



UNIVERSIDAD NACIONAL AUTÓNOMA DE
MÉXICO

FACULTAD DE INGENIERÍA

Modelado y simulación de un proceso de corte
ortogonal termomecánico usando paquetería de
elemento finito.

T E S I S

QUE PARA OBTENER EL TÍTULO DE:

INGENIERO MECÁNICO

P R E S E N T A

Mark Vargas Morelli Luna

DIRECTOR DE TESIS:

M. C. Edgar Isaac Ramírez Díaz



Ciudad Universitaria, D. F.

Febrero 2015



Universidad Nacional
Autónoma de México



UNAM – Dirección General de Bibliotecas
Tesis Digitales
Restricciones de uso

DERECHOS RESERVADOS ©
PROHIBIDA SU REPRODUCCIÓN TOTAL O PARCIAL

Todo el material contenido en esta tesis esta protegido por la Ley Federal del Derecho de Autor (LFDA) de los Estados Unidos Mexicanos (México).

El uso de imágenes, fragmentos de videos, y demás material que sea objeto de protección de los derechos de autor, será exclusivamente para fines educativos e informativos y deberá citar la fuente donde la obtuvo mencionando el autor o autores. Cualquier uso distinto como el lucro, reproducción, edición o modificación, será perseguido y sancionado por el respectivo titular de los Derechos de Autor.

Dedicatoria

A mi madre
Beatriz Luna García

Agradecimientos

A mi madre, por todas sus enseñanzas, cuidados, consejos e innumerables y contagiosas muestras de esfuerzo para superarse como persona cada día

A mi *alma mater* la **Universidad Nacional Autónoma de México** por darme la oportunidad de formarme integralmente y hacerme sentir orgulloso de pertenecer a su comunidad.

A mi director de tesis M. C. Edgar Isaac Ramírez Díaz por sus enseñanzas, consejos, paciencia y por todo el apoyo brindado que me ha permitido desarrollar este trabajo.

A los miembros de la Unidad De Investigación y Asistencia Técnica en Materiales (UDIATEM) por compartir conmigo su experiencia y conocimientos.

Al proyecto PAPIIT IT102914 (3) “Desarrollo de un sistema experto para la determinación de parámetros de maquinado óptimo” por el apoyo recibido y que sin el cual este trabajo no se hubiera podido llevar a cabo.

A mis sinodales:

M. C. Edgar Isaac Ramírez Díaz.

DR. Armando Ortiz Prado.

DR. Fernando Velázquez Villegas.

MTRO. Osvaldo Ruiz Cervantes.

DR Víctor Hugo Jacobo Armendáriz.

Por los conocimientos aportados, sus observaciones y consejos que permitieron la finalización de este trabajo y han enriquecido mi formación como profesional.

Prólogo

El maquinado es uno de los procesos de manufactura más ampliamente utilizado en la industria, por esta razón se han realizado una gran cantidad de investigaciones para lograr el entendimiento de este proceso tanto en el sector académico como en el industrial. La predicción de variables importantes en el proceso, como son la temperatura, las fuerzas de corte y la distribución de esfuerzos juegan un papel importante en la optimización de los parámetros de corte y el diseño de herramientas. Varios investigadores han encontrado estas variables usando técnicas experimentales, lo cual hace de la investigación un proceso largo y costoso. Actualmente el modelado mediante el método de los elementos finitos (FEM) se ha vuelto una herramienta muy importante para el desarrollo de este tipo de investigaciones.

En esta tesis se estudia el proceso de corte ortogonal mediante su simulación utilizando paquetería FEM empleando el método Acoplado Euleriano Lagrangiano (CEL), teniendo como objetivos el modelado de la pieza de trabajo como un material sólido Euleriano y estudiar su interacción con la herramienta de corte como un sólido Lagrangiano, y así, simular la separación de material que se presenta durante un proceso de corte ortogonal mediante el desarrollo de un modelo termomecánico que considere los efectos de la temperatura en la formación de la viruta durante el proceso de corte.

Este trabajo está integrado por 5 capítulos de los cuales el primero trata de las generalidades de los procesos de corte por arranque de viruta, como son algunas operaciones de corte, parámetros de corte, tipos de viruta y las variables más comunes de estudio, como son las fuerzas de corte, temperaturas y esfuerzos. También se presentan algunos de los modelos constitutivos empleados para su estudio.

En el segundo capítulo se abordan los métodos más comunes para la simulación de procesos de corte por arranque de viruta mediante el empleo de paquetería de elemento finito, se presentan las capacidades del método CEL y algunas de sus características y se habla acerca de algunas de las investigaciones realizadas mediante FEM para la simulación de dichos procesos.

En el tercer capítulo se describe la metodología utilizada para modelar un proceso de corte ortogonal en la paquetería Abaqus® empleando el método CEL, se describe la geometría de la pieza de trabajo y la herramienta, el modelado del comportamiento termomecánico del material de trabajo, las interacciones utilizadas en el análisis, las condiciones de frontera así como las condiciones iniciales y la generación de la malla del modelo.

En el cuarto capítulo se presentan los resultados de las simulaciones y su comparación con datos experimentales reportados en la literatura, se analizan las fuerzas de corte así como la distribución de esfuerzos, deformaciones, temperaturas, geometría de la viruta y la evolución de la falla del material comparando los resultados de los diferentes modelos realizados a los que se les modificó el tamaño de elemento en la malla y el parámetro de evolución de daño del material para analizar la influencia de estas variables en los resultados.

Este trabajo finaliza con el quinto capítulo en el que se presentan los logros alcanzados, se menciona qué parámetros del modelo se pueden ajustar con el fin de aproximar los resultados numéricos a los experimentales y se comentan las capacidades del método CEL para modelar procesos en los que se presentan grandes deformaciones y separación de material.

Índice

Dedicatoria	I
Agradecimientos	II
Prólogo	III
Índice	IV
Capítulo 1 Procesos de corte por arranque de viruta	1
1.1 Introducción	1
1.2 Tipos de operaciones de maquinado	1
1.3 Herramientas de corte	2
1.4 Parámetros de corte	3
1.5 Tipos de viruta producida en el corte de metales	4
1.5.1 Virutas continuas	4
1.5.2 Virutas de borde acumulado o recrecido	4
1.5.3 Virutas segmentadas o escalonadas.....	5
1.5.4 Virutas discontinuas	5
1.5.5 Viruta en forma de rizos	5
1.6 La mecánica de la formación de virutas	6
1.6.1 Fuerzas de corte.....	7
1.6.2 Medición de las fuerzas de corte	9
1.6.3 Potencia.....	9
1.6.4 Esfuerzos.....	9
1.6.5 Angulo del plano a corte.....	10
1.6.6 Deformación cortante	12
1.6.7 Energía.....	13
1.6.8 Datos representativos de un corte ortogonal.....	14
1.7 Temperaturas en el corte	14
1.8 Modelos constitutivos	17
1.8.1 Modelo de Johnson-Cook	17
1.8.2 Modelo de Zirelli Armstrong.....	18
1.8.3 Modelo de Oxley.....	18
1.8.4 Modelo de Marusich (Thirdwave AdvantEdge).....	18
Capítulo 2 Modelado de procesos de maquinado mediante elemento finito	19
2.1 FEM en los procesos de formación de viruta	19
2.2 Tipos de descripción para los modelos FEA	20
2.2.1 Descripción Lagrangiana.....	20
2.2.2 Descripción Euleriana	22
2.2.3 Descripción ALE (Arbitrary Lagrangian Eulerian).....	22
2.3 Análisis Acoplado Euleriano Lagrangiano (CEL) en Abaqus®	23

2.3.1 Fracción de volumen Euleriano	24
2.3.2 Superficie libre del material.....	24
2.3.3 Formulación del contacto Euleriano-Lagrangiano.....	24
2.3.4 Ejemplo del uso del método CEL en Abaqus® (Conformado de un remache)	25
2.4 Efecto de las condiciones de corte en la formación de viruta segmentada a altas velocidades de corte.	27
2.5 Comparación con datos experimentales de tres modelos realizados en tres paqueterías diferentes	30
2.6 Influencia de los parámetros que definen el comportamiento de un material en los resultados de un modelo FEM de corte ortogonal.....	32
Capítulo 3 Modelado de un proceso de corte ortogonal con el método CEL usando Abaqus®.	37
3.1 Geometrías de la pieza de trabajo y la herramienta de corte	37
3.2 Comportamiento termomecánico de la pieza de trabajo y herramienta de corte	38
3.3 Descripción del tipo de análisis y su duración.....	41
3.4 Interacción	42
3.5 Condiciones de frontera y valores iniciales.....	43
3.6 Malla	44
Capítulo 4 Análisis de resultados.....	46
Capítulo 5 Conclusiones.....	59
Referencias.....	61



Capítulo 1 Procesos de corte por arranque de viruta

1.1 Introducción

El maquinado es un proceso de manufactura en el cual se usa una herramienta de corte para remover material de una pieza de trabajo, de tal manera que el material remanente tenga la forma deseada.

El maquinado es uno de los procesos más importantes de manufactura. Las siguientes razones explican la importancia de las operaciones de maquinado desde el punto de vista comercial y tecnológico:

- Se aplica a una amplia variedad de materiales de trabajo. Prácticamente todos los metales se pueden maquinar así como algunos polímeros. Los cerámicos presentan dificultades debido a su alta dureza y fragilidad.
- Se usa para generar cualquier forma geométrica regular, como superficies planas, agujeros redondos y cilindros. Combinando varias operaciones en secuencia se pueden producir formas de alta complejidad.
- Es más preciso que muchos otros procesos.
- Es capaz de producir excelentes acabados superficiales.

Debido a sus características, el maquinado se realiza generalmente después de otros procesos de manufactura como fundición o procesos de deformación. Otros procesos forman una preforma de la pieza y el maquinado produce la geometría final (Groover, 2007).

1.2 Tipos de operaciones de maquinado

El maquinado no es solamente un proceso, sino una familia de procesos, la característica común es el uso de una herramienta de corte que forma una viruta, la cual se remueve de la pieza de trabajo. Para realizar la operación, se requiere movimiento relativo entre la herramienta y el material de trabajo. Este movimiento relativo se logra en la mayoría de las operaciones de maquinado por medio de un movimiento primario llamado velocidad, y un movimiento secundario denominado avance. La forma de la herramienta y su penetración en la superficie de trabajo, combinada con estos movimientos produce la forma deseada.

En la Figura 1.1 se observan algunos de los procesos más comunes. En la operación de cilindrado (Figura 1.1a), la pieza se hace girar y una herramienta de corte genera el desprendimiento de una capa de material al desplazarse hacia la izquierda, la Figura 1.1b muestra una operación de tronzando, donde la herramienta de corte se mueve radialmente hacia adentro y separa la parte de la derecha del cuerpo de la pieza bruta, la Figura 1.1c muestra una operación de fresado con un cortador horizontal, en donde una herramienta de corte rotatoria quita una capa de material de la superficie de la pieza y la Figura 1.1d muestra una operación de con un cortador (fresa) vertical, en la que un cortador giratorio se desplaza a cierta profundidad en la pieza y produce una caja o cavidad.

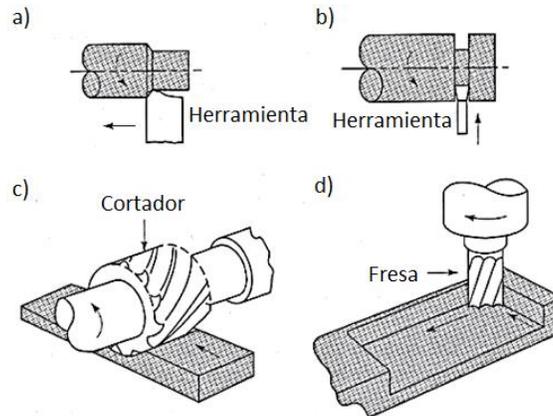


Figura 1.1 a) Cilindrado, b) Tronzado, c) Fresado periférico o de placa, d) Fresado de frente o de acabado (Kalpalkjian, 2002).

1.3 Herramientas de corte

Una herramienta de corte tiene uno o más filos. El filo sirve para separar una viruta del material de trabajo como se muestra en la Figura 1.2. Ligadas al filo cortante hay dos superficies de la herramienta: La superficie de ataque que dirige el flujo de la viruta resultante se orienta en cierto ángulo llamado ángulo de ataque. El ángulo de ataque se mide con respecto a un plano perpendicular a la superficie de trabajo, y éste puede ser positivo o negativo. El flanco de la herramienta provee un claro entre la herramienta y la superficie recién generada, de esta forma se evita que la fricción con la herramienta degrade el acabado. La superficie de Flanco o de incidencia se orienta en un ángulo llamado ángulo de incidencia.

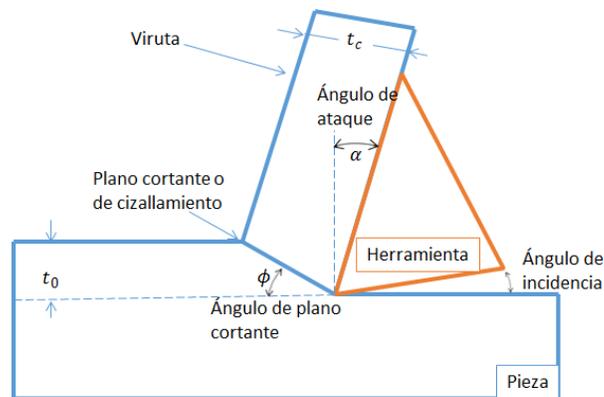


Figura 1.2 Esquema de un proceso de corte ortogonal bidimensional.

Es muy importante el diseño de la herramienta debido a las severas condiciones de operación. Debe tener la geometría apropiada para cortar efectivamente y se hace de un material que sea más duro que el material de la pieza de trabajo.

Existen diferentes tipos de herramientas con geometrías más complejas que la mostrada en la Figura 1.2. Hay dos tipos básicos; herramientas de punta sencilla y herramientas de múltiples filos. Una herramienta de una sola punta tiene un filo cortante y se usa en operaciones de torneado como se muestra en la Figura 1.1a. Las herramientas de múltiples filos tienen más de un borde de corte y generalmente realizan su movimiento con respecto a la pieza de trabajo mediante rotación. La Figura 1.1c muestra este tipo de herramientas.



1.4 Parámetros de corte

Uno de los procesos más comunes es el cilindrado que se ilustra en la Figura 1.3. La herramienta de corte se ajusta a determinada profundidad y se mueve hacia la izquierda con cierta velocidad, cuando gira la pieza. El avance o la velocidad de avance es la distancia que recorre la herramienta en cada revolución de la pieza (mm/rev o pulg/rev). Como consecuencia de esta acción se produce una viruta, que se mueve cuesta arriba por la cara de la herramienta.

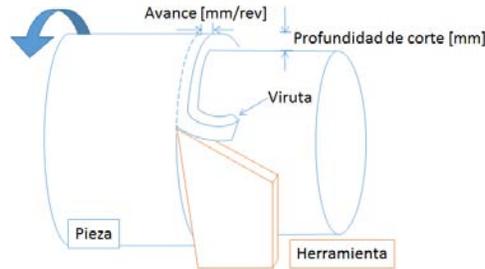


Figura 1.3 Principio básico del torneado.

El proceso de torneado que se aprecia en la Figura 1.3 se aproxima al modelo de corte ortogonal quedando como se muestra en la Figura 1.2.

En este modelo idealizado, una herramienta de corte se mueve hacia la izquierda, a lo largo de la pieza y a una velocidad constante V y a profundidad de corte t_0 constante. Delante de la herramienta se produce una viruta, por deformación y cizallamiento continuo del material a lo largo del plano cortante.

Al comparar la Figura 1.2 y la Figura 1.3 se ve que el avance en el torno equivale ahora a t_0 y que la profundidad de corte en el cilindrado equivale al ancho del corte en el modelo idealizado de la Figura 1.2. Estas relaciones se visualizan haciendo girar 90° la Figura 1.3 en el sentido contrario de las manecillas del reloj.

La Tabla 1.1 describe los factores que influyen sobre un proceso de corte. Las variables independientes principales en este proceso.

Tabla 1.1 Factores que influyen sobre los procesos de corte (Kalpakjian, 2002).

Parámetro	Influencia e interrelaciones.
Velocidad de corte, profundidad de corte, avance, fluidos de corte	Fuerzas, potencia, aumento de temperatura, vida de la herramienta, tipo de viruta, acabado superficial.
Ángulos de la herramienta	Influencia sobre la dirección de flujo de viruta, desgaste de la herramienta, fuerzas de corte.
Viruta continua	Buen acabado superficial, fuerzas estables de corte, indeseable en maquinado automatizado.
Viruta de borde acumulado	Mal acabado superficial.
Viruta discontinua	Fuerzas fluctuantes de corte, puede afectar el acabado superficial y causar vibraciones.
Aumento de temperatura	Influye sobre la vida de la herramienta y la exactitud dimensional de la pieza, puede causar daños térmicos a la superficie de la pieza.
Maquinabilidad	Se relaciona con la vida de la herramienta, acabado superficial, las fuerzas y la potencia.



1.5 Tipos de viruta producida en el corte de metales

Los tipos de viruta que se observan con más frecuencia en la práctica, se muestran en la Figura 1.4. Los tipos de viruta se describen en el siguiente orden:

- Continua.
- Borde acumulado o recrecido.
- Escalonada o segmentada.
- Discontinua.
- Viruta en forma de rizos.

Una viruta tiene dos superficies: Una en contacto con la cara de la herramienta (cara de ataque) y la otra es la superficie original de la pieza. La cara de ataque es brillante debido al roce de la viruta con la herramienta al subir por la cara de la herramienta. La otra superficie de la viruta no se pone en contacto con cuerpo alguno y tiene un aspecto rasgado y áspero.

1.5.1 Virutas continuas

Las virutas continuas se suelen formar con materiales dúctiles a grandes velocidades de corte y/o a grandes ángulos de ataque (Figura 1.4a). La deformación del material se efectúa a lo largo de una zona angosta donde se presentan esfuerzos cortantes (zona primaria de corte). Las virutas continuas desarrollan, por la fricción, una zona secundaria de corte en la intercara entre la herramienta y la viruta.

En las virutas continuas la deformación también se presenta a lo largo de una zona primaria de corte amplia, con límites curvos en la superficie de ataque. Este caso se presenta en especial al maquinar metales suaves a velocidades y ángulos de ataque bajos, lo cual, introduce esfuerzos superficiales residuales que perjudican las propiedades de la pieza maquinada.

En general las virutas continuas producen un buen acabado superficial, sin embargo no siempre son deseables, en especial en las máquinas herramientas controladas por computadora ya que la viruta tiende a enredarse en el portaherramientas, los soportes y la pieza, así como en los sistemas de eliminación de viruta, y se debe parar la operación para apartarlas. Este problema se soluciona con rompevirutas y cambiando los parámetros de maquinado.

1.5.2 Virutas de borde acumulado o recrecido

Una viruta de borde acumulado consiste en capas de material de la pieza maquinada que se depositan en forma gradual sobre la herramienta (razón del término borde acumulado), se forma en la punta de la herramienta durante el corte. Al agrandarse, esta viruta se hace inestable y finalmente se rompe. El proceso de formación y destrucción del borde acumulado se repite en forma continua durante la operación de corte. El borde acumulado afecta de manera importante el acabado superficial. Un borde acumulado cambia la geometría del filo de corte.



1.5.3 Virutas segmentadas o escalonadas

Las virutas escalonadas son semicontinuas, con zonas de baja y alta deformación por cortante (Figura 1.4b). Se presenta en los metales con baja conductividad térmica y resistencia mecánica que disminuye rápidamente con la temperatura como el titanio. Las virutas tienen un aspecto de diente de sierra.

1.5.4 Virutas discontinuas

Las virutas discontinuas consisten en segmentos de material que se desprenden con facilidad del resto de la viruta durante el corte (Figura 1.4c). Este tipo de viruta suele formarse bajo las siguientes condiciones:

- Materiales frágiles, porque no tienen la capacidad para absorber las grandes deformaciones cortantes.
- Materiales que contienen inclusiones e impurezas duras.
- Velocidades de corte muy bajas o muy altas.
- Grandes profundidades de corte.
- Ángulos de ataque bajos.
- Falta de un fluido de corte eficaz.

1.5.5 Viruta en forma de rizos

En todas las operaciones de corte en los metales las virutas desarrollan una curvatura (viruta en forma de rizo) al salir de la superficie de la pieza. Entre los posibles factores que contribuyen al fenómeno están la distribución de esfuerzos en las zonas primaria y secundaria de corte, los efectos térmicos, las características de endurecimiento por trabajo del material de la pieza y la geometría de la cara de ataque de la herramienta de corte. También las variables del proceso y las propiedades del material afectan al formado de rizos de la viruta. En general el radio de curvatura baja (la viruta se enrosca más) a medida que disminuye la profundidad de corte, esto aumenta el ángulo de ataque y disminuye la fricción en la intercara entre la herramienta y viruta.

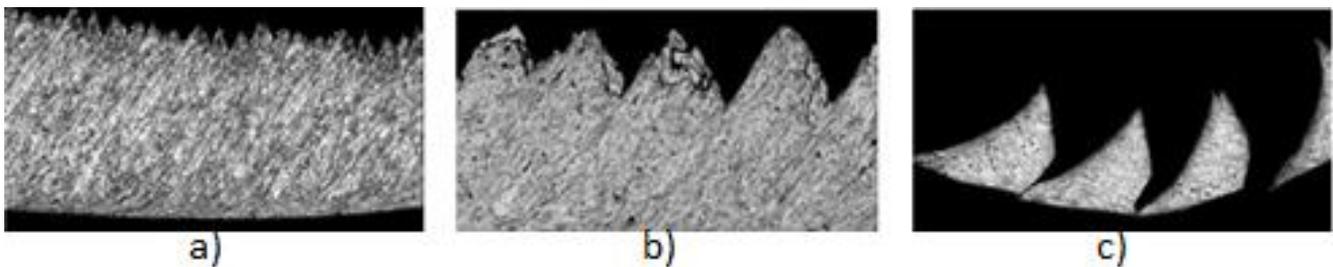


Figura 1.4 Tipos básicos de viruta y fotomicrografías correspondientes del corte de metales; a) Viruta continua b) Viruta segmentada, c) Viruta discontinua (G.G. Ye, Y.Chen, S.F.Xue, & L.H.Dai, 2014).

1.6 La mecánica de la formación de virutas

La mayor deformación durante el proceso de maquinado está concentrada en dos regiones cerca de la superficie de la herramienta de corte. Estas regiones son usualmente llamadas zona de deformación primaria y zona de deformación secundaria (Figura 1.5). La zona primaria de deformación se extiende desde la punta de la herramienta de corte a la unión entre la superficie sin deformar y la viruta deformada. La pieza de trabajo es sometida a grandes deformaciones a altas velocidades en esta región. La zona de deformación secundaria se presenta en la intercara entre la viruta recién formada y la cara de ataque de la herramienta.

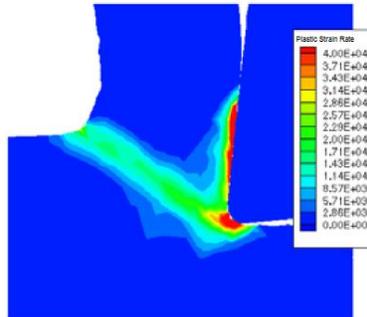


Figura 1.5 Velocidad de deformación calculada mediante FEM durante un proceso de corte ortogonal de un acero AISI 1045. La velocidad de corte es 198 m/min y la profundidad de corte es 0.25mm (Kalhori, 2001).

El proceso de corte es un tema estudiado en forma extensa, por lo cual se han propuesto varios modelos del mecanismo de corte, aquí se describe la teoría de M. E. Merchant.

Aunque casi todos los procesos de corte son de naturaleza tridimensional, el modelo de la Figura 1.6 es útil para representar la mecánica básica del corte. En el modelo se representa un corte ortogonal en donde la herramienta tiene un ángulo de ataque α y un ángulo de incidencia.

En exámenes microscópicos se ha visto que las virutas se producen por el proceso de corte que se representa en la Figura 1.6a, acción que se produce a lo largo de un plano en el que se presentan esfuerzos cortantes llamado plano cortante. Bajo el plano de cortante, la pieza está sin deformar, y arriba de él está la viruta ya formada, moviéndose cuesta arriba de la cara de la herramienta, al avanzar la herramienta.

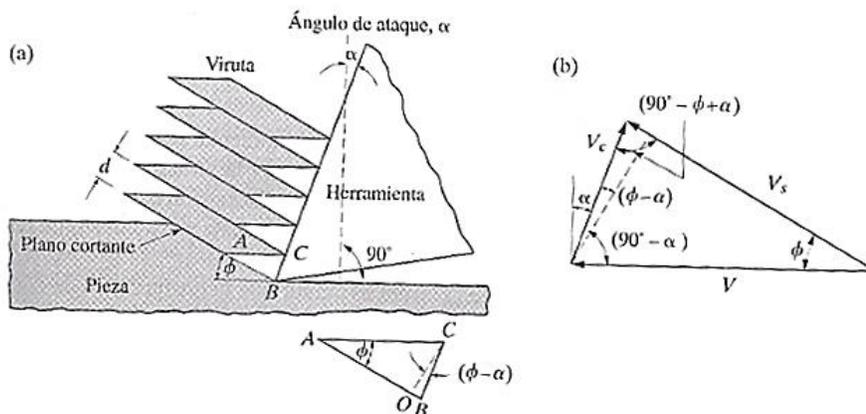


Figura 1.6 a) Esquema del mecanismo básico de deformación de la viruta en el corte de metales, b) Diagrama de velocidades en la zona de corte (Kalpalkjian, 2002).



1.6.1 Fuerzas de corte

Es importante conocer las fuerzas y la potencia en las operaciones de corte, por las siguientes razones:

- Se deben conocer los requerimientos de potencia, para seleccionar una máquina herramienta adecuada.
- Se requieren datos sobre fuerzas de corte para diseñar en forma correcta las máquinas herramientas y evitar deformaciones excesivas de sus elementos, manteniendo las tolerancias dimensionales necesarias en la pieza terminada, las herramientas y sus sujetadores, así como los soportes y para determinar antes de la producción real si la pieza es capaz de resistir las fuerzas de corte sin deformarse demasiado.

Las fuerzas que actúan sobre la herramienta en el corte ortogonal se ven en la Figura 1.7. La fuerza de corte F_c actúa en dirección de la velocidad de corte V y suministrará la energía necesaria para cortar. La fuerza de empuje F_t actúa en una dirección normal a la velocidad de corte, esto es, perpendicular a la pieza. Estas dos fuerzas producen la fuerza resultante R (Shaw, 2005).

Al descomponer la fuerza resultante en dos fuerzas sobre la cara de la herramienta, se obtiene una fuerza de fricción F a lo largo de la intercara entre herramienta y viruta, y una fuerza normal N perpendicular a ella. De acuerdo con la Figura 1.7 se obtiene:

Ecuación 1.1

$$F = R \operatorname{sen}(\beta)$$

Ecuación 1.2

$$N = R \operatorname{cos}(\beta)$$

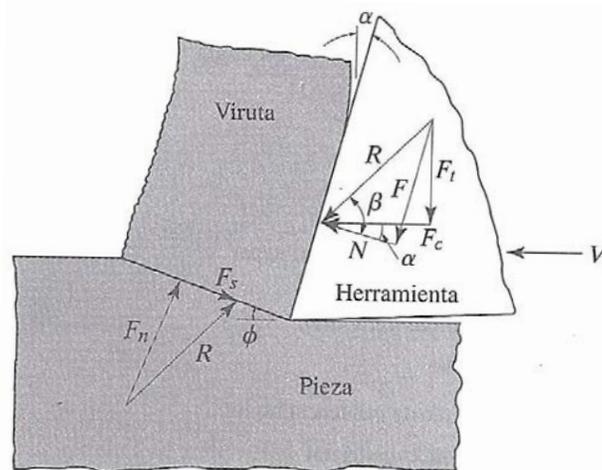


Figura 1.7 Fuerzas que actúan sobre una herramienta de corte en el corte ortogonal (Kalpalkjian, 2002).



La fuerza resultante R es equilibrada por una fuerza igual y opuesta a lo largo del plano cortante, y se descompone en una fuerza de plano cortante F_s y una fuerza normal F_n . Estas fuerzas se expresan a continuación:

Ecuación 1.3

$$F_s = F_c \cos(\phi) - F_t \sin(\phi) = N$$

Ecuación 1.4

$$F_n = F_c \sin(\phi) - F_t \cos(\phi) = F$$

La relación de F y N es el coeficiente de fricción μ , el cual se expresa en la siguiente forma:

Ecuación 1.5

$$\mu = \tan(\beta) = \frac{F}{N} = \frac{F_t + F_c \tan(\alpha)}{F_c - F_t \tan(\alpha)}$$

El coeficiente de fricción en el corte de metales está en general entre 0.5 y 2, lo que indica que la viruta se encuentra con una considerable resistencia de fricción al moverse cuesta arriba por la cara de ataque de la herramienta (Kalpakjian, 2002).

Aunque la magnitud de las fuerzas en las operaciones reales de corte es en general del orden de algunos cientos de Newton, los esfuerzos locales en la zona de corte y las presiones sobre la herramienta son muy grandes porque las áreas de contacto son muy pequeñas. La longitud de contacto entre la viruta y la herramienta es por ejemplo del orden de 1mm normalmente, por lo cual la herramienta está sometida a cargas muy grandes que producen su desgaste y a veces su fractura (Kalpakjian, 2002).

Es importante conocer la fuerza de empuje en el corte porque el portaherramientas, los sujetadores de la pieza y la máquina de herramienta deben ser suficientemente rígidos para reducir al mínimo las deformaciones causadas por ésta. Por ejemplo, si la fuerza de empuje es alta o si la máquina herramienta no es suficientemente rígida, la herramienta será empujada y apartada de la superficie que se esté maquinando. Este movimiento a su vez reducirá la profundidad de corte y ocasionará falta de exactitud dimensional en la pieza maquinada.

En la Figura 1.7 se observa que la fuerza de empuje actúa hacia abajo, al aumentar el ángulo de ataque o disminuir la fricción en la cara de ataque esta fuerza puede actuar hacia arriba. Se visualiza este caso observando que cuando $\mu = 0$ (esto es $\beta = 0$), la fuerza resultante R coincide con la fuerza normal N . En este caso, R tendrá un componente de empuje dirigido hacia arriba. Nótese también que cuando $\mu = 0$ y $\beta = 0$, la fuerza de empuje es cero.



1.6.2 Medición de las fuerzas de corte

Las fuerzas de corte se miden con dinamómetros o con transductores de fuerza montados en la máquina herramienta. También se calculan partiendo del consumo de potencia durante el corte siempre que se pueda determinar la eficiencia de la máquina herramienta.

Como se observa en la Figura 1.8 las fuerzas de corte están influenciadas por los parámetros de corte.

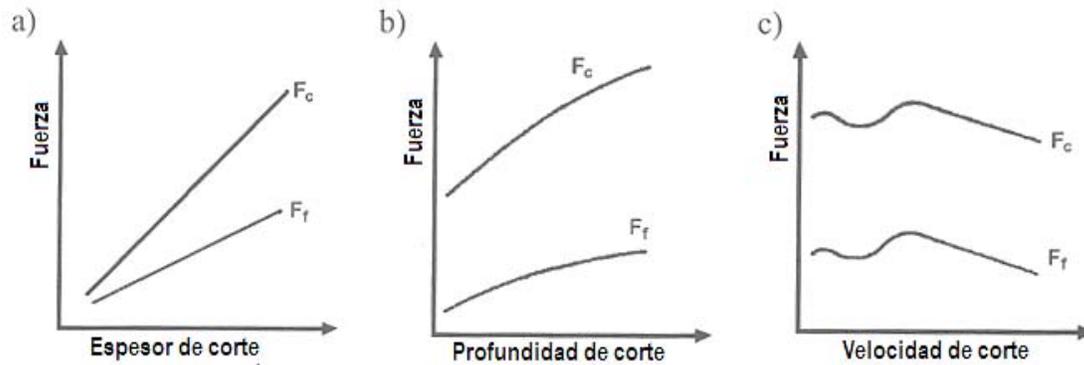


Figura 1.8 Graficas típicas de las fuerzas en función de los parámetros de corte (Özel & Davim, 2009).

1.6.3 Potencia

La potencia es el producto de la fuerza y la velocidad, por lo tanto el consumo de la potencia de corte es:

Ecuación 1.6

$$\text{Potencia} = F_c V$$

Esta potencia se disipa principalmente en la zona del plano cortante (por la energía necesaria para deformar y cortar el material) y en la superficie de ataque de la herramienta (por la fricción entre la herramienta y la viruta). La potencia disipada en el plano de corte es:

Ecuación 1.7

$$\text{Potencia cortante} = F_s V_s$$

1.6.4 Esfuerzos

Las componentes de fuerza en el plano cortante son importantes ya que permiten conocer los esfuerzos normal y cortante promedio en el plano cortante. Ya que se determina el área del plano cortante conociendo el ángulo de dicho plano y la profundidad de corte, se obtienen los esfuerzos cortante y normal en el plano cortante.

Ecuación 1.8

$$\tau = \frac{F_s}{A_s}$$

Donde A_s es el área del plano cortante

Ecuación 1.9

$$A_s = \frac{b t_0}{\sin(\phi)}$$

Donde b es el ancho del corte y t_0 es la profundidad de corte, así:

Ecuación 1.10

$$\tau = \frac{(F_c \cos(\phi) - F_t \sin(\phi)) \sin(\phi)}{b t_0}$$

Ecuación 1.11

$$\sigma = \frac{(F_c \sin(\phi) - F_t \cos(\phi)) \sin(\phi)}{b t_0}$$

1.6.5 Angulo del plano a corte

El ángulo del plano a corte puede ser encontrado midiendo directamente de una fotomicrografía, pero no es muy práctico. Otro método es conociendo la relación de corte.

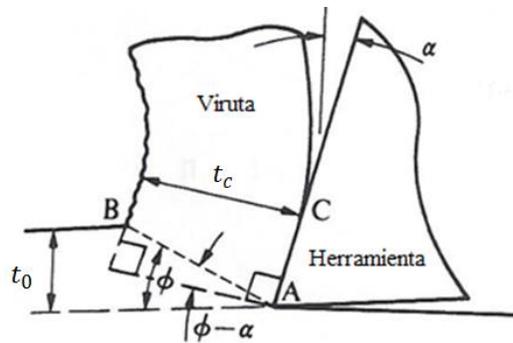


Figura 1.9 Ángulos de corte y relación de corte (Shaw, 2005).

El espesor t_c de la viruta se puede calcular si se conocen la profundidad t_0 de corte, α y ϕ . La relación de corte r se expresa como sigue. (Shaw, 2005).

Ecuación 1.12

$$r = \frac{t_0}{t_c} = \frac{\sin(\phi)}{\cos(\phi - \alpha)}$$

Resolviendo para ϕ :

Ecuación 1.13

$$\tan(\phi) = \frac{r \cos(\alpha)}{1 - r \sin(\alpha)}$$

El espesor de la viruta siempre es mayor a la profundidad de corte, por consiguiente, el valor de r siempre es menor a la unidad. El recíproco se llama relación de compresión de la viruta y es una medida del grosor de la viruta en comparación con la profundidad de corte.



La relación de corte es un parámetro útil para evaluar las condiciones del corte. Ya que el espesor t_0 de la viruta no deformada es un ajuste de la máquina, la relación de corte se calcula con facilidad midiendo con un micrómetro el espesor de la viruta. Como también se conoce el ángulo de ataque α para determinada operación de corte, con la Ecuación 1.13 se calcula el ángulo del plano cortante en el corte ortogonal.

El análisis de Merchant se basó en la hipótesis de que el ángulo del plano cortante debe de ser tal que se minimice la fuerza de corte, o que el plano de corte sea un plano de esfuerzo cortante máximo. Con lo que se llegó a la siguiente ecuación (Kalpalkjian, 2002).

Ecuación 1.14

$$\phi = 45^\circ + \frac{\alpha}{2} - \frac{\beta}{2}$$

Donde β es el ángulo de fricción y está relacionado con el coeficiente de fricción μ , en la intercara viruta-herramienta (cara de ataque) por la expresión:

$$\mu = \tan(\beta)$$

Al disminuir el ángulo de ataque y aumentar la fricción en la cara de contacto entre la herramienta y viruta, el ángulo del plano cortante disminuye y la viruta se hace más gruesa. Las virutas gruesas indican que la energía de deformación es mayor. Del trabajo efectuado durante el proceso de deformación en el corte gran parte se convierte en calor, lo cual se manifiesta en el aumento de temperatura.

En la Figura 1.6, se observa que como el espesor de la viruta es mayor que la profundidad de corte, la velocidad V_c de flujo de la viruta debe ser menor que la velocidad V de corte. Y por conservación de masa, entonces:

$$V t_0 = V_c t_c \quad \text{o sea} \quad V_c = V r$$

En consecuencia:

$$V_c = \frac{V \sin(\phi)}{\cos(\phi - \alpha)}$$

Del diagrama de velocidades de la Figura 1.6 b) y con relaciones trigonométricas se obtiene la siguiente ecuación:

$$\frac{V}{\cos(\phi - \alpha)} = \frac{V_s}{\cos(\alpha)} = \frac{V_c}{\sin(\phi)}$$

Donde V_s es la velocidad con la que se efectúa el cizallamiento en el plano cortante. Así la relación de corte se escribe como:

$$r = \frac{t_0}{t_c} = \frac{V_c}{V}$$



1.6.6 Deformación cortante

Con base en la Figura 1.6a, se expresa la deformación cortante γ , que presenta el material como sigue:

$$\gamma = \frac{AB}{OC} = \frac{AO}{OC} = \frac{OB}{OC}$$

Es decir:

Ecuación 1.15

$$\gamma = \cot(\phi) + \tan(\phi - \alpha)$$

En comparación con los procesos de conformado y moldeo, el material presenta mayor deformación durante el corte, esta se efectúa en general dentro de una zona muy pequeña (dimensión OC). Así la rapidez con la que se efectúa la deformación a cortante es grande.

El ángulo del plano cortante tiene una gran importancia en la mecánica de las operaciones de corte ya que influye sobre la fuerza y la potencia, así como sobre el espesor y la temperatura de la viruta (debido al trabajo de deformación).

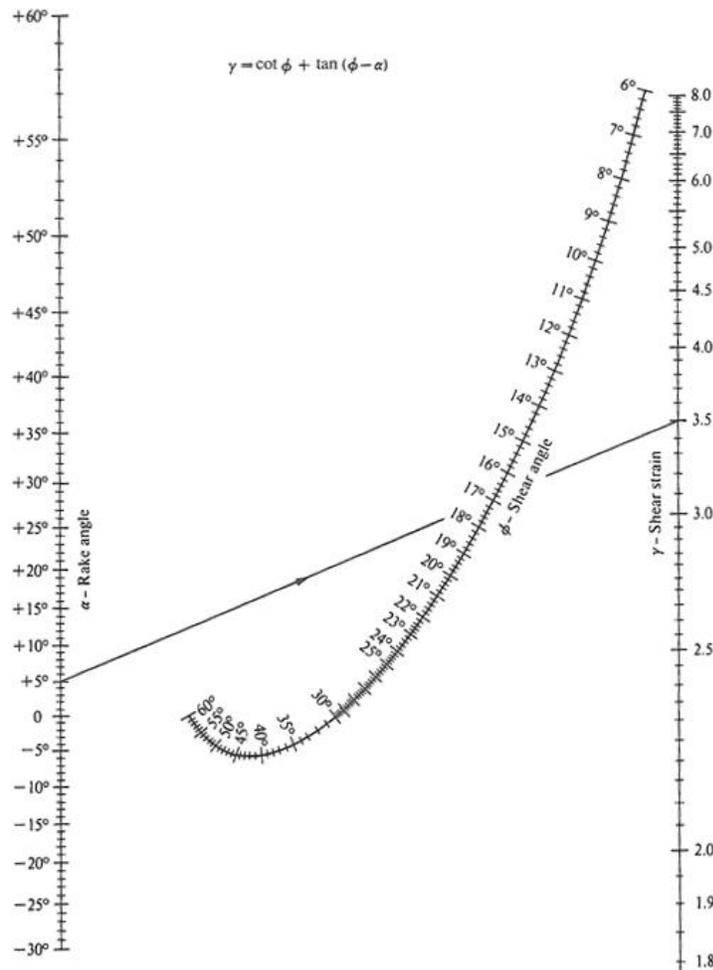


Figura 1.10 Nomograma para encontrar la deformación cortante (Shaw, 2005).



1.6.7 Energía

Si se define a b como el ancho de corte, la energía específica (por unidad de volumen) cortante u_s , está definida por:

Ecuación 1.16

$$u_s = \frac{F_s V_s}{bt_o V}$$

De igual manera, la potencia disipada en la fricción es:

$$\text{Potencia de fricción} = FV_c$$

Y la energía específica para la fricción u_f es:

Ecuación 1.17

$$u_f = \frac{FV_c}{bt_o V} = \frac{Fr}{bt_o}$$

La energía específica total u_t es entonces:

Ecuación 1.18

$$u_t = u_s + u_f$$

Ya que intervienen tantos factores, una determinación confiable de las fuerzas y la potencia de corte se basa todavía en datos experimentales, como los de la Tabla 1.2. Los amplios límites de valores que se muestran se deben a las diferencias en resistencia dentro de cada grupo de materiales, así como a diversos factores, como la fricción, el uso de fluidos de corte y los parámetros de corte. El filo de la herramienta también influye sobre las fuerzas y la potencia, las herramientas desafiladas requieren mayores fuerzas y potencia.

Tabla 1.2 Energía necesaria para operaciones de corte (en el motor) (Kalpalkjian, 2002).

Material	Energía específica W s /mm ³
Aleaciones de aluminio	0.4-1.1
Hierros fundidos	1.6-5.5
Aleaciones de cobre	1.4-3.3
Aleaciones de alta temperatura	3.3-8.5
Aleaciones de magnesio	0.4-0.6
Aleaciones de níquel	4.9-6.8
Aleaciones refractarias	3.8-9.6
Aceros inoxidables	3.0-5.2
Aceros	2.7-9.3
Aleaciones de titanio	3.0-4.1



1.6.8 Datos representativos de un corte ortogonal

Los datos representativos de corte ortogonal se presentan en la Tabla 1.3 para ilustrar la naturaleza de los resultados obtenidos durante un corte sin lubricante. Estos fueron obtenidos por Merchant en 1945. El material de trabajo fue acero NE 9445 con una dureza Brinell de 187. La herramienta de corte fue carburo sinterizado. El ancho del corte fue 6.35mm, todas las virutas fueron continuas y no se usó ningún fluido de corte.

Tabla 1.3 Datos representativos de un corte ortogonal (Shaw, 2005).

t mm	V m min ⁻¹	α deg	r	ϕ deg	γ	F_c N	F_t N	μ	τ MPa	σ MPa	u Nm m ⁻³	u_s Nm m ⁻³	u_s/u
0.094	60	+10	0.29	17.0	3.4	1646	1214	1.05	586	793	2758	2013	0.73
0.094	122	+10	0.33	19.0	3.1	1601	1259	1.11	607	945	2689	1834	0.68
0.094	196	+10	0.37	21.5	2.7	1463	965	0.95	621	889	2455	1717	0.70
0.094	362	+10	0.44	25.0	2.4	1348	747	0.81	641	896	2262	1551	0.69
0.094	122	-10	0.32	16.5	3.9	1850	1712	0.64	614	1055	3103	2358	0.76
0.094	194	-10	0.37	19.0	3.5	1708	1450	0.58	621	1048	2861	2151	0.75
0.094	354	-10	0.44	22.0	3.1	1583	1170	0.51	648	1062	2655	1993	0.75
0.094	165	+10	0.73	19.0	3.1	565	449	1.12	710	1131	3206	2124	0.66
0.094	165	+10	0.30	18.5	3.1	1076	827	1.08	638	965	2855	1979	0.69
0.094	165	+10	0.37	21.5	2.7	1495	1005	0.96	627	903	2503	1717	0.69
0.094	165	+10	0.44	25.0	2.4	2691	1401	0.76	614	800	2117	1476	0.70
0.094	165	+10	0.73	12.5	5.0	805	881	0.78	710	1234	4578	3606	0.79
0.094	165	+10	0.30	16.0	4.0	1312	1294	0.70	662	1186	4382	2655	0.76
0.094	165	+10	0.37	19.0	3.5	1784	1557	0.60	648	1131	2992	2110	0.71
0.094	165	+10	0.46	22.5	3.1	3105	2099	0.46	621	952	2441	1862	0.76

1.7 Temperaturas en el corte

Como en todas las operaciones de trabajo en metales, la energía disipada en la operación de corte se convierte en calor, que a su vez eleva la temperatura en la zona de corte. Es importante conocer el aumento de temperatura por los siguientes fenómenos:

- Una temperatura excesiva afecta negativamente la resistencia, dureza y desgaste de la herramienta de corte.
- Al aumentar el calor se provocan cambios dimensionales en la pieza que se máquina y en la herramienta, por lo cual se dificulta controlar la exactitud dimensional.
- El calor induce esfuerzos térmicos en la superficie maquinada, los cuales pueden dar lugar a una distorsión de la pieza.

Debido al trabajo efectuado para cortar el material y la fricción en la superficie de ataque de la herramienta, las principales zonas en las que incrementa la temperatura son la zona primaria de corte y la intercara entre la herramienta y la viruta. Además si la herramienta está desafilada también se genera calor debido a la fricción entre la punta de la herramienta y la superficie de la pieza.



El calor generado aumenta con la resistencia del material de la pieza. Se ha observado que la temperatura media en el torneado es proporcional a la velocidad de corte y al avance, es decir:

$$\text{Temperatura media} \propto V^a f^b$$

Donde a y b son constantes que dependen de los materiales, de la herramienta y de la pieza, V es la velocidad de corte y f es el avance de la herramienta (longitud/rev).

Tabla 1.4 Valores aproximados de los exponentes a y b son los siguientes para dos materiales distintos (Kalpalkjian, 2002).

Material de la herramienta	a	b
Carburo	0.3	0.125
Acero rápido	0.5	0.375

En la Figura 1.11 se muestra una distribución típica de temperaturas en la zona de corte. Nótese la presencia de grandes gradientes térmicos y que la temperatura máxima se presenta aproximadamente a la mitad de la cara de la herramienta. La distribución de temperaturas depende de factores como el calor específico y la conductividad térmica de los materiales de la herramienta y de la pieza, la velocidad de corte y la profundidad del mismo.

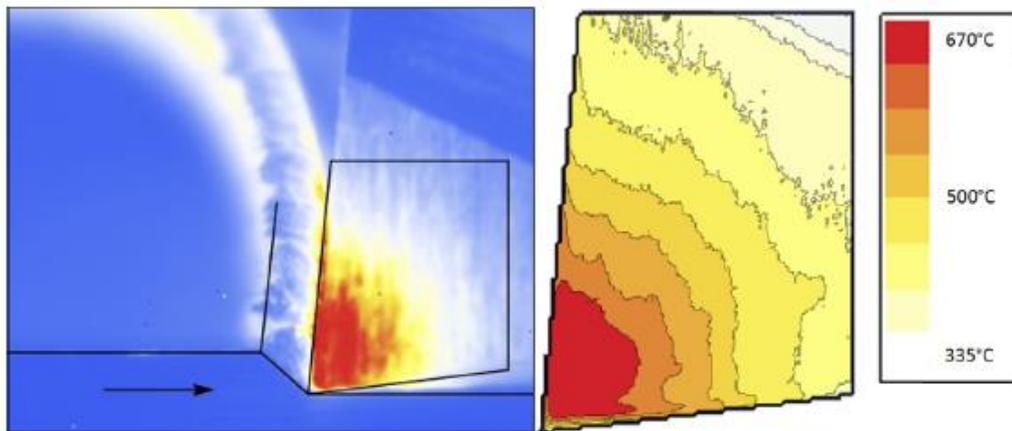


Figura 1.11 Distribución típica de temperaturas en la zona de corte de un acero AISI 1055 (Artozoul, Lescalier, Belmont, & Dudzinski, 2013).



La distribución de temperaturas a lo largo del flanco de la herramienta se ve en la Figura 1.12 para velocidades de corte V de 60, 90 y 170 m/min en función de las distancias al filo de la herramienta.

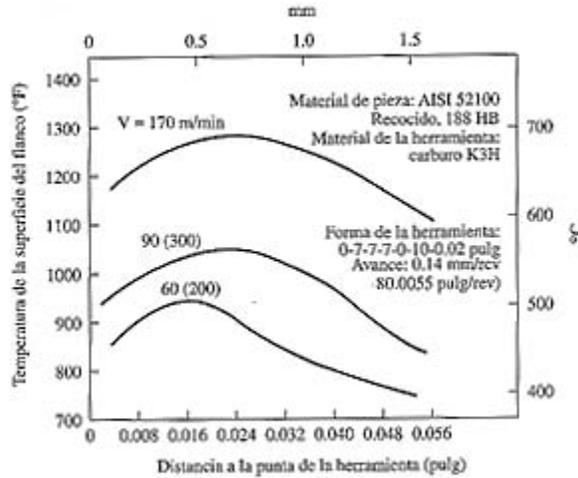


Figura 1.12 Temperaturas al cilindrar acero 52100 en el flanco de la herramienta (Kalpakjian, 2002).

Como se observa en la Figura 1.13, la viruta se lleva gran parte del calor generado. Al aumentar la velocidad de corte la viruta aparta una mayor proporción del calor generado y pasa poca cantidad a la pieza. Es una de las razones por las que las velocidades de maquinado se han incrementado al paso de los años, otra razón es por los beneficios económicos de reducir los costos de maquinado.

Para determinar las temperaturas y su distribución en la zona de corte se utilizan termopares embebidos en la herramienta y/o la pieza, esta técnica se ha aplicado con éxito, aunque implica esfuerzos considerables. La temperatura en la zona de corte también se puede vigilar por radiación infrarroja, sin embargo, con esta técnica sólo se indican temperaturas superficiales; la exactitud de los resultados depende de la emisividad de las superficies, la cual es difícil de determinar con exactitud.

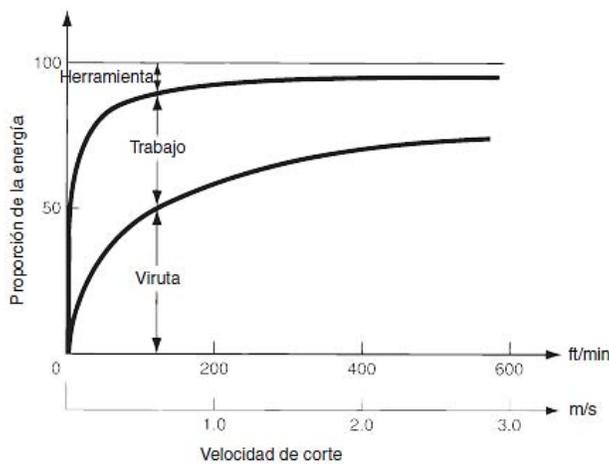


Figura 1.13 Porcentaje del calor generado que pasa a la pieza, a la herramienta y a la viruta durante el proceso de corte, en función de la velocidad de corte (ASM HANDBOOK Machining, 1995).

1.8 Modelos constitutivos

Algunos modelos que describen el comportamiento plástico de materiales dúctiles se muestran en la Figura 1.14.

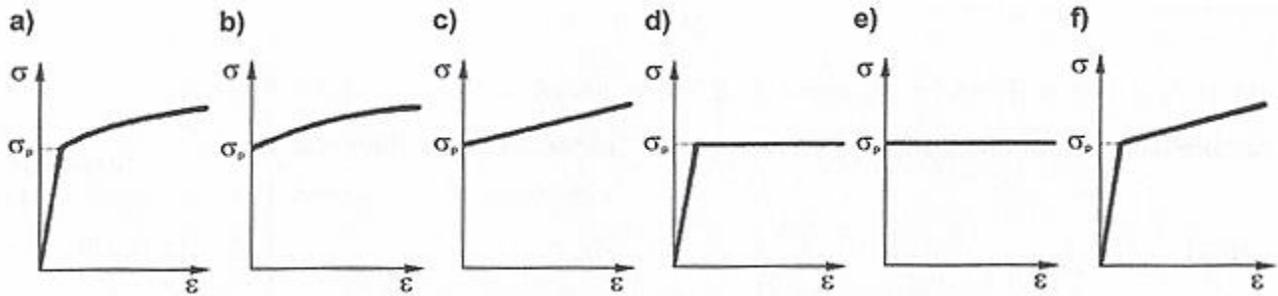


Figura 1.14 Modelos de materiales aplicados en la teoría de elasticidad de medios continuos; a) Modelo exponencial, b) Modelo rígido plástico con endurecimiento por deformación exponencial, c) Modelo rígido plástico con endurecimiento por deformación lineal, d) Modelo perfectamente elasto-plástico, e) Modelo perfectamente rígido plástico, f) Modelo elasto-plástico con endurecimiento por deformación lineal. (Özel & Davim, 2009).

Si la Figura 1.14a es graficada en coordenadas log-log, se obtiene una línea recta con pendiente n de tal forma que la siguiente ecuación es válida más allá del esfuerzo de cedencia.

Ecuación 1.19

$$\sigma = \sigma_1 \epsilon^n$$

En donde σ_1 es el esfuerzo correspondiente a la deformación $\epsilon = 1$ y n es el índice de endurecimiento. La Ecuación 1.19 es ampliamente usada en estudios analíticos relacionados con flujo plástico en trabajo en frío. (Özel & Davim, 2009).

1.8.1 Modelo de Johnson-Cook

Ecuación 1.20

$$\sigma_{eq} = (A + B\epsilon_p^n) \left(1 + C \ln \left(\frac{\dot{\epsilon}_p}{\dot{\epsilon}_p^0} \right) \right) \left(1 - \frac{T - T_r}{T_m - T_r} \right)^m$$

En donde:

- $(A + B\epsilon_p^n)$ - término elasto-plástico; $\left(1 + C \ln \left(\frac{\dot{\epsilon}_p}{\dot{\epsilon}_p^0} \right) \right)$ - término viscoso; $\left(1 - \frac{T - T_r}{T_m - T_r} \right)^m$ - término de ablandamiento por el efecto de la temperatura.
- ϵ_p - deformación Equivalente, $\dot{\epsilon}_p$ velocidad de deformación equivalente, $\dot{\epsilon}_p^0$ - Velocidad de deformación de referencia ($\dot{\epsilon}_p^0 = 0.001 \text{ s}^{-1}$).
- T - Temperatura absoluta, T_r - Temperatura ambiente, T_m - Temperatura de fusión del metal.
- A, B, C, n, m - son constantes del material (Özel & Davim, 2009) y (Johnson & Cook, 1983).



1.8.2 Modelo de Zirelli Armstrong

Para metales con estructura cúbica centrada en cuerpo:

Ecuación 1.21

$$\sigma_{\text{eq}} = C_0 + C_1 \exp\left(-C_3 T + C_4 T \ln\left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0}\right)\right) + C_5 \epsilon^n$$

Para metales con estructura cúbica centrada en caras:

Ecuación 1.22

$$\sigma_{\text{eq}} = C_0 + C_2 \epsilon^{0.5} \exp\left(-C_3 T + C_4 T \ln\left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0}\right)\right)$$

En donde:

$C_0, C_1, C_2, C_3, C_4,$ y C_5 son constantes del material (Özel & Davim, 2009).

1.8.3 Modelo de Oxley

$$\sigma = \sigma_1 \epsilon^n$$

$$T_{\text{mod}} = \left(1 - \nu \log \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0}\right) T$$

En donde: σ_1 – Esfuerzo del material a $\epsilon = 1$ y n es el índice de endurecimiento. Los valores de σ_1 y ϵ dependen de la temperatura modificada T_{mod} , ν y $\dot{\epsilon}_0$ son constantes para un material dado en un rango de condiciones de prueba (Özel & Davim, 2009).

1.8.4 Modelo de Marusich (Thirdwave AdvantEdge)

$$\bar{\sigma} = \sigma_f (\epsilon^p) \left(1 + \frac{\dot{\epsilon}^p}{\dot{\epsilon}_0^p}\right)^{\frac{1}{m_1}}$$

En donde $\bar{\sigma}$ es el esfuerzo efectivo Von Mises, σ_f es el esfuerzo de flujo, ϵ^p es la deformación plástica acumulada, $\dot{\epsilon}_0^p$ es una velocidad de deformación plástica de referencia, m_1 es el exponente de sensibilidad de velocidad de deformación.

$$\sigma_f = \sigma_0 \theta[T] \left(1 + \frac{\dot{\epsilon}^p}{\dot{\epsilon}_0^p}\right)^{\frac{1}{n}}$$

En donde: σ_0 es el esfuerzo de cedencia inicial a la temperatura de referencia T_0 , $\dot{\epsilon}_0^p$ es la deformación plástica de referencia, n es el exponente de endurecimiento y $\theta[T]$ es el factor de ablandamiento debido a la temperatura con valores de 1 a temperatura ambiente a 0 al fundirse (Özel & Davim, 2009).



Capítulo 2 Modelado de procesos de maquinado mediante elemento finito

2.1 FEM en los procesos de formación de viruta

A pesar de que se han hecho mejoras durante los últimos años en el campo de procesos de corte utilizando enfoques analíticos y experimentales, existen todavía problemas que continúan sin ser bien entendidos, especialmente con herramientas de trabajo complejas que comprometen las condiciones de corte, como lo son los esfuerzos residuales inducidos por el maquinado, mecanismos de desgaste y fractura de la herramienta, mecanismos sofisticados de la formación de viruta, etc.

El modelado basado en el Método de los Elementos Finitos (FEM) proporciona una mayor comprensión del fenómeno y en algunos casos es un enfoque complementario a los métodos analíticos y experimentales para virtualmente estudiar los procesos de maquinado en un ambiente computacional. Esto ofrece la capacidad de predecir qué es lo que pasa durante el proceso de remoción del material y así diseñar y modificar los parámetros del proceso para reducir o eliminar problemas que surgen durante las actuales operaciones de maquinado. Además ayuda en los sistemas de manufactura flexible dando la posibilidad de corregir el proceso cuando un problema aparece, la influencia de los parámetros de entrada en los resultados del proceso deben ser bien conocidos para que así las correcciones se hagan rápidamente evitando un método basado en prueba y error (Özel & Davim, 2009).

El modelado con software FEM de los procesos de formación de viruta proveen algunas ventajas debido básicamente a los siguientes aspectos:

- Acceso a los campos de valores de las variables termomecánicas como lo son deformación plástica, temperaturas, velocidad de deformación, esfuerzos, esfuerzos residuales, etc. que son difícilmente medidos a través de pruebas experimentales. En consecuencia ayuda a un mejor entendimiento de lo que pasa durante el proceso de formación de la viruta.
- Permite considerar los efectos no lineales de la fricción en la intercara viruta-herramienta, así como la influencia de la deformación plástica, velocidad de deformación y temperatura en las leyes del comportamiento del material.
- Es posible realizar un maquinado virtual de pruebas que son difíciles de justificar experimentalmente, herramientas con nuevas geometrías y materiales o recubrimientos, el estudio de casos que son difíciles de realizar (coeficiente de fricción nulo, materiales con un comportamiento ideal etc.). Para resumir, esto da ideas para el desarrollo de nuevas herramientas de corte, selección de parámetros de corte, desarrollo de nuevos materiales de trabajo, etc.
- Comparado con el modelado empírico es más flexible, permitiendo fácilmente un cambio de los parámetros de entrada.

Sin embargo, en esta etapa básicamente tres tipos de problemas se encuentran relacionados con el modelado numérico antes de convertirse en una herramienta fiable para industria (Özel & Davim, 2009).

- Definición del modelo FEM
- Validación del modelo FEM
- Identificación de los parámetros de entrada del modelo FEM

Entrada	Cálculo	Salida
<ul style="list-style-type: none"> • Parámetros de corte: <ul style="list-style-type: none"> – Velocidad de corte – Profundidad de corte – Espesor de corte • Geometría de la Herramienta <ul style="list-style-type: none"> – Ángulo de ataque – Ángulo de incidencia – Radio de corte • Material de la pieza de trabajo y herramienta <ul style="list-style-type: none"> – Esfuerzo de fluencia – Conductividad térmica – Calor específico – Fracción de calor generado por deformación – Módulo de elasticidad • Contacto <ul style="list-style-type: none"> – Coeficiente de fricción – Resistencia térmica – Energía de fricción transformada en calor 	<div style="text-align: center;"> </div> <ul style="list-style-type: none"> • Configuración del modelo FEM <ul style="list-style-type: none"> – Formulación – Condiciones de frontera – Topología de la malla – Dimensiones de los elementos • Tiempo computacional 	<ul style="list-style-type: none"> • Fuerzas de corte • Longitud de contacto • Espesor de la viruta • Temperatura • Esfuerzos • Deformación plástica • Forma de la viruta

Figura 2.1 Modelado de un proceso de formación de viruta (Özel & Davim, 2009).

2.2 Tipos de descripción para los modelos FEA

Considerando el trabajo de investigación hecho hasta ahora, es posible establecer una clasificación de acuerdo a los tipos de descripción: Lagrangiana, Euleriana o Arbitraria Lagrangiana Euleriana (ALE).

2.2.1 Descripción Lagrangiana

La descripción Lagrangiana es usada principalmente en la mecánica de sólidos. El dominio es discretizado con una malla que sigue al material a cada momento, consecuentemente, los nodos se mueven simultáneamente. Los bordes del elemento y los nodos son los mismos durante la evolución del cálculo, lo cual simplifica la aplicación de las condiciones de frontera. En esta etapa el principal problema es el control de la malla. Debido a que en la simulación se presentan grandes distorsiones durante la formación de la viruta dos soluciones son frecuentemente usadas:

- La porción de viruta sin cortar de la pieza de trabajo es “pegada” sobre la superficie final de la pieza de trabajo. La futura viruta pegada inicialmente a la superficie final, se separa del cuerpo de la pieza de

trabajo cuando un criterio geométrico o mecánico es alcanzado. Con el fin de que se forme la viruta, una vez que alguno de los criterios mencionados es alcanzado, se usan básicamente dos técnicas, la eliminación de los elementos, o la separación de la viruta por los nodos que están pegados a la pieza de trabajo. Estos métodos tienen varias desventajas:

- La localización de la superficie final de la pieza es preestablecida desde el inicio.
- Algunos aspectos donde la superficie de corte juega un rol importante no son analizados correctamente (deformación plástica y esfuerzos residuales en la superficie maquinada).
- La necesidad de identificar parámetros adicionales con respecto al criterio de separación de la viruta formada.
- Remallado: Cuando la distorsión de la malla de la pieza de trabajo es muy alta, una nueva malla es generada. Después de un mapeo de los datos de la malla distorsionada a la malla nueva, el cálculo continúa hasta que el criterio que determina la regeneración de la malla se alcanza de nuevo. El criterio que promueve la renovación de la malla puede ser por ejemplo la deformación plástica.

En la Figura 2.2 se observan simulaciones de varios procesos de maquinado realizadas con AdvantEdge®, en la Figura 2.2a se observan los resultados de un torneado 2D (corte ortogonal), en la Figura 2.2b se muestra un corte ortogonal 3D, la Figura 2.2c es el resultado de la simulación de un taladrado y la Figura 2.2d muestra los resultados de un fresado.

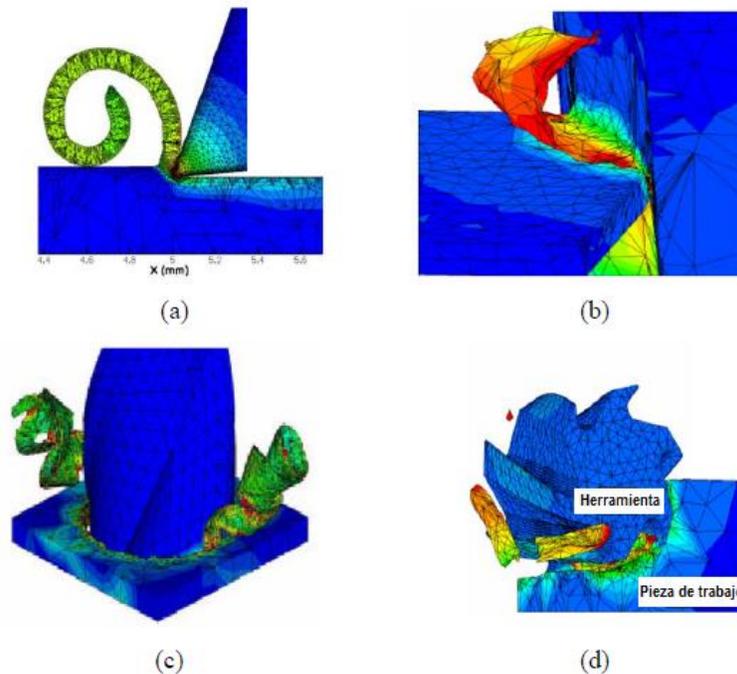


Figura 2.2 Simulaciones realizadas usando AdvantEdge® (Kilicaslan, 2009).

2.2.2 Descripción Euleriana

La descripción Euleriana considera una región fija en un espacio geométrico ocupado por un material continuo estudiado en el tiempo. Este enfoque es usado principalmente en la mecánica de fluidos, el dominio en el espacio es discretizado y el movimiento es determinado con una malla que permanece fija en cada momento, los nodos no se mueven durante el análisis y no están fijados al material.

La Figura 2.3a muestra un ejemplo del campo de esfuerzos obtenido con una descripción Euleriana en un programa desarrollado por Leopold en 1999 (Özel & Davim, 2009). Los bordes de los elementos y los nodos no coinciden con el contorno a cada instante y por lo tanto las condiciones de frontera son asignadas en puntos que no son los nodos. Grandes dificultades aparecen en relación al tratamiento de la superficie libre, de hecho como la forma de la viruta no es conocida desde el principio, se necesitan algoritmos de adaptación de la malla.

Al igual que en el caso de la descripción Lagrangiana, para predecir la formación de viruta dentada, se necesita un criterio de propagación de la grieta. Por otro lado, este enfoque es utilizado solamente en análisis de estado estacionario. (Özel & Davim, 2009).

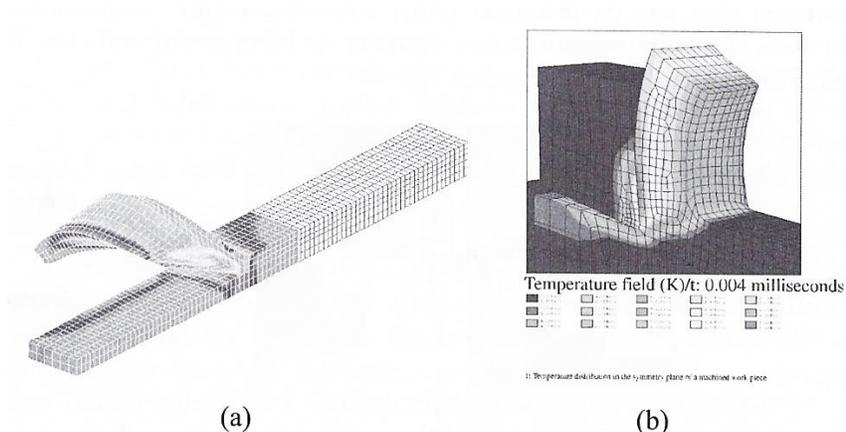


Figura 2.3. a) Descripción Euleriana. Campo de esfuerzos de Von Mises durante un torneado oblicuo; b) Descripción Arbitraria Lagrangiana Euleriana (ALE). Campo de temperaturas obtenido durante el maquinado de un acero AISI 4140 a 4m/s usando el software Radioss® (Özel & Davim, 2009).

2.2.3 Descripción ALE (Arbitrary Lagrangian Eulerian)

Otro método de descripción del movimiento es el método ALE, con éste los nodos se pueden mover pero siempre permanecen dentro de una región límite definida en el dominio ALE (Figura 2.3b). Dentro de este dominio los nodos se mueven hasta que la distorsión de la malla disminuye. De esta forma las desventajas de los métodos previos son eliminadas, conservando sus ventajas: fácil aplicación de las condiciones de frontera, fácil tratamiento de la superficie libre y baja distorsión de la malla (Özel & Davim, 2009).

Los tiempos de cómputo son menores que en los métodos anteriores. Esto permite el análisis en estado estacionario y transitorio sin la necesidad de readaptar la geometría de la viruta cuando está deformada. Usando elementos pequeños se predice la viruta segmentada (Özel & Davim, 2009).

En la Figura 2.4 se muestran resultados obtenidos de la investigación realizada por Tuğrul Özel y Erol Zeren en la cual simulan un proceso de corte ortogonal de un acero AISI 1045 utilizando el método ALE dinámico explícito (usando ABAQUS/Explicit v6.4) en el que estudian las ventajas del método ALE al no necesitar remallado. Se utilizó el modelo de Johnson-Cook para caracterizar el comportamiento plástico del material. Los resultados están enfocados a la predicción de la forma de la viruta así como la distribución de esfuerzos y temperaturas.

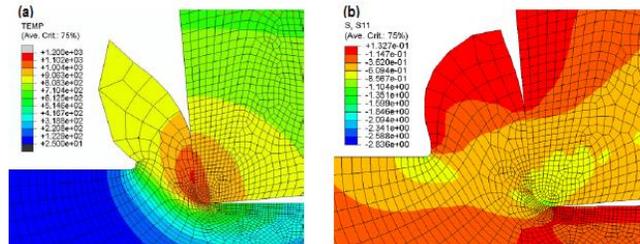


Figura 2.4 Resultados de una simulación de un corte ortogonal; (a) Campo de temperaturas, (b) Distribución de esfuerzos σ_{11} (Özel & Zeren, 2007).

2.3 Análisis Acoplado Euleriano Lagrangiano (CEL) en Abaqus®

La implementación del análisis CEL en la paquetería de propósito general ABAQUS® permite plantear una posible solución al problema de la deformación excesiva de la malla que se presenta durante la simulación de un proceso de corte, además de las ventajas que ofrece en el modelado de procesos de corte al no necesitar un criterio de separación de la malla o borrado de elementos para simular el efecto de corte, así como también permite la interacción de elementos Eulerianos con elementos Lagrangianos. El dominio Euleriano no necesita tener un algoritmo de adaptación de malla ya que la paquetería cuenta con un algoritmo que calcula la fracción de volumen de los elementos y se visualiza la superficie libre del material dentro de su dominio.

En un análisis Lagrangiano tradicional los nodos están fijos dentro del material y los elementos se deforman al deformarse el material. Los elementos Lagrangianos siempre están llenos al 100% de un solo material, así el límite del material coincide con el límite de los elementos, en contraste en un análisis Euleriano los elementos no se deforman, los nodos están fijos en el espacio y el material fluye a través de los elementos. Los elementos Eulerianos pueden no estar llenos al 100% de un material, estos pueden estar parcialmente o completamente vacíos, por lo tanto el límite de un material definido como Euleriano debe ser calculado durante cada incremento de tiempo. La malla Euleriana es típicamente rectangular y se extiende más allá de las fronteras del material para darle espacio suficiente en el cual se mueva y deforme, si cualquier parte del material Euleriano sale de la malla Euleriana se omite de la simulación.

Los materiales Eulerianos pueden interactuar con elementos Lagrangianos a través del contacto Euleriano-Lagrangiano, las simulaciones que incluyen este tipo de contacto son referidas como análisis Acoplado Euleriano-Lagrangiano (Coupled Eulerian-Lagrangian analysis) o CEL por sus siglas en inglés. La característica de contacto general en Abaqus/Explicit permite simulaciones de fenómenos multi-físicos como lo es la interacción fluido-estructura (SIMULIA, Abaqus 6.13 Analysis User's Guide, 2013).



2.3.1 Fracción de volumen Euleriano

La implementación Euleriana en Abaqus/Explicit está basada en el método “Volume-Of-fluid method”. En este método el material es seguido al fluir a través de la malla calculando su fracción de volumen Euleriana (Eulerian volume fraction-EVF), dentro de cada elemento. Por definición, si un material llena completamente un elemento su fracción de volumen es uno, si el elemento está vacío su fracción de volumen es cero.

Los elementos Eulerianos pueden contener simultáneamente más de un material. Si la suma de todas las fracciones de volumen de los materiales en un elemento es menor a uno, el restante del elemento es llenado automáticamente con material “void” o vacío. El material void no tiene ni masa ni resistencia mecánica (SIMULIA, Abaqus 6.13 Analysis User's Guide, 2013).

2.3.2 Superficie libre del material

Los datos de fracción de volumen son calculados para cada material Euleriano en un elemento. Dentro de cada incremento de tiempo las fronteras de cada material Euleriano son reconstruidas usando esos datos. El algoritmo de reconstrucción de la intercara aproxima las fronteras en un elemento como caras planas. Esta consideración produce una aproximación a la superficie del material que puede ser discontinua entre elementos vecinos.

Las discontinuidades en una superficie de material Euleriano pueden terminar en representaciones físicamente no realistas cuando se visualizan los resultados en un análisis Euleriano. En Abaqus/CAE se puede aplicar un algoritmo de promedio nodal para estimar superficies continuas y más realistas durante la visualización (SIMULIA, Abaqus 6.13 Analysis User's Guide, 2013).

2.3.3 Formulación del contacto Euleriano-Lagrangiano

La implementación del contacto Euleriano-Lagrangiano es una extensión del contacto general en Abaqus/Explicit. En éste método la estructura Lagrangiana ocupa regiones vacías dentro de la malla Euleriana. El algoritmo de contacto calcula automáticamente y traza la intercara entre la estructura Lagrangiana y el material Euleriano. Un gran beneficio de éste método es que no es necesario generar una malla adaptable para el dominio Euleriano.

Si el cuerpo Lagrangiano esta inicialmente posicionado dentro de la malla Euleriana se debe asegurar que los elementos Eulerianos subyacentes estén vacíos para asegurar que dos materiales no ocupan en mismo espacio físico. Durante el análisis el cuerpo Lagrangiano empuja el material fuera de los elementos Eulerianos y estos se llenan con material vacío (void material).

Si el material Lagrangiano está posicionado inicialmente fuera de la malla Euleriana, al menos una capa de elementos Eulerianos vacíos debe estar presente en la frontera de la malla Euleriana. Esto crea una superficie libre en el material Euleriano y permite fluir el material a la región donde no hay material (void material).



El contacto Euleriano-Lagrangiano además es capaz de generar la erosión y falla de un cuerpo Lagrangiano y permite las interacciones térmicas cuando se usa un elemento Euleriano acoplado temperatura-desplazamiento (EC3D8RT) en un análisis dinámico acoplado esfuerzo-deformación (SIMULIA, Abaqus 6.13 Analysis User's Guide, 2013).

2.3.4 Ejemplo del uso del método CEL en Abaqus® (Conformado de un remache)

Este problema de ejemplo tiene como objetivo el análisis de conformado en Abaqus/Explicit mediante el uso del método CEL para analizar un modelo bajo deformación extrema y comparar los resultados con los obtenidos de un modelo idéntico utilizando la formulación Lagrangiana.

El modelo tiene por objetivo determinar si la deformación de un remache de acero es apropiada para su aplicación y si el remache conserva suficiente resistencia mecánica después de la deformación, así como si el mecanismo de instalación del remache es adecuado.

Para simular la deformación en el remache, éste es colocado en un agujero en el centro de una placa circular, mientras que la herramienta se simula con dos placas circulares ubicadas en los límites superior e inferior del remache como se observa en la Figura 2.5.

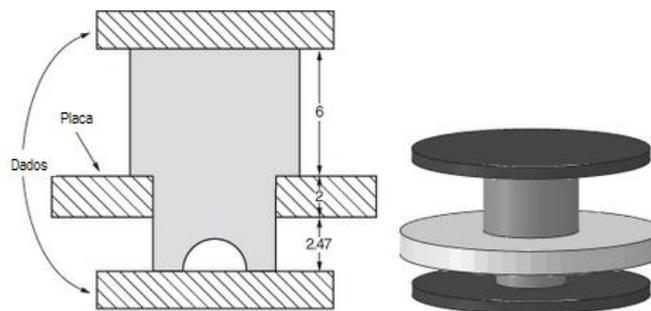


Figura 2.5 Ensamble del modelo utilizado para la simulación, todas las dimensiones están en milímetros (SIMULIA, Abaqus 6.13 Example Problems Guide, 2013).

Se estableció un desplazamiento de las herramientas, la superior desciende 3mm y la inferior sube 2mm, estas se controlan con una amplitud tipo rampa con un dominio de $0.8E-3s$ y se empotran para el resto del paso, la placa se restringe totalmente. La placa y las herramientas consideradas como cuerpos rígidos, además para las herramientas se restringe la capacidad de giro y desplazamiento en el plano horizontal. Y se define un paso dinámico explícito cuasiestático con duración de $1E-3s$.

La visualización preliminar denota que la malla en el análisis tradicional se deforma severamente y hace poco confiables los resultados obtenidos de esa región, mientras que el análisis CEL muestran un perfil de deformación similar pero con una malla regular con calidad inicial (Saucedo Osorno, 2013).



La Figura 2.6 muestra las mallas de los análisis Lagrangiano y CEL. El análisis Lagrangiano termina el cálculo pero la malla presenta una distorsión excesiva debido a la deformación del material en la zona baja del remache por lo cual los resultados pueden no ser confiables. En el análisis CEL se presenta una forma deformada similar y una malla regular de buena calidad.

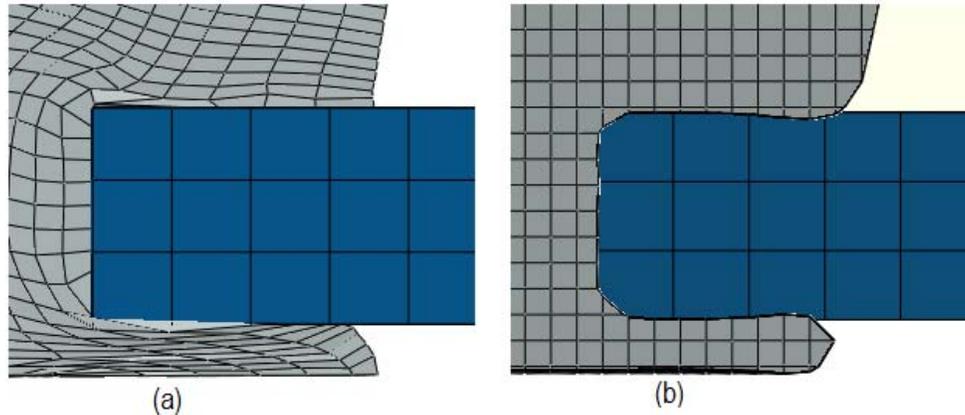


Figura 2.6 Deformación de la malla y penetración en la superficie de contacto; a) Análisis Lagrangiano, b) Análisis CEL (SIMULIA, Abaqus 6.13 Example Problems Guide, 2013).

La Figura 2.6 muestra la intercara entre el remache y la placa para ambos casos, ambos presentan penetraciones indeseables del remache en la placa.

En el caso Lagrangiano las penetraciones son resultados directos de la distorsión de la malla. En el análisis CEL las penetraciones son mayormente debidas a las aproximaciones usadas para visualizar el material Euleriano, los límites de un material Eulerianos no corresponden a la cara de los elementos discretos ya que el programa determina la distorsión del material en una malla Euleriana basado en una fracción de volumen dentro de cada elemento, las fracciones de volumen son promediadas e interpoladas para calcular una superficie suave durante la visualización, por lo tanto el límite del material mostrado en la visualización es una aproximación basada en un promedio numérico y no de propiedades geométricas. La aproximación causa una penetración aparente en las caras de contacto y explica porque las esquinas en un modelo Lagrangiano se ve redondeado en un modelo CEL. A pesar de las penetraciones aparentes, el contacto Euleriano-Lagrangiano frecuentemente entrega resultados confiables.

El análisis CEL permite un análisis con deformaciones importantes de un material, mediante una definición más sencilla en el modelo pero a un costo computacional más elevado, permite modelar fluidos o sólidos mediante la correcta definición de propiedades, y admite la interacción entre diversos cuerpos.

El modelo presentado muestra la capacidad del método CEL para el estudio de procesos en los que están involucradas grandes deformaciones, no se encontró literatura acerca del uso de este método en el estudio del proceso de corte ortogonal.

2.4 Efecto de las condiciones de corte en la formación de viruta segmentada a altas velocidades de corte.

En este artículo se investiga el mecanismo de formación de la viruta de una aleación de titanio Ti6Al4V durante un corte de alta velocidad por medio de un análisis de elemento finito con el programa Abaqus® (Gao & Zhang, 2013).

El tamaño de la pieza de trabajo es de 2mm de largo, 1mm de alto, el ángulo de incidencia de la herramienta es $\alpha = 8^\circ$, el ángulo de ataque γ y el espesor de la viruta t_0 son variados para investigar sus efectos en la formación de la viruta, W es la distancia de punta a punta de los dientes de la viruta, y H es la altura vertical de valle a pico de la viruta. La superficie inferior y la de la izquierda están empotradas para limitar el movimiento.

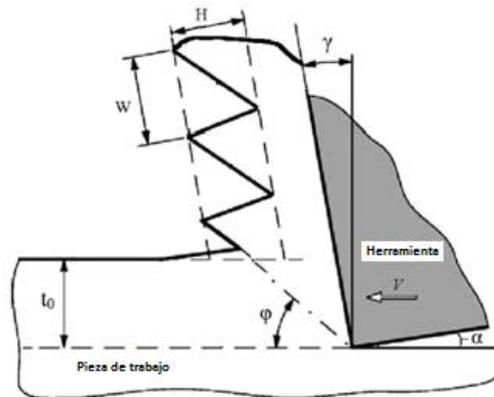


Figura 2.7 Esquema del modelo de corte ortogonal con formación de viruta segmentada (Gao & Zhang, 2013).

Se utiliza el modelo de Johnson-Cook para modelar el comportamiento del material, además asigna un criterio de separación de malla en una región predefinida por la cual se supone que la viruta será desprendida del material y se utiliza la variable de daño acumulado $D = \sum[\Delta\varepsilon/\bar{\varepsilon}^{cr}]$ basada en la deformación plástica equivalente y la deformación plástica equivalente crítica $\bar{\varepsilon}^{cr}$ la cual es definida usando la ecuación de daño de Johnson-Cook. En el criterio de falla se asume que un elemento ya no es tomado en cuenta para el cálculo una vez que la deformación plástica equivalente en un punto de integración ha alcanzado el valor crítico, lo cual se hace fijando los esfuerzos como cero en los puntos de integración, por default si todos los nodos de un elemento fallan el elemento será removido de la malla.

Se estudiaron los efectos térmicos en la viruta, asignó un coeficiente de fricción de $\mu = 0.3$ y se asume que un porcentaje de trabajo $\eta_p = 0.9$ es transformado en calor. El estudio se realizó mediante un análisis dinámico explícito utilizando el algoritmo ALE (Arbitrary Lagrangian Eulerian) para predecir la forma de la viruta con elementos de 4 nodos CPERT.

La gráfica de las fuerzas de corte a diferentes velocidades se observa en la Figura 2.8a. Los resultados experimentales usados para la comparación son de Molinari et al en 2002, se observa que los resultados numéricos concuerdan con los resultados experimentales (error promedio <10%), ambos resultados muestran que la influencia de la velocidad de corte es débil cuando es mayor a 20m/s.

La Figura 2.8b muestra la variación de las fuerzas de corte en el tiempo cuando $V_c = 5 \text{ m/s}$, lo cual revela que la fuerza de corte fluctúa correspondiendo a la formación de la viruta segmentada.

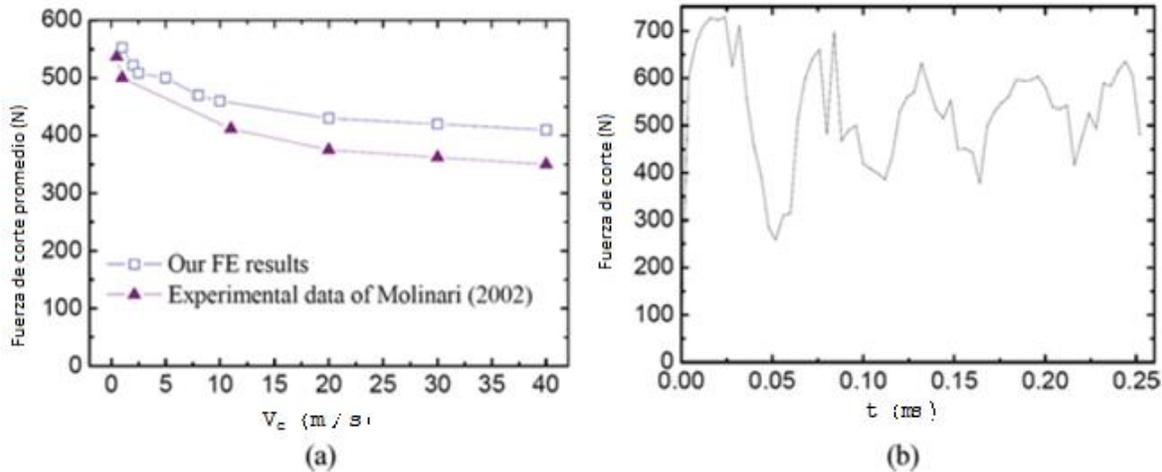


Figura 2.8 a) Fuerza de corte promedio contra velocidad de corte; b) Fuerza de corte contra tiempo a $V=5 \text{ m/s}$ (Gao & Zhang, 2013).

También se estudiaron los parámetros que influyen de manera más significativa en la morfología de la viruta.

- Efecto de la profundidad de corte: En la Figura 2.9 se muestra la variación de la morfología a diferentes profundidades de corte, ambas simulaciones fueron hechas con un ángulo de ataque $\gamma = 0^\circ$, se observa que la forma de la viruta segmentada es diferente en ambos casos, lo cual revela el efecto de este parámetro en la morfología de la viruta y por ende en las fuerzas de corte.

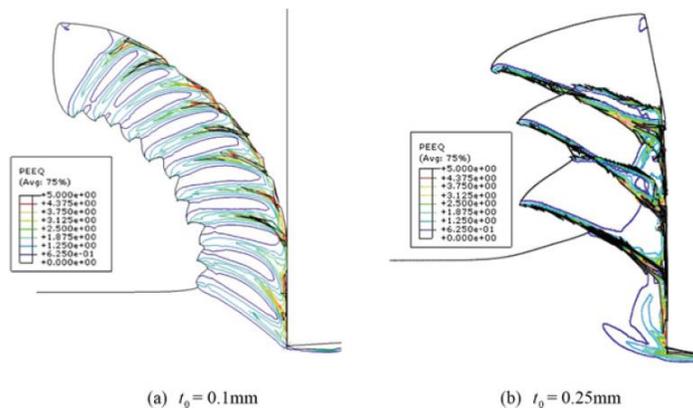


Figura 2.9 Geometría de la viruta a diferentes profundidades de corte (Gao & Zhang, 2013).

- Efecto del ángulo de ataque: La morfología debido al ángulo de ataque es comparada en la Figura 2.10, las simulaciones se realizaron con un ángulo de incidencia $\alpha = 8^\circ$ y una profundidad de corte $t_0 = 0.25 \text{ mm}$ en la Figura 2.10a y $t_0 = 0.1 \text{ mm}$ en la Figura 2.10b.

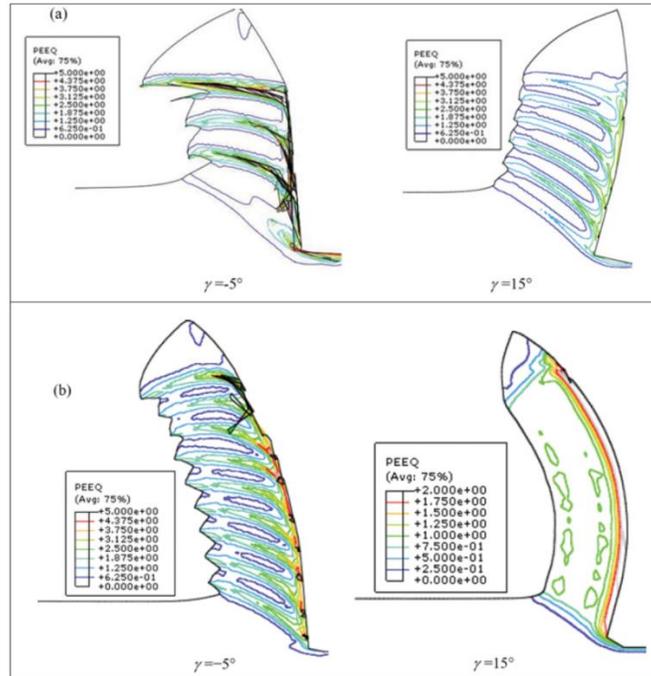


Figura 2.10 Geometría de la viruta a diferentes ángulos de ataque (Gao & Zhang, 2013).

- Influencia de la velocidad de corte: En la Figura 2.11 se presenta que no hay diferencia más evidente que el hecho de que a una mayor velocidad de corte la viruta se desprende más rápido y más lejos.

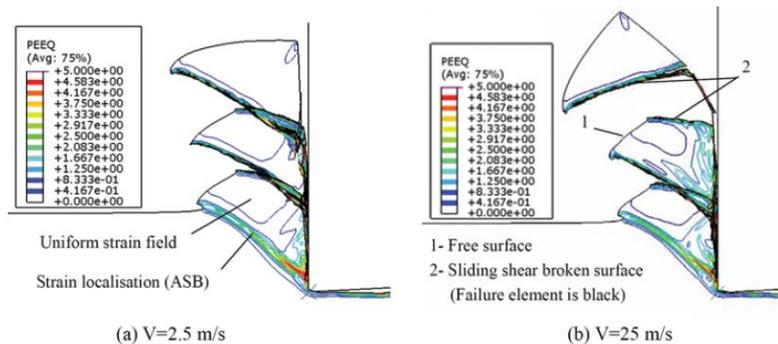


Figura 2.11 Geometría de la viruta a diferentes velocidades de corte ($t_0 = 0.25\text{mm}$, $\gamma = 0$) (Gao & Zhang, 2013).

Se concluye que los parámetros más influyentes en la formación de la viruta segmentada son la profundidad de corte y el ángulo de ataque. Cuando la profundidad de corte es pequeña o cuando en el ángulo de ataque incrementa, la amplitud de los dientes de la viruta se hacen más pequeños y la frecuencia de la formación de los dientes incrementa. Esto significa que el uso de profundidades de corte pequeñas y ángulos de corte grandes puede minimizar la fluctuación de las fuerzas de corte y por lo tanto mejorar el tiempo de vida de la herramienta y la calidad de la superficie maquinada. La influencia de la velocidad de corte en la morfología de la viruta es menor en el caso del maquinado de alta velocidad.

2.5 Comparación con datos experimentales de tres modelos realizados en tres paqueterías diferentes

En este estudio se comparan varios modelos simulados del proceso de corte ortogonal así como los resultados de experimentos (Halil, S. Engin, & A. Erman, 2003).

Se realizó un modelo de corte ortogonal termomecánico bajo la consideración de deformación plana, el material fue modelado como elastoplástico, con un esfuerzo de fluencia que depende de la deformación, la velocidad de deformación y la temperatura.

Se usaron los códigos comerciales implícitos MSC Marc®, Deform2D® y el código explícito Thirdwave AdvantEdge®. Las fuerzas de corte, ángulos de cortante, espesor de la viruta y longitud de contacto en la cara de ataque son comparadas con datos experimentales y con resultados reportados en literatura.

Los modelos se componen de piezas deformables y herramientas rígidas, la herramienta avanza a velocidad y profundidad constante, en la simulación con MSC Marc® y Thirdwave AdvantEdge® no se define un criterio de falla asumiendo que la formación de la viruta se debe al flujo plástico, sin embargo en las simulaciones con Deform2D® el criterio de falla de Cockroft-Latham es usado.

En MSC Marc® y Deform2D® la pieza de trabajo es discretizada por elementos cuadriláteros de cuatro nodos, mientras que en Thirdwave AdvantEdge® se usan elementos triangulares cuadráticos de 6 nodos por default. Los nodos de las caras inferior e izquierda se fijan en las direcciones x y y como se observa en la Figura 2.12.

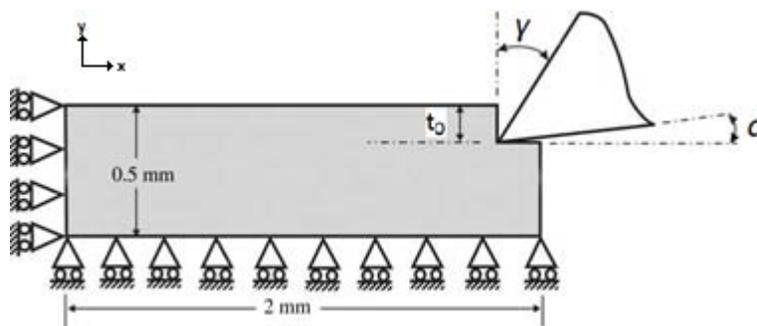


Figura 2.12 Geometría general del modelo (Halil, S. Engin, & A. Erman, 2003).

El material de la pieza de trabajo es acero AISI 1015. En MSC Marc® y Deform2D® se modela el comportamiento del material representándolo con la interpolación de datos tabulares a diferentes velocidades de deformación y diferentes temperaturas, en Thirdwave AdvantEdge se utiliza el Modelo de Marusch.

La fricción entre la viruta y la herramienta es modelada como cortante constante en MSC Marc® y Deform2D® mientras que en Thirdwave AdvantEdge se usa el modelo de fricción de Coulomb.

El ancho del corte fue 1.45mm los ángulos de ataque fueron 20° y 25° y un ángulo de incidencia de 5° con una velocidad de corte de 0.22m/s.

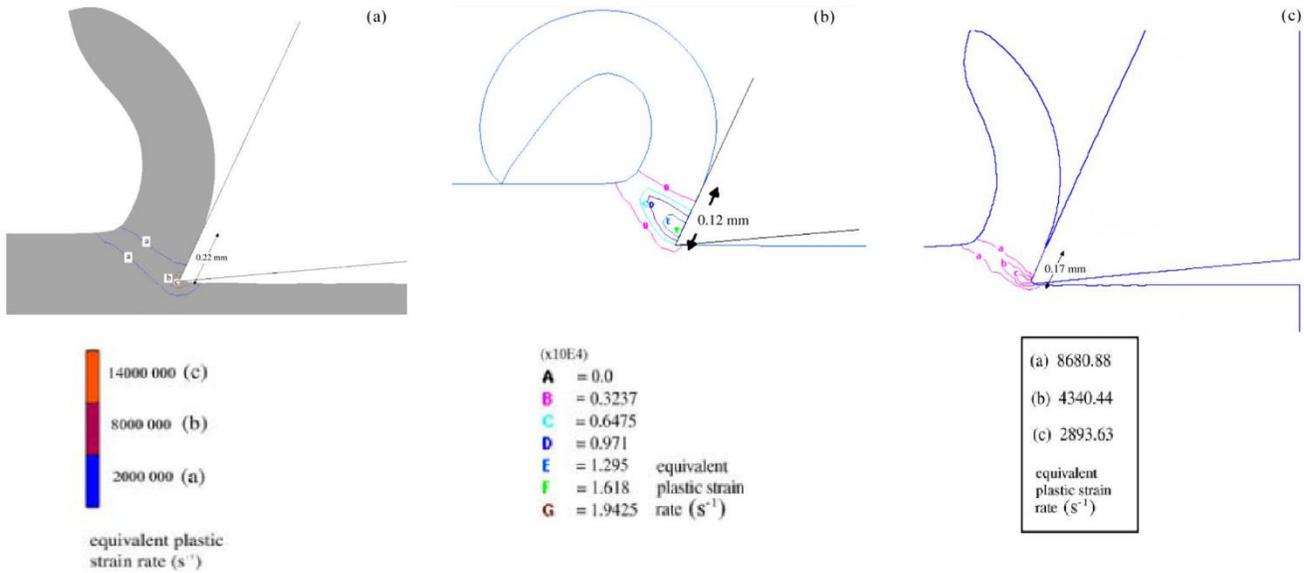


Figura 2.13 Geometría de las virutas para un ángulo de ataque de 25° : a) MSC Marc $m = 0.7$, b) Deform2D $m = 0.7$, c) Thirdwave AdvantEdge $\mu = 0.5$ (Halil, S. Engin, & A. Erman, 2003).

En la Figura 2.14 se muestra la comparación de las fuerzas de corte de todos los códigos así como los resultados experimentales, se muestra lo mismo para la fuerza de empuje en la Figura 2.15.

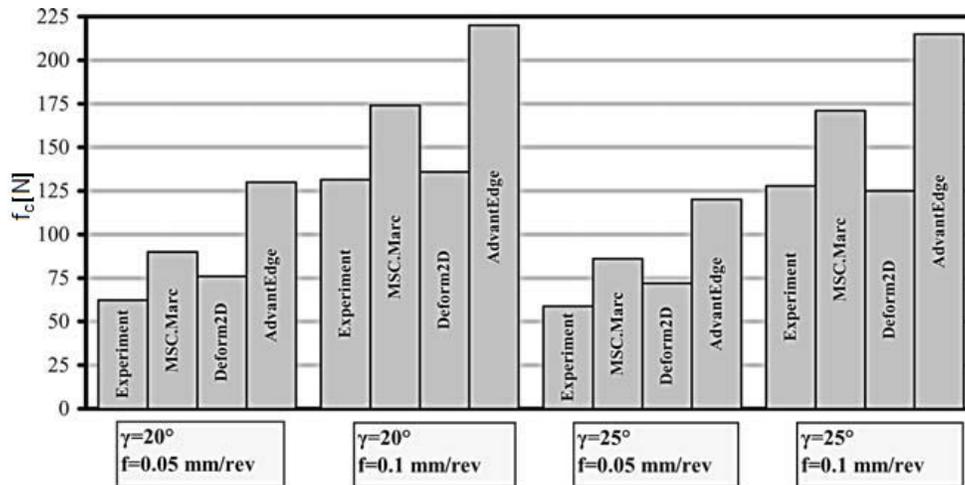


Figura 2.14 Comparación de las fuerzas de corte experimental y calculadas; $m = 0.7$ para MSC Marc® y Deform2D® y $\mu = 0.5$ para Thirdwave AdvantEdge® (Halil, S. Engin, & A. Erman, 2003).

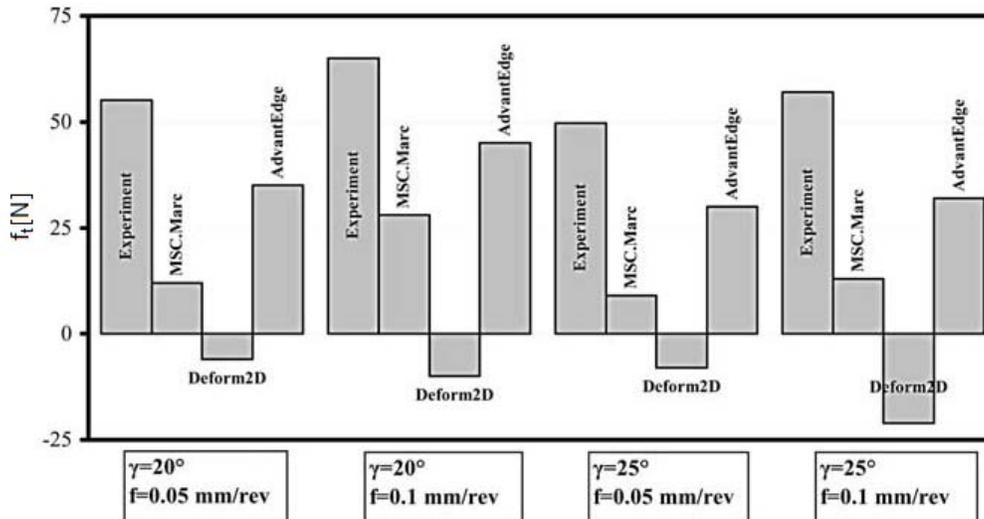


Figura 2.15 Comparación de las fuerzas de empuje experimentales y calculadas, $m=0.7$ para MSC Marc® y Deform2D® y $\mu=0.5$ para Thirdwave AdvantEdge® (Halil, S. Engin, & A. Erman, 2003).

Se concluye que el parámetro de fricción afecta los resultados de la simulación drásticamente, se menciona que el modelo de fricción de Coulomb no es apropiado para la simulación debido a que genera esfuerzos debidos a la fricción más grandes que el esfuerzo de cedencia a cortante del material en la intercara viruta-herramienta. Se indica que los modelos de daño para la separación de la viruta no son adecuados ya que se eliminan elementos de la malla y los modelos de remallado otorgan mejores resultados.

Como resultado se encontró que aunque algunos parámetros individuales se correlacionan con los experimentales, todos los modelos fallaron en lograr una correlación satisfactoria con todos los parámetros medidos.

2.6 Influencia de los parámetros que definen el comportamiento de un material en los resultados de un modelo FEM de corte ortogonal

En este estudio se desarrolló un modelo de corte ortogonal de Ti6Al4V en Abaqus/Explicit® utilizando el método Lagrangiano del cual se buscó la validación de los resultados mediante su comparación con datos experimentales. El objetivo de este estudio es mostrar la influencia de la ley que modela el comportamiento del material en los resultados del modelo con el fin de obtener resultados más próximos a los experimentales.

La herramienta de corte es modelada con un radio de corte de $20\mu\text{m}$, sus ángulos de ataque y de incidencia son 15° y 2° respectivamente, la Figura 2.16 muestra la geometría inicial y las condiciones de frontera del modelo, la velocidad de corte V_c es igual a 30m/min y la profundidad de corte h es 0.28mm .

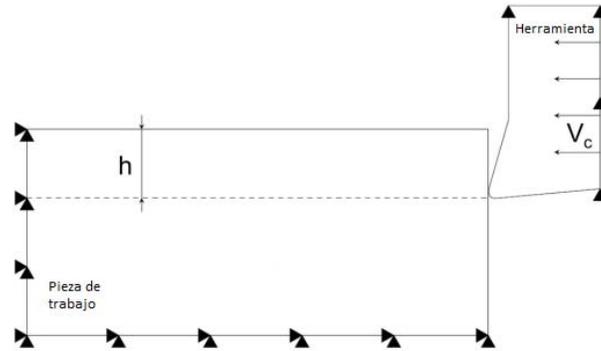


Figura 2.16 Geometría inicial y condiciones de frontera para el modelo (Ducobu, Rivière-Lorphèvre, & Filippi, 2014).

La herramienta es de carburo de tungsteno, el material de la pieza de trabajo es Ti6Al4V, se usa el modelo TANH introducido por Calamaz et al en 2008 para modelar el comportamiento del material. El modelo TANH es un modelo de Johnson-Cook modificado con el objetivo de modelar el ablandamiento del material cuando ha sufrido grandes deformaciones.

Debido al uso de una formulación Lagrangiana, un criterio de daño basado en la eliminación de elementos es introducido para hacer la formación de la viruta posible. Este criterio de separación está basado en el esfuerzo a tracción dependiente de la temperatura en el cual el material falla. Cuando se alcanza el valor del criterio de falla el elemento es eliminado de la visualización y su valor de esfuerzo es fijado en cero. La supresión de los elementos que fallan genera una grieta en la pieza de trabajo, haciendo posible que la viruta se desprenda.

El modelo de fricción de Coulomb es usado en la intercara viruta-herramienta y toda la energía debida a la fricción es convertida en trabajo. Se asignó una temperatura inicial de 25°C y se consideró el fenómeno de conducción entre la herramienta y la viruta.

Se realizaron experimentos con los mismos parámetros de corte que el modelo numérico, se midieron las fuerzas de corte con un dinamómetro y se recolectaron las virutas para ser observadas en un microscopio y caracterizar su geometría con base en tres medidas; la longitud L de la viruta sin deformar, la altura H de los dientes y el valle C (Figura 2.17), con el objetivo de comparar la morfología de la viruta experimental y la resultante del modelo FEM (Figura 2.18).

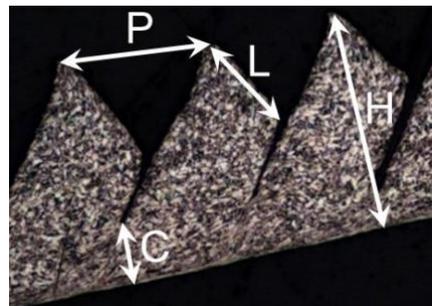


Figura 2.17 Medidas características de una viruta segmentada (Ducobu, Rivière-Lorphèvre, & Filippi, 2014).

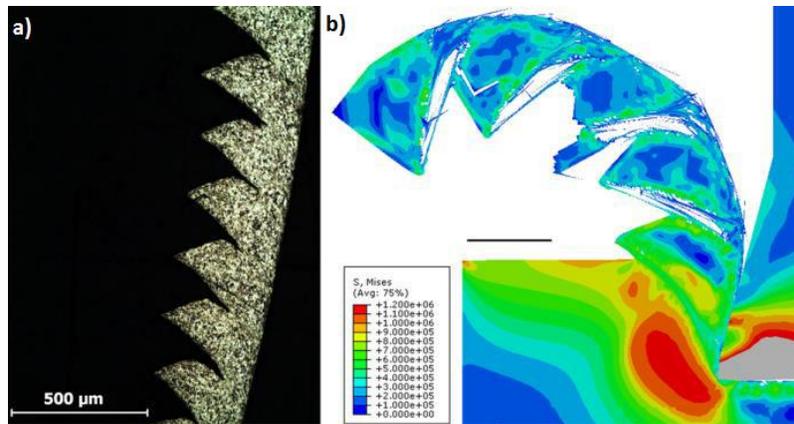


Figura 2.18 Morfología de la viruta; a) Experimental, b) Modelo numérico (Ducobu, Rivière-Lorphèvre, & Filippi, 2014).

Se observa que la geometría de la viruta obtenida en la simulación es cualitativamente parecida a la obtenida experimentalmente. Se pueden señalar dos diferencias; el valle de los dientes de la viruta obtenida en la simulación es más chico y la grieta del tercer diente es tan grande que la viruta está separada.

Las tres medidas características son más grandes que las experimentales, la longitud del diente L es más pequeña (10%), esto en conjunto con el valle subestimado significa que la deformación no es suficiente y que es de gran importancia modelar la fractura en el mecanismo de formación de la viruta.

En cuanto al modelo numérico se observa una deformación grande en la primera zona de deformación y la grieta se propaga desde la superficie libre a la punta de la herramienta, cuando se analiza la viruta experimental esta característica también se presenta, por lo tanto los mecanismos de formación de la viruta son muy parecidos, sin embargo en el modelo numérico la grieta se propaga más fácilmente.

En la Figura 2.19 se muestran las fuerzas de corte experimentales y numéricas, las dos fuerzas muestran un comportamiento cíclico, como se espera debido a la viruta segmentada.

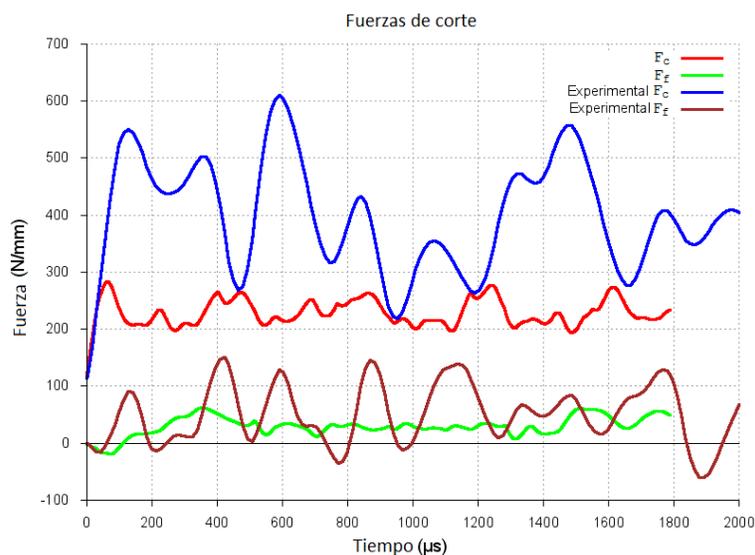


Figura 2.19 Fuerzas de corte (Ducobu, Rivière-Lorphèvre, & Filippi, 2014).

Debido a la diferencia notable de las fuerzas de corte se realizó una segunda simulación en la que se modificó el modelo del comportamiento del material para lograr acercar los resultados experimentales con los numéricos. La Figura 2.20 muestra cuatro leyes para el Ti6Al4V que toman en cuenta el ablandamiento del material.

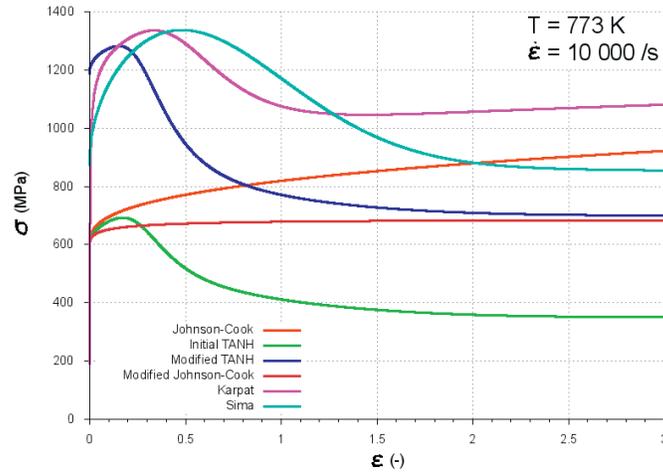


Figura 2.20 Evolución de esfuerzos para diferentes modelos del material (Ducobu, Rivière-Lorphèvre, & Filippi, 2014).

Se usó el modelo TANH modificado para obtener fuerzas más grandes debido a los esfuerzos mayores que se presentan en la pieza de trabajo. La viruta obtenida con esta modificación se observa en la Figura 2.21. Se sigue observando una geometría de viruta segmentada, sin embargo el crecimiento de la grieta en la formación de los dientes es mayor y tiende a ser una viruta discontinua.

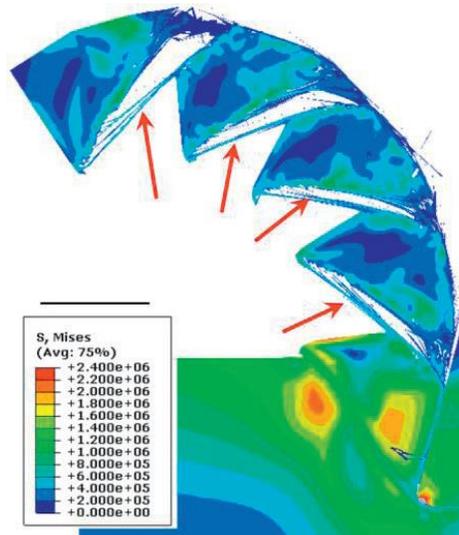


Figura 2.21 Morfología de la viruta con el modelo TANH modificado (Ducobu, Rivière-Lorphèvre, & Filippi, 2014).



Se observa una mejora en la obtención de las fuerzas de corte Figura 2.22. Los valores RMS son comparados en la Tabla 2.1. El incremento de las fuerzas de corte se traduce en un valor RMS mayor. La diferencia entre las fuerzas es muy pequeña: 5%-10% para la fuerza de corte y 10%-15% para la fuerza de empuje.

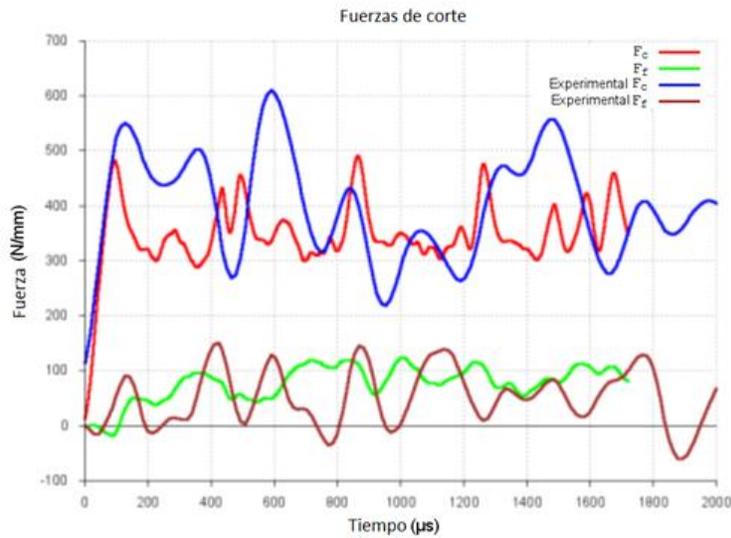


Figura 2.22 Fuerzas de corte obtenidas con el modelo TANH modificado.

Tabla 2.1 Comparación de las fuerzas RMS

	Experimental	Modelo inicial	Modelo modificado
$F_c(N/mm)$	387	231	361
Diferencia(%)	-	40	7
$F_f(N/mm)$	77	72	86
Diferencia(%)	-	7	-12

Como conclusión de esta modificación la morfología de la viruta se deteriora al amplificarse el problema del primer modelo. Por otro lado las fuerzas de corte se aproximan más a las experimentales. Los resultados finales son satisfactorios, las fuerzas de corte con cercanas a las medidas, la morfología es similar a la experimental y la formación de la viruta implica deformación y la propagación de la grieta. Se observan “Grietas parasitas” en algunos de los dientes debido a la eliminación de elementos resultantes del parámetro de daño.



Capítulo 3 Modelado de un proceso de corte ortogonal con el método CEL usando Abaqus®.

Modelar la separación de una malla Lagrangiana para simular la falla de un material es un problema que se ha resuelto utilizando criterios físicos y geométricos de falla. Teniendo en cuenta las capacidades del método CEL para la simulación de fenómenos que implican grandes deformaciones, en este trabajo se propone el uso del método Acoplado Euleriano Lagrangiano (CEL) para simular el proceso de corte ortogonal, con el cual se logra la separación del material mediante el flujo del mismo a través de un dominio Euleriano con propiedades de sólido, logrando así evitar los problemas que implica modelar la separación del material en un modelo Lagrangiano y la falta de exactitud debido a las grandes distorsiones que se presentan en las mallas Lagrangianas a causa de la deformación en la zonas primaria y secundaria de corte durante el proceso.

En este trabajo se realiza el análisis de un corte ortogonal con un enfoque termomecánico para obtener las fuerzas de corte, analizar la geometría de la viruta, así como la distribución de esfuerzos y temperaturas, en este capítulo se presenta la metodología para su modelado. El modelo realizado en éste estudio replica las condiciones de los experimentos realizados por Artozoul (Artozoul, Lescalier, Belmont, & Dudzinski, 2013) con el fin de comparar los datos experimentales con los datos obtenidos de las simulaciones realizadas con el modelo propuesto.

Se realizan 4 modelos en los que se mantienen la geometría y los parámetros de corte pero se hacen modificaciones en los tamaños de la malla y los parámetros de evolución de la falla del material para realizar una comparación entre los resultados obtenidos.

3.1 Geometrías de la pieza de trabajo y la herramienta de corte

La pieza de trabajo se modeló como un sólido 3D deformable Euleriano, la geometría es un rectángulo extruido con una profundidad de 2mm al cual se le realizaron 3 particiones; dos paralelas al plano XZ y otra paralela al plano YZ como se muestra en la Figura 3.1.

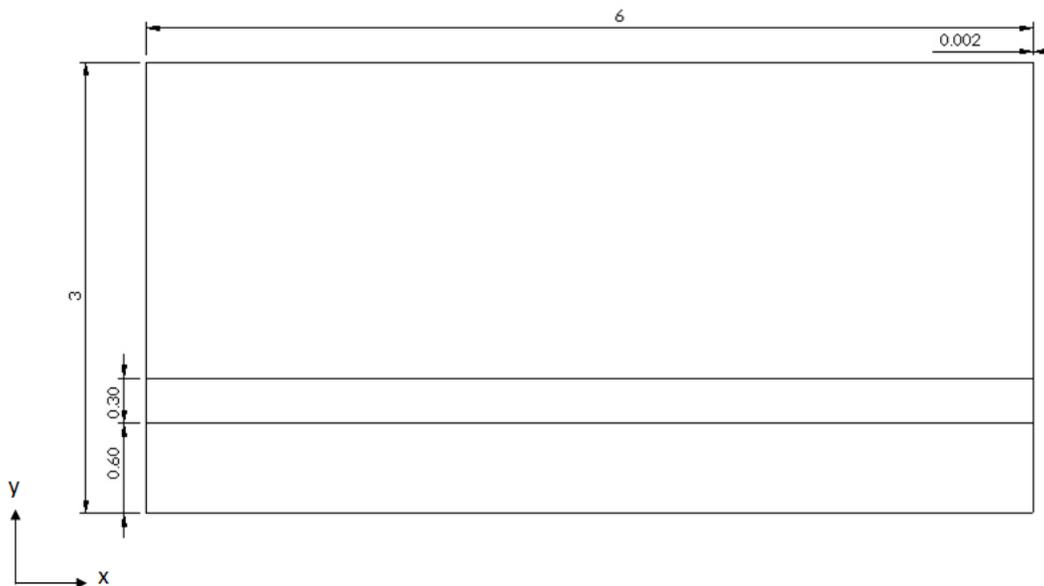


Figura 3.1 Geometría del dominio Euleriano (unidades en mm).



La herramienta de corte se modeló como un sólido 3D deformable restringido como cuerpo rígido ya que la deformación de la herramienta no es objeto de estudio para este trabajo, ésta es extruida una profundidad de 2mm, la geometría se muestra en la Figura 3.2.

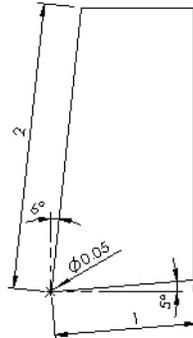


Figura 3.2 Geometría de la herramienta (unidades en mm).

El modelo se ensambla de tal forma que se ajusta una profundidad de corte del material de 0.3mm como se muestra en la Figura 3.3.

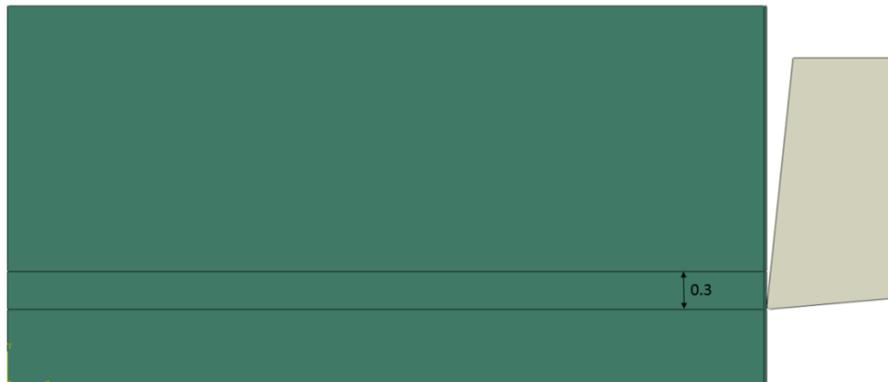


Figura 3.3 Ensamble del dominio Euleriano y herramienta (unidades en mm).

3.2 Comportamiento termomecánico de la pieza de trabajo y herramienta de corte

Para modelar el comportamiento termomecánico del acero AISI 1045 se utilizó el modelo de Johnson-Cook descrito por la Ecuación 1.20 con los parámetros de la Tabla 3.1 y otros parámetros térmicos y mecánicos mostrados en la Tabla 3.2.

Tabla 3.1 Constantes del modelo Johnson-Cook para el acero AISI 1045 (Chunzheng & Liangchi, 2013).

A[MPa]	B[MPa]	n	C	m	$\dot{\epsilon}_0$ [s ⁻¹]	T _{melt} [°C]	T ₀ [°C]
553	600	0.234	0.0134	1.0	0.001	1460	20

Tabla 3.2 Parámetros mecánicos y térmicos del acero AISI 1045 (Chunzheng & Liangchi, 2013).

Densidad ρ [kg/m ³]	Módulo de Young E[GPa]	Relación de Poisson ν	Calor específico C _p [JKg ⁻¹ °C ⁻¹]	Conductividad térmica λ [W/m°C]
7800	200	0.3	474	55



Para lograr la geometría característica de la viruta segmentada se utilizó un modelo de falla preprogramado en Abaqus®, Abaqus/Explicit ofrece un modelo de falla específico para el modelo de plasticidad Johnson-Cook, el cual es adecuado sólo para altas velocidades de deformación de metales. El modelo de falla de Johnson-Cook está basado en el valor de la deformación plástica equivalente en los puntos de integración elementales; se asume que la falla ocurre cuando el parámetro de daño excede 1. El parámetro de daño D , es definido en la Ecuación 3.1.

Ecuación 3.1

$$D = \sum \left[\frac{\Delta \bar{\epsilon}^{pl}}{\bar{\epsilon}_f^{pl}} \right]$$

En donde $\Delta \bar{\epsilon}^{pl}$ es un incremento de la deformación plástica equivalente, $\bar{\epsilon}_f^{pl}$ es la deformación al momento de la falla. La sumatoria es realizada en todos los incrementos del análisis. Se asume que la deformación de falla $\bar{\epsilon}_f^{pl}$, es dependiente de una velocidad de deformación no dimensional $\dot{\bar{\epsilon}}^{pl}/\dot{\bar{\epsilon}}_0$, de una relación adimensional presión-esfuerzo p/q (donde p es el esfuerzo hidrostático y q es el esfuerzo de Von Mises) y de la temperatura adimensional θ que es definida en el modelo de Johnson-Cook. Se asume que estas dependencias pueden ser separables, esto se muestra en la Ecuación 3.2 (SIMULIA, Abaqus 6.13 Analysis User's Guide, 2013).

Ecuación 3.2

$$\bar{\epsilon}_f^{pl} = \left(d_1 + d_2 \exp\left(d_3 \frac{p}{q}\right) \right) \left(1 + d_4 \ln\left(\frac{\dot{\bar{\epsilon}}^{pl}}{\dot{\bar{\epsilon}}_0}\right) \right) \left(1 + d_5 \theta \right)$$

Las constantes del modelo para un acero AISI 1045 se muestran en la Tabla 3.3.

Tabla 3.3 Parámetros del modelo de daño de Johnson-Cook para el acero AISI 1045 (Chunzheng & Liangchi, 2013).

d1	d2	d3	d4	d5
0.05	4.42	-2.73	0.0018	0.55

La Figura 3.4 ilustra el comportamiento característico de un material al experimentar la falla. La falla se manifiesta en dos formas; reducción del esfuerzo y la degradación de la elasticidad. La curva sólida en la gráfica representa la respuesta del material con daño, mientras que la curva punteada representa la respuesta en ausencia de daño. La respuesta del daño depende del tamaño del elemento para minimizar la dependencia de malla de los resultados (SIMULIA, Abaqus 6.13 Example Problems Guide, 2013).

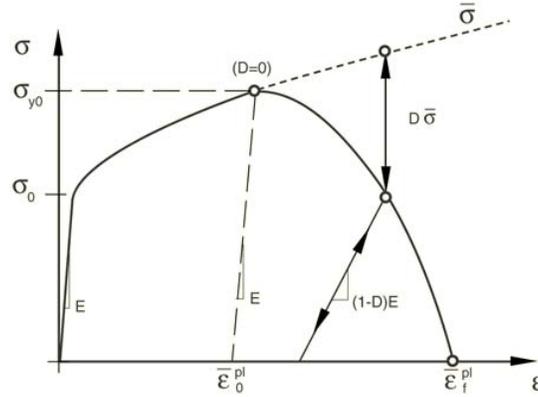


Figura 3.4 Gráfica esfuerzo-deformación con degradación progresiva debido al daño (SIMULIA, Abaqus 6.13 Analysis User's Guide, 2013).

En la Figura 3.4 σ_{y0} y $\bar{\epsilon}_0^{pl}$ son el esfuerzo de cedencia y la deformación plástica equivalente al inicio del daño, y $\bar{\epsilon}_f^{pl}$ es la deformación plástica equivalente al momento de la falla; lo que es, cuando la variable de daño alcanza el valor $D = 1$.

El valor de deformación plástica equivalente a la falla $\bar{\epsilon}_f^{pl}$, depende de la longitud característica del elemento y no puede ser utilizado como un parámetro del material para especificar la evolución del daño. En su lugar, la evolución del daño se especifica en términos del desplazamiento plástico equivalente \bar{u}^{pl} , o en términos de la energía de disipación de la fractura G_f .

Cuando ocurre daño en el material, la relación esfuerzo-deformación no representa de manera precisa el comportamiento del material. Seguir usando la relación esfuerzo-deformación introduce una fuerte dependencia de malla debido a la localización de las deformaciones, así como la energía disipada disminuye al refinar la malla. La propuesta de energía de fractura por Hillerborg en 1976 se usa para reducir la dependencia de malla creando una respuesta esfuerzo-desplazamiento después de que el daño inicia.

Usando los conceptos de fractura frágil, Hillerborg define la energía requerida para abrir una unidad de área de la grieta G_f como un parámetro del material. Con este enfoque la respuesta de ablandamiento después de la iniciación del daño es caracterizado por una respuesta esfuerzo-desplazamiento en lugar de una respuesta esfuerzo-deformación.

La implementación de este concepto esfuerzo-desplazamiento en un modelo de elemento finito requiere la definición de una longitud característica L , asociado con un punto de integración. La energía de fractura está definida como:

$$G_f = \int_{\bar{\epsilon}_0^{pl}}^{\bar{\epsilon}_f^{pl}} L \sigma_y d\bar{\epsilon}^{pl} = \int_0^{\bar{u}_f^{pl}} \sigma_y d\bar{u}^{pl}$$

Esta expresión requiere la definición de desplazamiento plástico equivalente, como el trabajo por unidad de área de la grieta. Antes de la iniciación del daño $\dot{\bar{u}}^{pl} = 0$; después de la iniciación del daño $\dot{\bar{u}}^{pl} = L \dot{\bar{\epsilon}}^{pl}$ (SIMULIA, Abaqus 6.13 Analysis User's Guide, 2013).

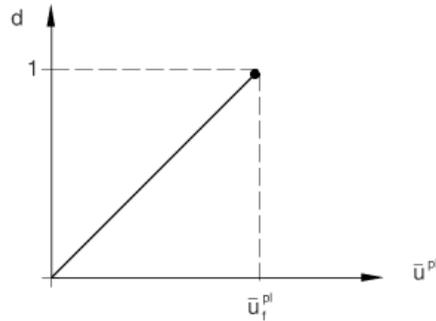


Figura 3.5 Evolución del daño basado en el desplazamiento plástico (SIMULIA, Abaqus 6.13 Analysis User's Guide, 2013).

La definición de la longitud característica depende de la geometría del elemento y su formulación: típicamente es la longitud de una línea que cruza el elemento para los elementos de primer orden y la mitad para un elemento de segundo orden. Sin embargo los elementos con relaciones de aspecto grandes tienen diferente comportamiento dependiendo de la dirección de la falla. En la Tabla 3.4 se muestran los valores de desplazamiento plástico equivalente para los modelos realizados en este trabajo.

Tabla 3.4 Valores de \bar{u}^{pl} para los 4 modelos estudiados.

	\bar{u}^{pl}
Modelo 1	Sin criterio de falla
Modelo 2	0.00005
Modelo 3	0.000025
Modelo 4	0.0004

De acuerdo a la literatura, se considera que una porción del trabajo plástico es disipado en forma de calor, esta fracción es cuantificada por la fracción de calor inelástico (inelastic heat fraction β). En la literatura el valor de β es típicamente 0.9 (Longère & Dragon, 2009).

La herramienta se modeló como un sólido no deformable ya que su deformación no forma parte del objetivo de estudio, sus propiedades térmicas se muestran en la Tabla 3.5.

Tabla 3.5 Propiedades de la herramienta (Artozoul, Lescalier, Belmont, & Dudzinski, 2013).

Densidad Kg/m ³	Conductividad térmica W/m K	Capacidad térmica J/Kg K
11100	37.7	276

3.3 Descripción del tipo de análisis y su duración

Las técnicas de integración implícita y explícita pueden ser utilizadas, sin embargo la técnica implícita es más aplicada a la solución de problemas lineales estáticos mientras que el método explícito es más adecuado para problemas dinámicos no lineales (Özel & Zeren, 2007). Se realizó un análisis dinámico temperatura-desplazamiento explícito con una duración de 0.0012s debido a que la distancia de corte es 3mm a una velocidad de 2.5m/s.



3.4 Interacción

El algoritmo de contacto general permite modelar el contacto entre materiales Eulerianos y Lagrangianos. Este algoritmo compensa las diferencias en el tamaño de malla para prevenir la penetración del material Euleriano sobre la superficie Lagrangiana (SIMULIA, Abaqus 6.13 Analysis User's Guide, 2013).

Para modelar el fenómeno de fricción entre la herramienta y el material de trabajo se utilizó el modelo básico de Coulomb definido por la Ecuación 3.3. El modelo de fricción de Coulomb define el esfuerzo crítico cortante τ_{crit} al cual el deslizamiento de la superficie empieza, como una fracción μ (coeficiente de fricción) de la presión de contacto p (SIMULIA, Abaqus 6.13 Analysis User's Guide, 2013).

Ecuación 3.3

$$\tau_{crit} = \mu p$$

Para modelar en comportamiento normal del contacto se utilizó la propiedad “Hard Contact”, la relación presión-distancia se muestra en la Figura 3.6, cuando las superficies están en contacto la presión de contacto se transmite entre ellas, las superficies se separan si la presión de contacto se reduce a cero, las superficies separadas están en contacto cuando la distancia entre ellos se reduce a cero.

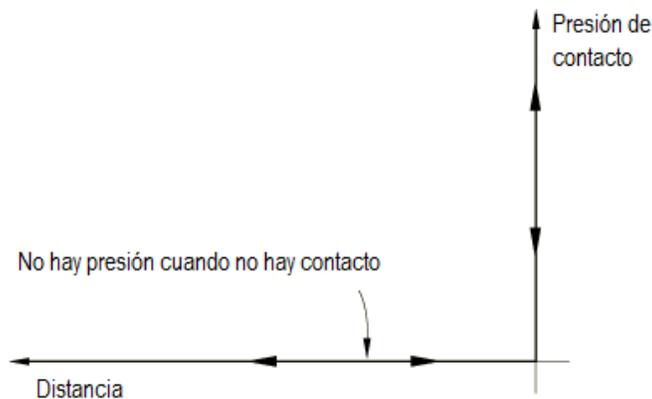


Figura 3.6 Relación presión-distancia (SIMULIA, Abaqus 6.13 Analysis User's Guide, 2013).

Para representar el fenómeno de generación de calor debido a la fricción se utilizó la propiedad “Heat fraction”, en el cual toda la energía debida a la fricción se convierte en calor del cual 50% es asignada a la pieza de trabajo y el resto a la herramienta de corte.

La tasa de disipación de energía debido a la fricción P_{fr} está dada por la Ecuación 3.4, en donde τ es el esfuerzo debido a la fricción y $\dot{\gamma}$ es la velocidad de deslizamiento.

Ecuación 3.4

$$P_{fr} = \tau \dot{\gamma}$$



La cantidad de energía liberada como energía en la superficie maestra y esclava es q_A y q_B respectivamente, en donde η es la fracción de energía disipada convertida en calor (1 por default) y f es la fracción de la energía transformada en calor que es asignada a la superficie esclava (SIMULIA, Abaqus 6.13 Analysis User's Guide, 2013).

Ecuación 3.5

$$q_A = f\eta P_{fr}$$

Ecuación 3.6

$$q_B = (1 - f)\eta P_{fr}$$

El fenómeno de conducción térmica entre la pieza de trabajo y la herramienta está definida por la Ecuación 3.7 en donde q es el flujo de calor por unidad de volumen que cruza la intercara del punto A al punto B, θ_A y θ_B son las temperaturas en los puntos de las superficies y k es la conductancia.

Ecuación 3.7

$$q = k(\theta_A - \theta_B)$$

Se definió la conductancia en función de la presión de contacto, cuando la presión es cero $k = 0$, cuando la presión de contacto es mayor a cero k obtiene un valor muy grande, esto para simular el contacto perfecto en la intercara de la pieza de trabajo y la herramienta y permitir un incremento rápido en la temperatura de la herramienta (Sima & Ozel, 2010) (Cengel, 2004), así se proponen los valores de la Tabla 3.6.

Tabla 3.6 Valores de k en función de la presión de contacto.

k [W/m² °C]	Presión de contacto [Pa]
0	0
$6 * 10^6$	5

3.5 Condiciones de frontera y valores iniciales

En la Figura 3.7 se muestran las siguientes condiciones aplicadas al modelo:

- (1) Empotramiento de la base y el lateral izquierdo de la pieza de trabajo.
- (2) Restricción de los grados de libertad de desplazamiento en Z (todos los nodos).
- (3) Velocidad de corte de 2.5m/s aplicada al nodo de referencia de la herramienta.
- (4) Temperatura inicial de la pieza de trabajo de 20°C.
- (5) Temperatura inicial de la herramienta de 20°C.
- (6) Asignación de la fracción de volumen del material inicial en el dominio Euleriano.
- (7) Restricción de cuerpo rígido a la herramienta.

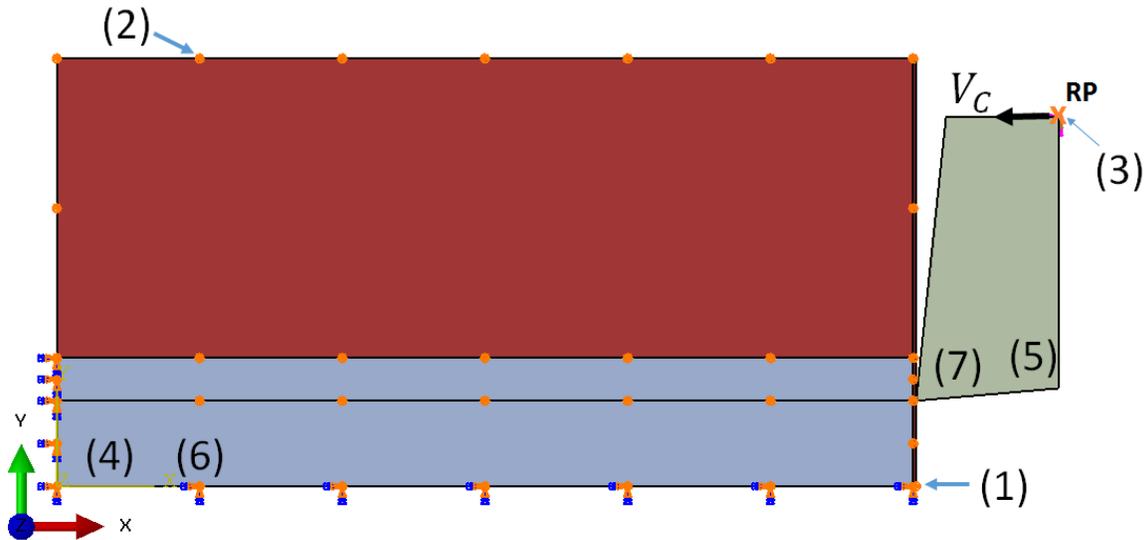


Figura 3.7 Condiciones de frontera del modelo.

En la Figura 3.8 se observa que se le asignó material vacío a las celdas generadas debido a la partición paralela al plano YZ, esto para permitir al algoritmo de contacto calcular adecuadamente el contacto de los elementos Lagrangianos y la región a la que se le asignó propiedades de acero.

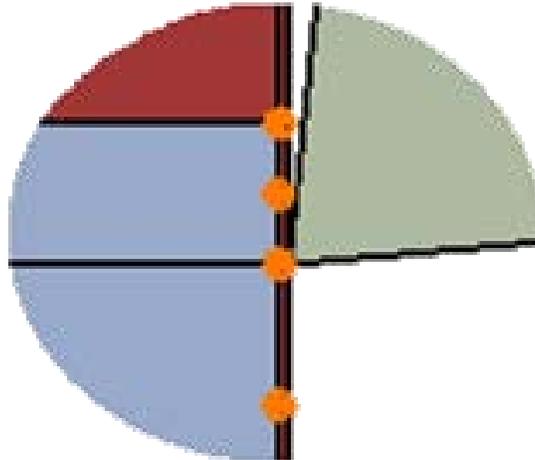


Figura 3.8 Región inicial de corte.

3.6 Malla

El mallado de la pieza de trabajo consiste en elementos hexaédricos, Eulerianos, lineales de 8 nodos térmicamente acoplados EC3D8RT, el modelo tiene un solo elemento en la dirección Z con un tamaño de 2mm para representar un modelo de deformación plana, no se usaron elementos bidimensionales ya que el método Euleriano no lo permite. El tamaño de elemento es de $2E-5m$ en las direcciones X y Y (malla gruesa) para un primer análisis, se realizó un segundo mallado al mismo modelo para analizar la influencia del tamaño de malla en los resultados, el tamaño de la segunda malla en las direcciones X y Y es de $1E-5m$ (malla fina). En ambas mallas el tamaño de los elementos crece en la dirección Y al alejarse de la región de corte con la finalidad de disminuir el número de elementos y reducir el tiempo de cálculo.



La malla de la herramienta de corte consiste en elementos hexaédricos Lagrangianos lineales de 8 nodos térmicamente acoplados C3D8RT, al igual que la malla Euleriana solo tiene un elemento en la dirección Z, el tamaño de elemento para la superficie de ataque crece de $1E-5$ a $1.4E-4$ conforme se aleja de la punta de la herramienta y de $1E-5$ a $2E-4$ para la superficie de incidencia.

Para la primera malla Euleriana (malla gruesa) el número resultante de elementos es 40800, mientras que para la segunda malla (malla fina) el número de elementos es 158136. La malla Lagrangiana consta de 344 elementos.

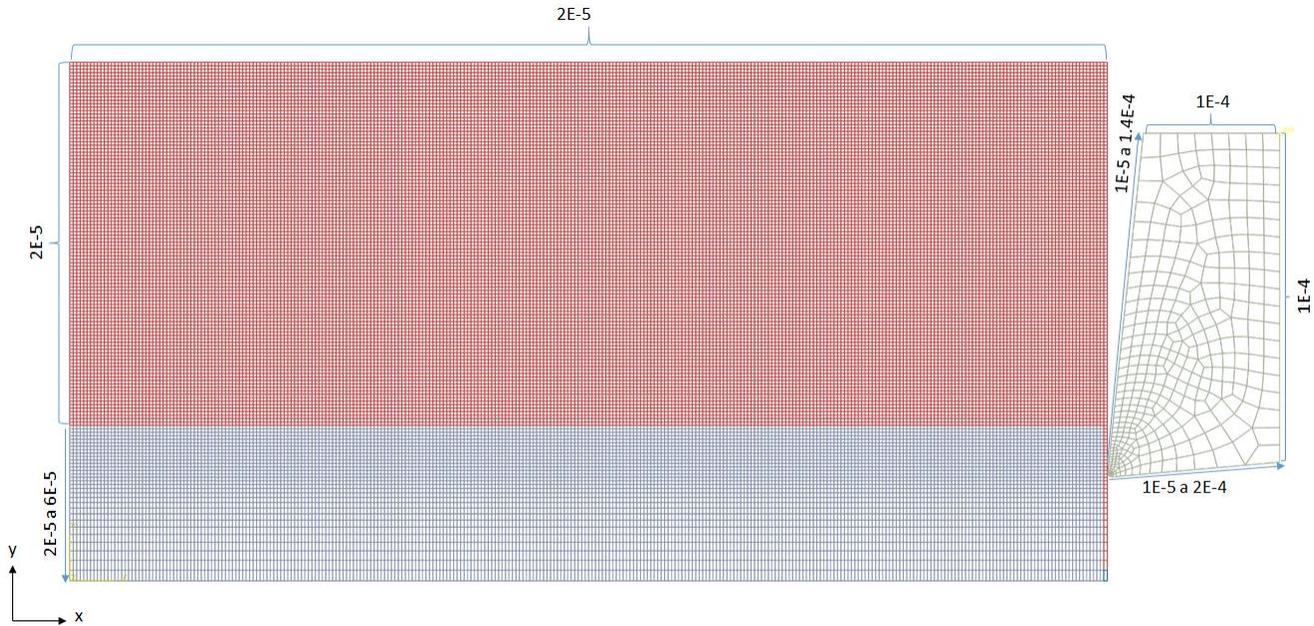


Figura 3.9 Tamaño de los elementos para la malla del modelo (malla gruesa) (unidades en m).

Tabla 3.7 Mallas utilizadas en los modelos.

Modelo 1	Malla gruesa
Modelo 2	Malla gruesa
Modelo 3	Malla fina
Modelo 4	Malla fina

Capítulo 4 Análisis de resultados

Los resultados obtenidos del modelo realizado con el método CEL son comparados con resultados experimentales de un estudio en el que se realizaron termografías infrarrojas para conocer el campo de temperaturas durante el proceso de corte (Artozoul, Lescalier, Belmont, & Dudzinski, 2013), se midieron las fuerzas de corte, el ángulo del plano a corte y la longitud de contacto entre la viruta y la herramienta, El modelo numérico fue realizado bajo las mismas condiciones de corte que los experimentos.

En la Figura 4.1 se muestra la deformación plástica de un modelo en el cual no se tomó en cuenta la falla del material (Modelo 1), en la Figura 4.1 región A se observa el plano cortante en la primera zona de deformación con valores alrededor de 1.5 como se reporta en la literatura y en la Figura 4.1 región B se observa cómo se empieza a separar la viruta de la herramienta. En la Figura 4.2 se muestra el campo de esfuerzos en el cual se presentan los mayores valores en la zona primaria de deformación (Figura 4.2 región A) con valores alrededor de 1.1GPa y en la zona secundaria de deformación (Figura 4.2 región B).

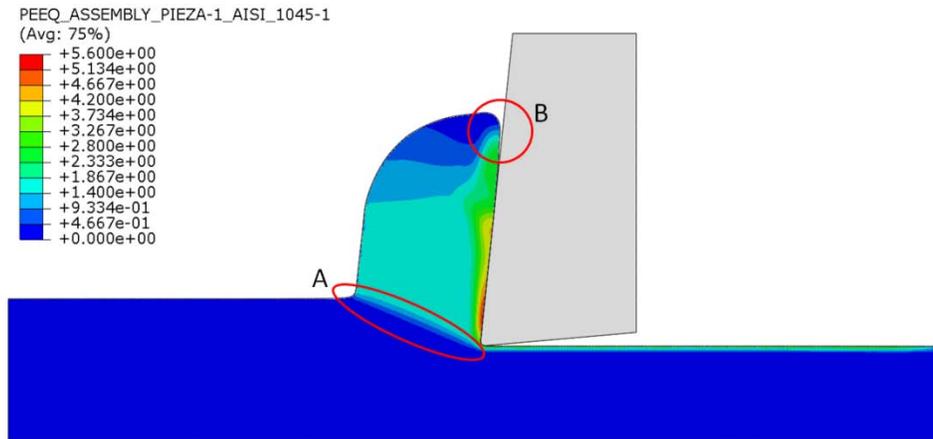


Figura 4.1 Deformación plástica equivalente (Modelo 1).

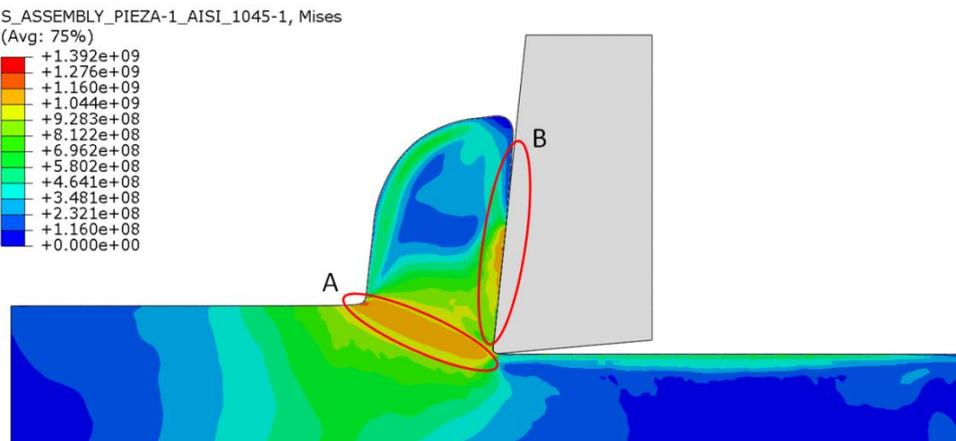


Figura 4.2 Esfuerzos de Von Mises [Pa] (Modelo 1).

En la Figura 4.3 se muestra la gráfica de presión de contacto durante la evolución del corte, se aprecia como la zona de presión de contacto crece al aumentar el área de contacto debido a la formación de la viruta lo cual se manifiesta en un incremento gradual de la fuerza, también se observa que el área de contacto se mantiene uniforme a partir del tiempo $6E-3s$ lo cual provoca una estabilización en las fuerzas de corte como se muestra en la Figura 4.4, también se observa que las fuerzas de corte obtenidas numéricamente son muy superiores a las experimentales, esto se debe a la omisión de un criterio de falla del material.

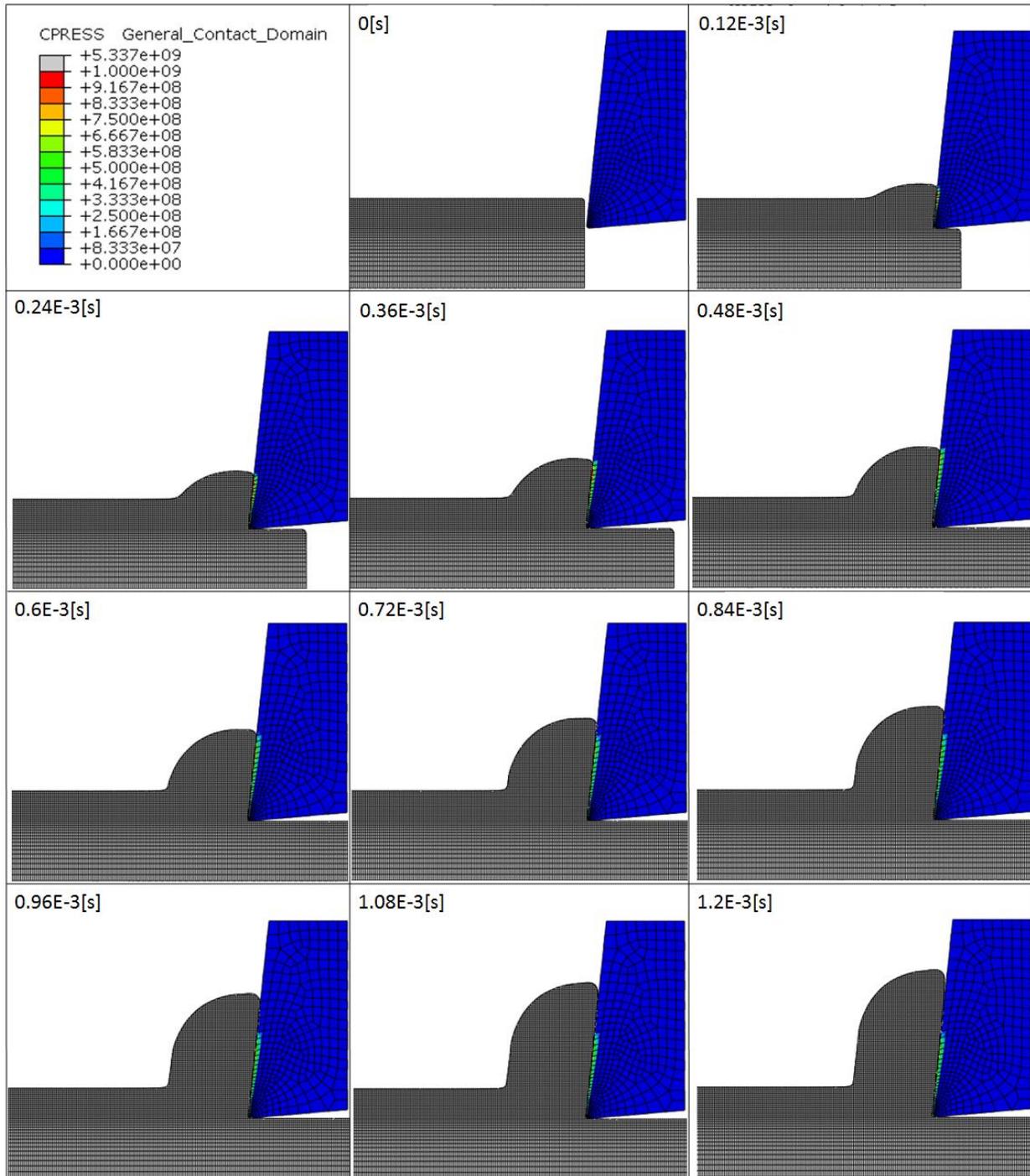


Figura 4.3 Presión de contacto durante la formación de la viruta (Modelo 1).

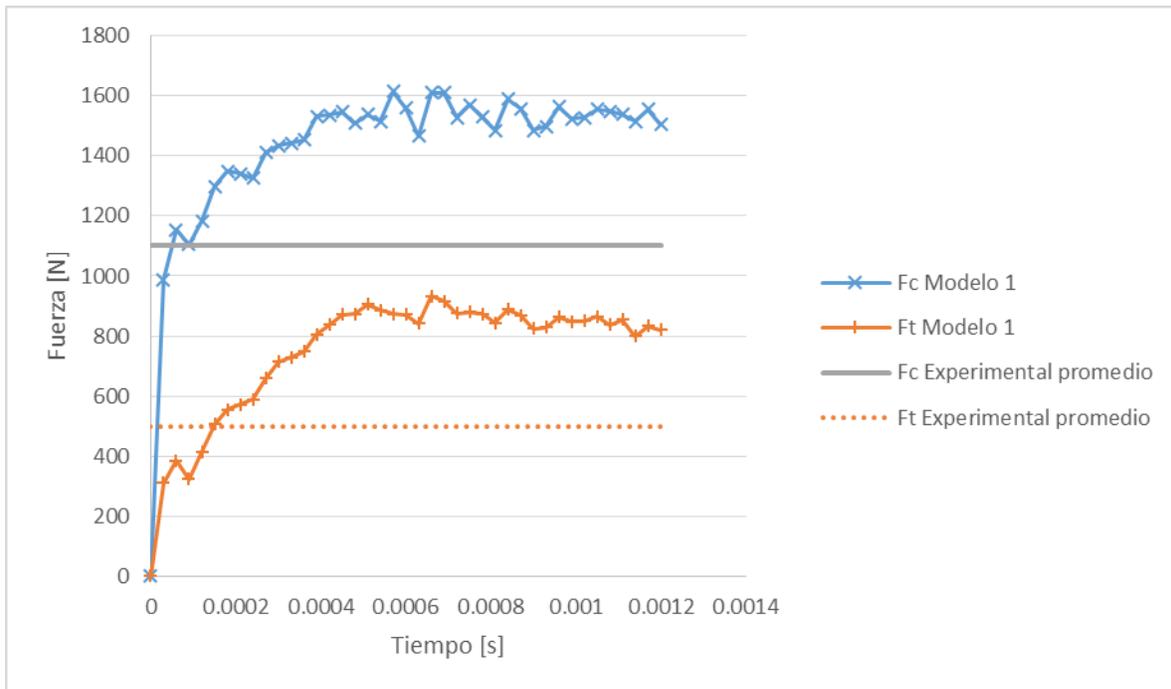


Figura 4.4 Gráfica de las fuerzas de corte.

La Figura 4.5 muestra el flujo de calor durante el proceso de corte, es claro que los mayores valores se encuentran en la zona primaria de deformación, esto debido al calor generado a causa de la deformación del material.

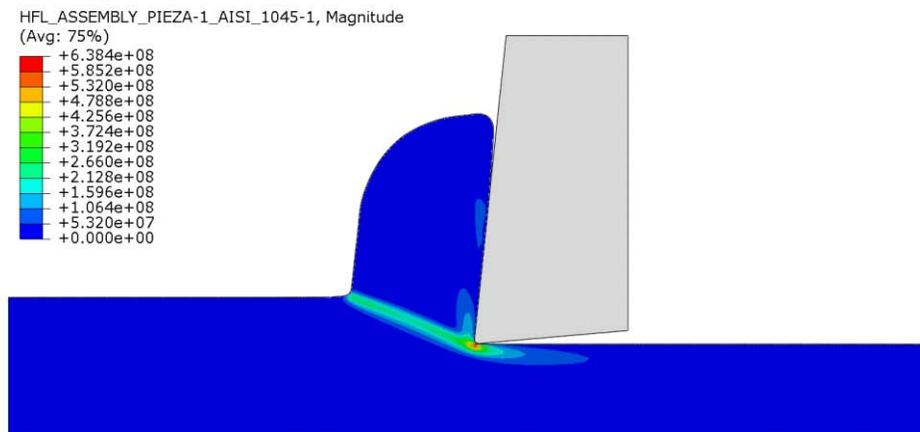


Figura 4.5 Flujo de calor durante el corte para el Modelo 1 (unidades en W/m^3).

En la Figura 4.6 se muestra el campo de temperaturas desarrollado durante el corte, las mayores temperaturas se presentan en la punta de la herramienta debido al calor generado por la deformación del material y en la cara de ataque de la herramienta debido a la fricción y a la conducción del calor de la viruta a la herramienta. En la Figura 4.7 se muestra una comparación del campo de temperaturas obtenido experimentalmente y numéricamente, la temperatura máxima obtenida numéricamente (Figura 4.7b) es muy cercana a la temperatura máxima obtenida experimentalmente (Figura 4.7a) con un error relativo de 11.2%, en ambos campos se observa que los mayores valores de temperatura se encuentran en el filo de la herramienta y en la cara de ataque de la misma. Los valores de la temperatura en regiones alejadas al filo de la herramienta son más bajos en los resultados numéricos debido a que el tiempo de la simulación numérica es muy corto ($1.2E-3s$) comparado con el tiempo de corte durante los experimentos, por lo cual en el modelo numérico no se da tiempo suficiente a la transferencia de calor en la herramienta lo cual se refleja también en el tamaño de la región de máxima temperatura.

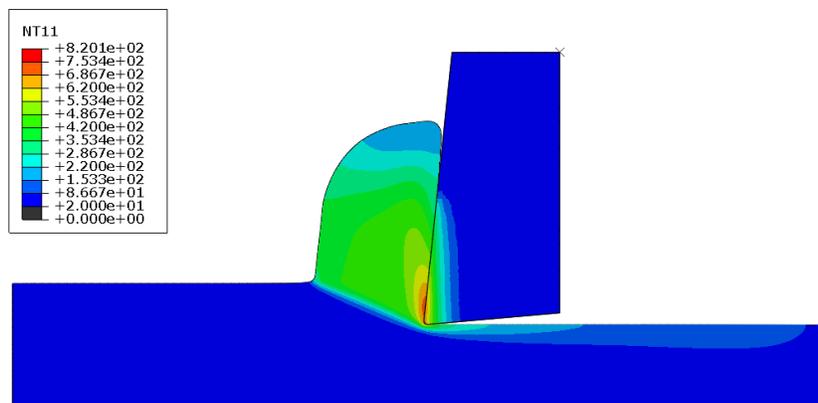


Figura 4.6 Campo de temperaturas (unidades en °C).

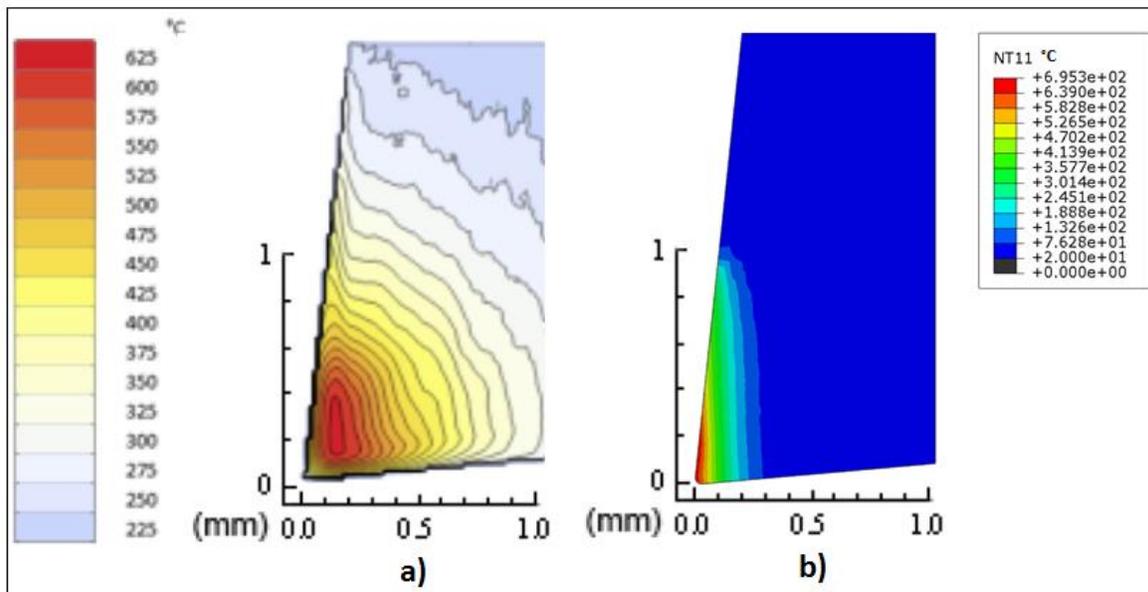


Figura 4.7 Campo de temperaturas en la herramienta
a) Termografía infrarroja (Artozoul, Lescalier, Belmont, & Dudzinski, 2013) b) Simulación numérica.

Con la intención de obtener fuerzas de menor magnitud que las obtenidas en el Modelo 1 y realizar un modelo más cercano a la realidad, se realizó un segundo modelo (Modelo 2) en el cual se toma en cuenta el criterio de iniciación de la falla de Johnson-Cook, se puede proponer un valor de desplazamiento al momento de la falla $\dot{u}^{pl} = 0$ para lograr una fractura instantánea del material al momento de alcanzarse el criterio de iniciación de la falla de Johnson-Cook, sin embargo se advierte que podrían resultar errores de cálculo (SIMULIA, Abaqus 6.13 Analysis User's Guide, 2013), debido a que se encontró poca información en la literatura del manejo del parámetro de desplazamiento plástico equivalente en relación con la evolución de daño para el acero AISI 1045 y con base en los resultados obtenidos del Modelo 1 (Figura 4.1) se propone un valor de $\dot{u}^{pl} = 0.00005$, sabiendo que el desplazamiento al momento de la falla es $\dot{u}^{pl} = L\dot{\epsilon}^{pl}$ por lo tanto el valor de la variable de daño D será la unidad cuando la deformación del material sea $\dot{\epsilon}^{pl} = 2.5$ como se ilustra en la Tabla 4.1 con lo cual se busca que la falla del material evolucione rápidamente sin que se presenten errores de cálculo.

Tabla 4.1 Evolución de la falla del material (Modelo 2)

	\dot{u}^{pl}	$\dot{\epsilon}^{pl}$	D
Inicio de la falla	0	0	0
Fin de la falla	0.00005	2.5	1

En la Figura 4.8a se observan las deformaciones en la zona primaria (A) y secundaria (B) de deformación del Modelo 2. La variable de visualización SDEG indica el valor de la variable global de daño D , en la Figura 4.8 zona B se observa como inicia la segmentación de la viruta del Modelo 2 en el cual se toma en cuenta la fractura del material. La fractura de la viruta corre de la superficie del material de trabajo a la superficie de corte de la herramienta y se presenta en la primera zona de deformación (A), también se observa que se presenta falla del material en la intercara de la viruta y la herramienta (B), esto es debido a la deformación generada a causa de la fricción con la herramienta y la deformación causada por el flujo del material alrededor del filo de la herramienta de corte durante la separación del material en la pieza de trabajo.

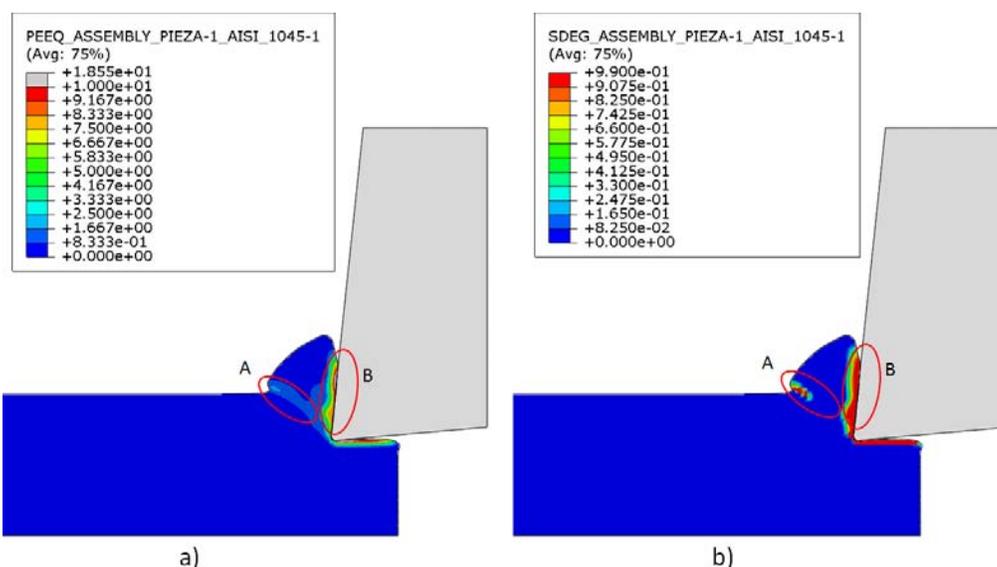


Figura 4.8 Iniciación de la formación de la viruta segmentada (Modelo 2); a) Deformación plástica b) Variable de Daño.

En la Figura 4.9 se muestra la forma característica de una viruta segmentada, sin embargo la morfología muestra redondeos en las puntas de los segmentos de la viruta y las bandas de cortante no se aprecian adecuadamente, esto se debe al algoritmo de visualización del EVF (Element Volume Fraction). Para mejorar la morfología de la viruta y analizar la dependencia de la magnitud de las fuerzas con respecto al tamaño de la malla se realizó un tercer modelo con una malla más fina (Modelo 3).

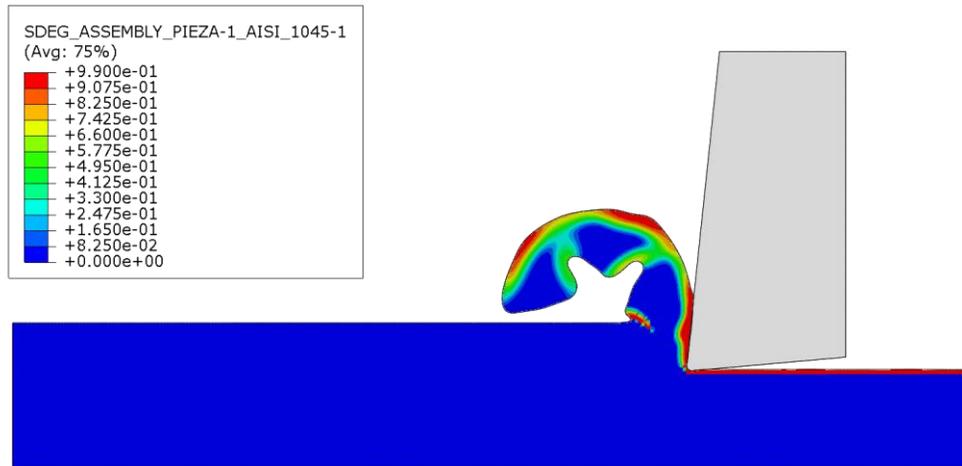


Figura 4.9 Viruta segmentada (Modelo 2).

Para observar los cambios debidos únicamente al cambio del tamaño de la malla se realizó un ajuste en el valor del desplazamiento plástico equivalente, sabiendo que la longitud característica del elemento L se redujo a la mitad ($1E-5m$), si $\dot{u}^{pl} = L\dot{\epsilon}^{pl}$ y teniendo como deformación plástica equivalente $\dot{\epsilon}^{pl} = 2.5$ se obtiene $\dot{u}^{pl} = 0.000025m$, el comportamiento de la evolución de la falla se observa en la Tabla 4.2.

Tabla 4.2 Evolución de la falla del material (Modelo 3).

	\dot{u}^{pl}	$\dot{\epsilon}^{pl}$	D
Inicio de la falla	0	0	0
Fin de la falla	0.000025	2.5	1

En la Figura 4.10 se muestra la formación de la viruta del Modelo 3, una imagen obtenida del estudio experimental (Figura 4.10b) y además una viruta continua segmentada de una aleación de aluminio 7075 (Figura 4.10c) que aunque se obtuvo con diferentes parámetros de corte y mecánicamente no se comporta igual que el acero AISI 1045, la morfología de las virutas son muy similares. En los resultados del modelo numérico se observa una mejora en la formación de la geometría de la viruta y las bandas de cortante se aprecian claramente.

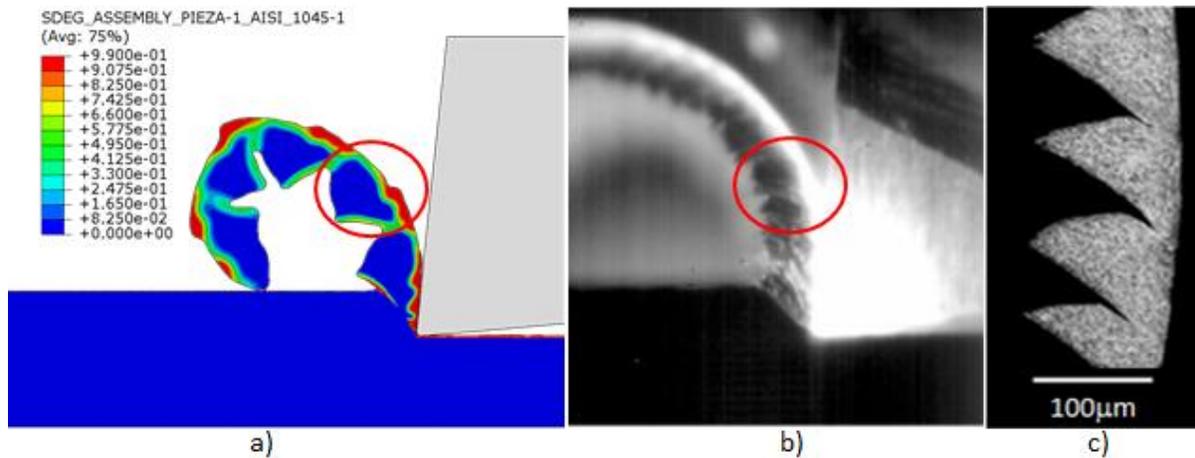


Figura 4.10 Viruta segmentada; a) SDEG Simulación numérica (Modelo 3), b) Experimental (Artozoul, Lescalier, Belmont, & Dudzinski, 2013) c) Viruta segmentada de una aleación de aluminio 7075 (G.G. Ye, Y.Chen, S.F.Xue, & L.H.Dai, 2014).

En la Figura 4.11 se muestran los campos de esfuerzos y deformaciones para el Modelo 3, se observa que los mayores valores de esfuerzos se presentan en la primera y segunda zona de deformación con valores de 1.1 GPa antes de la falla, sin embargo debido a la excesiva deformación el material falla completamente y los esfuerzos bajan a cero en la segunda zona de deformación.

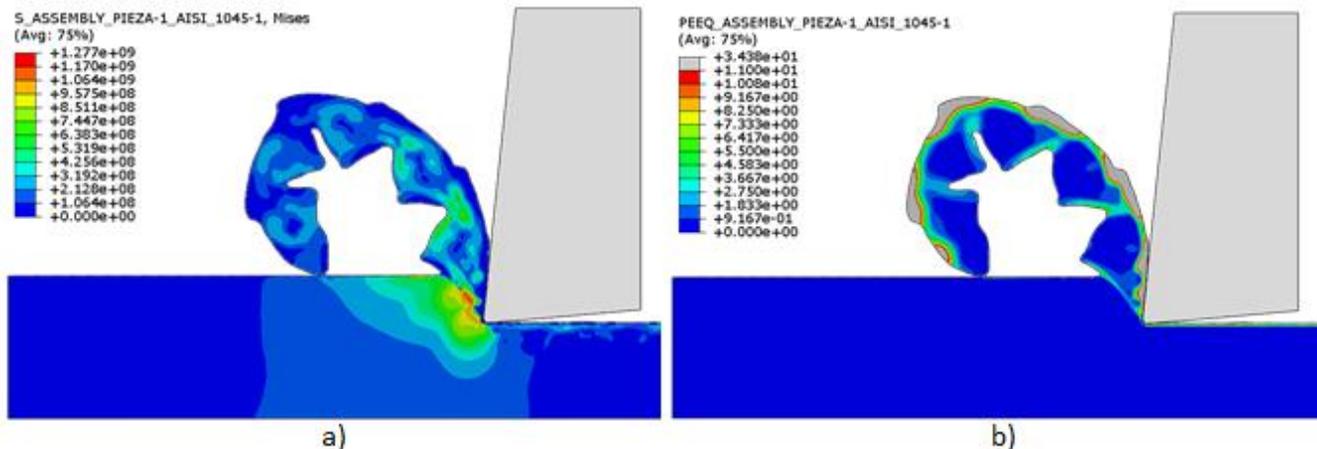


Figura 4.11 Resultados del Modelo 3 a) Esfuerzos (Pa), b) Deformaciones.

En la Figura 4.12 se muestran las fuerzas de corte de los modelos 2 y 3, se observa que las fuerzas de corte del Modelo 3 son menores a las del Modelo 2 lo cual indica que los resultados de la magnitud de las fuerzas del Modelo 2 son más aproximados a las obtenidos experimentalmente. Por otro lado la morfología del Modelo 3 es la que representa de mejor manera el fenómeno de la formación de la viruta segmentada, sin embargo ambos modelos subestiman las fuerzas de corte experimentales siendo los valores de la fuerza de empuje F_t los que presentan un mayor error para ambos modelos (Tabla 4.4). También se observa que las gráficas de fuerza para ambos modelos presentan un comportamiento cíclico debido a la formación cíclica de los segmentos en la viruta.

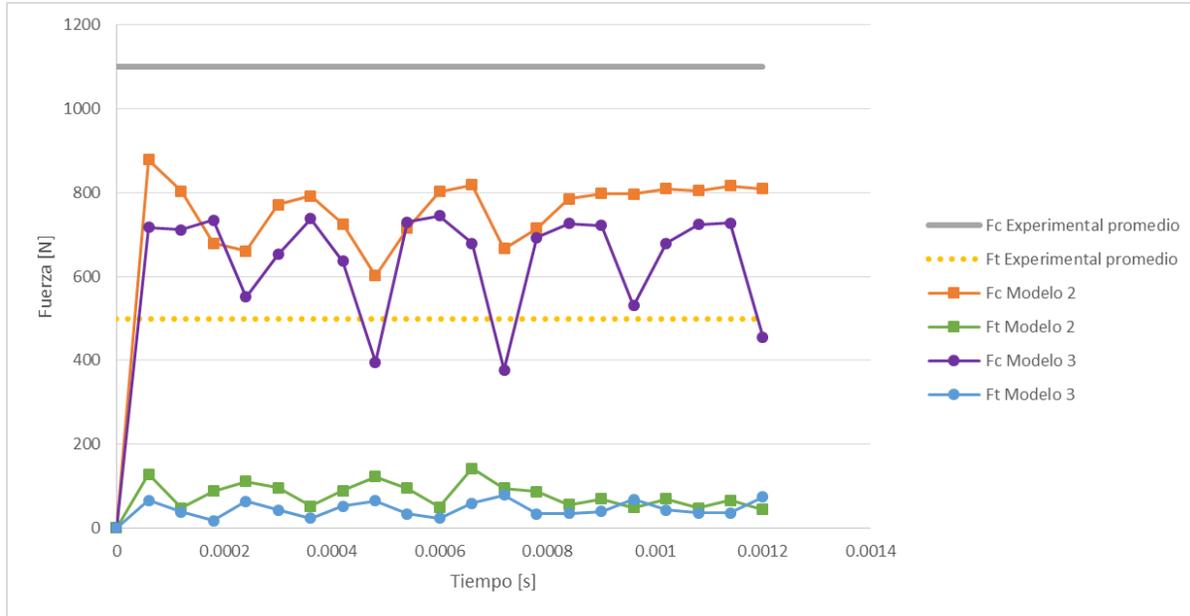


Figura 4.12 Fuerzas de corte (Modelo 2 y Modelo 3).

Debido a que los resultados de los modelos 2 y 3 subestiman las fuerzas de corte se realizó un cuarto modelo (Modelo 4) en cual se busca el incremento de las fuerzas de corte mediante el aumento en el valor del parámetro de evolución de daño \dot{u}^{pl} (desplazamiento plástico equivalente) para simular la evolución de la falla del material de una manera prolongada de tal manera que al alcanzar el criterio de falla de Johnson-Cook la disminución de la resistencia del material sea gradual y así incrementar las fuerzas de corte, el comportamiento de la evolución del daño en el acero se muestra en la Tabla 4.3.

Tabla 4.3 Evolución de la falla del material (Modelo 4).

	\dot{u}^{pl}	$\dot{\epsilon}^{pl}$	D
Inicio de la falla	0	0	0
Fin de la falla	0.0004	40	1

El Modelo 4 presenta una viruta continua, en la Figura 4.13a se observan los resultados de las deformaciones en la pieza de trabajo y se aprecia la formación de las bandas de cortante, también se observa como inicia la segmentación de la viruta en estas bandas de cortante (Figura 4.13b) sin embargo no se forman segmentos grandes como los que se presentan en el modelo 3. En la Figura 4.14 se presenta la gráfica de las fuerzas de corte del Modelo 4, en un inicio ($t=4.00E-05s$) las magnitudes de las fuerzas alcanzan su valor máximo con un valor de 1010.6N para la fuerza de corte y 370.49N para la fuerza de empuje con un error relativo de 8.1% y 25.9% respectivamente, siendo estos los valores más cercanos a los valores experimentales, sin embargo durante la evolución del corte las fuerzas bajan a un valor promedio de $F_c=800.1N$ y $F_t=46.9$ por lo cual el error incrementa (Tabla 4.4).

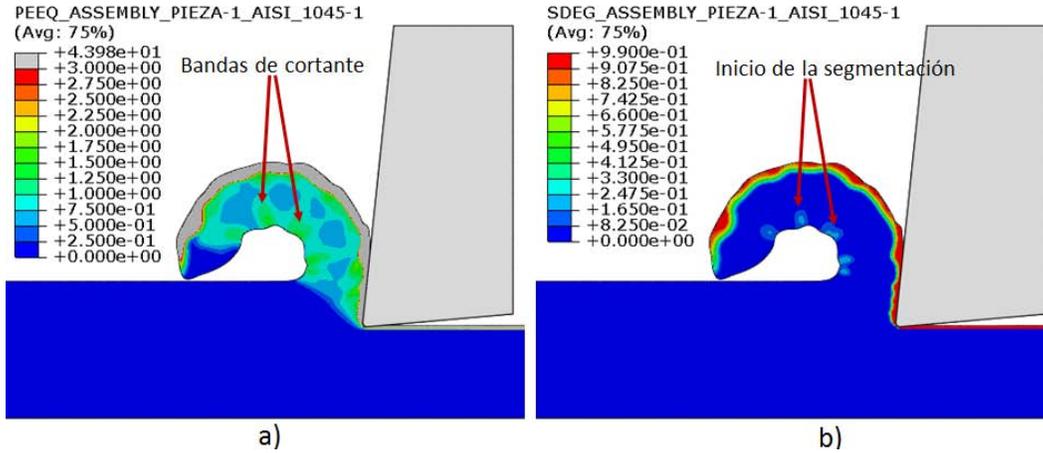


Figura 4.13 Formación de la viruta (Modelo 4); a) Deformación plástica b) SDEG (degradación de esfuerzos).

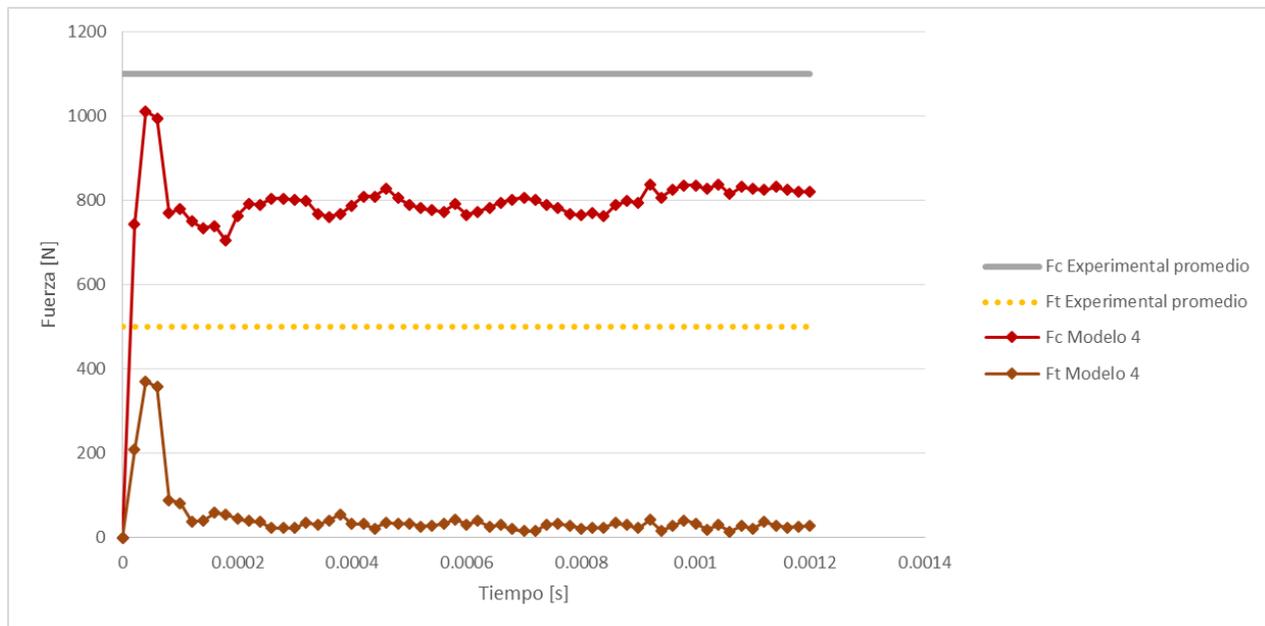


Figura 4.14 Fuerzas de corte (Modelo 4).

En la Tabla 4.4 se muestran los valores de las fuerzas promedio de los modelos realizados, se observa que las fuerzas de empuje F_t promedio de los modelos 3 y 4 son parecidos, sin embargo la geometría de la viruta del Modelo 3 presenta una viruta segmentada mientras el Modelo 4 presenta una viruta continua.



Tabla 4.4 Comparación de las fuerzas de corte entre resultados experimentales y los modelos numéricos.

	F_c promedio [N]	Error relativo [%]	F_c máximo [N]	Error relativo [%]	F_t promedio [N]	Error relativo [%]	F_t máximo [N]	Error relativo [%]	Angulo del plano cortante ϕ [°]	Longitud de contacto λ [m]
Experimental	1100	---			500	---			43.0	8.7E-4
Modelo 1	1539.9	39.99	2066.3	87.8	859.4	71.8	1158.49	131.6	23.3	9.2E-04
Modelo 2	762.6	30.66	878.8	20.1	80.2	83.9	142.135	71.5	41.1	4.3E-04
Modelo 3	646.4	41.23	745.1	32.2	46.6	90.6	78.5748	84.2	39.2	3.2E-04
Modelo 4	800.1	27.26	1010.6	8.1	46.9	90.6	370.49	25.9	37.0	4.0E-04

La Figura 4.15 muestra la gráfica de la relación de la longitud de contacto entre la viruta y la herramienta la cual fue construida con los datos de la Tabla 4.4, se deduce que la longitud de contacto resultante de la simulación afecta directamente las fuerzas de corte ya que las fuerzas de mayor magnitud corresponden a la simulación en la que se presenta una mayor longitud de contacto (Modelo 1), también se observa que los valores de las fuerzas de corte experimentales se encuentran dentro del rango de fuerzas obtenidos en los modelos.

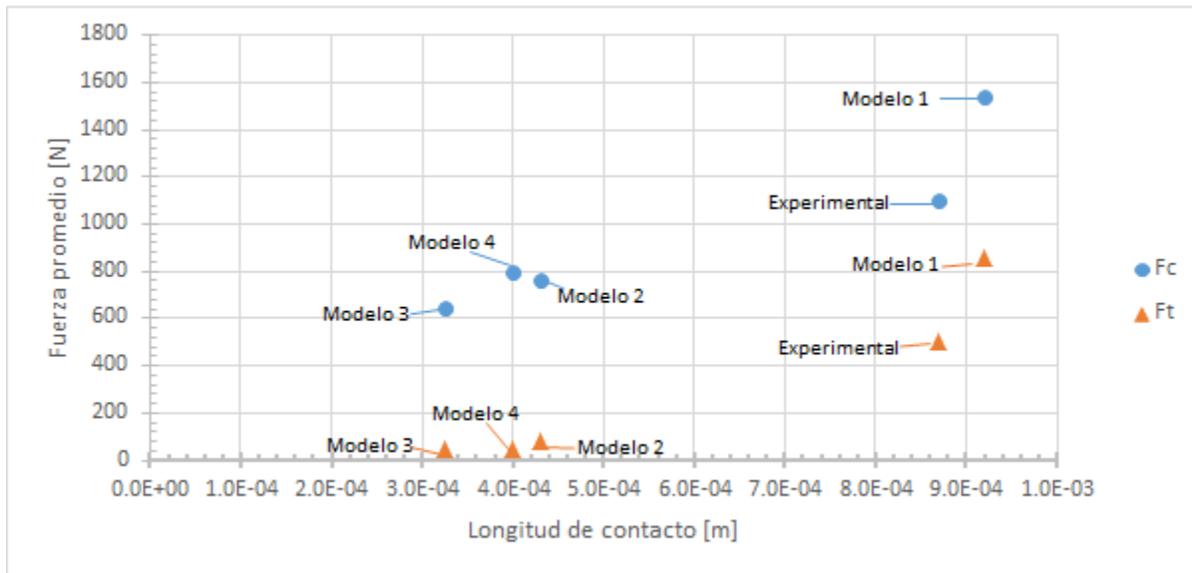


Figura 4.15 Dependencia de las fuerzas de corte y la longitud de contacto entre la viruta y la herramienta de corte.



En la Figura 4.16 se observan los perfiles de temperatura en la herramienta de corte para cada uno de los modelos analizados, se observan cambios en la máxima temperatura alcanzada durante el corte, esto se debe a la influencia que tiene la longitud de contacto (viruta/herramienta de corte) en la generación de calor debido a la fricción y en la conducción de calor de la viruta a la herramienta, en la Figura 4.17 se observa la influencia de la longitud de contacto en los valores de temperatura máxima en la herramienta obtenidos de los modelos mostrando que cuando se presenta una mayor longitud de contacto se obtienen mayores valores de temperatura máxima en la herramienta, en la Tabla 4.5 se observa que el Modelo 1 es el que tiene una mejor aproximación a los valores experimentales.

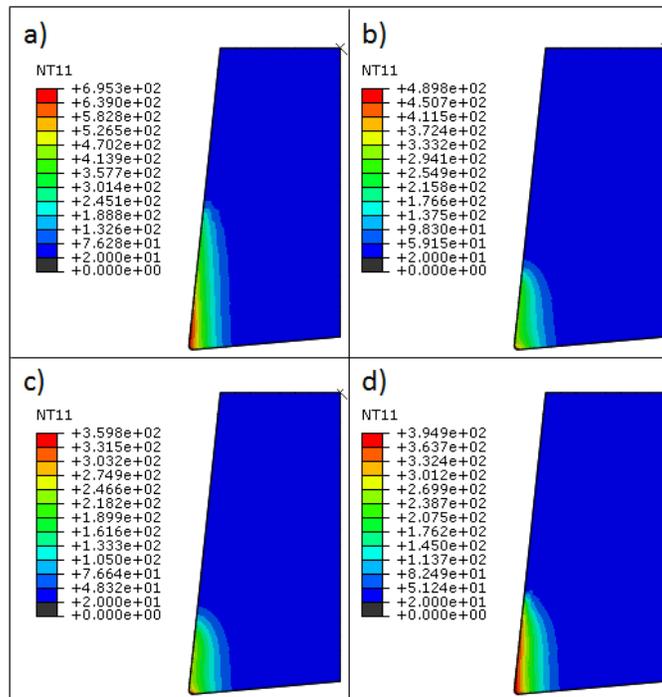


Figura 4.16 Campos de temperaturas °C; a) Modelo 1, b) Modelo 2, c) Modelo 3, d) Modelo 4.

Tabla 4.5 Temperaturas nodales máximas en la herramienta de corte.

	Temperatura máxima °C	Error %
Experimental	625	
Modelo 1	695	11.2
Modelo 2	489	21.76
Modelo 3	359	42.56
Modelo 4	394	36.96

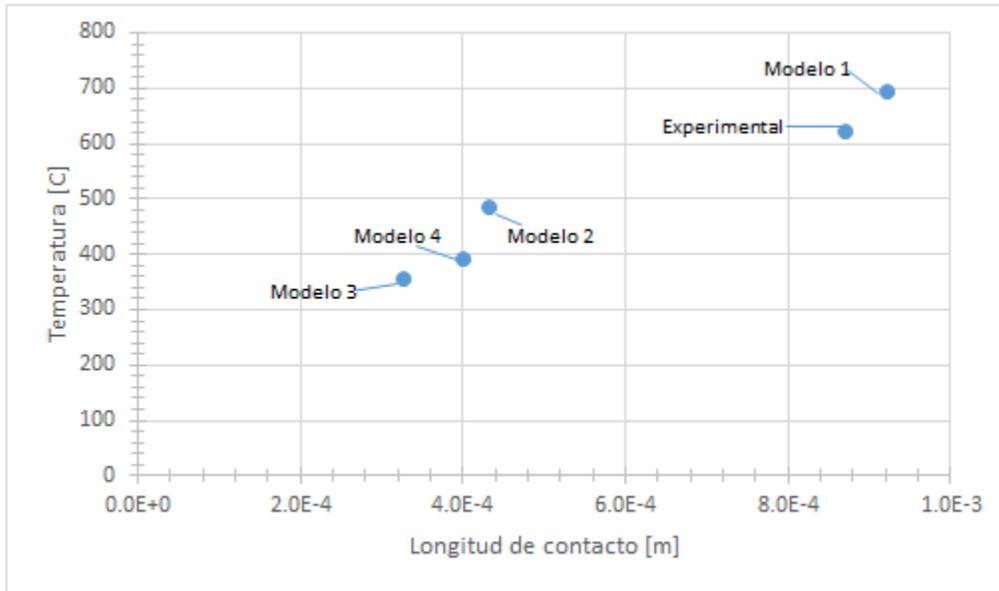


Figura 4.17 Temperatura máxima en relación con la longitud de contacto.

En la Figura 4.18 se muestra el desarrollo de la temperatura en los nodos en los cuales se alcanzaron las temperaturas máximas durante el corte, en la gráfica del Modelo 1 se presentan dos etapas, la primera presenta un comportamiento que tiende a ser lineal con pendiente positiva hasta el tiempo 0.4ms, después de este tiempo el aumento de temperatura continúa con una pendiente menor a la de la primera etapa, se observa que los modelos 2, 3 y 4 tienen un comportamiento muy similar, los tres modelos presentan un régimen transitorio en el que la temperatura incrementa rápidamente seguido por una segunda etapa en la cual las magnitudes de temperatura tienden a estabilizarse.

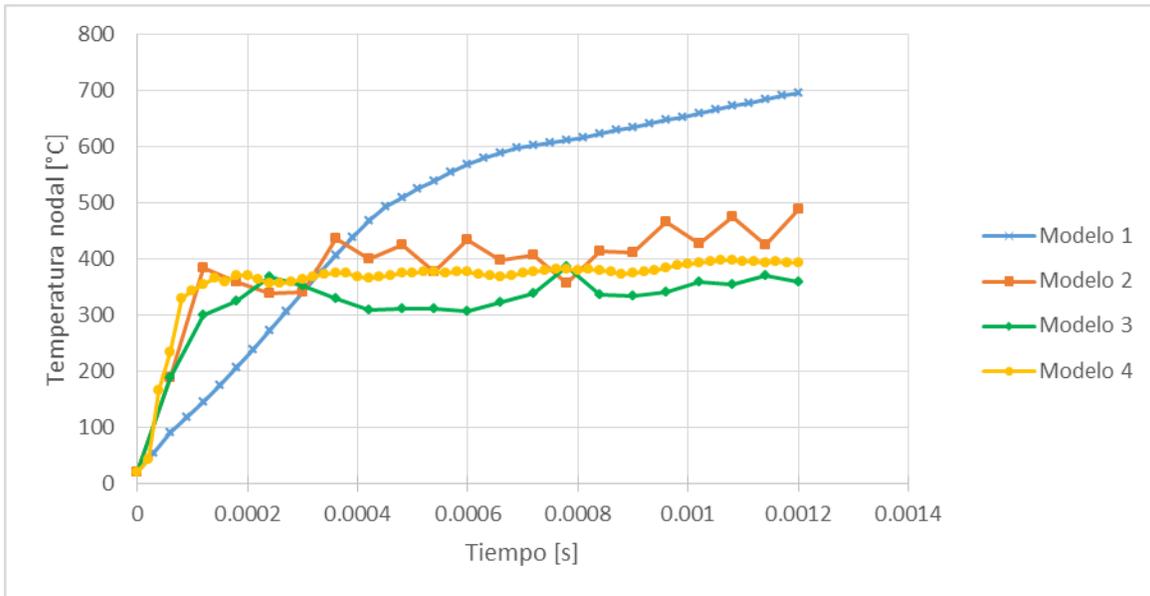


Figura 4.18 Desarrollo de la temperatura nodal en el tiempo.



En la Tabla 4.6 se muestran los tiempos de cálculo de cada modelo realizado, se observan las diferencias de tiempo de cálculo entre los modelos en los cuales se utilizó una malla gruesa (modelos 1 y 2) y los modelos en los que se utilizó una malla fina (modelos 3 y 4), se observa que el tiempo de cálculo del Modelo 3 es 7.9 veces mayor al del Modelo 1 y el tiempo de cálculo del Modelo 4 es 9.6 veces mayor al Modelo 1. Estos tiempos son comparables con los análisis realizados con un método puramente Lagrangiano los cuales tienen un tiempo de cálculo aproximado de 8 horas para un modelo simple y 130 horas para un modelo complejo (Kalhori, 2001) dependiendo del tamaño de las mallas utilizadas, métodos de remallado y métodos de separación de la malla.

Tabla 4.6 Tiempos de cálculo de los modelos realizados.

Modelos	Tiempo [horas]
Modelo 1	8.1
Modelo 2	8.3
Modelo 3	64
Modelo 4	78

Los tiempos de cálculo son dependientes del equipo utilizado y de la configuración del mismo, el equipo utilizado para el desarrollo de este trabajo cuenta con una memoria RAM de 16GB y un procesador de 6 núcleos físicos “Doble Thread” de los cuales se usaron 10 núcleos virtuales en paralelo para las simulaciones.



Capítulo 5 Conclusiones

El modelado de los procesos de corte basado en el método de los elementos finitos permite una mayor comprensión del fenómeno además de ofrecer la capacidad de predecir lo que pasa durante el proceso de corte obteniendo valores de fuerzas, temperaturas, esfuerzos y deformaciones de tal forma que el ingeniero tome decisiones que permitan mejorar los parámetros de corte así como la selección de las máquinas y herramientas utilizadas en el proceso.

El modelo desarrollado es capaz de predecir las fuerzas de corte y de empuje, la forma de la viruta, la longitud de contacto, ángulo del plano a corte, así como la distribución de esfuerzos, deformaciones y temperaturas.

Se logró simular la formación de la viruta mediante la separación del material Euleriano debido al flujo del mismo alrededor de la herramienta Lagrangiana sin la necesidad de aplicar un método de separación de malla y sin necesidad de eliminar elementos durante el cálculo, lo cual es una ventaja de este método sobre el método puramente Lagrangiano.

El error mínimo para la fuerza F_c promedio fue de 27.6% (modelo 4), para la fuerza F_c máxima fue de 8.1% (modelo 4), para la fuerza F_t promedio fue de 71-8% (modelo 1) y para la fuerza F_t máxima fue de 25.9% (modelo 4), estos valores sirven de referencia para la toma de decisiones y se evita realizar experimentos. Los errores obtenidos en las magnitudes de las fuerzas obtenidas numéricamente pueden minimizarse introduciendo modelos más complejos para simular la evolución de la falla y se pueden ajustar los parámetros del criterio de falla de Johnson-Cook de tal forma que se posponga el momento de la falla del material para influir en la longitud de contacto y en las fuerzas de corte.

Se logró simular la formación de una viruta tanto continua como segmentada presentándose el plano de cortante y las bandas de cortante así como la formación de los segmentos (dientes de sierra) característicos de una viruta segmentada, evitando así la necesidad de implementar una técnica de remallado para lograr la convergencia del cálculo debido a las grandes distorsiones que presentaría una malla Lagrangiana, también se evitó la implementación de una técnica para lograr la separación de los elementos, siendo estas ventajas del uso del método CEL sobre el método puramente Lagrangiano.

El modelado del proceso de corte acoplado termomecánico se logró satisfactoriamente ya que las temperaturas experimentales se encuentran dentro del rango de los valores obtenidos con los modelos numéricos, realizar este tipo de estudios con un enfoque termomecánico es indispensable ya que el comportamiento del material durante el proceso de corte es influenciado por la temperatura de la pieza de trabajo, además de que la formación de los segmentos de la viruta en gran parte se debe al ablandamiento del material en las bandas de cortante a causa del aumento de temperatura en la zona primaria de deformación.

Se observó que la morfología de la viruta tiene una gran dependencia del tamaño de la malla en este tipo de análisis, por lo cual se requiere trabajar con mallas muy finas, añadiendo a esto que se tiene que mallar una región más grande para permitir el flujo del material a través de la malla lo cual incrementa el número de elementos necesarios para realizar este tipo de análisis de tal manera que se incrementan los tiempos de cálculo, por lo cual los altos tiempos de cómputo pueden ser una desventaja del uso de este método comparado con el puramente Lagrangiano.



El desarrollo de esta tesis prueba que el uso del método Acoplado Euleriano Lagrangiano (CEL) es una buena alternativa para la simulación de procesos de manufactura en los cuales se presentan grandes deformaciones y separación de material, el uso de este método evita lidiar con el problema que representaría implementar técnicas de remallado, control de distorsión de malla y métodos de separación del material que implica el uso de un método puramente Lagrangiano.



Referencias

- Artozoul, J., Lescalier, C., Belmont, O., & Dudzinski, D. (2013). Extended infrared thermography applied to orthogonal cutting: Mechanical and thermal aspects. *Applied Thermal Engineering*, 441–452.
- ASM HANDBOOK Machining* (Vol. 16). (1995). ASM INTERNATIONAL.
- Cengel, Y. A. (2004). *Transferencia de calor*. Mc Graw Hill.
- Chunzheng, D., & Liangchi, Z. (2013). A reliable method for predicting serrated chip formation in high-speed cutting: analysis and experimental verification. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 1587-1597.
- Ducobu, F., Rivière-Lorphève, E., & Filippi, E. (2014). Numerical contribution to the comprehension of saw-toothed Ti6Al4V chip formation in orthogonal cutting. *International Journal of Mechanical Sciences*, Pages 77–87.
- G.G. Ye, Y.Chen, S.F.Xue, & L.H.Dai. (2014). Critical cutting speed for onset of serrated chip flow in high speed machining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 18–33.
- Gao, C., & Zhang, L. (2013). Effect of cutting conditions on the serrated chip formation in high-speed cutting. *Machining Science and Technology: An International Journal*, 26-40.
- Groover, M. (2007). *Fundamentos de manufactura moderna*. McGraw-Hill.
- Halil, B., S. Engin, K., & A. Erman, T. (2003). A comparison of orthogonal cutting data from experiments with three different finite element models. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 933–944.
- Johnson, G., & Cook, W. (1983). *A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures*.
- Kalhori, V. (2001, 28 01). Doctoral Thesis. *Modelling and Simulation of Mechanical Cutting*. Lulea University of Technology.
- Kalpalkjian, S. (2002). *Manufactura. Ingeniería y tecnología*. Pearson Educación.
- Kilicaslan, C. (2009). MASTER OF SCIENCE THESIS. *Modeling and simulation of metal cutting by finine element method*.
- Longère, P., & Dragon, A. (2009). Inelastic heat fraction evaluation for engineering problems involving dynamic plastic localization phenomena. *Journal of Mechanics of Materials and Structures*, 319-321.
- Özel, T., & Davim, J. (2009). *Intelligent Machining, Modeling and Optimization of the Machining Processes and Systems*. WILEY.
- Özel, T., & Zeren, E. (2007). *Finite Elemet Method Simulation of Machining of AISI 1045 Steel Whit A Round Edge Cutting Tool*. New Jersey USA.



Saucedo Osorno, A. (2013). *Simulación de la colada gravitacional mediante paquetería de elemento finito*. Mexico, D.F.

Shaw, M. C. (2005). *Metal Cutting Principles*. OXFORD.

Sima, M., & Ozel, T. (2010). Modified material constitutive models for serrated chip formation. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 943–960.

SIMULIA. (2013). Abaqus 6.13 Analysis User's Guide. 32.14.1 - Eulerian elements.

SIMULIA. (2013). Abaqus 6.13 Analysis User's Guide. 14.1.1 Eulerian Analysis.

SIMULIA. (2013). Abaqus 6.13 Analysis User's Guide. 24.2.2 - Damage initiation for ductile metals.

SIMULIA. (2013). Abaqus 6.13 Analysis User's Guide. 24.2.3 - Damage evolution and element removal for ductile metals.

SIMULIA. (2013). Abaqus 6.13 Analysis User's Guide. 37.1 - Mechanical contact properties.

SIMULIA. (2013). Abaqus 6.13 Analysis User's Guide. 36.4 - Defining general contact in Abaqus/Explicit.

SIMULIA. (2013). Abaqus 6.13 Analysis User's Guide. 37.2 - Thermal contact properties.

SIMULIA. (2013). Abaqus 6.13 Example Problems Guide. 2.3 Rivet forming.