (Fig. 108), por lo que, para mantener más adelante un mapa de temperaturas preciso en la herramienta, se empleará una malla de 10 μm .

3.6.1.3. Validación del modelo

De la misma manera que en los caso anterior, el modelo de corte no ortogonal para profundidad de 0.15 mm se validará a partir de los ensayos experimentales de V. Muñoz et al. [116] y J.L. Cantero et al. [124]. En la Fig. 112 se muestra la comparativa entre los resultados numéricos del modelo y los datos experimentales para velocidades entre los 50 a los 900 m/min para las fuerzas de corte, avance y radial.

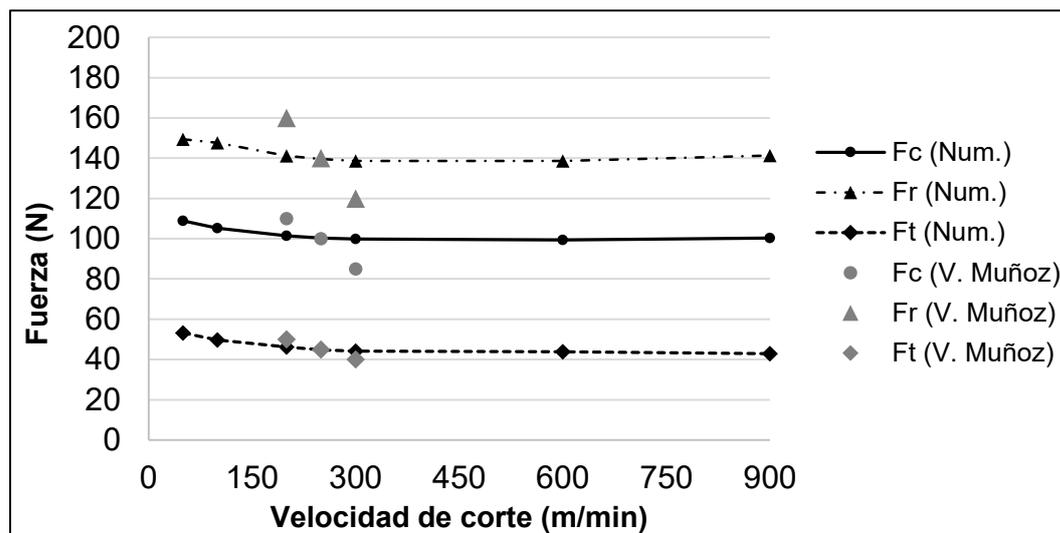


Fig. 112 Comparativa de los resultados del modelo numérico para profundidad de corte 0.25 mm con respecto a los resultados experimentales obtenidos por V. Muñoz et al. [116].

Como en todos los casos de mecanizado, se observa como la velocidad de corte tiene influencia sobre las fuerzas, disminuyendo éstas hasta un mínimo a partir de velocidades superiores a 300 m/min [8], [9], [35], [75], [102], [127], [141]. Se observan resultados muy similares al caso de profundidad de 0.25 mm, donde la tendencia como las fuerzas son muy similares a las experimentales en cuanto a las fuerzas de avance. En las fuerzas de corte y radial sí que existe cierta diferencia en la tendencia (aunque en ambos casos disminuye con el aumento de la velocidad de corte) y con las fuerzas experimentales.

En este sentido, las variaciones medias calculadas entre los datos experimentales y numéricos son, respectivamente, 8.47%, 9.19% y 6.04% para las fuerzas de corte, radial y avance respectivamente. Cabe señalar que en los ensayos experimentales existe cierta

dispersión en el caso de las fuerzas de corte y radial, cayendo las fuerzas obtenidas por el modelo dentro de los límites de las fuerzas obtenidas experimentalmente.

3.6.1.4. Campo de temperaturas en la herramienta

A continuación se presentan los resultados de la distribución y evolución de la temperatura en la herramienta de corte durante el proceso de mecanizado. En la Fig. 113 se presentan los resultados de la distribución de la temperatura en la cara de desprendimiento de la herramienta para distintas velocidades de corte ($V_c = 50, 300$ y 900 m/min). Resultados que permiten estudiar el efecto de la velocidad de corte como la zona más afectada por el proceso y con más predisposición al desgaste de la herramienta. Como en los casos anteriores y como es lógico, a mayor velocidad de corte mayor temperatura media y máxima sobre la herramienta y un aumento del área afectada por las temperaturas más altas.

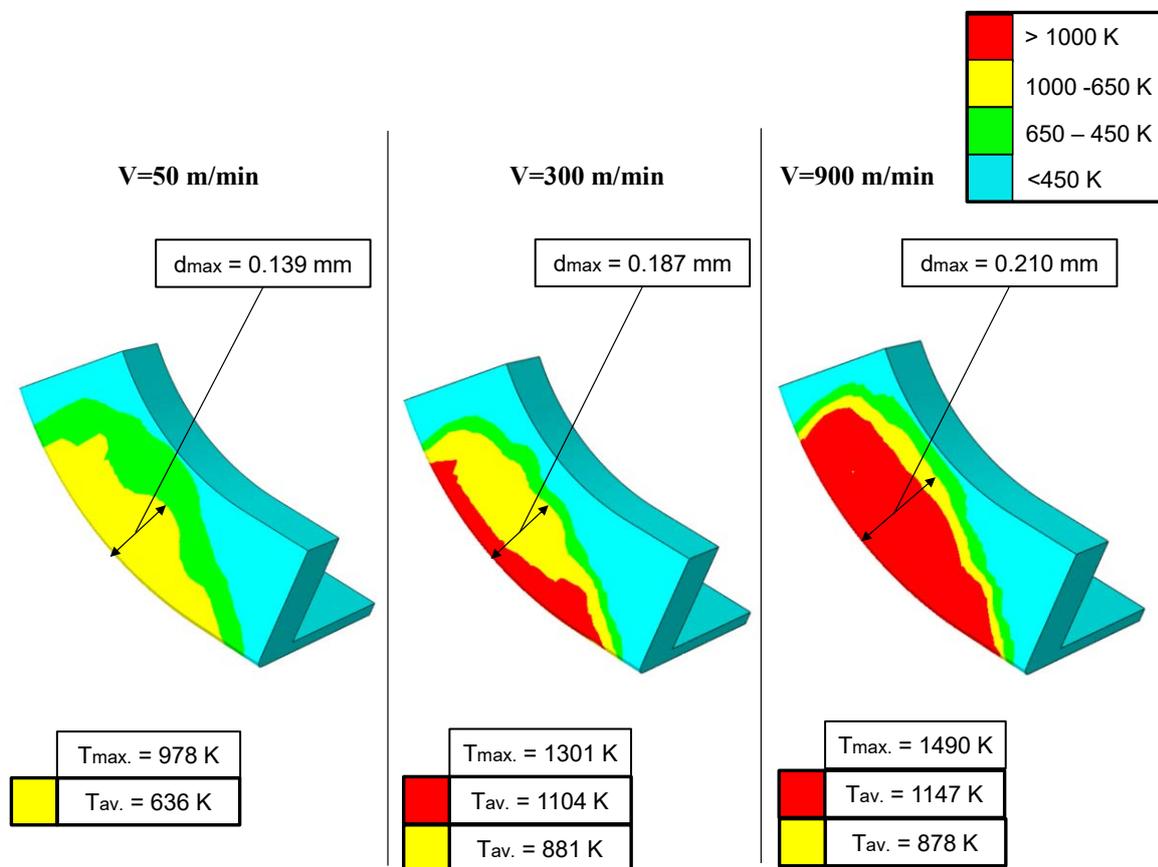


Fig. 113 Mapa de temperatura de la herramienta del modelo para profundidad de corte de 0.15 mm y avance de 0.15 mm para velocidades de 50, 300 y 900 m/min en 2/3 de la longitud de corte simulada.

Para $V_c=50$ m/min, la cara de inclinación de la herramienta muestra una zona moderadamente afectada, siendo la temperatura media en esta zona de 836 K (representada en amarillo en la Fig. 113) y alcanzando una distancia máxima de 0.139 mm desde el filo.

Al aumentar la velocidad de corte a $V_c=300$ m/min, se amplía la zona moderadamente afectada, alcanzando una distancia máxima desde el filo de la herramienta de 0.187 mm y empieza a aparecer una zona fuertemente afectada por la temperatura (representada en rojo en la Fig. 113). Esta zona altamente afectada alcanza temperaturas locales superiores a los 1000 K.

Para una velocidad de corte de $V_c = 900$ m/min, la zona moderadamente afectada se extiende hasta alcanzar los 0.210 mm desde el filo de la herramienta, y su temperatura promedio se mantiene aproximadamente constante con respecto a la velocidad de corte de 300 m/min en los 880 K. Para esta velocidad de corte, el área roja se extiende y la temperatura promedio en la zona alcanza los 1147 K.

En la Fig. 114 se muestra la evolución de la localización del punto de máxima temperatura en función de la velocidad de corte en tres diferentes instantes correspondientes a 1/3, 1/2 y 2/3 de la longitud de mecanizado aproximadamente para una velocidad de corte de 50, 300 y 900 m/min.

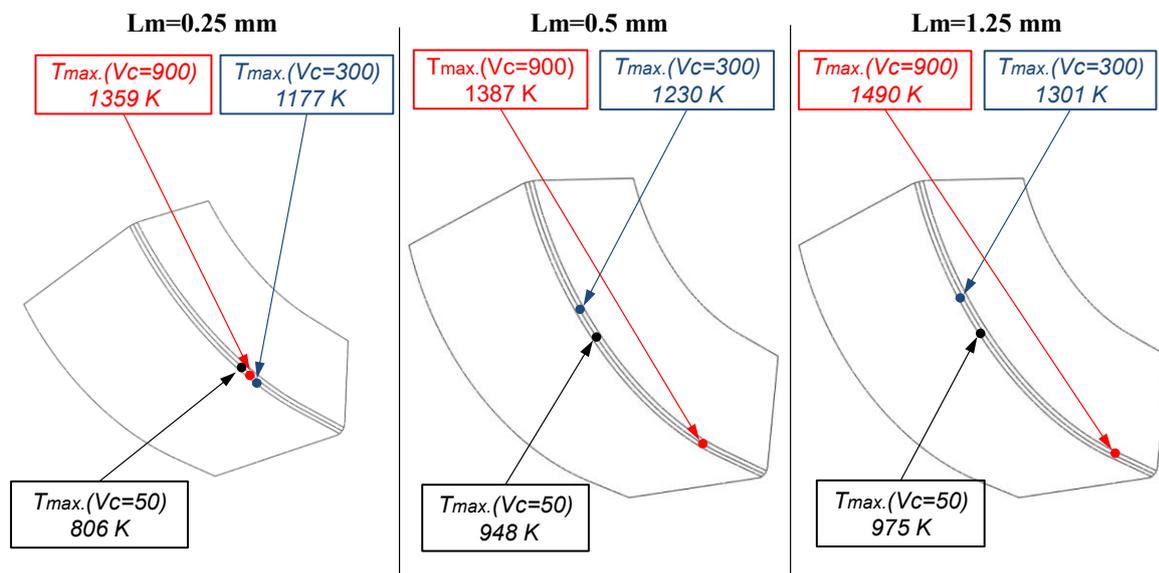


Fig. 114 Variación de la posición del punto de temperatura máxima de la herramienta del modelo para profundidad de corte de 0.15 y velocidades de 50, 300 y 900 m/min en las longitudes de 0.25 mm (1/4 de longitud), 0.50 mm (1/2 de longitud) y 1.25 mm (2/3 de longitud)

Dado que las condiciones de corte son idénticas al caso de la profundidad de 0.50 y 0.25 mm (salvo por la profundidad), en los primeros instantes del mecanizado (longitud mecanizada = 0.25 mm), debido a la geometría de la herramienta (y su ángulo de incidencia $\lambda = 6^\circ$), el primer contacto se produce en la parte derecha de la herramienta (mirando desde la parte

frontal de la herramienta), provocando que la temperatura de esa la zona aumente antes que en el resto de la herramienta. Según avanza el mecanizado (0.50 mm), las coordenadas del punto caliente se mueven hacia la parte izquierda sobre el filo de la herramienta de corte a excepción del caso para velocidad de corte de 900 m/min. En los casos de 50 y 300 m/m el punto de máxima temperatura coincide con la zona de mayor volumen de material eliminado, mientras que para el caso de 900 m/min se desplaza al extremo derecho, donde la viruta es más fina. Esta evolución del punto caliente indica que para los casos de 50 y 300 m/min la generación de calor predominante es la deformación plástica del material, mientras que a velocidades altas como 900 m/min y debido a una viruta demasiado fina, como es el caso, la generación de calor predominante es la que se produce por la fricción entre viruta – herramienta dado que es esa zona donde las velocidades de deformación son mayores tal como se observa en la Fig. 115.

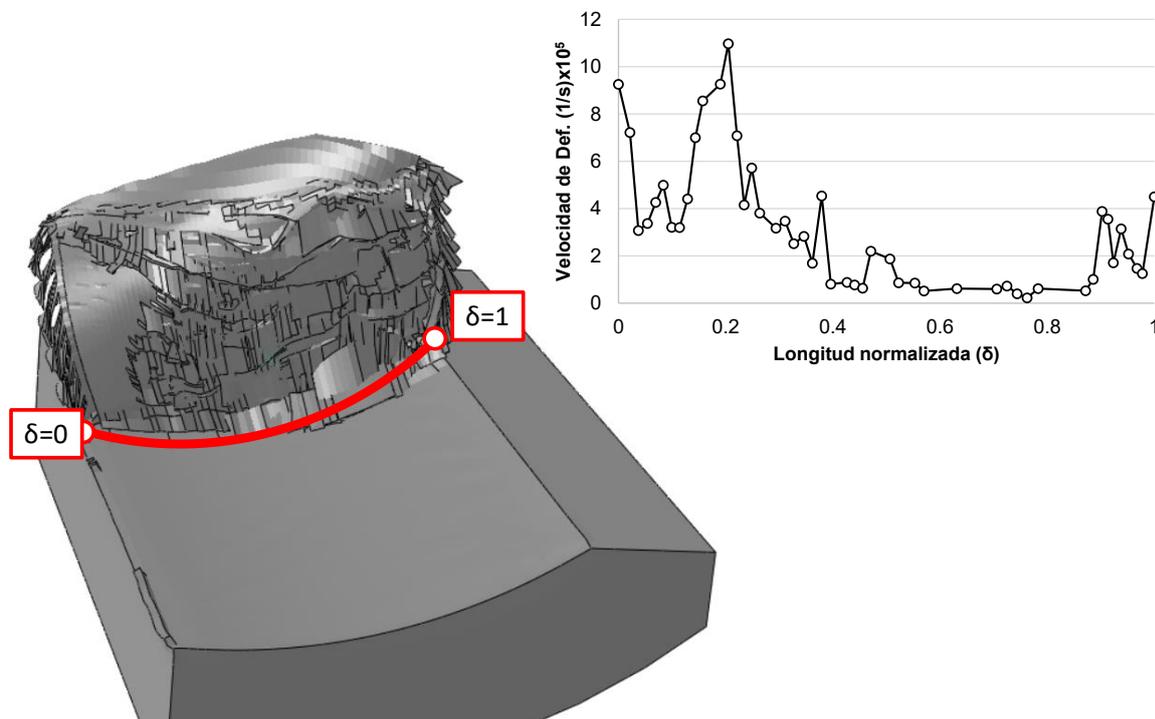


Fig. 115 Velocidad de deformación de la viruta en el recorrido transversal coincidente con el filo para una profundidad de 0.15 mm y velocidad de corte de 900 m/min.

Como en los casos anteriores, desde una longitud mecanizada de 0.50 mm hasta 1,25 mm, no se observa ninguna variación significativa de la posición del punto de máxima temperatura, por lo que se puede inferir que el estado estacionario térmico se alcanzaría a partir de una longitud mecanizada dada de 0.50 mm.

Cabe señalar que a diferencia de los casos anteriores el punto de máxima temperatura cuando alcanza su estado estacionario es diferente para muy altas velocidades de corte (900 m/min) debido al menor volumen de viruta evacuado durante el corte, mientras que es similar para velocidades de corte bajas y medias-altas (50 y 300 /min) al del caso de profundidad de 0.50 y 0.25 mm, por lo que se puede deducir que ese punto es el de máximo esfuerzo (en cuanto a temperaturas y desgaste) de la herramienta con la configuración seleccionada indistintamente de la profundidad de corte en condiciones que no sean de muy altas velocidades de corte.

3.6.1.5. Conclusiones del modelo 3D no ortogonal ($p=0.15$ mm)

Las conclusiones obtenidas del modelo para profundidad de 0.15 mm se resumen en los siguientes puntos:

- Se obtuvo que los tres componentes de las fuerzas de corte convergen a partir de un tamaño de los elementos de 15 μm . Sin embargo, para obtener una morfología de viruta suficientemente precisa es preciso alcanzar un tamaño de malla de 10 μm .
- Las predicciones numéricas de las fuerzas de corte, radiales y de avance muestran una correlación razonable con las mediciones experimentales, siendo el error relativo medio entre las fuerzas numéricas y experimentales de alrededor del 7.6%. Siendo las desviaciones relativas de las fuerzas de corte, radial y avance de 9.55%, 9.38% y 3.91% respectivamente.
- Como era esperable, la distribución de temperatura en la cara de incidencia de la herramienta se ve claramente afectada por la velocidad de corte. La variación de la temperatura para velocidades entre $V_c=50$ y $V_c=300$ m/min pueden llegar a los 323 K a lo largo del borde de la herramienta y a variar 189 K entre los 300 y los 900 m/min (llegando al límite de temperatura que alcanza la herramienta).
- En cuanto al punto de máxima temperatura, cabe señalar que mientras que para velocidades de 50 y 300 m/min se mantiene la misma tendencia en cuanto a la posición con respecto a los casos anteriores, para muy altas velocidades (900 m/min) el punto de máxima temperatura se posiciona en el extremo exterior del mecanizado

(Fig. 115). En este caso se lo observa que las aportaciones de calor debido a la fricción predominan sobre las deformaciones plásticas del material.

3.7. Modelo de mecanizado 3D no ortogonal. Comparativa

En este último capítulo se procederá a comparar los resultados de los tres modelos. En este sentido se compararán las presiones o fuerzas específicas de corte, la morfología de la viruta producida y los campos de temperatura para los modelos de las tres profundidades estudiadas, a saber: 0.50, 0.25 y 0.15 mm.

3.7.1. Presiones específicas de corte

A continuación se procede a presentar la comparativa de las fuerzas específicas de corte, avance y radial para las tres profundidades de corte estudiadas. La Fig. 116, la Fig. 117 y la Fig. 118 muestra en conjunto las tendencias de dichas fuerzas presentadas anteriormente, de tal manera que se pueda analizar el efecto de la variación de cada una de las fuerzas en función de la profundidad de corte.

La Fig. 116 muestra la variación de las fuerzas específicas de corte rangos de velocidad de 50 a 900 m/min. Lógicamente, una mayor profundidad de corte implica mayores fuerzas corte. Sin embargo, también observa que mientras las fuerzas de corte entre una profundidad de 0.25 y 0.50 mm disminuyen considerablemente (en torno a un 32%), para las profundidades entre 0.15 y 0.25 mm esta disminución apenas es del 10%. Es evidente que la variación de la fuerza de corte no lineal, tal como cabía esperar dado que esta fuerza se ve afectada principalmente por el volumen de viruta eliminado durante el mecanizado.

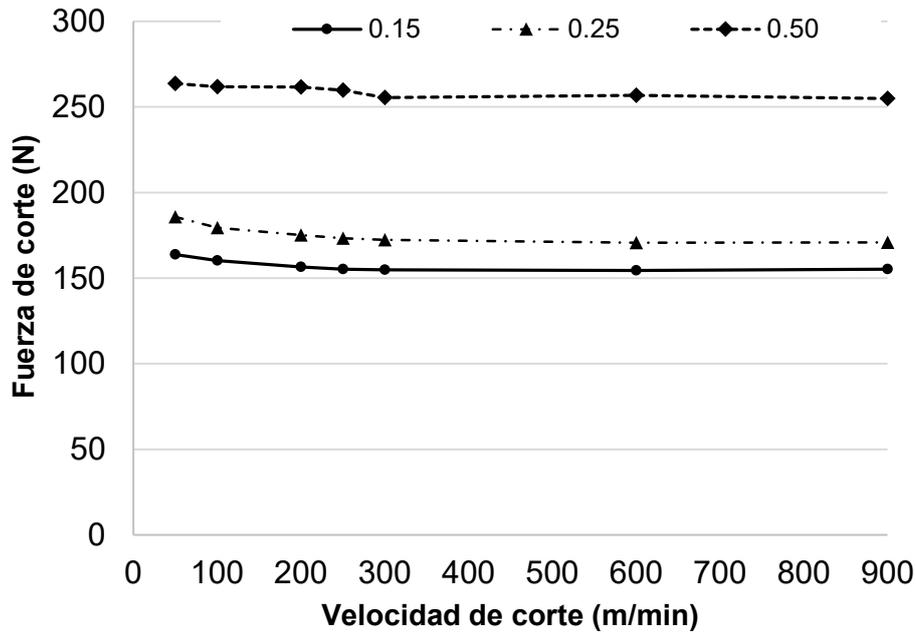


Fig. 116 Fuerzas específicas de corte para profundidades de corte de 0.15, 0.25 y 0.50 mm

En la Fig. 117 se muestra la evolución de las fuerzas específicas de avance para el rango de velocidades de 50 a 900 m/min. En esta figura se puede observar, igual que en el caso anterior, cómo la profundidad de corte influye significativamente entre la profundidad de 0.25 y 0.50 mm, produciéndose una disminución de las fuerzas de aproximadamente el 47%. Por otro lado, se observa cómo la influencia de la profundidad en la fuerza de avance disminuye, produciéndose una disminución media de las fuerzas que apenas llegan al 6%. Cabe recordar que esta fuerza es afectada principalmente por la huella de herramienta sobre el material y tal como se observa en la Fig. 75, esta huella es muy similar entre las profundidades de 0.25 y 0.15. No así en la profundidad de 0.50 mm.

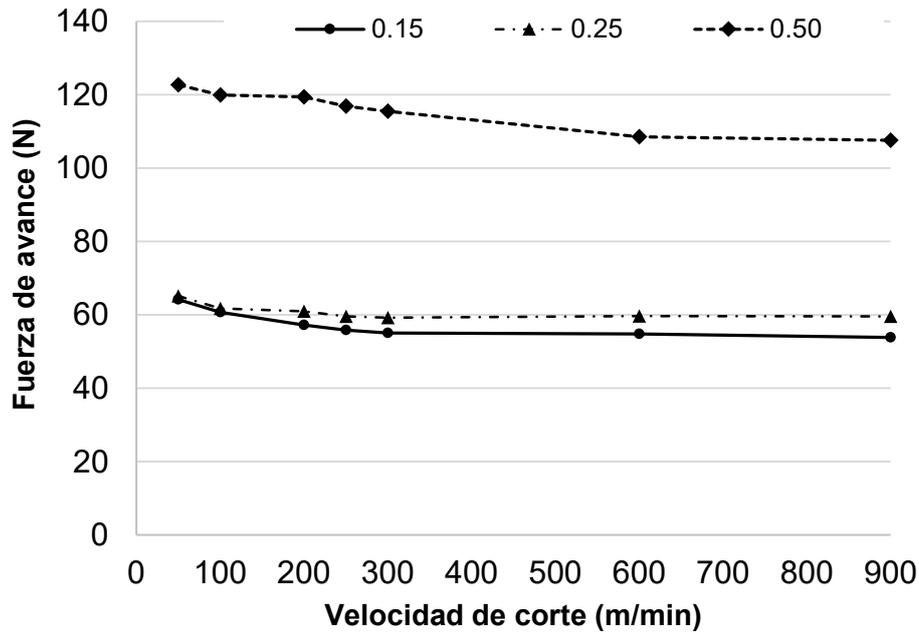


Fig. 117 Fuerzas específicas de avance para profundidades de corte de 0.15, 0.25 y 0.50 mm

En cuanto a las fuerzas radiales, las cuales se muestran en la Fig. 118, se observa que la profundidad de corte apenas tiene influencia sobre esta, especialmente a muy altas velocidades de corte, donde se puede ver que las fuerzas convergen a una asíntota de aproximadamente 150 N. Si bien se puede notar alguna diferencia de las fuerzas en las zonas de bajas velocidades, en general, la reducción de las fuerzas entre una profundidad de 0.50 y 0.25 mm es apenas del 2% y menor al 1% entre 0.25 y 0.15 mm.

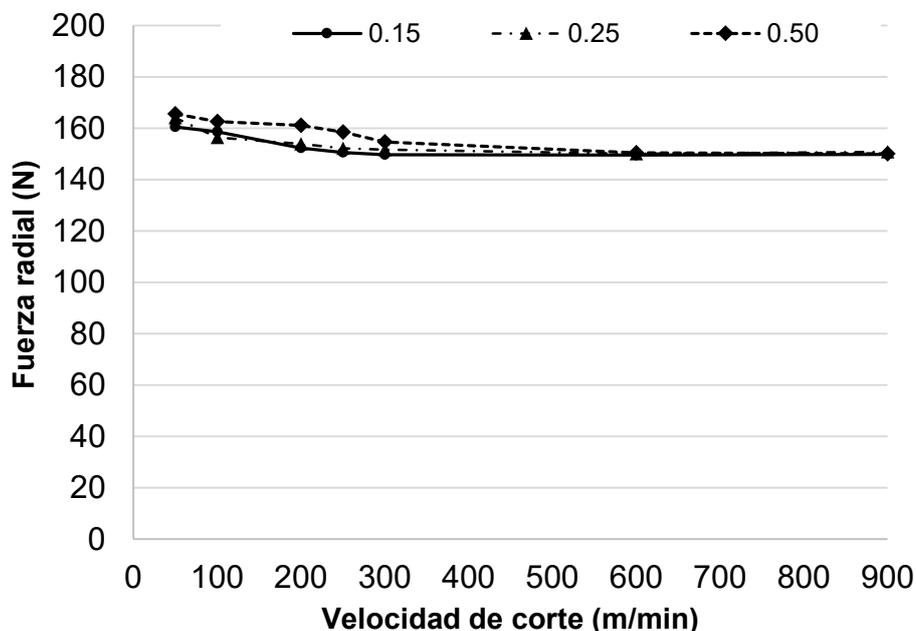


Fig. 118 Fuerzas específicas radiales para profundidades de corte de 0.15, 0.25 y 0.50 mm

Por último, en la Fig. 119 se muestra la evolución de la resultante de las fuerzas. Como en los casos anteriores, dado que la resultante está relacionada directamente con las tres componentes de las fuerzas anteriores, su tendencia es similar, siendo mayor a bajas velocidades y disminuye hasta un valor constante para muy altas velocidades. Tal como es de esperar, la resultante es mayor cuanto mayor es la profundidad de corte, influenciada principalmente por la fuerza específica de corte. Entre las profundidades de 0.50 y 0.25 mm las fuerzas disminuyen en torno al 25%, mientras que entre las profundidades de 0.25 a 0.15 mm las fuerzas disminuyen tan solo un 6%.

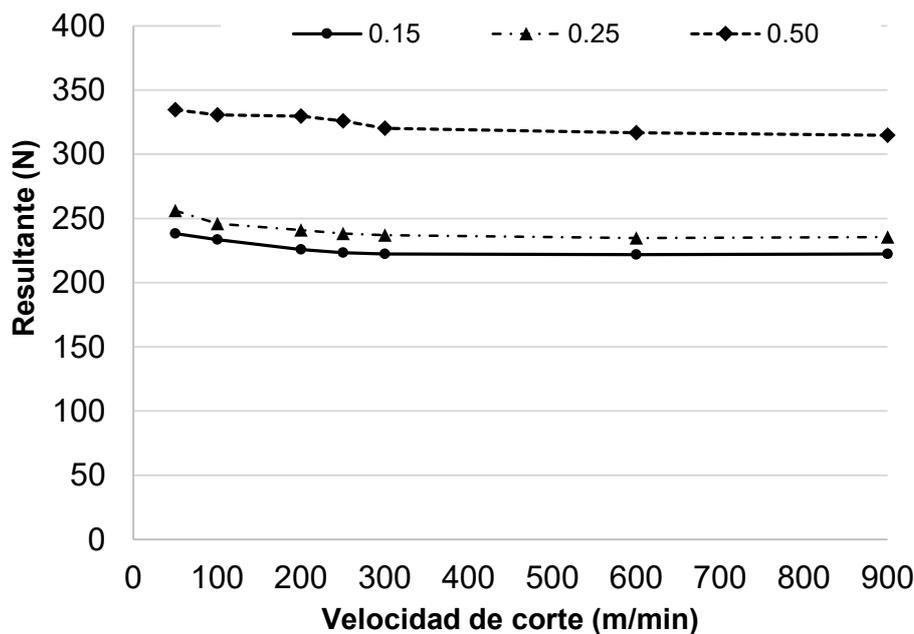


Fig. 119 Resultante de las fuerzas para profundidades de corte de 0.15, 0.25 y 0.50 mm

3.7.2. Morfología de viruta

A continuación se presenta la variación de la morfología de la viruta en función de la profundidad de corte. En la Fig. 120 se observan simultáneamente las virutas a las tres diferentes profundidades en el mismo instante.

Lo primero que se observa es que a medida que la profundidad disminuye la viruta tiende a desprenderse de la superficie de deslizamiento de la herramienta antes y, por tanto, tiende a rizarse antes.

Por otro lado, también se puede observar que a medida que la profundidad disminuye las bandas de cizallamiento tienden a marcarse más. En este sentido, en la Fig. 120 para la

profundidad de 0.15 se observan estas bandas perfectamente marcadas en líneas rojas horizontales. Esto indica que, como es lógico, unas virutas más estrechas, producidas por profundidades de corte menores, generan virutas con más tendencia a la segmentación. Si bien no se ha alcanzado este punto de segmentación de la viruta en el modelo de simulación, la tendencia, a tenor de lo que nos muestran las bandas, cabe suponer que para virutas más finas llegará un punto en el que dicha viruta pasará a ser segmentada en general.

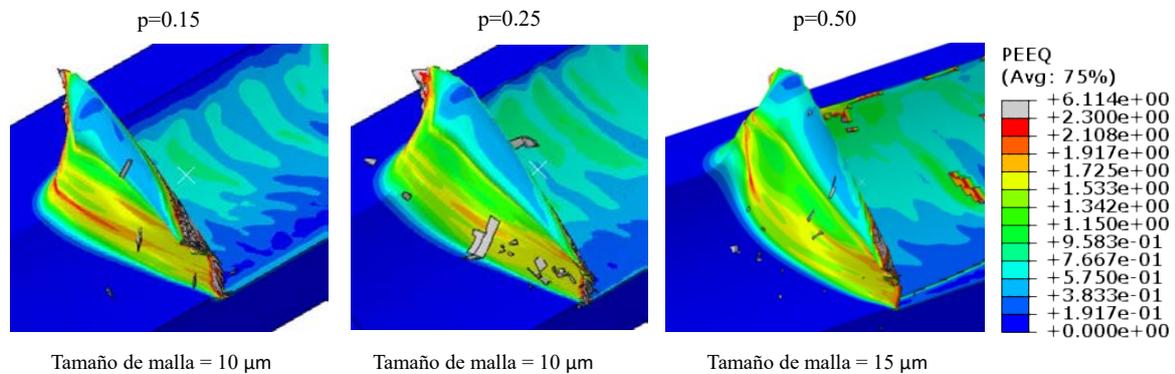


Fig. 120 Morfología de viruta para profundidades de corte de 0.15, 0.25 y 0.50 mm con tamaños de malla de 10 µm para profundidades de 0.15 y 0.25 y de 15 µm para profundidad de 0.50 mm y una velocidad de corte constante de 300 m/min

En la Fig. 121 se muestra la sección de las virutas mostradas en la Fig. 120. Comparando la sección de la viruta para los tres casos en el mismo instante se observa mejor el apelmazamiento de la viruta sobre la herramienta a medida que aumenta la profundidad. En la imagen de la Fig. 121 para la profundidad de 0.50 se observa una banda de cizallamiento correspondiente a la banda más marcada en esta misma profundidad en la Fig. 120 en rojo. Si bien se observa la aparición de bandas, ésta no se propagan longitudinalmente a lo ancho de la viruta, lo que dificulta la aparición de bandas perfectamente marcadas en la misma sección que permitan medir la distancia entre ellas tal como sí ocurre en los modelos bidimensionales (ver Fig. 31).

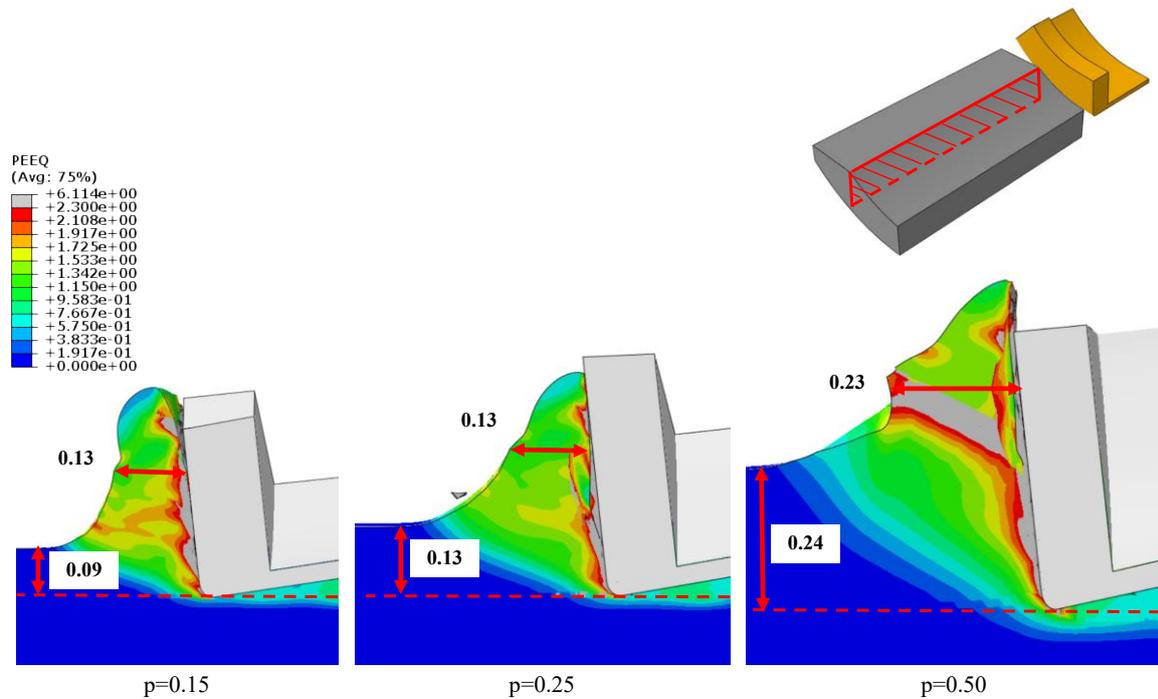


Fig. 121 Vista seccionada de la viruta para profundidades de corte de 0.15, 0.25 y 0.50 mm y una velocidad de corte constante de 300 m/min en 2/3 de la longitud de mecanizado.

Por otro lado, tomando medidas del ancho de la viruta antes y después de su deformación producida por el mecanizado se observa una tendencia interesante. Por un lado, a la profundidad de 0.15 mm la deformación de la viruta genera un aumento de su espesor debido al aplastamiento de ésta sobre la herramienta, tal como ocurría en los modelos bidimensionales (recordar que se estudiaron casos con profundidades de corte de 0.1 mm). Mientras que en el caso de 0.25 no se produce ese aumento del espesor y al observar el caso de 0.50 la viruta no sólo no se ensancha si no que su espesor disminuye ligeramente. En la Fig. 122 se puede observar la tendencia de la variación del espesor de la viruta en función de la profundidad de corte.

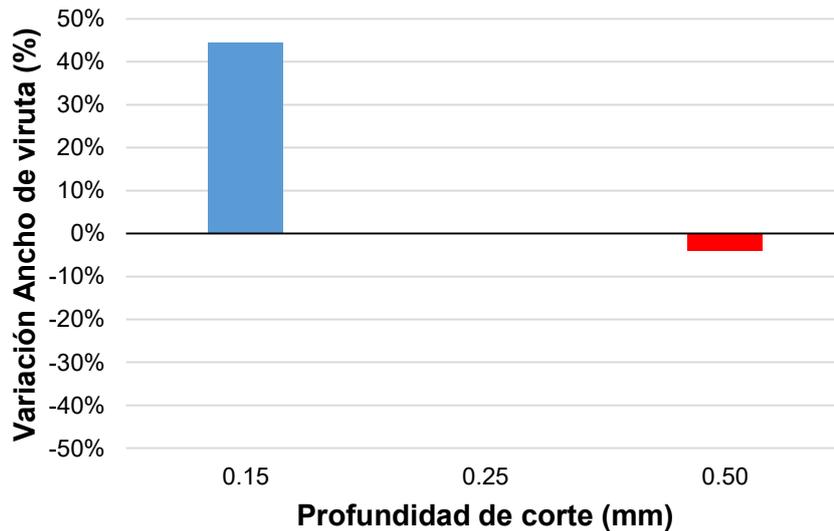


Fig. 122 Variación de ensanchamiento de la viruta con respecto a la profundidad de la viruta antes del mecanizado según las medidas de la Fig. 121.

El espesor de la viruta aumenta un 44% para una profundidad de corte de 0.15, se mantiene prácticamente constante (0% de variación) para una profundidad de 0.25 y se reduce un 4% para una profundidad de 0.50.

Esto se debe a la capacidad de la viruta para expandirse lateralmente durante el mecanizado tal como se observa en la Fig. 123. Este fenómeno de expansión lateral, sólo es apreciable en simulaciones tridimensionales debido a que la deformación de la viruta no está limitada a solo dos ejes,

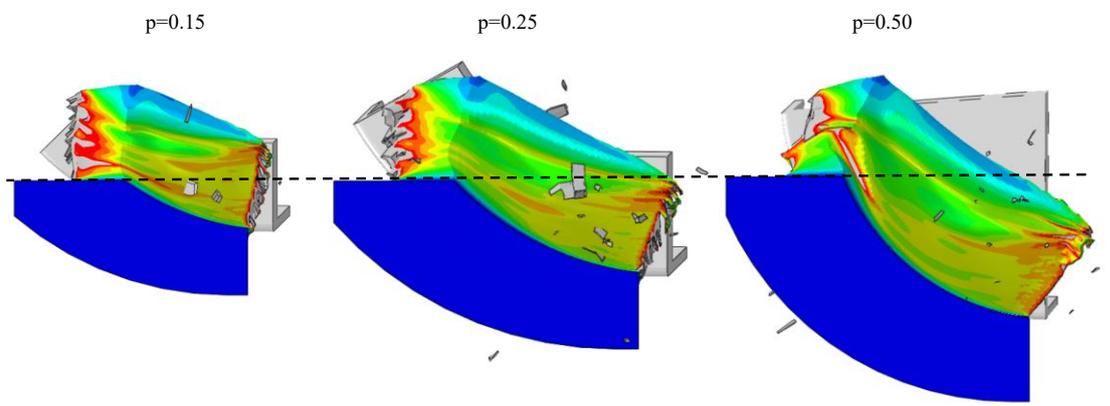


Fig. 123 Variación de la proporción del ensanchamiento de la banda primaria de cizallamiento con respecto a la profundidad de corte a 2/3 de la longitud de mecanizado total.

Finalmente, en la Fig. 124 se muestra la evolución de la formación de la viruta en los tres casos de profundidades estudiados a 1/4, 1/2, 3/4 y final de la longitud total de mecanizado. Se puede apreciar perfectamente el fenómeno de apelmazamiento o separación de la viruta de la cara de desprendimiento de la herramienta según el caso.

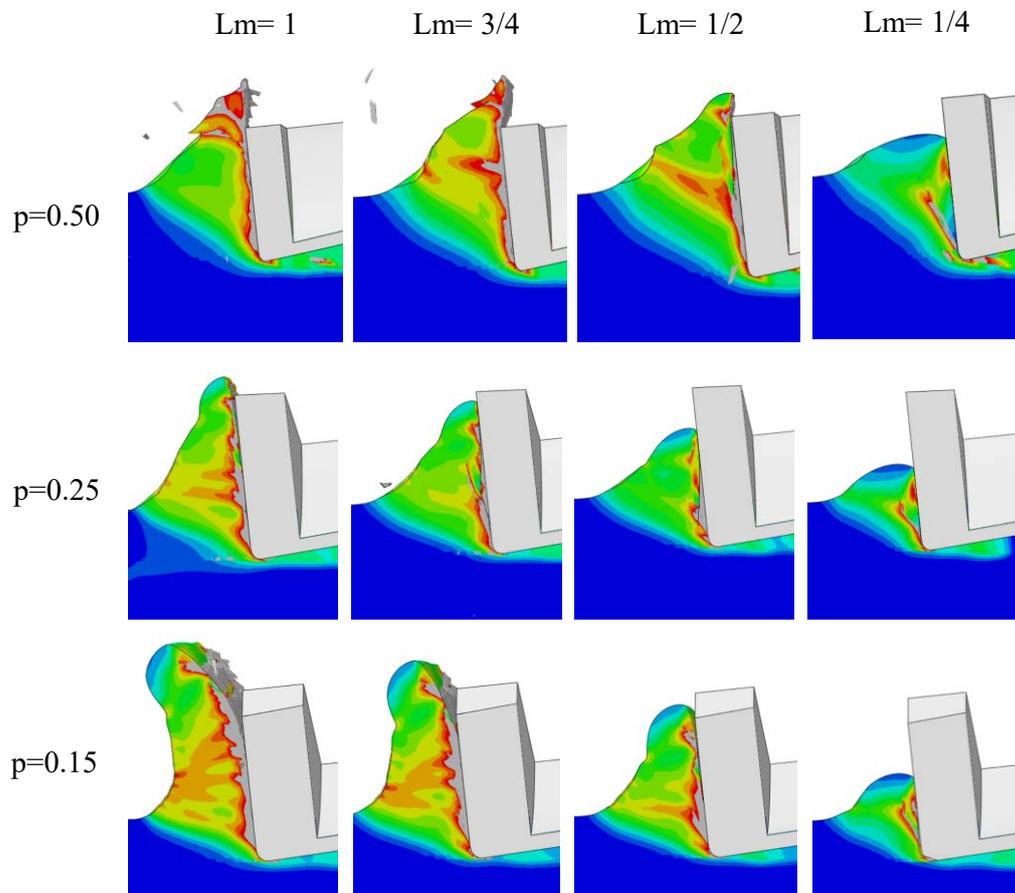


Fig. 124 Vista seccionada de la evolución de la viruta para profundidades de corte de 0.15, 0.25 y 0.50 mm con tamaños de malla de 10 μm para profundidades de 0.15 y 0.25 y de 15 μm para profundidad de 0.50 mm y una velocidad de corte constante de 300 m/min.

3.7.3. Campo de temperaturas

En el presente apartado se comparará la evolución del campo de temperaturas sobre la herramienta de corte durante el proceso de mecanizado. En la Fig. 125, la Fig. 126 y la Fig. 127 se muestran los campos de temperaturas para velocidades de 50, 300 y 900 m/min. En todos los casos se estudia el mecanizado a 2/3 de la longitud total del proceso al igual que en la Fig. 95, la Fig. 104 y la Fig. 113.

En la Fig. 125 se muestra el campo de temperaturas sobre la herramienta de corte para una velocidad de corte de 50 m/min. En ese caso se puede observar que mientras la temperatura

máxima en todos los casos suele rondar los 1000 K (aunque levemente inferior en el caso de 0.15 m/min), la temperatura media se mantiene constante a 800 K para 0.25 y 0.50 mm de profundidad y se reduce a 636 K para una profundidad de 0.15.

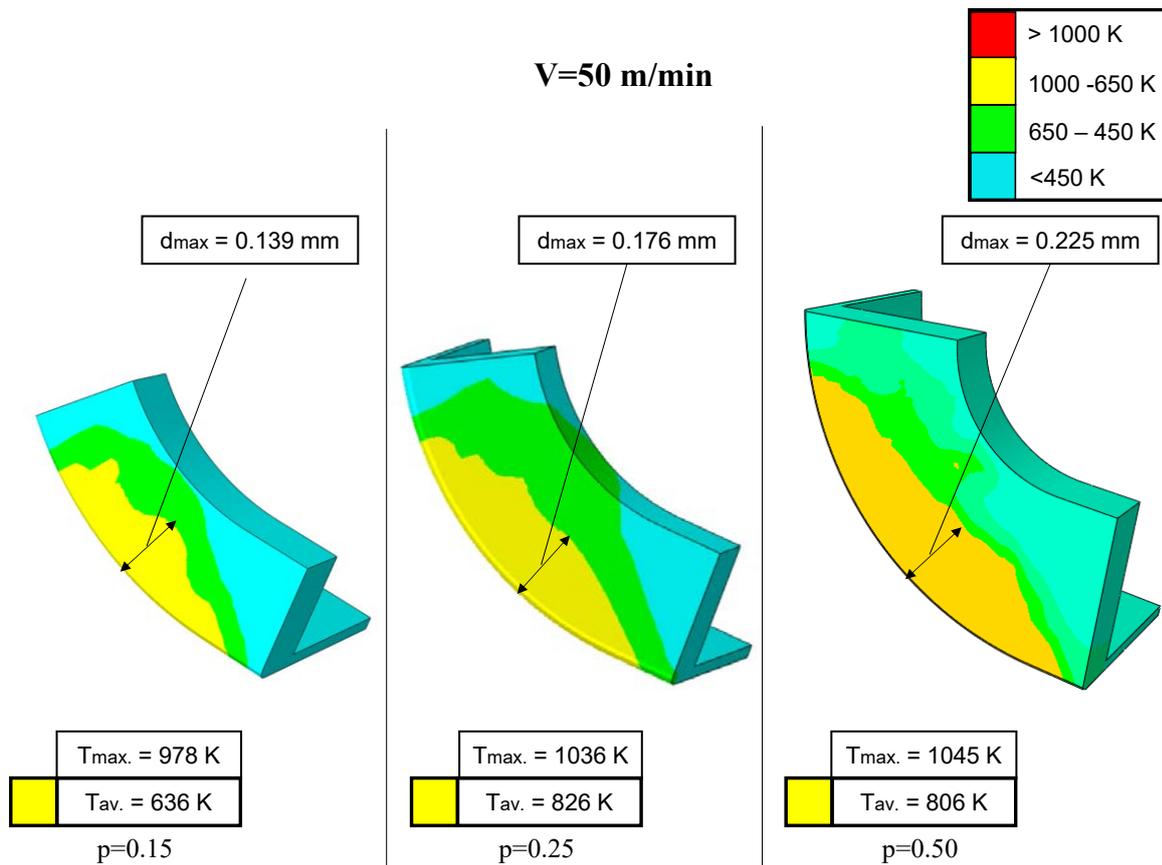


Fig. 125 Campo de temperaturas para profundidades de corte de 0.15, 0.25 y 0.50 para una velocidad de corte de 50 m/min a 2/3 de la longitud total de mecanizado.

Se puede observar que a esta velocidad de corte no se producen zonas fuertemente afectadas térmicamente (zonas rojas a mayores de 1000 K). Por otro lado, y como es lógico, la zona térmicamente afectada se extiende más cuanto mayor es la profundidad de corte, producido por el mayor área de contacto entre viruta – herramienta. Esto ocurre en todos los casos en mayor o menor medida independientemente de la velocidad de corte dado que este factor se ve afectado principalmente por la profundidad de corte.

En la Fig. 126 se muestra el campo de temperaturas sobre la herramienta de corte para una velocidad de corte de 300 m/min. Se observa que la temperatura máxima, si bien aumenta entre las profundidades de 0.15 a 0.25, se produce una disminución de la temperatura máxima para una profundidad de corte de 0.50 sin que esto afecte significativamente a las temperaturas medias del proceso. Esto se debe a que la cantidad de calor que tanto la deformación de la viruta como la fricción producen es finito mientras que a mayor

profundidad de corte también hay más superficie de la herramienta para distribuir esa cantidad de calor consiguiendo que no se concentre.

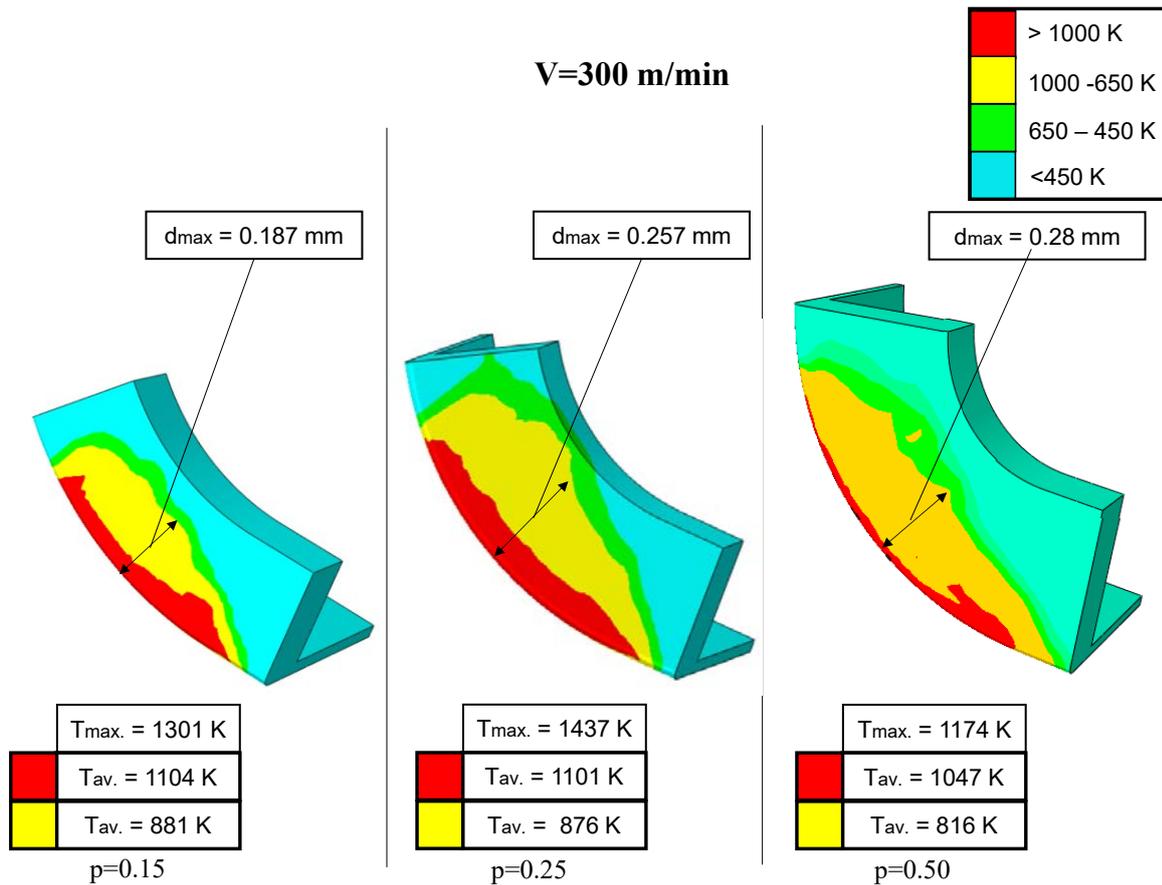


Fig. 126 Campo de temperaturas para profundidades de corte de 0.15, 0.25 y 0.50 para una velocidad de corte de 300 m/min a 2/3 de la longitud total de mecanizado.

En la Fig. 127 se muestra el campo de temperaturas sobre la herramienta de corte para una velocidad de corte de 900 m/min. Al igual que en el caso anterior, se observa que la temperatura máxima aumenta entre las profundidades de 0.15 a 0.25 mientras que se produce una disminución de la temperatura máxima para una profundidad de corte de 0.50, aunque más leve que en el caso anterior. Se observa que las temperaturas medias de las zonas moderadamente afectadas se mantienen en torno a los 900 K en los tres casos, mientras que las zonas altamente afectadas se observa un ligero aumento para una profundidad de 0.25 con respecto a las profundidades de 0.15 y 0.50. Las zonas alta y moderadamente afectadas se extienden más que en el resto de casos debido a la cantidad de calor producida por las fricciones viruta – herramienta.

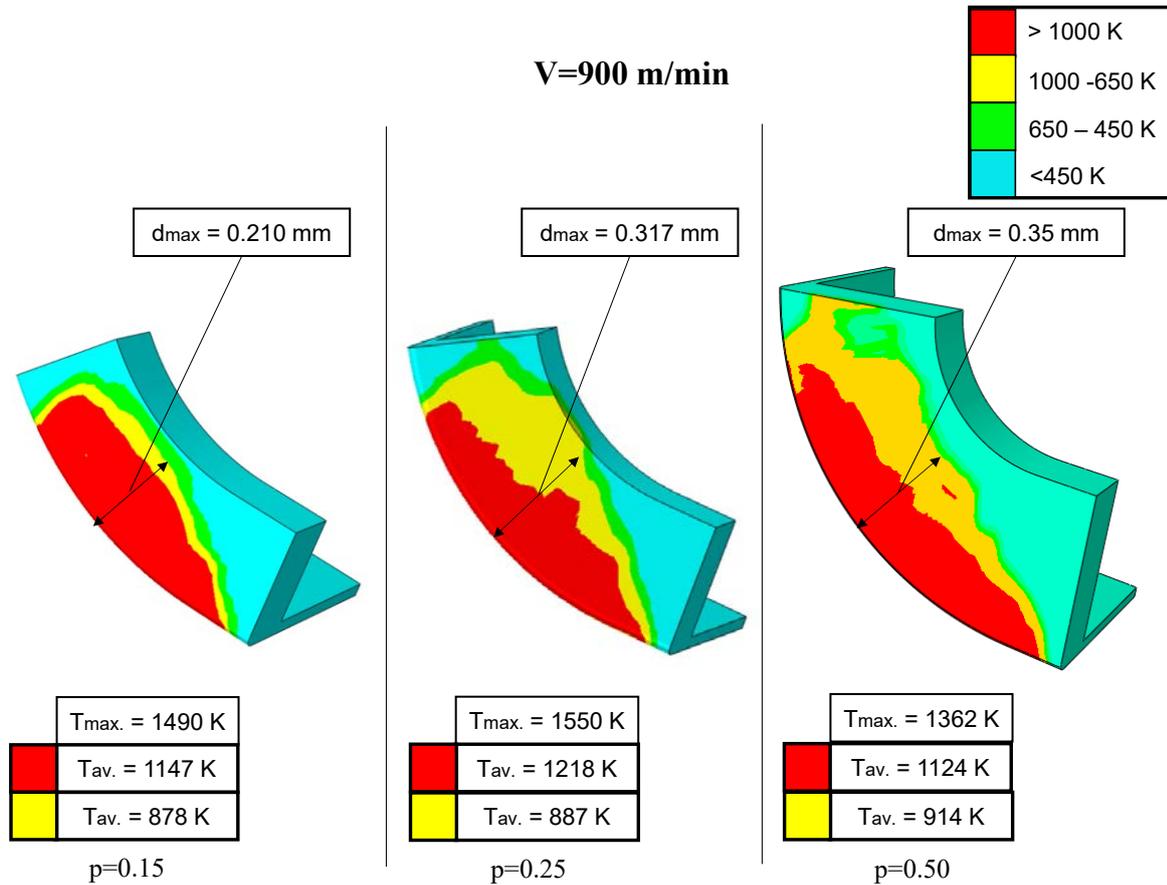


Fig. 127 Campo de temperaturas para profundidades de corte de 0.15, 0.25 y 0.50 para una velocidad de corte de 900 m/min a 2/3 de la longitud total de mecanizado.

En la Fig. 128 se indican los puntos de máximas temperaturas en estado estacionario sobre la herramienta mientras que en la Fig. 129 se muestran esos mismos puntos de máxima temperatura tomando como referencia la geometría del material a mecanizar y su viruta.

A la vista de ambas figuras en paralelo se observa que los puntos de máxima temperatura coinciden en todos los casos con el filo (la zona más profunda de corte) justo en la zona donde el volumen de material es mayor a cada uno de los lados de ese punto. Esto indica que la contribución de calor proviene principalmente de la deformación plástica del material.

En este sentido, el punto de máxima temperatura a la velocidad de corte de 900 m/min se desplaza hacia el extremo derecho (según la posición en la Fig. 128 y la Fig. 129), lo que indica que en este caso la aportación de la generación de calor proviene principalmente por la fricción a diferencia de los casos anteriores.

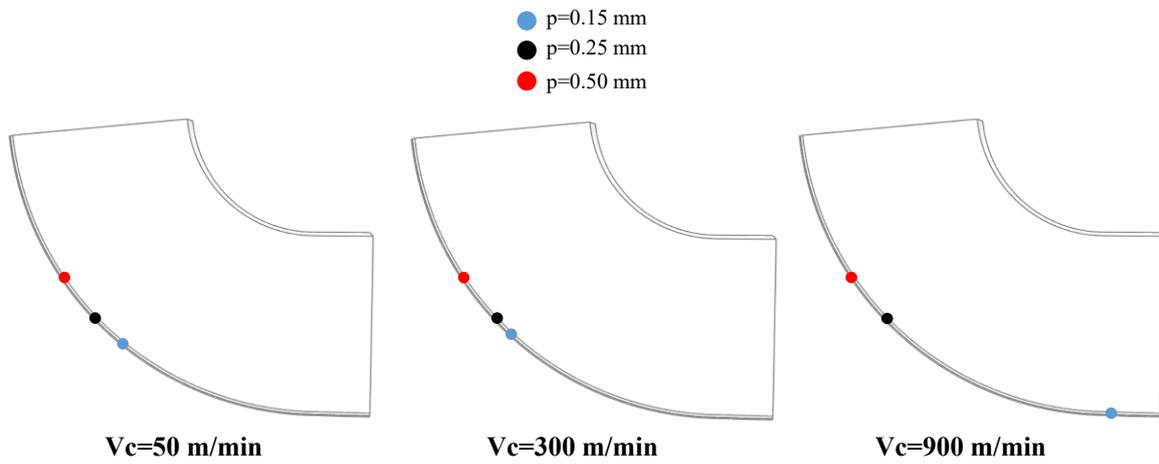


Fig. 128 Puntos de máxima temperatura sobre la herramienta en estado estacionario para profundidades de corte de 0.15, 0.25 y 0.50 para velocidades de corte de 50, 300 y 900 m/min.

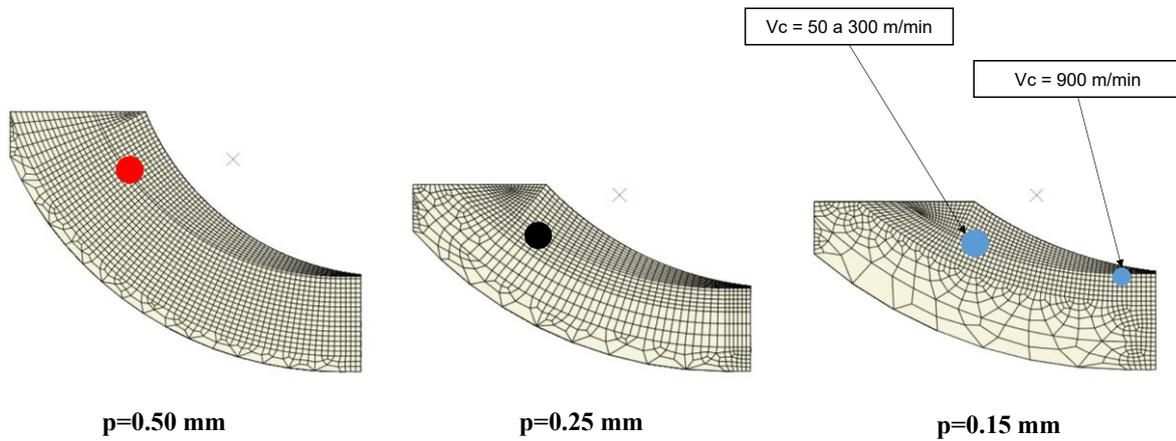


Fig. 129 Puntos de máxima temperatura sobre la herramienta con respecto al material mecanizado en estado estacionario para profundidades de corte de 0.15, 0.25 y 0.50 para velocidades de corte de 50, 300 y 900 m/min.

CAPÍTULO 4.

Conclusiones finales.

4.1. Conclusiones

En la presente tesis se ha abordado la problemática de los modelos numéricos orientados a los procesos de mecanizado. En este sentido se ha analizado la problemática desde la perspectiva de modelos bidimensionales y tridimensionales. En cada caso se ha concretado cada modelo sobre materiales de interés preminentemente aeronáutico como son el Ti-6Al-4V y el Inconel® 718 para el caso bidimensional y tridimensional respectivamente.

En el estudio de esta problemática se han obtenido sendos resultados que, resumidamente, han aportado lo siguiente:

- Se han detallado las bases del modelo de corte ortogonal (modelo 2D) tomando como fundamento una geometría basada en la división de ésta en tres partes: Base, capa de sacrificio y viruta. Esta geometría ha proporcionado versatilidad y flexibilidad a la hora de implementar diferentes modelos constitutivos e incluso para ser aplicado a modelos no sólo de corte no ortogonales si no también no ortogonales, es decir modelos tridimensionales (Sección 2.3.1).
- Se ha analizado y determinado tanto el material a mecanizar (Ti-6Al-4V) como el material de la herramienta, así como las leyes constitutivas que las gobiernan. En este sentido se ha definido el material mecanizado como un material termo-elasto-plástico, permitiendo deformaciones elásticas, plásticas y la interacción de estas y la modificación de sus propiedades en función de la temperatura. Por otro lado, la herramienta se ha definido como un material perfectamente rígido, considerando despreciables las deformaciones de la herramienta durante el mecanizado, pero permitiendo la transmisión térmica entre viruta – herramienta (Secciones 2.3.2 y 2.3.3).
- Se han determinado las interacciones del modelo numérico que gobiernan los contactos y, especialmente, los mecanismos de fricción durante los contactos. Concretamente la fricción que se produce entre la herramienta y la viruta durante el proceso (Sección 2.3.4).
- A partir de la geometría, las leyes constitutivas e interacciones se ha propuesto un modelo basado en la energía de fractura. El criterio de eliminación de elementos, es decir, la capacidad de deformación de los elementos hasta su fallo, se ha definido a partir de la

energía de fractura del material obteniendo que la energía de fractura del material es de $G_f(\text{viruta})=26158 \text{ J/m}^2$, mientras que para la capa de sacrificio se ha implementado una energía de fractura de $G_f(\text{viruta})=15000 \text{ J/m}^2$, para inducir la separación entre base – viruta por la capa de sacrificio (Secciones 2.4.1.5 y 2.4.1.6). Tomando este modelo como base se ha realizado un análisis de sensibilidad de malla, obteniendo un tamaño de malla de $8 \mu\text{m}$ (Sección 2.4.1.4). Por otro lado, se han analizado los efectos de parámetros de *mass scaling*, obteniendo un valor óptimo en 10^{-10} s (Sección 2.4.1.2), los parámetros térmicos, considerándose un Fracción de Calor Generada por la Fricción (F.C.G.F) de 1 y una contribución de este factor de hasta un $13.67\pm 0.71\%$ (Sección 2.4.1.3) y la fricción aparente (μ_{ap}), obteniéndose para el modelo un valor de 0.7 (Sección 2.4.1.4).

- Una vez definido el modelo de corte ortogonal y los parámetros que lo determinan se procedió a estudiar lo relativo a viruta generada por el modelo. En primer lugar se analizó la morfología de la viruta, mostrada en la Fig. 29 (Sección 2.4.1.7) haciendo especial detalle en la separación de las bandas de cortadura y comparándolas con estudios experimentales obteniendo una correlación con el modelo numérico muy buena (Ver Fig. 31 y Tabla 15). También se analizó el longitud de contacto entre viruta – herramienta del modelo, observándose una disminución de ésta a medida que aumenta la velocidad de corte, llegándose a obtener un mínimo donde prácticamente se iguala la longitud de contacto con el avance en el modelo 2D (Sección 2.4.1.8).
- Se analizó el campo de temperaturas de la herramienta (Ver Fig. 33) obteniéndose las zonas térmicamente afectadas durante el proceso para velocidades de corte entre 1 y 15 m/s. Se observó el punto de máxima temperatura en cada caso (zona con mayor riesgo de desgaste por difusión) y las temperaturas máximas para un mismo punto de mecanizado correspondiente a una longitud d 1.8 mm (Sección 2.4.1.9).
- A partir del modelo basado en energías de fractura se propuso el análisis de un modelo multipasada (Secciones 2.5, 2.5.1 y 2.5.2). Este modelo analiza el efecto en los resultados teniendo en cuenta las tensiones residuales producidas después de la primera pasada de mecanizado y el efecto sobre la ecuación constitutiva según la profundidad (Sección 2.5.3.1 y 2.5.3.2). Se obtuvo una buena correlación con los resultados experimentales de D.M. Madyira et al. [80] y exactamente la misma tendencia que éstos. También se obtuvo una tendencia de menor penetración a medida que aumentaba la velocidad de corte. De

la Fig. 39 a la Fig. 47 se muestran las tensiones residuales según la profundidad y velocidad de corte de 0.5 a 20 m/s, observándose variación entre tensiones de compresión y tracción según la profundidad para mantener el equilibrio de fuerzas. Se han observado que las tensiones máximas de tracción son mayores que las de compresión para velocidades de corte entre 0.5 y 3 m/s, alcanzando un equilibrio para 4 m/s e invirtiendo esta tendencia a partir de 5 m/s (Fig. 50). En definitiva, se observó que las velocidades bajas de corte producen mayores tensiones residuales y producen menos efectos mecánicos sobre el material.

- Una vez analizadas las tensiones residuales y actualizadas las ecuaciones constitutivas del modelo se procedió a analizar sus efectos sobre las fuerzas de corte específicas (Sección 2.5.3.3). Se observó un leve aumento de las fuerzas al considerar los efectos de las presiones específicas cuanto mayor es la velocidad de corte, aunque no afecte a la tendencia de los resultados.
- Se observó un claro efecto en la viruta producida, obteniéndose una viruta más frágil debido al endurecimiento de las capas más superficiales del material a causa de la primera pasada (Sección 0). También se analizó el efecto de la consideración de una segunda pasada con respecto a la primera, obteniéndose una ligera disminución de dicha longitud de contacto en el segundo caso (Sección 2.5.3.5).
- Se observó un desplazamiento del punto de máxima temperatura en la herramienta situándose en la posición de un desgaste típicamente de cráter, además de una disminución de dicha temperatura máxima debido a la disminución de la capacidad de deformación plástica del material (Sección 2.5.3.6).
- Considerando en global las secciones 2.4 y 2.5 Se ha expuesto una metodología completa para la consideración de modelos de mecanizado multipasada (Sección 2.6).
- Se observa la importancia de tener en cuenta un modelo multipasada a la hora de tener unos resultados con mayor precisión y más aproximados para un proceso industrial a diferencia de los de una única pasada, que se asemejaría más a un proceso de laboratorio (Sección 2.6).

- Teniendo en cuenta los mapas de temperatura para una única pasada junto con el mapa producido en el modelo multipasada se muestran los puntos de máxima exigencia en la herramienta, muy útiles para el diseño de herramienta de mecanizado.
- En la sección 2.7 se propuso la metodología para la integración de elementos cohesivos en un modelo de corte ortogonal de mecanizado definiendo, en primer lugar la geometría, definiendo la capa de sacrificio con elementos cohesivos (Sección 2.7.1)
- Se realizó un estudio paramétrico para ver el efecto de la variación de los parámetros de los elementos cohesivos sobre los resultados. Se estudiaron los siguientes parámetros: Velocidad de corte, Número de elementos de la interfaz cohesiva, Parámetro cohesivo, Energía crítica normal (G_n^c) y Energía crítica a tracción (G_s^c) (Sección 2.7.2).
- Una vez realizado el estudio paramétrico se obtuvo que el modelo requiere, al menos, 5 elementos en la capa de sacrificio en su espesor (Sección 2.7.2.1) y que el parámetro cohesivo no afecta significativamente en las fuerzas de corte (Sección 2.7.2.2). En cuanto a los valores del par de energías críticas ($G_n^c = 35000 \frac{J}{m^2} - G_s^c = 26000 \frac{J}{m^2} / G_n^c = 45000 \frac{J}{m^2} - G_s^c = 33000 \frac{J}{m^2}$) se ha observado que en ambos casos se obtienen tendencias coherentes con los datos experimentales. En este sentido, en la zona de bajas velocidades de corte (menores de 3 m/s) se obtiene que el par $G_n^c = 45000 \frac{J}{m^2} - G_s^c = 33000 \frac{J}{m^2}$ se obtienen fuerzas mucho más cercanas a las experimentales, no sólo comparado con el otro par de energías, si no, sobre todo, con el modelo basado únicamente en energías de fractura (Sección 2.7.2.3).
- Se ha mostrado el efecto de la energía crítica sobre la morfología de viruta, observándose una leve fragilidad mayor con el par de energías críticas menor ($G_n^c = 35000 \frac{J}{m^2} - G_s^c = 26000 \frac{J}{m^2}$) (Sección 2.7.2.3).
- Al emplear elementos cohesivos en la banda de sacrificio en vez de elementos por energía de fractura se evita la eliminación de esos elementos y, por tanto, la desaparición artificial de volumen en el conjunto, lo cual afecta a resultados como las fuerzas de corte.

- Se ha definido la geometría del modelo 3D de corte no ortogonales basado a lo estudiado previamente en los modelos 2D de corte ortogonal. En este aspecto, la geometría de los modelos no ortogonales estudiados, en todos los casos, se dividió en: base, capa de sacrificio y viruta (Secciones 3.3.1).
- Se ha definido en el modelo tanto el material a mecanizar, que en este caso ha sido Inconel®718, (sección 0) y el material de la herramienta, en este caso se consideró una herramienta CBN 170 (sección 0).
- Se ha analizado la determinación de la fricción en modelos de corte no ortogonales (sección 3.3.4). En este último caso la fricción para las profundidades de 0.50, 0.25 y 0.15 se han determinado en 1.2, 1.3 y 2.2 respectivamente (Tabla 31).
- En todos los modelos se ha empleado un criterio de eliminación de elementos basado en deformación máxima a cortadura (*shear failure*). Se analizó el efecto de este parámetro sobre las fuerzas de corte, sobre la morfología de la viruta y las variables locales como la deformación plástica equivalente, la velocidad de deformación y la temperatura. Se concluyó que el parámetro de deformación a cortadura máxima es 4.
- Para los tres modelos de corte ortogonal (profundidad de 0.50, 0.25 y 0.15) se ha realizado un análisis de sensibilidad de malla, se ha estudiado la morfología de la viruta, se han validado los modelos con respecto a datos experimentales y se ha analizado el campo de temperaturas sobre la herramienta durante el proceso de mecanizado
- Para el análisis de sensibilidad de malla se ha concluido que el tamaño de malla óptimo para los casos de profundidad de mecanizado de 0.50, 0.25 y 0.15 es de 15 μm , 10 μm y 10 μm (Secciones 3.4.1.1, 3.4.1.2, 3.5.1.1, 3.5.1.2, 3.6.1.1 y 3.6.1.2).
- Se han validado los tres modelos de corte no ortogonal a partir de datos experimentales de V. Muñoz et al. [116] y J.L. Cantero et al. [124]. Siendo el error medio entre el modelo numérico y los datos experimentales de 5.5%, 7.5% y 7.6% para las profundidades de 0.50, 0.25 y 0.15 mm respectivamente. En este aspecto el error medio con respecto a las

fuerzas de avance apenas del 3.5%, 4.17% y 3.91% respectivamente. En ningún caso el error relativo en ninguna de sus componentes alcanza el 10% en el peor de los casos (Secciones 3.4.1.4, 3.5.1.3 y 3.6.1.3).

- Se ha analizado el campo de temperaturas en la herramienta de corte. Las temperaturas máxima alcanzada en la herramienta para una profundidad de 0.50 es en torno a los 1350K, mientras para las profundidades de 0.25 y 0.15 la temperatura máxima estaba en torno a los 1500 K debido a la combinación de las mayores fricciones y las velocidades de deformación de la viruta con respecto al caso de profundidad de 0.50 (Secciones 3.4.1.5, 3.5.1.4 y 3.6.1.4).
- Se analizó el punto de máxima temperatura durante el proceso de mecanizado. En el momento en el que se alcanza el estado estacionario el punto de máxima temperatura en todos casos se sitúa en una posición similar a excepción del caso de profundidad de 0.15 mm a una velocidad de corte de 900 m/min (Sección 3.7.3).
- Por último se comparó tanto las fuerzas de corte, radial y avance entre los tres modelos y su evolución con respecto a la profundidad (Sección 3.7.1), la evolución de la morfología de la viruta (Sección 3.7.2) y la evolución de las temperaturas en la herramienta de corte durante el proceso (Sección 3.7.3).

En general, en este trabajo se han desarrollado dos modelos de mecanizado. Por un lado un modelo de corte ortogonal 2D y, por otro, un modelo de corte no ortogonal 3D. En el primer caso se desarrolló y se sentaron las bases para un modelo basado en energías de fractura el cual se desarrolló proponiendo dos líneas de desarrollo posible: Los modelos multipasada y los modelos con elementos cohesivos implementados.

Se propusieron unas bases para el desarrollo de un modelo multipasada y las consecuencias sobre los resultados y el posible interés en un proceso industrial de este tipo de modelos. En el caso del modelo con la implementación de elementos cohesivos se obtuvo una mejora en los resultados, especialmente a velocidades medias y bajas de corte.

Con respecto al modelo 3D de corte no ortogonal se desarrollaron las bases para su creación además de todos los parámetros a tener en cuenta necesarios, así como las ecuaciones y el

efecto de, por ejemplo, el coeficiente de rozamiento. Se han establecido los parámetros que pueden resultar de interés tales como fuerzas de corte, avance y radial, la morfología de viruta analizada de forma diferente con respecto a los modelos 2D, las variables locales (deformación, velocidad de deformación y temperatura), así como el recorrido óptimo para su estudio en este tipo de modelos y, finalmente, los campos de temperaturas generados en la herramienta así como la evolución tanto de estos como de los puntos de máxima temperatura.

El análisis del modelo 3D permite el estudio de ciertos resultados que el modelo 2D se ofrece de manera limitada, especialmente la morfología de viruta dado que ésta se puede deformar fuera del plano 2D tal como se ve claramente en la Fig. 123.

Referencias

- [1] S. Atlati, A. Moufki, M. Nouari y B. Haddag, «Interaction between the local tribological conditions at the tool–chip interface and the thermomechanical process in the primary shear zone when dry machining the aluminum alloy AA2024–T351,» *Tribology International* 105, pp. 326-333, 2017.
- [2] B. C. Schramm, H. Scheerer, H. Hoche, E. Broszeit, E. Abele y C. Berger, «Tribological properties and dry machining characteristics of PVD-coated carbide inserts,» *Surface and Coatings Technology* 188 –189, p. 623 – 629, 2004.
- [3] E. Brinksmeier, W. Preuss, O. Riemer y R. Rentsch, «Cutting forces, tool wear and surface finish in high speed diamond machining,» *Precision Engineering* 49, pp. 293-304, 2017.
- [4] D. Arulkirubakaran y V. Senthilkumar, «Performance of TiN and TiAlN coated micro-grooved tools during machining of Ti-6Al-4V alloy,» *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials* 62, pp. 47-57, 2017.
- [5] J. Salguero, F. Giroto, M. Calamaz, M. Batista y M. Marcos, «Cutting Forces Parametric Model for the Dry High Speed Contour Milling of Aerospace Aluminium Alloys,» *Procedia Engineering* 63 , pp. 735-742, 2013.
- [6] Y. Gao, J. B. Mann, S. Chandrasekar, R. Sun y J. Leopold, «Modelling of Tool Temperature in Modulation-assisted Machining,» *Procedia CIRP* 58, pp. 204-209, 2017.
- [7] A. U. H. Mohsan, Z. Liu y G. K. Padhy, «A review on the progress towards improvement in surface integrity of Inconel 718 under high pressure and flood cooling conditions,» *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 91, p. 107–125, 2017.

- [8] M. H. Miguélez, . X. Soldani y . A. Molinari, «Analysis of adiabatic shear banding in orthogonal cutting of Ti alloy,» *International Journal of Mechanical Sciences* 75 (2013) 212–222.
- [9] A. Molinari, X. Soldani y M. H. Miguélez, «Adiabatic shear banding and scaling laws in chip formation with application to cutting of Ti–6Al–4V,» *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 61, pp. 2331-2359, 2013.
- [10] M. Bäker , J. Rösler y C. Siemers , «finite element model of high speed metal cutting with adiabatic shearing,» *Comput Struct* 80, p. 495–513, 2002.
- [11] M. Bäker , J. Rösler y C. Siemers , «The influence of thermal conductivity on segmented chip formation chip formation,» *Comput Mater Sci* 26, p. 175–182, 2003.
- [12] M. Calamaz, D. Coupard y F. Girot, «A new material model for 2D numerical simulation of serrated chip formation when machining titanium alloy Ti–6Al–4V,» *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 48, pp. 275-288, 2008.
- [13] D. Umbrello, R. M’Saoubi y J. C. Outeiro, «The influence of Johnson–Cook material constants on finite element simulation of machining of AISI 316L steel,» *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 47, p. 462–470, 2007 .
- [14] M. Sima y T. Özel, «Modified material constitutive models for serrated chip formation simulations and experimental validation in machining of titanium alloy Ti–6Al–4V,» *Int J Mach Tools Manuf* 50, p. 943–960, 2010.
- [15] G. Chen , C. Ren , X. Yang , X. Jin y T. Guo , «Finite element simulation of high-speed machining of titanium alloy (Ti–6Al–4V) based on ductile failure model,» *Int J Adv Manuf Technol* 56, p. 1027–1038, 2011.
- [16] . F. Ducobu, . E. Rivière-Lorphèvre y E. Filippi, «Numerical contribution to the comprehension of saw-toothed Ti6Al4V chip formation in orthogonal cutting,» *Int J Mech Sci* 81, p. 77–87, 2014.

- [17] E. Uhlmann, M. Graf von der Schulenburg y R. Zettie, «Finite element modeling and cutting simulation of Inconel 718,» *CIRP Annals*, vol. 56, p. 61–64., 2007.
- [18] J. Díaz-Álvarez, J. Cantero, H. Miguélez y X. Soldani, «Numerical analysis of thermomechanical phenomena influencing tool wear in finishing turning of inconel 718,» *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 82, p. 161–169, 2014.
- [19] F. Jafarian, M. Ciaran, D. Umbrello, P. Arrazola, L. Filice y H. Amirabadi, «Finite element simulation of machining Inconel 718 alloy including microstructure changes,» *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 88, p. 110–121, 2014.
- [20] F. Ducobu, E. Rivière-Lorphèvre y . E. Filippi, «Finite element modelling of 3D orthogonal cutting experimental tests with the coupled eulerian-lagrangian (CEL) formulation,» *Finite Elements in Analysis and Design* , vol. 134, p. 27–40, 2017.
- [21] M. Kumar, R. Reddy y V. Vasu, «A 3-D simulation and experimental study of cutting forces in turning inconel-718,» *Materials Today*, vol. 4, p. 9942–9945, 2017.
- [22] K. Z. JianWeng, C. Hu, D. Zhu, S. Guo y H. Ding, «A novel approach to thermal modeling based on three-dimensional analysis in turning inconel 718 with round insert,» *Journal of Materials Processing Technology* , vol. 266, p. 588–598., 2018.
- [23] H. Siekmann , «How to machine titanium,» *Tool Engineering* 34, p. 78–82, 1955.
- [24] R. Komanduri y B. von Turkovich, «New observations on the mechanism of chip formation when machining titanium alloys,» *Wear* 69, p. 179–188, 1981.
- [25] F. Nabhani, «Machining of aerospace titanium alloys,» *Robot Comput Integr Manuf* 17, p. 99–106, 2001.
- [26] A. Gente y H. Hoffmeister, «Chip formation in machining Ti6Al4V at extremely high cutting speeds,» *CIRP Ann* 50, p. 49–52, 2001.

- [27] A. Molinari, C. Musquar y G. Sutter, «Adiabatic shear banding in high speed machining of Ti–6Al–4V: experiments and modelling,» *International Journal of Plasticity* 18, p. 443–459, 2002.
- [28] M. Cotterell y G. Byrne , «Dynamics of chip formation during orthogonal cutting of titanium alloy Ti–6Al–,» *CIRP Ann Manuf. Technol* 57, p. 93–96, 2008.
- [29] S. Sun , M. Brandt y M. Dargusch , «Characteristics of cutting forces and chip formation in machining of titanium alloys,» *Int J. Mach Tool Manuf.* 49, p. 561–568, 2009.
- [30] M. Bäker , «Finite element investigation of the flow stress dependence of chip formation,» *Int J Mech Sci* 75, p. 212–222, 2013.
- [31] D. Umbrello , «Finite element simulation of conventional and high speed machining of Ti6Al4V alloy,» *J Mater Process Technol* 196, p. 79–87, 2008.
- [32] R. Courant, . K. Friedrichs y H. Lewy, «On the Partial Difference Equations of Mathematical Physics 11,» *IBM Journal of Research and Development* , p. 215–235, 1967.
- [33] P. Nieslony , W. Grzesik, P. Laskowski y J. Sienwski , «Numerical and experimental analysis of residual stresses generated in the machining of Ti6Al4V titanium alloy,» *Procedia CIRP* 13, p. 78–83, 2014.
- [34] D. Rittel, L. H. Zhang y S. Osovski, «The dependence of the Taylor–Quinney coefficient on the dynamic loading mode,» *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 107, pp. 96-114, 2017.
- [35] X. Soldani, H. López-Gálvez y J. Díaz-Álvarez, «Numerical modeling of instabilities during machining of aeronautical alloy,» *Procedia Manufacturing* 13, pp. 36-42, 2017.
- [36] A. M. Russell y K. L. Lee, *Structure-Property relations in nonferrous metals*, New Jersey: Wiley, 2005.

- [37] C. Cai, B. Song , Q. Wei , P. Xue, S. Wen, J. Liu y Y. Shi, «In-situ integrated fabrication of Ti–Ni coating during hot isostatic pressing of Ti6Al4V parts: Microstructure and tribological behavior,» *Surface & Coatings Technology* 280 , p. 194–200, 2015.
- [38] W. Duan, Y. Yin , J. Zhou , M. Wang , H. Nan y P. Zhang, «Dynamic research on Ti6Al4V powder HIP densification process based on intermittent experiments,» *Journal of Alloys and Compounds* 771 , pp. 489-497, 2019 .
- [39] Y. L. C. Liang, W. Liu, Y. Ma, C. Liu y C. Zhang, «Dilution of Al and V through laser powder deposition enables a continuously compositionally Ti/Ti6Al4V graded structure,» *Journal of Alloys and Compounds* 763 , pp. 376-383, 2018 .
- [40] A. Li, S. Ma, Y. Yang , S. Zhou, L. Shi y M. Liu, «Microstructure and mechanical properties of Y2O3 reinforced Ti6Al4V composites fabricated by spark plasma sintering,» *Journal of Alloys and Compounds* 768, pp. 49-56, 2018 .
- [41] M.-J. Peng, Y.-H. Duan, L.-S. Ma y B.-P. Shu, «Characteristics of surface layers on Ti6Al4V alloy borided with CeO2 near the transition temperature,» *Journal of Alloys and Compounds* 769, pp. 1-9, 2018.
- [42] R. R. Boyer , «An overview on the use of titanium in the aerospace industry,» *Materials Science and Engineering* 213 , pp. 103-114, 1996.
- [43] D. Liu, Z. Hua, X. Yan y Z. Jin, «Design and biomechanical study of a novel adjustable hemipelvic prosthesis,» *Medical Engineering and Physics* 38, p. 1416–1425, 2016 .
- [44] M. Niinomi, «Mechanical properties of biomedical titanium alloys,» *Materials Science and Engineering A* 243 , p. 231–236, 1998 .
- [45] H. Shuhui, Z. Yingying y S. Debin, «Application of thermohydrogen processing to Ti6Al4V isothermal forging,» *Materials Science & Engineering A* 561 , p. 17–25, 2013 .

- [46] D. Rittel y Z. G. Wang, «Thermo-mechanical aspects of adiabatic shear failure of AM50 and Ti6Al4V alloys,» *Mechanics of Materials* 40 , p. 629–635, 2008.
- [47] S. Timoshenko y J. N. Godier, *Theory of elasticity*, New York: McGraw-Hill Book Compant Inc., 1951.
- [48] G. R. Johnson y W. H. Cook, «A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures,» *Proceedings 7th International Symposium on Ballistics, Netherlands*, pp. 541-547, 1983.
- [49] W.-S. Lee y C.-F. Lin, «High-temperature deformation behaviour of Ti6Al4V alloy evaluated by high strain-rate compression tests,» *Journal of Materials Processing Technology* 75, p. 127–136, 1998.
- [50] M. Burley, . J. E. Campbell, J. Dean y T. W. Clyne, «Johnson-Cook parameter evaluation from ballistic impact data via iterative FEM modelling,» *International Journal of Impact Engineering* 112, p. 180–192, 2018.
- [51] R. Liang y A. S. Khan, «A critical review of experimental results and constitutive models for BCC and FCC metals over a wide range of strain rates and temperatures,» *International Journal of Plasticity* 15 , pp. 963-980, 1999 .
- [52] D. Lesuer, *Experimental Investigations of Material Models for Ti-6AL4V and 2024-T3*, Lawrence Livermore National Laboratory, 1999.
- [53] A. Hillerborg, M. Modeer y P. E. Petersson, «Analysis of Crack Formation and Crack Growth in Concrete by Means of Fracture Mechanics and Finite Elements,» *Cement and Concrete Research* 6, p. 773–782, 1976.
- [54] G. I. Taylor y H. Quinney, «The latent energy remaining in a metal after cold working,» *Proceedings of the Royal Society of London* 143, pp. 307-326, 1934.
- [55] L. Shih-Chieh y J. Duffy, «Adiabatic shear bands in a TI-6Al-4V titanium alloy,» *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 46, pp. 2201-2231, 1998.

- [56] R. Edwards, Cutting tools, Londres: Cambridge university press, 1993.
- [57] R. Boyer, G. Welsch y E. W. Collings, Materials Properties Handbook: Titanium Alloys, ASM International, 1994.
- [58] J. Díaz Álvarez y J. L. Cantero Guisández, Tesis doctoral: Análisis numérico y experimental del desgaste de herramienta e integridad superficial en los procesos de torneado de inconel 718, Madrid: Universidad Carlos III de Madrid, 2013.
- [59] A. Molinari, R. Cheriguene y H. Miguelez, «Numerical and analytical modeling of orthogonal cutting: The link between local variables and global contact characteristics,» *International Journal of Mechanical Sciences* 53, p. 183–206, 2011.
- [60] Dassault Systèmes, «36.1.1 Contact interaction analysis: overview,» de *Abaqus 6.12 User's Manual*, 2012.
- [61] Dassault Systèmes, «38.2.3 Contact constraint enforcement methods in Abaqus/Explicit,» de *Abaqus 6.12 User's Manual*, 2012.
- [62] Dassault Systèmes, «5.2.3 Coulomb friction,» de *Abaqus 6.12 User's Manual*, 2012.
- [63] D. Dowson, History of Tribology (2nd Edition), Bury St Edmunds, United Kingdom: John Wiley and Sons Ltd, 1999.
- [64] Dassault Systèmes, «5.2.5 Heat generation caused by frictional sliding,» de *Abaqus 6.12 User's Manual*, 2012.
- [65] Dassault Systèmes, «36.2.1 Thermal contact properties,» de *Abaqus 6.12 User's Manual*, 2012.
- [66] A. Munjiza y N. John, «Mesh size sensitivity of the combined FEMDEM fracture and fragmentation algorithms,» *Engineering Fracture Mechanics* 69, pp. 281-295, 2002.
- [67] G. Cocchetti, M. Pagani y U. Perego, «Selective mass scaling and critical time-step estimate for explicit dynamics analyses with solid-shell elements,» *Computers and Structures* 127, pp. 39-52, 2012.

- [68] A. Molinari, R. Cheriguene y H. Miguelez , «Contact variables and thermal effects at the tool–chip interface in orthogonal cutting,» *International Journal of Solids and Structures* 49 , p. 3774–3796, 2012 .
- [69] N. N. Zorev, «Inter-relationship between shear processes occurring along tool face and shear plane in metal cutting,» *International research in production engineering*, pp. 42-49, 1963.
- [70] T. D. Marusich y M. Ortiz, «Modelling and Simulation of High-Speed Machining,» *International Journal for Numerical Methods in Engineering* 38, p. 3675–3694, 1995.
- [71] V. Veeranaath, «Experimental Investigation of Process Parameters in Orthogonal Machining of Ti6Al4V with TiC Coated PCBN Inserts – A Finite Element Analysis,» *Materials Today: Proceedings* 5, p. 19547–19554, 2018 .
- [72] J. Marino Romero, Tesis doctoral: Formulación de un Algoritmo Eficiente de Integración de un Modelo de Daño Isótropo y Validación en Condiciones Dinámicas, Madrid: Universidad Carlos III de Madrid, 2016.
- [73] M. M. Hamdy y R. B. Waterhouse, «The fretting wear of ti-6ai-4v and aged inconel 718 at elevated temperatures,» *Wear* 71, p. 237–248, 1981.
- [74] V. Fitseva, Friction Surfacing of Titanium Grade 1 and Ti-6Al-4V, Hamburgo: Technischen Universität Hamburg-Harburg, 2016.
- [75] A. K. Parida y K. Maity, «Numerical and experimental analysis of specific cutting energy in hot turning of Inconel 718,» *Measurement* 133, p. 361–369, 2019 .
- [76] X. Y. Gu , C. Y. Dong y T. Cheng, «MPM simulations of high-speed machining of Ti6Al4V titanium alloy considering dynamic recrystallization phenomenon and thermal conductivity,» *Applied Mathematical Modelling* 56 , p. 517–538, 2018.
- [77] H. Kun y Y. Wenyu, «Analytical analysis of the mechanism of effects of machining parameter and tool parameter on residual stress based on multivariable decoupling method,» *International Journal of Mechanical Sciences* 128-129, p. 659–679, 2017.

- [78] K. Huang , W. Yang y X. Ye, «Adjustment of machining-induced residual stress based on parameter inversion,» *International Journal of Mechanical Sciences* 135 , p. 43–52, 2018 .
- [79] D. Nespor, B. Denkena, T. Grove y V. Böß, «Differences and similarities between the induced residual stresses after ball end milling and orthogonal cutting of Ti–6Al–4V,» *Journal of Materials Processing Technology*, p. 15–24, 2015.
- [80] D. M. Madyira, R. Laubscher, N. Janse van Rensburg y P. Henning, «High speed machining induced residual stresses in Grade 5 titanium alloy,» *Journal of Materials: Design and Applications*, pp. 208 - 215, 2012.
- [81] M. Vasough, P. Liu y I. Svenningsson, «Depth profile of titanium alloy (Ti-6Al4V) alloy and residual stress measured by using X-ray diffraction after metal cutting assisted by high pressure jet coolig.,» *ICRS 7th International conference of residual stresses*, p. 545, 2004.
- [82] J. Puerta Valasquez, A. Tidu y B. Bolle, «Sub-surface and surface analysis of high speed machined Ti-6Al-4V alloy,» *Material Science Engineering A*, pp. 2572 - 2578, 2010.
- [83] M. H. Miguélez, R. Zaera, A. Molinari , R. Cheri y A. Rusinek, «Residual stresses in orthogonal cutting of metals: the effect of thermomechanical coupling parameters and of friction,» *Journal of Thermal Stresses*, p. 269–289, 2009.
- [84] M. Vázquez, Resistencia de Materiales, Madrid: Nolea, 2000.
- [85] A. Marques, M. Paipa Suarez, W. Falco Sales y . Á. Rocha Machado, «Turning of Inconel 718 with whisker-reinforced ceramic tools applying vegetable-based cutting fluid mixed with solid lubricants by MQL,» *Journal of Materials Processing Tech.*, pp. 530 - 543, 2019.
- [86] A. Needleman, «A continuum model for void nucleation by inclusion debonding.,» *J Appl Mech* 54, p. 525–531, 1987.

- [87] V. Tvergaard y J. Hutchinson, «The relation between crack growth resistance and fracture process parameters in elastic-plastic solids.,» *J Mech Phys Solids* 40, p. 1377–1397, 1992.
- [88] W. Knauss, «Time dependent fracture and cohesive zones,» *J. Eng Mater Technol* 115, p. 262–267, 1993.
- [89] H. Yuan , G. Lin y A. Cornec , «Verification of a cohesive zone model for ductile fracture,» *It. J Eng Mater Technol* 118, p. 192–200, 1996.
- [90] P. Rahul Kumar , . A. Jagota, S. Bennison y S. Saigal, «Cohesive element modeling of viscoelastic fracture: application to peel testing of polymers.,» *Int J Solids Struct* 37, p. 1873–1897, 2000.
- [91] O. Nguyen , E. Repetto , M. Ortiz y R. Radovitz , «A cohesive model of fatigue crack growth,» *Int J Fract* 110, p. 351–369, 2001.
- [92] M. Elices , G. Guinea , J. Gómez y J. Planas, «The cohesive zone model: advantages, limitations and challenges,» *Eng Fract Mech.* 69, p. 137–163, 2002.
- [93] C. R. Chen, O. Kolednik, . I. Scheider, T. Siegmund, A. Tatzchl y F. D. Fischer , «On the determination of the cohesive zone parameters for the modeling of micro-ductile crack growth in thick specimens,» *International Journal of Fracture*, pp. 517 - 536, 2003.
- [94] U. Umer, . M. Ashfaq, . J. A. Qudeiri, . H. M. A. Hussein, . S. N. Danish y . A. R. Al-Ahmari , «Modeling machining of particle-reinforced aluminum-based metal matrix composites using cohesive zone elements,» *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 78, p. 1171–1179, 2015.
- [95] Y. Bai y B. Dodd , *Adiabatic shear localization*, Oxford: Elsevier, 2012.
- [96] M. Armendia , A. Garay, L.-M. Iriarte y P.-J. Arraz , «Comparison of the machinabilities of Ti6Al4V and TIMETAL® 54M using uncoated WC–Co tools,» *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 210, p. 197–203, 2010.

- [97] C. Dávila, C. Rose y K. Song , «Guidelines and parameter selection for the simulation of progressive delamination,» de *Abaqus Users' Conference*, NASA Langley Research Center, 2008.
- [98] M. L. Benzeggagh y M. Kenane, «Measurement of Mixed-mode Delamination Fracture Toughness of Unidirectional Glass-Epoxy Composites with Mixed-mode Bending Apparatus,» *Composites Science and Technology* 56 (1996) 439-449.
- [99] K. Wang, F. Wang , W. Cui , T. Hayat y B. Ahmad , «Prediction of short fatigue crack growth of Ti-6Al-4V,» *Fatigue Fracture Engineer Materials* 37, p. 1075–1086, 2014.
- [100] K. R. Y. Simha, *Fracture Mechanics for Modern Engineering Design*, Universities Press, 2001.
- [101] Q. Bui , «A modified Benzeggagh-Kenane fracture criterion for mixed-mode delamination,» *Journal of Composite Materials* 45, p. 389–413, 2011.
- [102] X. Soldani y H. López-Gálvez, «Chip formation modeling using traction-separation cohesive model,» *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* , pp. 1-9, 2018.
- [103] A. Cornec , I. Scheider y K.-H. Schwalb, «On the practical application of the cohesive mode,» *Engineering Fracture Mechanic* , vol. 70, p. 1963–1987, 2003.
- [104] . Y. Ayed, G. Germain , W. Ben Salem y H. Hamdi, «Experimental and numerical study of laser-assisted machining of Ti6Al4V titanium alloy,» *Finite Elements in Analysis and Design*, vol. 92, p. 72–79, 2014.
- [105] S. Roy, R. Kumar, A. Panda y R. Das, «A brief review on machining of Inconel 718,» *Proceedings* , vol. 5, p. 18664–18673, 2018.
- [106] R. Datta, B. Biswal y . S. Mahapatra, «Machinability analysis of Inconel 601, 625, 718 and 825 during electro-discharge machining: on evaluation of optimal parameters setting,» *Measurement*, 2019.

- [107] A. Devillez, F. Schneider, S. Dominiaka, D. Dudzin y D. Larrouquere, «Cutting forces and wear in dry machining of Inconel 718 with coated carbide tools,» *Wear* , vol. 262, p. 931–942, 2007.
- [108] E. Kose, A. Kurt y U. Seker, «The effects of the feed rate on the cutting tool stresses in machining of Inconel 718,» *Journal of Materials Processing Technology* , vol. 196, p. 165–173., 2008.
- [109] N. Fang y Q. Wu, «A comparative study of the cutting forces in high speed machining of Ti–6Al–4V,» *Journal of Materials Processing Technology* , vol. 209, p. 4385–4389, 2009.
- [110] D. Thakur, B. Ramamoorthy y L. Vijayaraghavan, «Study on the machinability characteristics of superalloy during high speed turning,» *Material Design*, vol. 30, p. 1718–1725, 2009.
- [111] S. Olovsjö y L. Nyborg, «Influence of microstructure on wear behaviour of uncoated WC tools in turning of Alloy 718 and Waspaloy,» *Wear* , vol. 283, p. 12–21, 2012 .
- [112] K. Venkatesan, K. Manivannan, S. Devendiran, A. T. Mathew, N. M. Ghazaly y A. S. Neha Benny, «Study of Forces, Surface finish and chip morphology on machining of Inconel 825,» *Procedia Manufacturing*, vol. 30 , p. 611–618, 2019 .
- [113] S. Qadri, G. Harmain y M. Wani, «An experimental study on investigation of machining of nickel based super alloy 718,» *Materials today: Proceedings*, 2019.
- [114] Y. Hua, Z. Liu, B. Wang y X. Hou, «Surface modification through combination of finish turning with low plasticity burnishing and its effect on fatigue performance for Inconel 718,» *Surface Coatings Technology* , vol. 375, p. 2019 , 508–517.
- [115] A. Bhatt, H. Attia, R. Vargas y V. Thomson, «Wear mechanisms of Wc coated and uncoated tools in finish turning of Inconel 718,» *Tribology International*, vol. 41, p. 1113–1121, 2009 .

- [116] V. Muñoz, J. L. Cantero, J. Díaz-Álvarez y M. H. Miguélez, «Mecanizado de alta velocidad de superaleaciones de base níquel con herramientas PCBN,» *XXI Congreso Nacional de ingeniería Mecánica*, pp. 761-767, 2016.
- [117] J. Vasant, G. Gopi, J. Jegaraj, K. Kumar, P. Kuppan y R. Oyyaravelu, «Finite element simulation and experimental validation of laser assisted machining of Inconel 718,» *Materials Today: Proceeding*, vol. 5, p. 13637–13649, 2018.
- [118] K. Rana, S. Rinaldi, S. Imbrogno, G. Rotella, D. Umbrello, R. M'Saoubi y S. Ayvar-Soberanis, «2D FE prediction of surface alteration of Inconel 718 under machining condition,» *Procedia CIRP*, vol. 45, p. 227–230, 2016.
- [119] P. Jeyapandiarajan y . X. M. Anthony, «Evaluating the machinability of Inconel 718 under different machining conditions,» *Procedia Manufacturing*, vol. 30, p. 253–260, 2019.
- [120] V. Vijayaraghavan, A. Garg, L. Gao, R. Vijayaraghavan y G. Lu, «A finite element based data analytics approach for modeling turning process of Inconel 718 alloys,» *Journal of Cleaner Production*, vol. 137, p. 1619–1627, 2016.
- [121] S. Reddy, M. Kumar y . V. Vasu, «Temperature study in turning inconel-718: 3D simulation and experimentation,» *Materials Today*, vol. 4, p. 9946–9950, 2017.
- [122] R. Yadav, A. Kumar y S. Mahapatra, «A simulation approach for estimating flank wear and material removal rate in turning of Inconel 718,» *Simulation Modelling Practice and Theory*, vol. 52, p. 1–14, 2015.
- [123] A. Molinari y A. Moufki, «A new thermomechanical model of cutting applied to turning operations. part I. theory,» *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 45, p. 166–180., 2004.
- [124] J. L. Cantero, J. Díaz-Álvarez y D. Infante-García, «High Speed Finish Turning of Inconel 718 Using PCBN Tools under Dry Conditions.,» *Metals* , vol. 192, 2018.

- [125] H. López-Gálvez y X. Soldani, «Determination of optimum numerical parameters in a 3D model of finish turning operation applied to Inconel 718,» *Simulation Modelling Practice and Theory*, vol. 99, 2020.
- [126] SECO, *Catálogo de herramientas de corte SECO*.
- [127] R. S. Pawade , S. S. Joshi y P. K. Brahmankar, «An investigation of cutting forces and surface damage in high-speed turning of Inconel 718,» *Journal of Materials Processing Technology*, Vols. %1 de %2192 - 193, p. 139 –146, 2007.
- [128] «Special Metals,» [En línea]. Available: <http://www.specialmetals.com/tech-center/alloys.html>. [Último acceso: 18 Junio 2018].
- [129] «Special Metals,» [En línea]. Available: http://www.specialmetals.com/assets/smc/documents/inconel_alloy_718.pdf. [Último acceso: 18 Junio 2018].
- [130] T. Fernández-Columbié, I. Rodríguez-González, M. Á. Cobas-Suárez, M. Aldana-Cruz, M. Utria-Jiménez y M. Medina-Arce, «Microestructura de una aleación níquel-cromo-molibdeno soldada con electrodos revestidos,» *Minería y Geología*, vol. 35, 2018.
- [131] A. Iturbe, E. Giraud, E. Hormaetxe, A. Garay, G. Germain, K. Ostolaza y P. J. Arrazola, «Mechanical characterization and modelling of Inconel 718 material behavior for machining process assessment,» *Materials Science and Engineering*, vol. 682, pp. 441-453, 2017.
- [132] N. Tounsi y . H. Attia, «Identification of Constitutive Law For Inconel 718 in Machining,» *HRC-CNRC, Report developed for SFTC. Deform 3D library*, 2007.
- [133] Dassault Systemes, «18.2.8 Dynamic failure models,» de *Abaqus 6.12 User's Manual*, 2012.
- [134] D. L. de Resende, C. d. M. Neto, D. A. Pereira Reis y A. C. de Oliveira Hirschmann , «Estudo do comportamento mecânico da superliga inconel 718 em temperaturas

elevadas,» *Anais do 150 Encontro de Iniciação Científica e Pós-Graduação do ITA – XV ENCITA*, 2009.

- [135] «Goodfellow,» [En línea]. Available: <http://www.goodfellow.com/S/Carburo-de-Boro-Prensado-en-caliente.html>. [Último acceso: 14 Julio 2016].
- [136] E. J. Morales Calero, C. M. Arévalo Mora y E. M. Pérez Soriano, «Análisis y caracterización de polvos de partida empleados en la fabricación de TMCs,» Escuela Técnica Superior de Ingeniería Universidad de Sevilla, Sevilla, 2018.
- [137] A. De La Villa Cuenca, *Problemas de álgebra con esquemas teóricos*, Madrid: Edeta Editorial, 2010.
- [138] «Causa Directa,» [En línea]. Available: <https://causadirecta.com/especial/calculo-de-velocidades/tablas/tabla-de-factores-de-rozamiento-del-pavimento-para-neumaticos-de-goma>. [Último acceso: 15 Diciembre 2020].
- [139] A. Marchand y J. Duffy, «An experimental study of the formation process of adiabatic shear bands in a structural steel,» *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, vol. 36, pp. 251-283, 1988.
- [140] B. Dodd y Y. Bai , *Adiabatic shear localization*, Elsevier Insights, 2012.
- [141] A. Parida y . K. Maity, «Comparition the machinibility of inconel 718, inconel 625 and monel 400 in hot turning operation,» *International Journal Engineering Science and Technology*, vol. 21, pp. 364-370, 2018.
- [142] F. Ramírez P., X. Soldani, . J. Loya y H. Miguélez, «A new approach for time- space wear modeling applied to machining tool wear,» *Wear*, Vols. %1 de %2390-391, pp. 125-134, 2017.

CONTENIDOS PUBLICADOS Y PRESENTADOS

Durante la realización de esta tesis doctoral se publicaron trabajos en revistas internacionales y congresos relacionados con ésta, los cuales se han citado en el presente trabajo. A saber, y por orden de fecha de publicación:

- [35] X. Soldani, H. López-Gálvez y J. Díaz-Álvarez, «Numerical modeling of instabilities during machining of aeronautical alloy,» *Procedia Manufacturing* 13, pp. 36-42, 2017.
- [102] X. Soldani y H. López-Gálvez, «Chip formation modeling using traction-separation cohesive model,» *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* , pp. 1-9, 2018.
- [125] H. López-Gálvez y X. Soldani, «Determination of optimum numerical parameters in a 3D model of finish turning operation applied to Inconel 718,» *Simulation Modelling Practice and Theory*, vol. 99, 2020.

Durante la presente tesis se participó y presentó en congreso el siguiente trabajo:

X. Soldani, H. López-Gálvez y J. Díaz-Álvarez, «Numerical modeling of instabilities during machining of aeronautical alloy,» *Manufacturing Engineering Society International Conference 2017, MESIC 2017, 28-30 June 2017, Vigo (Pontevedra), Spain.*

También se pueden encontrar en el archivo de la Universidad Carlos III de Madrid, los siguientes Trabajos Fin de Grados dirigidos relacionados con la presente tesis doctoral:

Jesús de Blas Oteo, H. López-Gálvez, «Análisis de la energía absorbida en metales aeronáuticos mediante MEF,» *Septiembre 2017.*

Ismael Llorente Bermejo, H. López-Gálvez, «Optimización de la simulación numérica del proceso de mecanizado ortogonal del Ti-6Al-4V,» *Julio 2018.*

Héctor López-Gálvez Muñoz.

Dpto. Ingeniería Mecánica

Marta Sánchez Jiménez, H. López-Gálvez, «Análisis numérico del efecto de mecanizados previos sobre materiales de aplicación industrial y aeronáutico», *Marzo 2019*.

Y los siguientes Trabajos Fin de Máster dirigidos relacionados con la presente tesis doctoral:

Alejandro Migueláñez Rosado, X. Soldani, H. López-Gálvez, «Estudio paramétrico sobre mecanizado de materiales de aplicación aeronáutica», *Septiembre 2017*.

Samuel Tejeiro Mendieta, H. López-Gálvez, «Análisis numérico de mecanizado 3d no ortogonal en súper aleaciones de aplicación industrial y aeronáutica». Julio 2018.

OTROS MÉRITOS DE INVESTIGACIÓN

Durante el periodo de tesis doctoral del presente trabajo también se participó en el campo de “impacto balístico” que dieron lugar a los siguientes trabajos:

H. López-Gálvez, M. Rodríguez-Millán, N. Feito, H. Miguelez. «A method for inter-yarn friction coefficient calculation for plain wave of aramid fiber», *Mech Res Commun* 2016;74:52–6.

H. López-Gálvez, X. Soldani. «Suitability of numerical model from low to high velocity impacts against KM2 fabrics with isotropic hypothesis», *Composite Structures* 214 (2019) 390–396.

También se colaboró como co-autor en los siguiente congreso:

M. Rodríguez-Millán, H. López-Gálvez, M. Marco, C. Santiuste, H. Miguélez. «Dynamic response of Kevlar: Numerical analysis», *18th International Conference on Composite Structures, Lisbon: Portugal, 15 to 18 June 2015*

Rodríguez-Millán, Marcos, López-Gálvez Muñoz, Héctor, Loya Lorenzo, José Antonio, Lee, Heow Pueh y Miguélez Garrido, María Henar, «Análisis numérico del efecto de la protección de mandíbula y visor del casco de combate bajo cargas explosivas», *III Congreso Nacional de I+D en Defensa y Seguridad, Galicia: España, 19 y 20 de Noviembre de 2015.*

Y colaboración como co-autor en el siguiente poster para congresos:

M. Rodríguez-Millán, H. López-Gálvez, M. Marco, C. Santiuste, H. Miguélez. «Dynamic response of Kevlar: Numerical analysis», *18th International Conference on Composite Structures, Lisbon: Portugal, 15 to 18 June 2015.*

También se pueden encontrar en el archivo de la Universidad Carlos III de Madrid, los siguientes Trabajos Fin de Grados dirigidos relacionados:

Brian Cabrerizo Jiménez, H. López-Gálvez, «Análisis numérico del comportamiento dinámico de fibras de aramida», *Julio 2016.*