



UNIVERSIDAD NACIONAL AUTÓNOMA DE MÉXICO

FACULTAD DE INGENIERÍA

**Análisis de un proceso de corte ortogonal
mediante el enfoque CEL con distintos
radios de filo y ángulos de ataque de la
herramienta**

TESIS

Que para obtener el título de

Ingeniero Mecánico

P R E S E N T A

Gustavo Prado Mondragón

DIRECTOR DE TESIS

Dr. Edgar Isaac Ramírez Díaz



Ciudad Universitaria, Cd. Mx., 2025

DEDICATORIA

A mis padres:

*José Prado Romero
Estela Mondragón Lovera*

A mis hermanos:

*Ivonne Prado Mondragón
Raymundo Prado Mondragón*

AGRADECIMIENTOS

A mis padres ya que gracias a su apoyo pude terminar mis estudios universitarios.

A mis hermanos, que siempre han estado presentes en mi vida, en los buenos y malos momentos.

A la Universidad Autónoma de México y a todas las personas que la conforman, por toda su contribución en mi formación profesional.

A todos los profesores que me brindaron conocimiento, apoyo y paciencia.

A mi director de tesis, Edgar Isaac Ramírez Díaz, por ser un gran profesor durante mi formación y estar presente durante la realización de este trabajo.

A mis sinodales:

M.I. Ignacio Cueva Guitron

DR. Edgar Isaac Ramírez Díaz

Dr. Lázaro Morales Acosta

Mtro. Osvaldo Ruiz Cervantes

M.I. Juan Armando Ortiz Valera

Por el tiempo dedicado, sus aportaciones y comentarios que ayudaron a complementar este trabajo.

PRÓLOGO

El maquinado por arranque de viruta es uno de los procesos de manufactura más empleados y relevantes en la industria, especialmente en la actualidad, ya que el diseño asistido por computadora y la manufactura asistida por computadora mediante el uso de CNC (Computer Numerical Control) han permitido crear piezas más precisas y difíciles de manufacturar, por lo cual se han realizado diversas investigaciones para comprender los procesos de corte por arranque de viruta. Conocer y predecir el comportamiento de variables como la temperatura y fuerza con respecto a los parámetros de corte, tales como la velocidad de corte, el avance y ángulo de ataque, son útiles para diseñar herramientas o conocer la forma correcta y más eficiente de utilizarlas.

Muchas de las investigaciones que han ayudado a comprender los procesos de corte se han realizado utilizando técnicas experimentales, lo cual conlleva un enorme gasto en material e instrumentos de medición además de ser un proceso lento. Actualmente el modelado mediante el método de elementos finitos (FEM; Finite Element Method) se ha convertido en una herramienta muy importante para analizar procesos físicos.

En el presente trabajo se estudia el proceso de torneado mediante el modelo de corte ortogonal utilizando paquetería FEM empleando el enfoque CEL (Coupled Eulerian-Lagrangian), teniendo como objetivo crear un modelo que permita describir y predecir un comportamiento realista del proceso al variar diversos parámetros de corte.

Este trabajo consta de cinco capítulos de los cuales el primero trata las generalidades del maquinado, profundizando en el proceso de torneado, se presenta el modelo de corte ortogonal, sus variables y parámetros, así como la importancia de éstas, tipos de virutas, además de los materiales de trabajo y de las herramientas.

El segundo capítulo trata del método de elementos finitos aplicado a procesos de corte de materiales, así como de sus distintos enfoques, sus fortalezas y debilidades.

En el tercer capítulo se describe la metodología utilizada para modelar el proceso de corte ortogonal en la paquetería Abaqus® empleando el enfoque CEL, empezando por la descripción de las geometrías y materiales de la pieza de trabajo y la herramienta de corte, las interacciones, las condiciones de frontera y finalmente la creación de la malla.

El cuarto capítulo es dedicado a presentar y analizar los resultados de las simulaciones, así como a validar si el modelo propuesto tiene semejanza a la investigación experimental, y posteriormente analizar el comportamiento del modelo al variar ciertos parámetros de corte.

El trabajo finaliza en el capítulo cinco en el cual se presenta una discusión de los resultados, así como también una conclusión de la influencia de los parámetros de corte en el proceso modelado.

ÍNDICE

CAPÍTULO 1 INTRODUCCIÓN AL MAQUINADO	1
1.1 CLASIFICACIÓN DE LOS PROCESOS DE MAQUINADO	1
1.2 TORNEADO.....	2
1.2.1 PROCESOS DE TORNEADO.....	2
1.2.2 TORNO	3
1.3 MECÁNICA DEL CORTE.....	4
1.3.1 FUERZAS, POTENCIA Y ENERGÍA DE CORTE.....	7
1.3.2 ESFUERZOS	10
1.3.3 TEMPERATURA.....	10
1.3.4 PARÁMETROS DE TORNEADO	11
1.4 HERRAMIENTA DE CORTE	14
1.4.1 MATERIALES DE HERRAMIENTAS DE CORTE	14
1.4.2 GEOMETRÍA DE LAS HERRAMIENTAS DE CORTE	16
1.4.3 FLUIDOS DE CORTE	17
1.5 TIPOS DE VIRUTA PRODUCIDOS EN EL CORTE DE METALES.....	19
1.6 MAQUINABILIDAD	21
CAPÍTULO 2 MODELADO DE PROCESOS DE CORTE MEDIANTE ELEMENTO FINITO	23
2.1 ENFOQUES DEL ELEMENTO FINITO EN PROCESOS DE CORTE.....	23
2.1.1 FORMULACIÓN LAGRANGIANA.....	23
2.1.2 FORMULACIÓN EULERIANA.....	27
2.1.3 FORMULACIÓN LAGRANGIANA EULERIANA ARBITRARIA (ALE).....	31
CAPÍTULO 3 MODELADO DE UN PROCESO DE CORTE ORTOGONAL CON LA FORMULACIÓN CEL... 35	
3.1 GEOMETRÍAS DE LA PIEZA DE TRABAJO Y LA HERRAMIENTA DE CORTE	35
3.2 PROPIEDADES DEL MATERIAL.....	39
3.3 DESCRIPCIÓN DEL TIPO DE ANÁLISIS Y SU DURACIÓN	40
3.4 INTERACCIÓN	40
3.5 CONDICIONES DE FRONTERA.....	41
3.6 MALLA.....	42
CAPÍTULO 4 ANÁLISIS DE RESULTADOS	43
CAPÍTULO 5 CONCLUSIONES	53
CAPÍTULO 6 BIBLIOGRAFÍA.....	55

CAPÍTULO 1 INTRODUCCIÓN AL MAQUINADO

1.1 CLASIFICACIÓN DE LOS PROCESOS DE MAQUINADO

El maquinado es un término que describe un grupo de procesos cuyo propósito es remover material y modificar las superficies de una pieza de trabajo con el fin de obtener especificaciones geométricas deseadas. El proceso de maquinado con frecuencia puede ser precedido por otros procesos fundamentales como puede ser el moldeado, en el cual la pieza no obtuvo las dimensiones y tolerancias deseadas.

Mediante el maquinado se pueden obtener las siguientes características en una pieza:

- Superficies con excelente acabado
- Orificios, especialmente de diámetro pequeño, en partes específicas
- Detalles agudos y tolerancias dimensionales cerradas específicas.
- Orificios roscados en diferentes secciones
- Texturas especiales para propósitos funcionales o de apariencia, como el bruñido.

A pesar de las diversas ventajas, los procesos de maquinado presentan los siguientes inconvenientes:

- Material de desperdicio
- Tiempos de producción elevados
- Requieren demasiada energía
- Altos costos, de maquinaria y capacitación de personal

La Figura 1.1 muestra una clasificación de los procesos de maquinado, entre los que se encuentran los procesos de corte, los procesos abrasivos, y otros procesos avanzados de corte sin arranque de viruta.

Los procesos de corte implican remover material en forma de viruta con una herramienta con uno o varios filos, las virutas suelen tener un espesor de aproximadamente 0.025mm (10^{-3} pulgadas) a 2.5mm (10^{-1} pulgadas) (Shaw, 2005).

Los principales procesos de corte son el torneado y el fresado. En el torneado la herramienta de corte se ajusta a cierta profundidad de corte y se desplaza a lo largo de la pieza mientras esta gira con cierta velocidad. En el fresado un cortador giratorio retira una capa de material de la superficie de la pieza de trabajo para producir superficies planas y curvas, también se pueden realizar ranuras. En el taladrado se utiliza una broca helicoidal para realizar agujeros (barrenos) en la pieza de trabajo, la herramienta utilizada cuenta con dos ejes de corte y produce dos virutas similares a las del proceso de cilindrado.

Los procesos de corte por abrasivos por lo general implican la subdivisión del material eliminado en partículas más pequeñas que en las operaciones mencionadas. Las virutas normalmente tienen un grosor de 0,0025 mm (10^{-4} pulgadas) a 0,25 mm (10^{-2} pulgadas) (Shaw, 2005).

Otras técnicas de eliminación, como el maquinado electroquímico (ECM), el maquinado por descarga eléctrica (EDM), el maquinado ultrasónico (UM) o el maquinado por haz de electrones (EBM), implican virutas de tamaño atómico o submicroscópico sin acción mecánica.

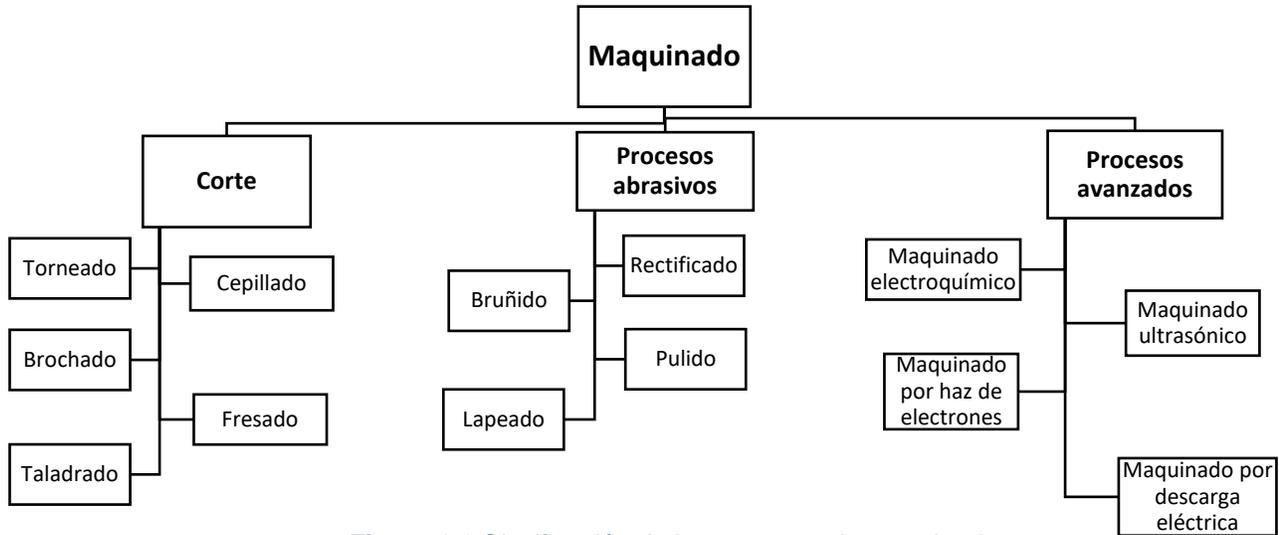


Figura 1.1 Clasificación de los procesos de maquinado

A continuación, se profundizará en los procesos de torneado debido al enfoque considerado para este trabajo.

1.2 TORNEADO

1.2.1 PROCESOS DE TORNEADO

Los procesos de torneado son desarrollados con herramientas de corte de un solo filo, o monofilo. Se realizan en un torno, una máquina herramienta muy versátil y que tiene la capacidad de producir una amplia variedad de formas mediante diversas operaciones como se muestra en la Figura 1.2.

- Torneado: produce piezas de trabajo rectas, cónicas, curvas o ranuradas (Figura 1.2a).
- Careado: produce una superficie plana al final de la pieza de trabajo, perpendicular a su eje de rotación (Figura 1.2b).
- Corte con herramientas de forma: produce diversas formas simétricas respecto al eje de rotación de la pieza (Figura 1.2c).
- Taladrado: produce un orificio a lo largo del eje de giro de la pieza (Figura 1.2d).

- Mandrinado: agranda un orificio o cavidad cilíndrica, mejorando su precisión dimensional y acabado superficial (Figura 1.2e).
- Tronzado: corta una sección del extremo de la pieza (Figura 1.2f).
- Roscado: produce roscas internas o externas (Figura 1.2g).
- Moletado: produce rugosidad con una forma regular sobre las superficies cilíndricas (Figura 1.2h).

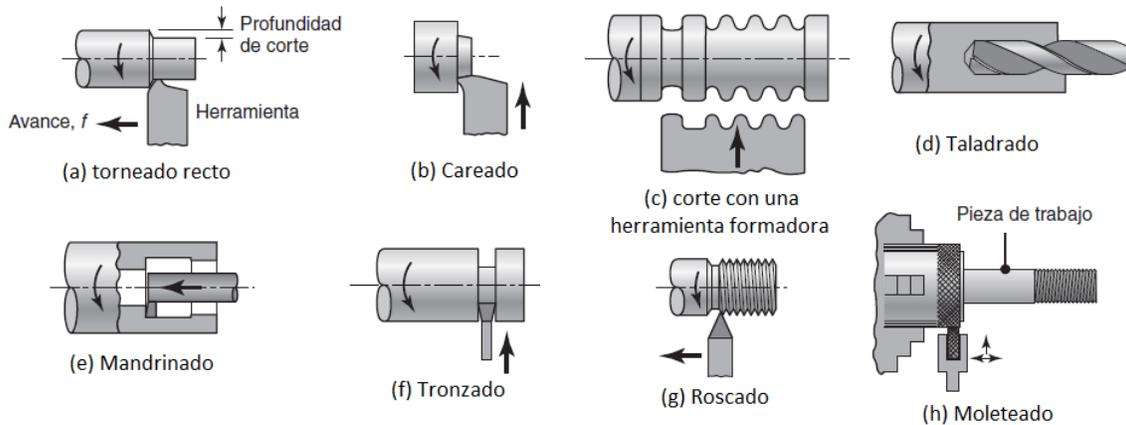


Figura 1.2 Diversas operaciones de corte que se pueden realizar en un torno (Kalpakjian, 2008).

1.2.2 TORNO

La Figura 1.3 ilustra un torno, el cual consiste en una bancada o estructura horizontal que soporta el cabezal, el contrapunto y el carro.

La pieza de trabajo es colocada en un extremo por un mandril montado en el husillo de la máquina y en el otro extremo por un centro montado en el contrapunto. El contrapunto puede ser sujetado en diferentes posiciones a lo largo de la bancada para acomodar piezas de trabajo de diferentes longitudes. Piezas pequeñas son sujetadas únicamente por el mandril.

La rotación de la pieza de trabajo es producida por el movimiento de una serie de engranes que impulsan el husillo, impulsados a su vez por un motor eléctrico montado en la parte posterior de la máquina. El husillo y los engranes están montados en el cabezal, lo que permite seleccionar diferentes velocidades angulares para la rotación de la pieza.

La herramienta de corte monofilo es sujeta por el portaherramientas, el cual está montado en la corredera transversal que a su vez está montada en el carro. El carro es conducido a lo largo de la bancada por el tornillo de avance y la barra de avance, ambos conectados al husillo mediante un tren de engranes.

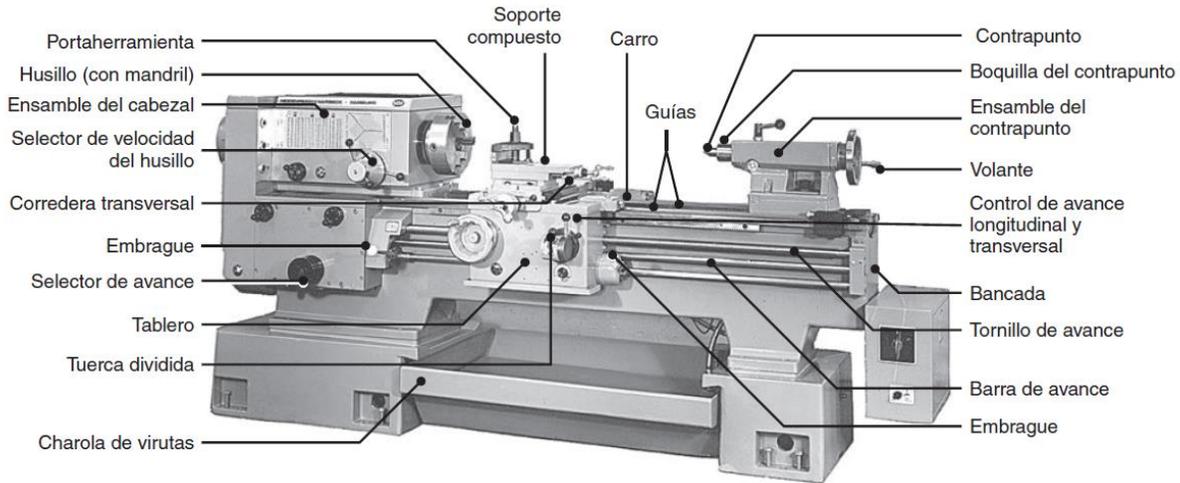


Figura 1.3 Ilustración de un torno y sus componentes (Kalpakjian, 2008).

1.3 MECÁNICA DEL CORTE

En el proceso de corte se pueden identificar algunas variables independientes esenciales como: material y recubrimientos de la herramienta; forma, acabado superficial y filo de la herramienta; material y condiciones de la pieza de trabajo; avance, velocidad y profundidad de corte; fluidos de corte; características de la máquina herramienta, y por último sujeciones y soportes de la pieza de trabajo. Las variables dependientes en el corte son aquellas a las que afectan los cambios en las variables independientes, e incluyen: tipo de viruta producida, fuerza y energía disipada durante el corte, elevación de la temperatura en la pieza de trabajo, la herramienta y la viruta, desgaste y falla de la herramienta, y acabado superficial e integridad de la superficie de la pieza de trabajo (Kalpakjian, 2008). Para entender la mecánica de corte, lo primero es analizar la mecánica de formación de la viruta.

El modelo presentado en la Figura 1.4 (al que se conoce como modelo M. E. Merchant, desarrollado en la década de 1940) sirve para ilustrar el proceso de formación de viruta. Se le llama de corte ortogonal porque es bidimensional y las fuerzas involucradas son perpendiculares una a la otra. La herramienta de corte tiene un ángulo de ataque α , medido desde la normal a la superficie que se va a maquinar, y un ángulo de alivio o de holgura para evitar la fricción excesiva en la superficie maquinada.

El examen microscópico de las virutas obtenidas en las operaciones reales de maquinado ha demostrado que se producen por esfuerzos cortantes, que se presentan a lo largo de la zona de corte, o cizallamiento, en un ángulo ϕ . Debajo de este plano, la pieza de trabajo permanece con mínimas deformaciones; encima de él, la viruta recién formada se mueve hacia arriba sobre la cara de ataque de la herramienta (Kalpakjian, 2008).

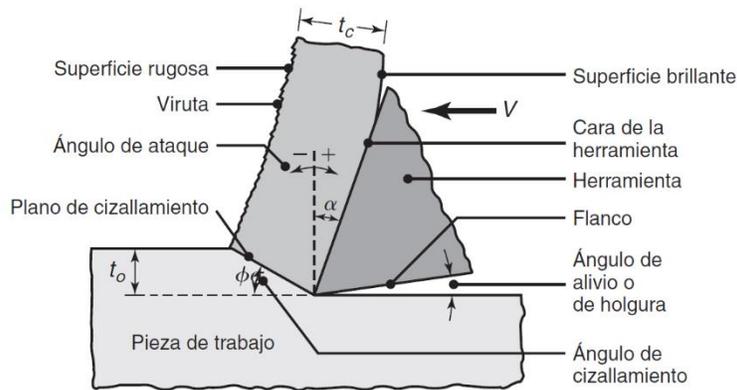


Figura 1.4 Esquema de un proceso de corte bidimensional con un plano de corte bien definido, también conocido como modelo Merchant (Kalpakjian, 2008).

El espesor de la viruta (t_c) se puede determinar conociendo la profundidad de corte (t_o) y los ángulos α y ϕ . A la relación de t_o/t_c se le llama relación de corte (o relación de espesor de viruta, r), y se relaciona con los dos ángulos mediante las siguientes ecuaciones:

$$\tan\phi = \frac{r \cos \alpha}{1 - r \sin \alpha} \quad (1.1)$$

y

$$r = \frac{t_o}{t_c} = \frac{\sin \phi}{\cos(\phi - \alpha)} \quad (1.2)$$

La relación de corte es un parámetro importante y útil para evaluar las condiciones de corte, ya que es una medida de que tan gruesa se ha vuelto la viruta respecto a la profundidad de corte (Kalpakjian, 2008).

En la Figura 1.5 se observa un caso ideal, en el que todo el corte se concentra en una zona de corte infinitamente delgada. La deformación unitaria por cortante (γ) es:

$$\gamma = \frac{AB}{OC} = \frac{AO}{OC} + \frac{OB}{OC} \quad (1.3)$$

y

$$\gamma = \cot\phi + \tan(\phi - \alpha) \quad (1.4)$$

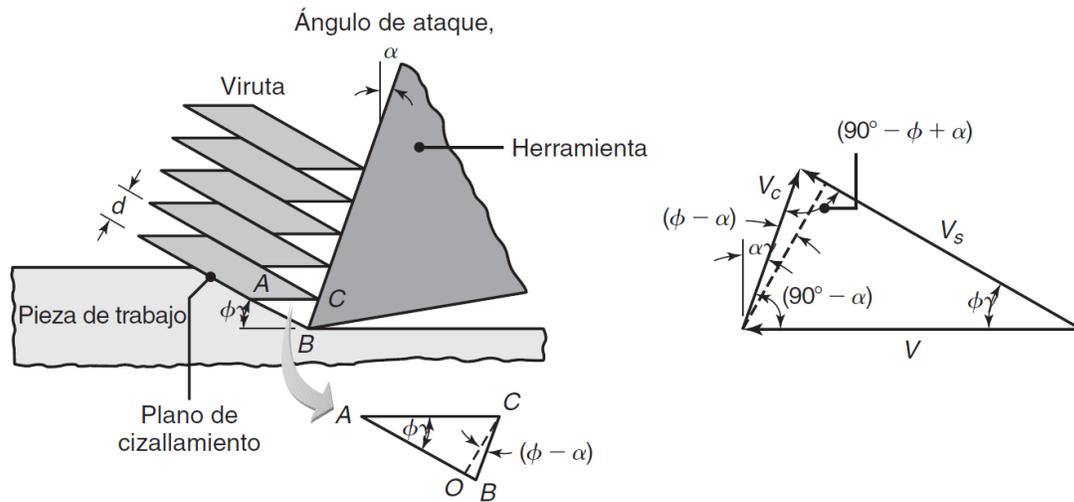


Figura 1.5 Esquema de formación de viruta; a) Esquema de formación de viruta por cizallamiento y b) Diagrama de velocidades que muestra las relaciones angulares entre las velocidades en la zona de corte (Kalpakjian, 2008)

Las deformaciones cortantes grandes se asocian con ángulos pequeños de corte o con ángulos de ataque pequeños. En operaciones reales de corte se han observado deformaciones cortantes de 5 o mayores (Kalpakjian, 2008). En la realidad, el plano de corte tiene algún espesor finito Δy , típicamente 0.03mm (0.001pulg) y la rapidez de la deformación cortante puede alcanzar fácilmente valores de miles por segundo. (Schey, 2002)

El ángulo de cizallamiento ϕ tiene gran importancia en la mecánica de las operaciones de corte, dado que afecta los requisitos de fuerza y potencia, el espesor de la viruta y la temperatura (Kalpakjian, 2008). Para determinar dicho ángulo se tiene la siguiente expresión:

$$\phi = 45^\circ + \frac{\alpha}{2} - \frac{\beta}{2} \quad (1.5)$$

Donde β es el ángulo de fricción y está relacionado con el coeficiente de fricción (μ) por la expresión $\mu = \tan \beta$. En general, el coeficiente de fricción en el corte de metales varía de aproximadamente 0.5 a 2, lo que indica que la viruta encuentra gran resistencia de fricción al moverse hacia arriba de la cara de ataque de la herramienta (Kalpakjian, 2008).

El ángulo de ataque influye sobre las fuerzas y potencia necesarias para el corte debido a que afecta al trabajo de cizallamiento que se realiza durante la formación de la viruta, ya que un ángulo α positivo produce un área de cizallamiento menor y viruta más fina (con menor esfuerzo de corte) que un α negativo.

Como se menciona antes, el espesor de la viruta es mayor a la profundidad de corte, por lo que la velocidad de la viruta (V_c) tiene que ser menor que la velocidad de corte (V).

$$V_c = \frac{V \operatorname{sen} \phi}{\cos(\phi - \alpha)} \quad (1.6)$$

La velocidad de corte resultante V en el proceso de torneado se puede separar en dos componentes, la velocidad primaria (V_p), que es la que resulta del movimiento de la máquina herramienta (rotación de la pieza de trabajo) y la velocidad secundaria (V_s) que es la que resulta del movimiento de la herramienta de corte.

$$V = \frac{V_p}{\cos \eta} \quad (1.7)$$

Donde η es el ángulo entre V y V_p , para el proceso de torneado el ángulo es muy pequeño debido a la gran diferencia entre la velocidad del avance de la herramienta y la de rotación de la pieza de trabajo.

1.3.1 FUERZAS, POTENCIA Y ENERGÍA DE CORTE

Es importante conocer las fuerzas y la potencia de corte comprendidas en las operaciones de maquinado ya que las máquinas herramienta se pueden diseñar en forma apropiada para minimizar la distorsión de sus componentes, la Figura 1.6 muestra las fuerzas que actúan durante el corte.

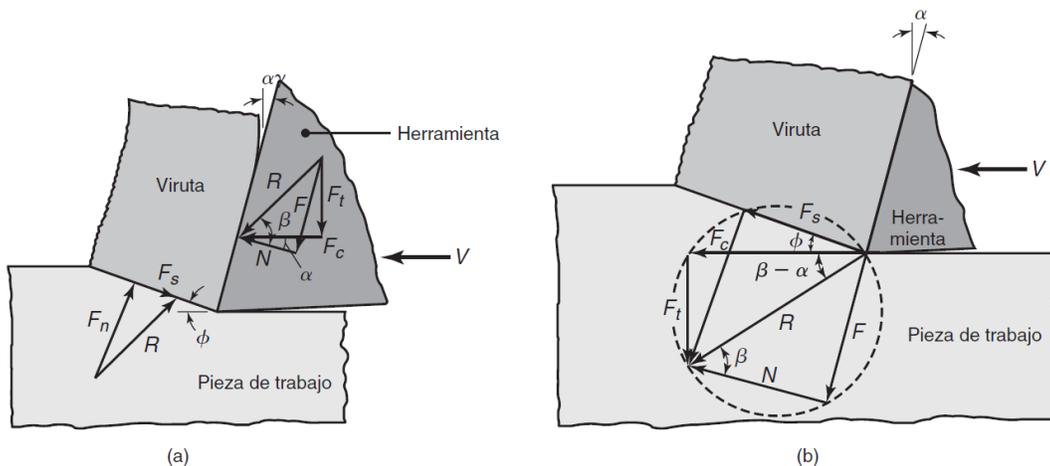


Figura 1.6 Fuerzas que actúan en la zona de corte; (a) Fuerzas que actúan en la zona de corte durante el corte bidimensional. Obsérvese que la fuerza resultante, R , debe ser colineal para equilibrar las fuerzas. (b) Círculo de fuerzas para determinar las diferentes fuerzas que actúan en la zona de corte (Kalpakjian, 2008).

La fuerza de corte (F_c) actúa en la dirección de la velocidad de corte (V) y aporta la energía requerida para llevarlo a cabo. A la relación de dicha fuerza respecto del área transversal de la sección que se está cortando se le conoce como fuerza específica de corte.

La fuerza de empuje (F_t) está relacionada con el avance, por lo que actúa en dirección normal a la velocidad de corte. Estas dos fuerzas producen la fuerza resultante (R). La fuerza resultante se puede separar en dos componentes sobre la cara de la herramienta: una fuerza de fricción (F) a lo largo de la intercara herramienta-viruta y una fuerza normal (N) perpendicular a ésta. También se puede demostrar que:

$$F = R \operatorname{sen} \beta \quad (1.8)$$

$$N = R \operatorname{cos} \beta \quad (1.9)$$

Además, a fuerza resultante está equilibrada por una fuerza igual y opuesta a lo largo del plano de cizallamiento que está compuesta por una fuerza cortante (F_s) y una fuerza normal (F_n). Estas fuerzas se expresan de la siguiente manera:

$$F_s = F_c \operatorname{cos} \phi - F_t \operatorname{sen} \phi \quad (1.10)$$

$$F_n = F_c \operatorname{sen} \phi - F_t \operatorname{cos} \phi \quad (1.11)$$

Es posible calcular el área del plano de cizallamiento al conocer el ángulo de cizallamiento y la profundidad de corte, por lo que se pueden determinar los esfuerzos cortante y normal en dicho plano.

La relación de F y N es el coeficiente de fricción (μ) en la intercara herramienta-viruta, y el ángulo β es el ángulo de fricción. La magnitud de μ se puede determinar cómo:

$$\mu = \frac{F}{N} = \frac{F_t + F_c \tan \alpha}{F_c - F_t \tan \alpha} \quad (1.12)$$

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

$$\text{Potencia} = F_c V \quad (1.13)$$

Esta potencia se disipa principalmente en la zona de cizallamiento (debido a la energía requerida para cortar el material) y en la cara de ataque de la herramienta (por la fricción entre ésta y la viruta).

$$\text{Potencia de cizallamiento} = F_s V_s \quad (1.14)$$

La energía consumida al arrancar un volumen unitario de material se llama energía específica de corte (u_s) y está dada por:

$$u_s = \frac{F_s V_s}{w t_0 V} \quad (1.15)$$

Donde w es la anchura de corte.

Debido a la cantidad de parámetros que son determinantes en el proceso de corte, el uso de datos experimentales, como los datos en la Tabla 1.1, es en gran medida útil para la predicción razonable de las fuerzas y potencias de corte. La diferencia en los valores mostrados puede atribuirse a la variación de distintos parámetros como la resistencia de cada grupo de materiales, la fricción durante el proceso, el uso de fluidos de corte y otras variables del proceso.

El filo de la punta de la herramienta también influye en las fuerzas y la potencia. Dado que existe fricción contra la superficie maquinada y se hace más grande la zona de deformación delante de la herramienta, las herramientas desafiladas requieren mayores fuerzas y potencia (Kalpakjian, 2008).

Tabla 1.1 Requerimientos aproximados de la energía específica para el corte (Schey, 2002).

Material	Dureza		Energía específica	
	HB	HRC	W • s/mm ³	hp • min/in ³
Aceros	85-200		2.1	0.8
		35-40	2.4	0.9
		40-50	2.9	1.1
		50-55	3.2	1.4
		55-58	6.0	2.2
Aceros inoxidables	135-275		2.3	0.8
		30-45	2.5	0.9
Hierros fundidos	110-190		1.3	0.5
	190-320		2.4	0.9
Titanio	250-275		2.1	0.8
Superaleaciones (Ni y Co)	200-360		4.5	1.6
Aleaciones de aluminio	30-150 (500kg)		0.5	0.2
Aleaciones de magnesio	40-90 (500kg)		0.3	0.1
Cobre		80 HRB	1.8	0.7
Aleaciones de cobre		10-80 HRB	1.2	0.5
		80-100 HRB	1.8	0.7
Aleaciones de zinc			0.3	0.1

1.3.2 ESFUERZOS

Los componentes de fuerza del plano de cizallamiento son importantes, ya que permiten determinar los esfuerzos a corte promedio y normales sobre ese plano, por lo que:

$$\tau = \frac{F_s}{A_s} \quad (1.16)$$

$$\sigma = \frac{F_n}{A_s} \quad (1.17)$$

Donde A_s es el área del plano de cizallamiento y se determina por:

$$A_s = \frac{bt}{\text{sen } \phi} \quad (1.18)$$

1.3.3 TEMPERATURA

Cuando un material es deformado plásticamente, gran parte de la energía usada se disipa en forma de calor, que a su vez eleva la temperatura en la zona de corte, lo cual es importante debido a sus efectos adversos:

- La temperatura excesiva cambia las propiedades físicas de la herramienta, lo que causa desgaste excesivo.
- El aumento de temperatura puede dificultar el control de la precisión dimensional.
- Puede cambiar las propiedades de la pieza de trabajo.

Las zonas en las que se presenta un mayor aumento en la temperatura son la zona primaria de corte, la intercara viruta-herramienta (zona secundaria) y la zona en la que la herramienta roza con la superficie maquinada (zona terciaria), en especial con herramientas desafiladas. Una expresión para la temperatura media de torneado es:

$$T_m \propto V^a f^b \quad (1.19)$$

Donde f es el avance de la herramienta, a y b son exponentes para los cuales algunos valores aproximados son: para herramientas de carburos $a=0.2$ y $b=0.15$; para herramientas de acero de alta velocidad $a=0.5$ y $b=0.375$ (Kalpakjian, 2008).

En la Figura 1.7 se muestra una distribución común de temperaturas durante el corte en acero, la temperatura máxima se encuentra aproximadamente a la mitad de la intercara herramienta-viruta.

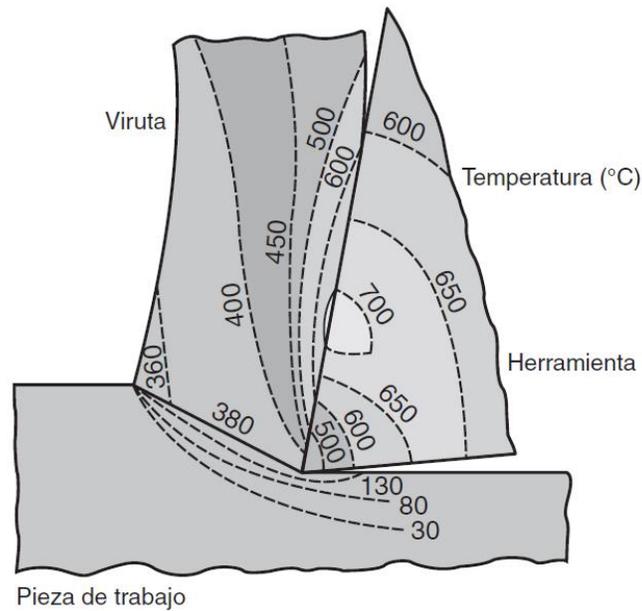


Figura 1.7 Distribución característica de temperaturas en la zona de corte (Kalpakjian, 2008).

1.3.4 PARÁMETROS DE TORNEADO

Los principales parámetros y ecuaciones de torneado son:

$$v = fN \quad (1.20)$$

Donde v es la velocidad de avance de la pieza de trabajo, f es el avance y N es la velocidad angular de la pieza de trabajo.

$$V_{m\acute{a}xima} = \pi D_o N \quad (1.21)$$

$$V_{promedio} = \pi D_{prom} N \quad (1.22)$$

Donde V es la velocidad tangencial de la superficie de la pieza, D_o es el diámetro original de la pieza de trabajo y D_{prom} es el diámetro promedio.

$$d = (D_o + D_f)/2 \quad (1.23)$$

Donde d es la profundidad de corte y D_f es el diámetro de la superficie maquinada.

$$t = l/fN \quad (1.24)$$

Donde t es el tiempo de corte y l es la longitud de corte.

$$MRR = \pi D_{prom} d f N \quad (1.25)$$

Donde MRR es la rapidez de remoción de material.

Los parámetros antes mostrados determinan las condiciones de corte, estas condiciones de corte y la naturaleza del material maquinado determinan la potencia requerida para el corte.

A menudo, al establecer las condiciones de corte se toma en cuenta la vida útil de la herramienta, la Tabla 1.2 muestra algunos problemas que se presentan en el corte, así como las posibles soluciones.

Tabla 1.2 Problemas en el corte y su solución (McCauley, 2012).

Problema	Solución
Desgaste del flanco de la herramienta	<ul style="list-style-type: none"> • Reducir la velocidad de corte • Reducir la velocidad de corte y aumentar el avance • Reducir el avance • Aumentar el ángulo de avance • Aumentar el ángulo de alivio
Formación excesiva de cráteres en la herramienta	<ul style="list-style-type: none"> • Reducir la velocidad de corte • Reducir el avance
Bordes de corte astillados	<ul style="list-style-type: none"> • Aumentar la velocidad de corte • Reducir el avance • Reducir la profundidad de corte
Deformación del borde de corte	<ul style="list-style-type: none"> • Reducir el avance • Reducir la velocidad de corte
Acabado superficial pobre	<ul style="list-style-type: none"> • Incrementar la velocidad de corte • Reducir el avance

La vida útil de la herramienta es en gran medida dependiente de la velocidad de corte, por el avance y por la profundidad de corte.

El primer paso al establecer las condiciones de corte es seleccionar la profundidad de corte, siempre se usa el valor máximo que permite la potencia del torno utilizado, así como la dureza del material a maquinar.

El segundo paso es seleccionar el avance, seleccionar el máximo avance posible da como resultado un acabado superficial aceptable.

El tercer paso es seleccionar la velocidad de corte, la Tabla 1.3 muestra una recomendación de velocidades de corte para distintos materiales, la tabla está hecha considerando el uso de una herramienta de carburo sin recubrimiento, los valores óptimos consideran un mínimo gasto de energía y una alta productividad, pero un desgaste de herramienta mayor, mientras que los valores promedio garantizan un menor desgaste, pero una productividad más baja.

Tabla 1.3 Velocidades de corte y avance para torneado (McCauley, 2012)

Material	Dureza Brinell	Avance (mm/rev)		Velocidad (m/s)
		Óptima	Promedio	
Aceros al carbono libres de maquinado	100-150	Óptima	0.43	4.08
		Promedio	0.2	5.46
	150-200	Óptima	0.43	3.78
		Promedio	0.2	4.75
Aceros al carbono simples	100-125	Óptima	0.43	4.09
		Promedio	0.2	5.46
	225-275	Óptima	0.43	3.12
		Promedio	0.2	4.14
Titanio Ti6Al4V	310-350	Óptima	0.43	0.48
		Promedio	0.2	1.27
Aluminio	32-150	Óptima	0.91	14.32
		Promedio	0.43	23.21

1.4 HERRAMIENTA DE CORTE

1.4.1 MATERIALES DE HERRAMIENTAS DE CORTE

Las herramientas de corte son requeridas para operar en condiciones de elevadas cargas y con temperaturas, a menudo superiores a los 1000°C (Boothroyd, 1989). En adición, severas condiciones de fricción ocurren entre la herramienta, la viruta y con la superficie maquinada. Los requerimientos del material de la herramienta de corte son:

- Mantener alta dureza a altas temperaturas
- Alta resistencia al desgaste
- Alta resistencia a la fractura

Otros factores que influyen en el rendimiento de la herramienta son:

- Dureza relativa de la herramienta con respecto a la pieza de trabajo
- Partículas abrasivas en la superficie de la pieza de trabajo
- Compatibilidad química de la herramienta con la pieza de trabajo
- Temperaturas de corte
- Condiciones de la máquina de trabajo
- Tipo de operación de corte

Los tipos de materiales más importantes usados para herramientas de corte son:

- Aceros al carbono, están restringidos a bajas velocidades de corte y temperaturas, actualmente es usado solo en procesos con materiales suaves, como el trabajo en madera.
- Aceros de alta velocidad o rápidos (High-speed steels, HSS), son aleaciones de acero principalmente con tungsteno (18%) y cromo (4%), también pueden contener cobalto, vanadio o molibdeno, las herramientas son relativamente baratas y duras, pero tienen dureza en caliente limitada por lo que solo pueden usarse para temperaturas de corte hasta 550°C (Boothroyd, 1989). La Figura 1.8 muestra cómo se comporta la dureza de algunos materiales a distintas temperaturas.

Actualmente tienen un delgado recubrimiento de nitruro de titanio (1 a 2 μm), alcanzando durezas de 80-85 Rockwell C.

- Aleaciones fundidas, no contienen hierro y son fundidas hasta su forma final, consisten en cobalto, cromo, tungsteno y carbono, se utilizan para maquinar hierro fundido, hierro maleable y bronce duros.

- Carburos cementados, usualmente están hechos por una mezcla de polvo de tungsteno y carbono a altas temperaturas. Este compuesto es combinado con cobalto y la mezcla resultante es compactada y sinterizada en un horno cerca de los 1400°C. Este material puede mantener altas durezas a temperaturas arriba de los 1200°C y son usadas a velocidades mucho más altas que los aceros de alta velocidad.
- Cerámicos, están hechos de Alúmina sinterizada (Al_2O_3) y otros polvos de boro y nitruro de silicio mezclados y sinterizados a temperaturas cerca de los 1700°C. Los óxidos sinterizados pueden ser usados en velocidades dos o tres veces mayores que los carburos de tungsteno, son muy duros, tienen una alta resistencia a la compresión y una baja conductividad térmica. Son sin embargo muy frágiles por lo que deben ser usados cuando no hay vibraciones. Solo están disponibles en forma de insertos desechables.
- Cermets, están hechos de 70% Al_2O_3 y 30% carburo de titanio, son tenaces y más resistentes a la fractura que los cerámicos, aunque menos duros, lo cual permite que puedan ser utilizados a velocidades mucho mayores que los carburos cementados, se pueden usar para cortes ininterrumpidos.
- Herramientas policristalinas son fabricadas por pequeñas partículas de diamante compactas o nitruro de boro cubico bajo condiciones de alta temperatura y presión. Las herramientas de diamante monocristalino son usadas para acabados finos.

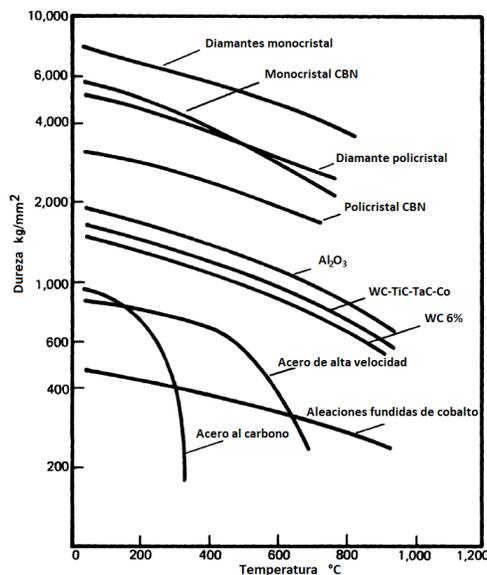


Figura 1.8 Variación de la dureza con relación con la temperatura de algunos materiales para herramienta (Boothroyd, 1989).

1.4.2 GEOMETRÍA DE LAS HERRAMIENTAS DE CORTE

La Figura 1.9 muestra la nomenclatura estandarizada que describe a las herramientas de corte. Los diversos ángulos en una herramienta de corte de un solo punto tienen funciones importantes en las operaciones de maquinado.

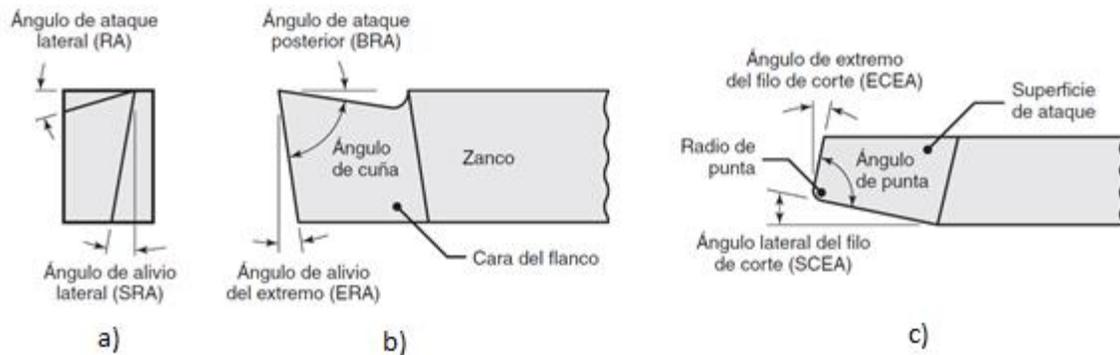


Figura 1.9 Designaciones de herramienta de corte; a) Vista posterior; b) Vista lateral; c) Vista superior (Kalpakjian, 2008).

- Ángulo de ataque, está relacionado con la fuerza de corte, a mayor ángulo de ataque, menor fuerza de corte.
- Ángulo de cuña o de filo de corte, afecta a la resistencia de la herramienta y determina él está relacionado con el ángulo de ataque y el ángulo de alivio.
- Ángulo de alivio, controla la interferencia y fricción de la intercara viruta y la pieza de trabajo.
- El radio de punta afecta el acabado superficial y la resistencia de la punta de la herramienta, si el radio es pequeño la herramienta es más filosa, por lo que es menos resistente y el acabado superficial es más rugoso. Sin embargo, si el radio es muy grande pueden existir vibraciones.

La Tabla 1.4 muestra valores óptimos de ángulos de herramienta que han sido desarrollados en gran medida a través de la experiencia.

Tabla 1.4 Recomendaciones generales de ángulos de herramientas en el torneado (Kalpakjian, 2008).

Material	Acero de alta velocidad					Insertos de carburo				
	Ataque posterior	Ataque lateral	Alivio del extremo	Alivio lateral	Filo lateral y del extremo	Ataque posterior	Ataque lateral	Alivio del extremo	Alivio lateral	Filo lateral y del extremo
Aleaciones de aluminio y magnesio	20	15	12	10	5	0	5	5	5	15
Aleaciones de cobre	5	10	8	8	5	0	5	5	5	15
Aceros	10	12	5	5	15	-5	-5	5	5	15
Aceros inoxidables	5	8-10	5	5	15	-5-0	-5-5	5	5	15
Aleaciones para alta temperatura	0	10	5	5	15	5	0	5	5	45
Aleaciones refractarias	0	20	5	5	5	0	0	5	5	15
Aleaciones de titanio	0	5	5	5	15	-5	-5	5	5	5
Hierros fundidos	5	10	5	5	15	-5	-5	5	5	15

1.4.3 FLUIDOS DE CORTE

Los propósitos de utilizar fluidos de corte en las operaciones de maquinado son:

- Enfriar la zona de corte, favoreciendo las propiedades de la herramienta de corte y reduciendo la distorsión térmica de la pieza.
- Reducir la fricción y desgaste, aumentando la vida útil de la herramienta y mejorando el acabado superficial de la superficie maquinada.
- Reducir las fuerzas y el consumo de energía.
- Retirar las virutas.
- Proteger la superficie maquinada de la corrosión.

El fluido de corte puede ser refrigerante, lubricante o ambos, su efectividad depende de factores como los materiales de la herramienta y de la pieza de trabajo, la velocidad de corte y el método de aplicación.

Los fluidos de corte se clasifican en cuatro tipos:

- Aceites, incluyen aceites minerales, animales, vegetales, compuestos y sintéticos, que por lo general se utilizan en operaciones de baja velocidad donde el incremento de la temperatura no es significativo.

- Emulsiones, son una mezcla de aceite, agua y aditivos, se utilizan por lo regular en operaciones de alta velocidad, la presencia de agua hace que las emulsiones sean refrigerantes.
- Los semisintéticos son emulsiones químicas que contienen un poco de aceite mineral diluido en agua y aditivos que reducen el tamaño de las partículas de aceite.
- Los sintéticos son productos químicos con aditivos diluidos en agua y sin aceite.

Los cuatro métodos básicos para aplicar los fluidos de corte en el maquinado son:

- Inundación, es el método más común, el fluido cubre por completo la zona de corte.
- Niebla. Este tipo de enfriamiento suministra fluido a las zonas de difícil acceso y proporciona una mejor visibilidad de la zona de corte.
- Sistemas de alta presión. Usado en procesos con alta generación de calor, el chorro a alta presión se dirige principalmente a la cara de la herramienta, también se puede usar como rompevirutas.
- Sistemas de la herramienta de corte. Para una aplicación más eficiente, se han diseñado canales dentro de la herramienta y el portaherramientas para suministrar el fluido a alta presión.

La Tabla 1.5 muestra una recomendación del uso de fluidos de corte dependiendo del material maquinado.

Tabla 1.5 Fluidos de corte recomendados para operaciones de torneado (McCauley, 2012).

Material	Fluido de corte
Aluminio	Aceite mineral
Aleaciones de acero	25% aceite base de sulfuro con 75% aceite mineral
Hierro fundido	Seco
Aceros al carbono	25% aceite animal con 75% aceite mineral
Titanio	Químicos y sintéticos

1.5 TIPOS DE VIRUTA PRODUCIDOS EN EL CORTE DE METALES

En una viruta se observan dos superficies, una que estuvo en contacto con la superficie de la herramienta de corte que tiene una apariencia brillante y pulida. La otra superficie tiene apariencia rugosa. Los cuatro principales tipos de viruta, los cuales se clasifican en función de su geometría se muestran en la Figura 1.10.

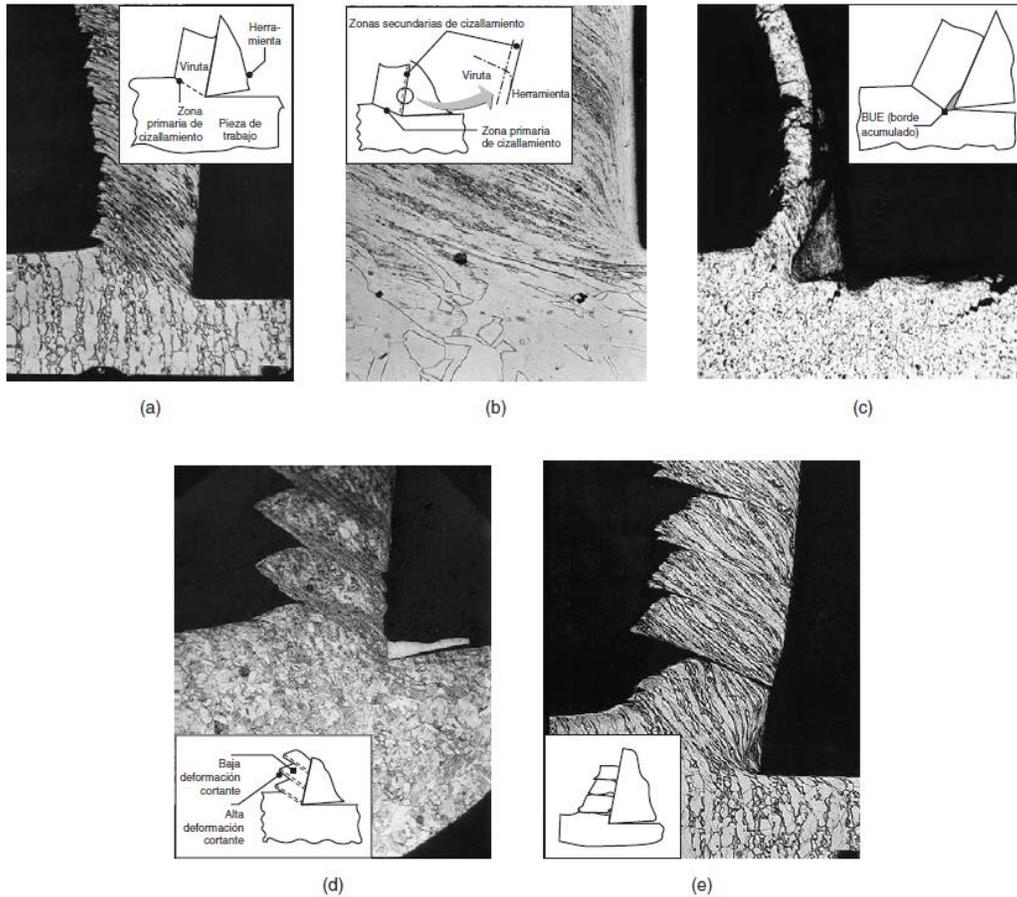


Figura 1.10 Tipos básicos de virutas generadas en el corte ortogonal de los metales; Nota: Representación esquemática y fotomicrográficas de la zona de corte: (a) viruta continua con una zona primaria de cizallamiento estrecha y recta; (b) viruta continua con una zona secundaria de cizallamiento en la intercara viruta-herramienta; (c) borde acumulado o recreado; (d) viruta segmentada o no homogénea; y (e) viruta discontinua (Kalpakjian, 2008).

- Virutas continuas: Se forman por lo general con materiales dúctiles, maquinados a altas velocidades de corte o a ángulos elevados de ataque. La deformación del material ocurre a lo largo de una estrecha zona de cizallamiento. Las virutas continuas pueden desarrollar una zona secundaria de cizallamiento debido a la elevada fricción en la intercara herramienta-viruta; esta zona se vuelve más gruesa al aumentar la fricción.

La deformación como viruta continua también puede ocurrir a lo largo de una zona primaria de cizallamiento con fronteras curvas. Por lo general, esta situación se presenta en el maquinado de metales blandos a bajas velocidades y con bajos ángulos de ataque; comúnmente produce un pobre acabado superficial e induce esfuerzos residuales superficiales, lo que puede dañar las propiedades de la parte maquinada en la vida de su superficie.

Aunque por lo general producen un buen acabado superficial, las virutas continuas no son necesariamente deseables, en particular con las máquinas de herramienta controladas por computadora que se utilizan con amplitud, ya que tienden a atorarse alrededor de la herramienta o la pieza de trabajo.

- **Virutas de borde acumulado:** Consiste en capas de material de la pieza de trabajo que se depositan gradualmente en la punta de la herramienta. Cuando la viruta crece se vuelve inestable y eventualmente se rompe, El ciclo de formación y destrucción de borde acumulado puede desafilarse la herramienta y afectar el acabado superficial. Los metales trabajados en frío y a altas velocidades tienen menos tendencia a formar virutas de este tipo.
- **Virutas aserradas:** Son semicontinuas, con grandes zonas de baja deformación cortante y pequeñas zonas de alta deformación cortante llamadas zonas de localización de cizallamiento. Aparecen en los metales con baja conductividad térmica y resistencia, como el titanio.
- **Virutas discontinuas:** Consisten en segmentos que pueden estar firmemente sujetos uno a otro, o muy sueltos. Pueden formarse en materiales frágiles, velocidades de corte muy bajas o altas, grandes profundidades de corte o bajos ángulos de ataque. La naturaleza discontinua de la formación de viruta ocasiona que la fuerza de corte varíe, lo cual puede ocasionar vibraciones si la herramienta de corte no es lo suficientemente rígida, esto puede afectar al acabado superficial y dimensional de la pieza, también puede dañar la herramienta de corte.
- **Rizo de viruta:** En todas las operaciones de corte las virutas desarrollan una curvatura conforme abandonan la superficie de la pieza de trabajo. Los factores que afectan el rizo de las virutas son la distribución de esfuerzos en las zonas de cizallamiento, los efectos térmicos, la geometría de la herramienta de corte en la zona del rompedor de viruta y los tratamientos de endurecimiento por deformación del material de la pieza de trabajo.

1.6 MAQUINABILIDAD

El término maquinabilidad es a menudo usado en materiales de trabajo para describir sus propiedades de maquinado, varía dependiendo del proceso de corte para el que se va a utilizar. Utilizar un material más maquinable implica menos desgaste en la herramienta, un mejor acabado superficial o utilizar menos energía durante el proceso.

Los aceros al carbono tienen un amplio intervalo de maquinabilidad según su ductilidad y dureza, si es demasiado dúctil la formación de viruta puede producir un borde acumulado y producir un acabado superficial deficiente; si el acero es demasiado duro, origina un desgaste excesivo en la herramienta. Son deseables los aceros al carbono trabajados en frío.

Los aceros inoxidable austeníticos son difíciles de maquinar, ya que se presentan vibraciones, requiriendo una máquina con mayor rigidez.

Los aceros inoxidable ferríticos tienen buena maquinabilidad. Los aceros martensíticos son abrasivos, tienden a formar borde acumulado por lo que requieren herramientas de materiales con alta dureza en caliente.

Los hierros fundidos por lo general son fácilmente maquinables, pero pueden ser abrasivos dependiendo su composición, sobre todo la perlita.

Por lo general es muy fácil maquinar el aluminio, aunque los grados más suaves tienden a formar un borde acumulado, por lo que se recomiendan altas velocidades de corte, así como ángulos grandes de ataque y de alivio. El control de las tolerancias dimensionales puede ser un problema en el maquinado de aluminio debido a su alto coeficiente de dilatación térmica.

El titanio y sus aleaciones tienen una conductividad térmica muy deficiente, lo que provoca un aumento en la temperatura y borde acumulado. Son difíciles de maquinar.

La Tabla 1.6 muestra la dificultad de algunos materiales para ser maquinados, tomando como referencia los resultados de algunas pruebas y comparándolos con los resultados obtenidos para el acero SAE1112 con una dureza Brinell de 160, entre mayor es el porcentaje, el material es más fácil de maquinar.

Las pruebas incluyen:

- Prueba de velocidad de corte
- Prueba de vida útil de la herramienta de corte
- Prueba de fuerza
- Prueba de temperatura

Tabla 1.6 Rangos de maquinabilidad de algunos metales
(<https://www.machiningdoctor.com/machinability/#machinabilitytable>).

Material	Maquinabilidad
Aceros	40%-170%
Acero inoxidable	36%-60%
Hierro fundido	90%-170%
Aluminio	170%-280%
Titanio	15%-46%

CAPÍTULO 2 MODELADO DE PROCESOS DE CORTE MEDIANTE ELEMENTO FINITO

2.1 ENFOQUES DEL ELEMENTO FINITO EN PROCESOS DE CORTE

El conjunto de herramientas utilizadas en la simulación numérica del corte de metales debe ser capaz de representar los fenómenos termo-mecánicos complejos que tienen lugar dentro de la herramienta y la pieza de trabajo. Al mismo tiempo, el conjunto de códigos numéricos debe ser lo más simple posible para disminuir el tiempo de cálculo y obtener resultados precisos.

La Figura 2.1 es un ejemplo de un modelo FEM de un proceso de corte, el objetivo del modelo fue obtener buenos resultados en el menor tiempo posible, predecir las fuerzas de corte que sean acordes a las fuerzas medidas experimentalmente y al mismo tiempo, obtener una predicción realista de la formación de viruta.

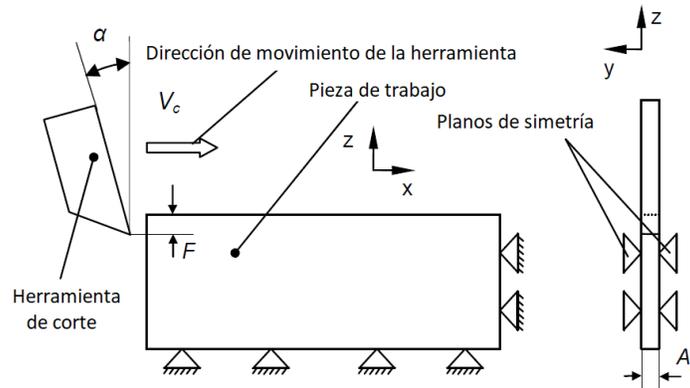


Figura 2.1 Modelo FEM de un proceso de corte donde: α es el ángulo de ataque; V_c es la velocidad de corte; y A_p es el espesor de corte (Villumsen & Fauerholdt, 2008)

Existen diferentes formulaciones, como son: Lagrangiana, Euleriana y Arbitraria Lagrangiana Euleriana (ALE) para abordar el problema de la formación de viruta.

A continuación, se presentarán las características de las formulaciones antes mencionadas

2.1.1 FORMULACIÓN LAGRANGIANA

Un cálculo Lagrangiano de Elementos Finitos incorpora una malla computacional en el dominio material y resuelve la posición de la malla en puntos discretos en el tiempo. Como consecuencia, la formulación Lagrangiana de Elementos Finitos está relacionada con el problema de la distorsión de la malla. El proceso de cálculo puede ser incluso imposible de continuar cuando los determinantes jacobianos se vuelven negativos en algunos puntos de integración. Algunas veces, las formulaciones Lagrangianas de Elementos Finitos utilizan un criterio para separar la viruta de la pieza de trabajo.

Una forma de usar la formulación Lagrangiana es predefinir la superficie de falla, lo que provoca que el área del filo de la herramienta no pueda ser modelada debido a que se condiciona la superficie de contacto entre la viruta y la herramienta, teniendo resultados poco realistas. Los modelos Lagrangianos sin una superficie de fallo predefinida dan como resultado un flujo de material más realista, en estos modelos la herramienta separa la viruta del material y después se simula la formación de viruta.

La Figura 2.2 muestra una simulación de un proceso de corte utilizando el software LS-DYNA®, el análisis fue realizado a velocidad de corte constante.

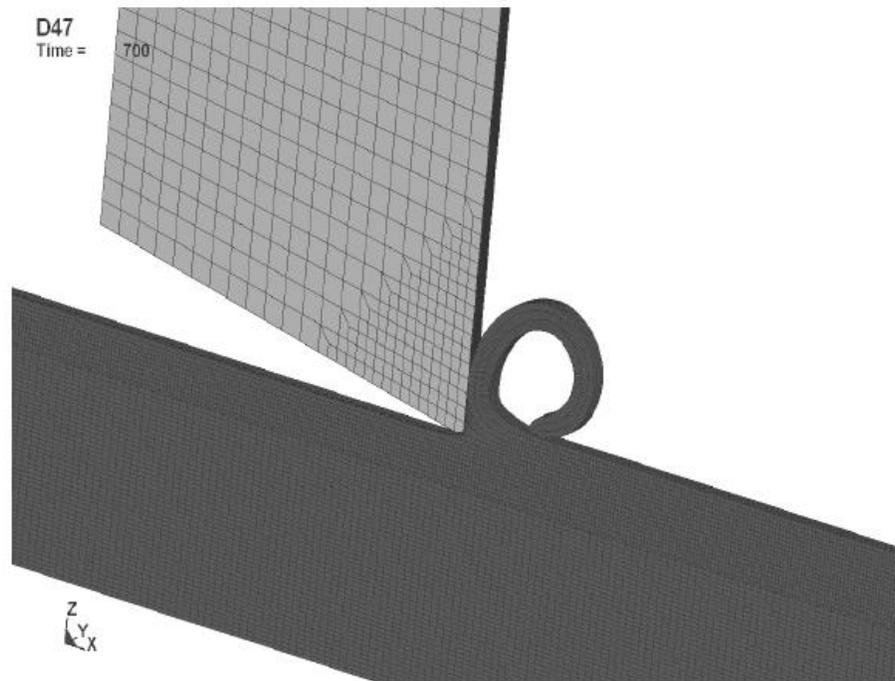


Figura 2.2 Simulación FEM de un proceso de corte utilizando un enfoque Lagrangiano (Villumsen & Fauerholdt, 2008).

Para el modelo se tomaron en cuenta una herramienta de corte perfectamente afilada y rígida, y un ángulo de ataque en la herramienta de corte de 0° . Se considera que la pieza de trabajo se encuentra estática durante el proceso.

Los parámetros de corte utilizados fueron: Profundidad de corte de 0.234mm, espesor de corte de 0.20mm y velocidad de corte de 5m/s.

El modelo constitutivo usado para el material es el modelo de Johnson-Cook simplificado, el cual ignora los efectos térmicos. Los parámetros utilizados en el modelo para Al 6082-T6 son: $A=428.5$ MPa, $B=327.7$ MPa, $n=1.008$, $C=0.00747$ (Villumsen & Fauerholdt, 2008).

El análisis dio como resultado una formación de viruta realista, sin embargo, la Figura 2.3 muestra una comparación entre los valores de fuerza obtenidos por una simulación utilizando el enfoque Lagrangiano y los valores obtenidos experimentalmente, la fuerza de corte fue sobreestimada en un 104% debido a que se consideró un elevado criterio de falla.

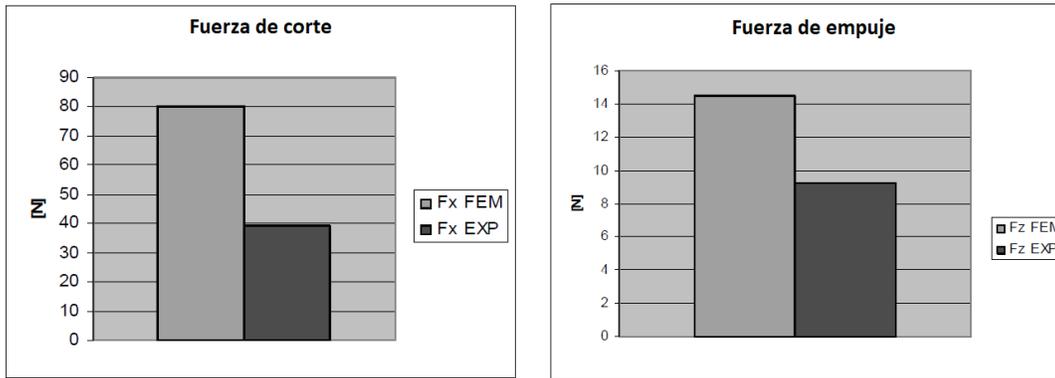


Figura 2.3 Comparación entre las fuerzas predichas por el análisis y las fuerzas medidas experimentalmente (Villumsen & Fauerholdt, 2008).

La Figura 2.4 muestra los resultados de la simulación, al modificar algunos parámetros del criterio de falla, obteniendo una formación de viruta menos realista, pero las fuerzas obtenidas por la simulación fueron más parecidas a las obtenidas experimentalmente.

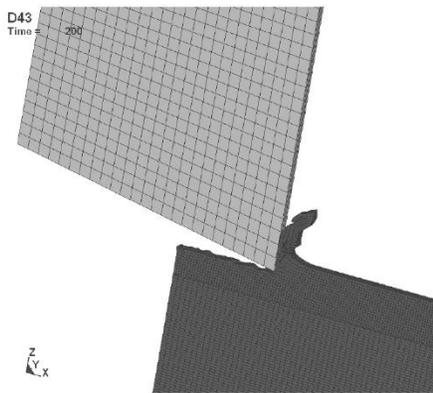


Figura 2.4 Simulación de un proceso de corte usando LS-DYNA® (Villumsen & Fauerholdt, 2008)

La Figura 2.5 muestra otro ejemplo del uso de la formulación Lagrangiana para modelar un proceso de corte con el propósito de desarrollar un nuevo modelo para la simulación de la fractura de viruta en el corte de metales, se muestra la distribución de temperaturas obtenida por la simulación, el error relativo entre la simulación FE y los resultados experimentales es de 4.6%, y por eso se obtuvieron resultados precisos del modelo.

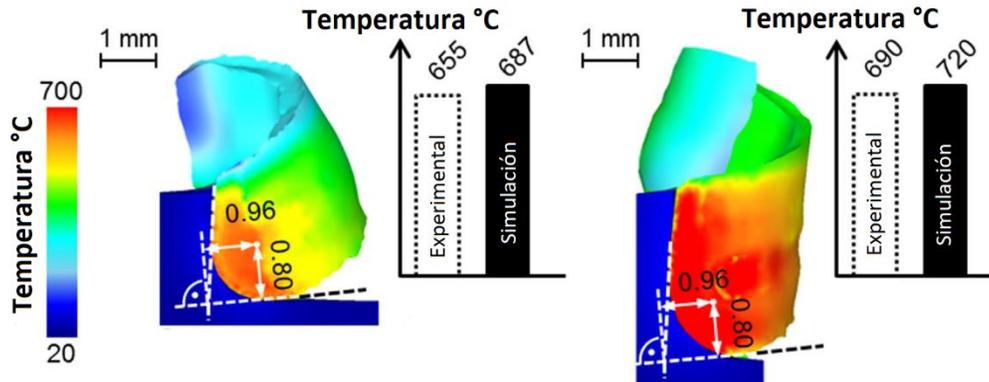


Figura 2.5 Temperaturas de una viruta obtenidas con un modelo FE (Buchkremer et al., 2016).

Para el modelo se tomaron en cuenta una herramienta de corte perfectamente afilada y rígida, y un ángulo de ataque en la herramienta de corte de -6° .

Los parámetros de corte utilizados fueron: Profundidad de corte de 1.9mm y de 3.0mm, un avance de 0.25mm y velocidad de corte de 200m/min.

El modelo constitutivo usado fue el modelo de Johnson-Cook. Los parámetros utilizados en el modelo para acero AISI 1045 fueron: $A=546$ MPa, $B=487$ MPa, $n=0.25$, $C=0.027$ $m=0.631$ y $\epsilon^*=0.001$.

El error promedio del componente de fuerza de corte obtenida por el modelo respecto a los datos experimentales es de 11 %, el componente de avance 24 % y el componente de empuje 10 %. La subestimación del componente de la fuerza de avance se atribuye en parte a que el modelo FE no consideró el desgaste de la herramienta lateral (Buchkremer et al., 2016).

La Figura 2.6 muestra la distribución de esfuerzos obtenida en un modelo tridimensional de un proceso de corte, en el que el remallado fue el principal reto.

Los parámetros de corte usados para este modelo fueron: Ángulo de ataque de 30° , ángulo de inclinación de 10° , radio del filo de 0.3mm, velocidad de corte de 2500mm/s, profundidad de corte de 1.25mm y coeficiente de fricción de 0.6.

Para el mallado de la pieza se tomaron 32,974 elementos tetraédricos y para la herramienta de corte 5,328 elementos tetraédricos, se utilizó la herramienta de malla adaptativa (Gang & Pan, 2005).

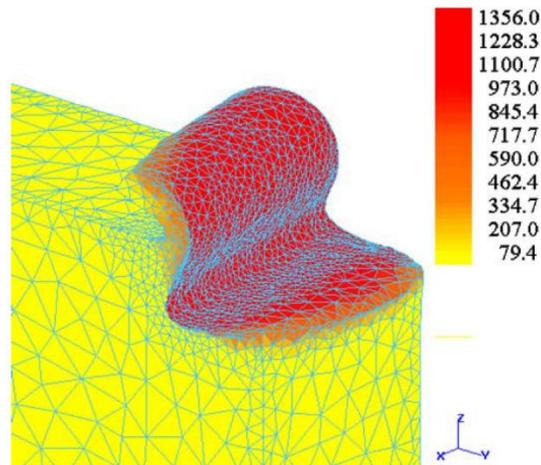


Figura 2.6 Distribución del esfuerzo equivalente (MPa) en la pieza de trabajo y en la viruta (Gang & Pan, 2005).

2.1.2 FORMULACIÓN EULERIANA

Algunos autores han utilizado formulaciones Eulerianas de elementos finitos para simular la formación continua de virutas en estado estacionario. Esta formulación evita el problema de la distorsión de la malla, pero necesita una forma de viruta predefinida para desarrollar la simulación numérica. Es muy difícil obtener una suposición adecuada de la forma de la viruta, ya que depende de muchos factores.

En la formulación Euleriana de elementos finitos, el material fluye a través de la malla fija, lo que tiene dos principales ventajas: No es necesario aplicar adaptaciones de malla y no es necesario incluir un criterio de falla.

La principal desventaja de las formulaciones Eulerianas es que no se adaptan fácilmente para modelar el flujo sin restricciones del material a medida que la viruta evoluciona durante el proceso.

La Figura 2.7 es un ejemplo de un proceso de corte simulado utilizando la formulación Euleriana.

Para la discretización geométrica se consideraron tres geometrías, la herramienta, la pieza de trabajo y una malla de aire; los parámetros de corte utilizados son, ángulo de ataque de -5° , ángulo de alivio de 8° , profundidad de corte de 0.25 mm y el radio del filo de la herramienta es de $75\mu\text{m}$.

Para establecer las condiciones de frontera se consideró que la herramienta se mantiene estacionaria, mientras la pieza de trabajo avanza a una velocidad de 600mm/s.

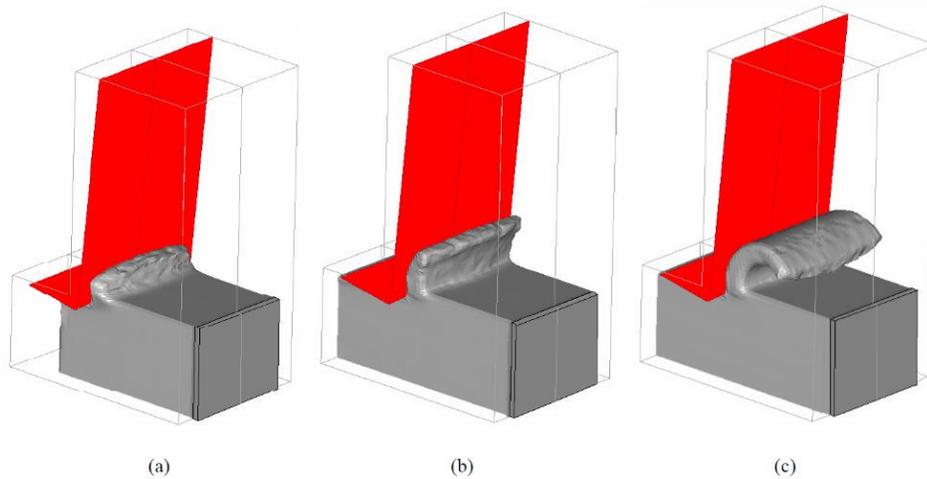


Figura 2.7 Formación de viruta en un proceso de corte modelado con la formulación Euleriana, para tiempos de: a) 0.0075 segundos, b) 0.01 segundos, c) 0.015 segundos (Raczy, 2006).

Para el material se utilizaron dos modelos constitutivos, el primero fue un modelo elastoplástico hidrodinámico y el segundo es el modelo de Johnson-Cook para el que se utilizaron los parámetros correspondientes a cobre (C11000): $A = 92.0$ MPa, $B = 292$ MPa, $n = 0.310$, $C = 0.025$, $m = 1.09$.

Los resultados obtenidos para este modelo fueron más parecidos a datos experimentales para el modelo hidrodinámico, replicando el espesor de viruta experimental con un error de 5%. La fuerza de corte obtenida numéricamente con el modelo hidrodinámico tuvo un error del 13% (Raczy, 2006).

La Figura 2.8 es otro ejemplo del uso de la formulación Euleriana para simular la formación de viruta en un proceso de corte de metal, el dominio fue discretizado con una malla de 200×200 elementos cuadrados uniformes. La pieza de trabajo se mantiene fija, mientras a la herramienta de corte se le asigna una velocidad de 100 m/s y otra de 10 m/s con el fin de comparar el comportamiento del modelo a baja y alta velocidad de corte.

Se utilizó el modelo constitutivo Johnson-Cook, con los parámetros correspondientes para acero AISI4340: $A = 792$ MPa, $B = 510$ MPa, $C = 0.014$, $n = 0.26$, $m = 1.03$, $T_m = 1793$ K, $T_0 = 300$ K.

Los parámetros de corte utilizados fueron: Profundidad de corte = 0.2mm, ángulo de ataque = -5° , ángulo de alivio = 5° .

La Figura 2.8 muestra la comparación entre los resultados obtenidos experimentalmente y la simulación del modelo, a una velocidad de corte de 100m/s (Figura 2.8a) se presentan virutas discontinuas, mientras que a una velocidad de corte de 10m/s (Figura 2.8b) se tienen virutas continuas (Benson & Okazawa, 2004).

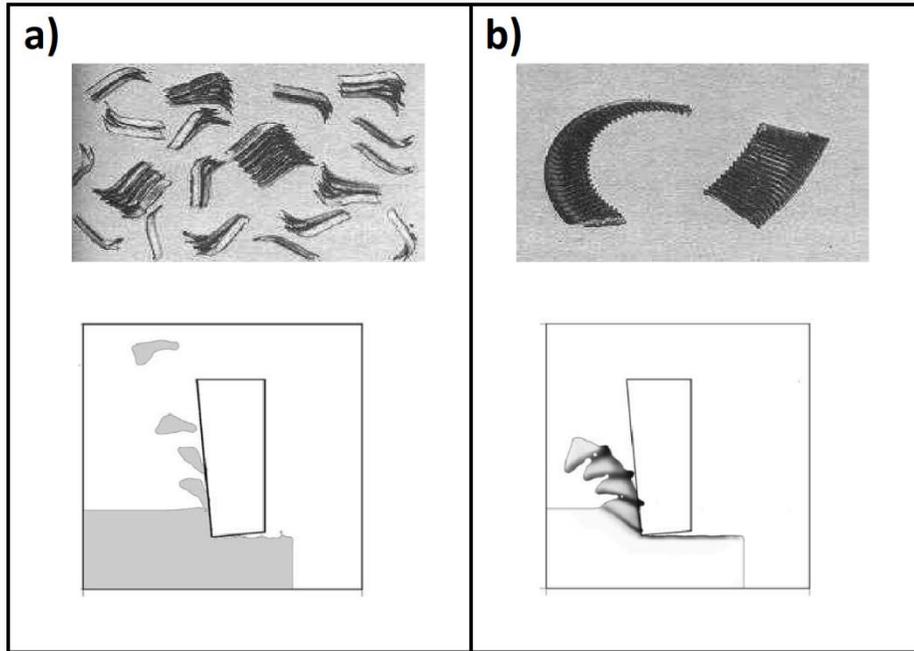


Figura 2.8 Comparación de la simulación de formación de viruta en un proceso de corte; a) velocidad de corte baja; b) velocidad de corte alta (Benson & Okazawa, 2004).

La Figura 2.9 muestra una malla bidimensional de un modelo de un proceso de corte con la formulación Euleriana, los parámetros de corte usados son: profundidad de corte de 0.762mm, ángulo de ataque de 5°, ángulo de alivio de 11°, avance de 0.165 mm/rev y velocidad de 1.6m/s, el material utilizado fue acero AISI 1020 (Strenkowski et al., 2002).

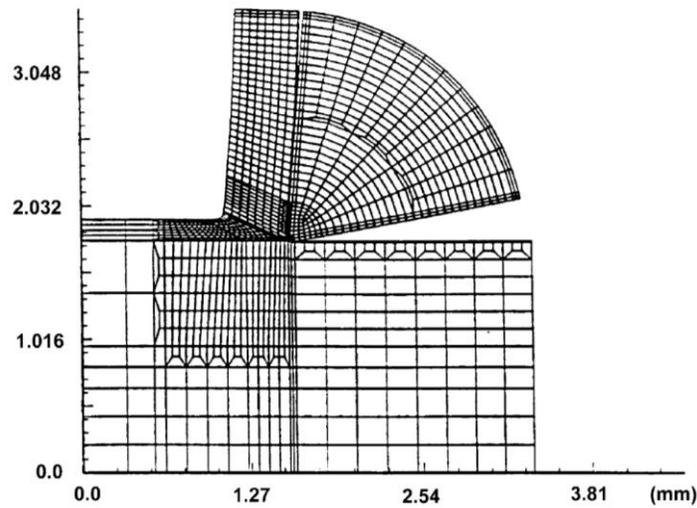


Figura 2.9 Malla bidimensional de elementos finitos en un proceso de corte (Strenkowski et al., 2002).

La Figura 2.10 muestra una comparación entre las fuerzas obtenidas por el modelo y las obtenidas experimentalmente, en ambos casos variando el radio del filo de la herramienta.

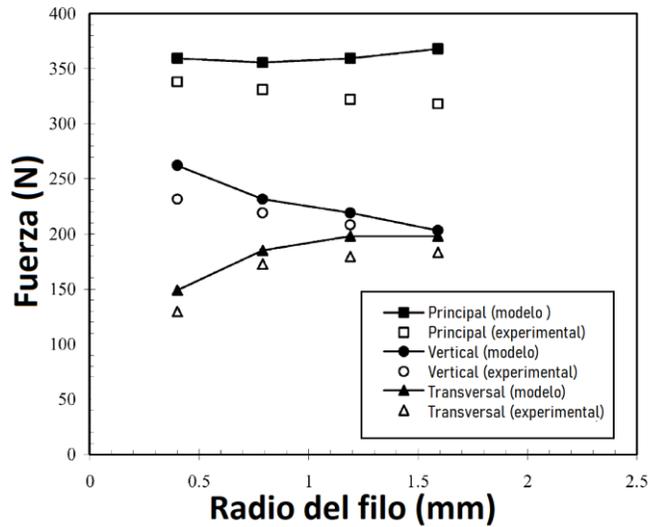


Figura 2.10 Comparación de las fuerzas en un proceso de corte (Strenkowski et al., 2002).

2.1.3 FORMULACIÓN LAGRANGIANA EULERIANA ARBITRARIA (ALE)

Para evitar las desventajas de las formulaciones Lagrangianas y Eulerianas de elementos finitos, se han investigado otras técnicas computacionales. Una de ellas es la formulación Lagrangiana Euleriana Arbitraria (ALE).

La formulación ALE combina las mejores características del análisis Lagrangiano puro (en el que la malla sigue al material) y el análisis Euleriano (en el que la malla es fija y el material fluye a través de ella).

En el marco ALE, el movimiento de la malla es independiente del movimiento del material, por lo que las mallas de elementos finitos de alta calidad se conservan durante la simulación numérica del proceso de maquinado. La formulación ALE no necesita un criterio para separar la viruta y la pieza de trabajo. En general es computacionalmente más económica que una formulación Lagrangiana, pero necesita una viruta preformada, lo que le impone algunas restricciones para predecir diferentes formas de viruta (dentado, discontinuo).

La formulación ALE se puede utilizar para simular la formación de virutas desde el estado incipiente hasta el estado estable, pero el problema es definir un esquema de movimiento de malla para preservar una malla de alta calidad durante la simulación.

La Figura 2.11 muestra cómo se crea un modelo a partir de la formulación ALE, donde la formación de viruta es simulada por medio de una malla adaptativa y se observa el flujo del plástico del material de trabajo en la vecindad del filo de la herramienta. Por lo tanto, no hay necesidad de un criterio de separación de viruta.

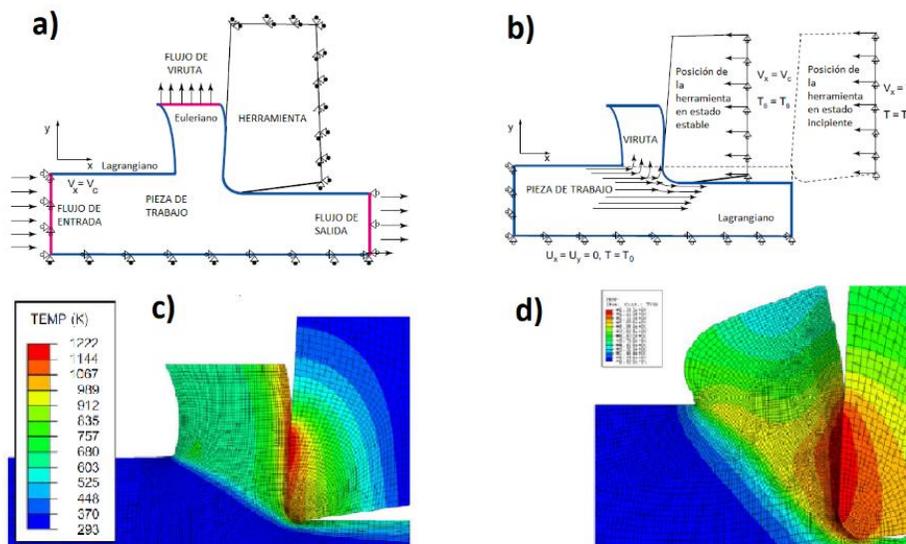


Figura 2.11 Modelos FEM con la formulación ALE; a) Condiciones de frontera Eulerianas y Lagrangianas; b) Condiciones de frontera Lagrangianas; c) y d) Temperaturas predichas respectivamente (Arrazola & Ozel, 2010).

La pieza de trabajo es modelada con condiciones de frontera Eulerianas para el flujo de entrada, el flujo de la viruta y el flujo de salida, y con condiciones Lagrangianas para la superficie superior e inferior de la pieza (Figura 2.11 a). Este modelo requiere una geometría de viruta predefinida lo cual representa el principal inconveniente.

También se definió un modelo con condiciones de frontera Lagrangianas y condiciones cinemáticas de contacto (Figura 2.11 b).

Se utilizó el modelo constitutivo de Johnson-Cook para el cual se usaron los siguientes parámetros de material correspondientes a acero AISI 4340: $A = 792$ MPa, $B = 510$ MPa, $n = 0.26$, $C = 0.014$, $m = 1.03$.

También se usaron las siguientes condiciones de contacto: Conductividad térmica $= 1 \times 10^8$ [W m⁻² K⁻¹], coeficiente de fricción = 0.5.

Las condiciones de corte para el modelo son: Velocidad de corte = 300 m/min, profundidad de corte = 1mm, redondeo del filo = 40µm, ángulo de ataque = 3° y ángulo de alivio = 8° (Arrazola & Ozel, 2010).

El modelo de condiciones Eulerianas obtuvo fuerzas con 3% de error respecto a los datos experimentales y el modelo con condiciones Lagrangianas dio resultados sin error respecto a los valores experimentales.

La Figura 2.12 es otro ejemplo del uso de la formulación ALE donde se utilizó el modelo constitutivo de Johnson-Cook para el cual se usaron los siguientes parámetros de material correspondientes a acero AISI 1045: $A = 546$ MPa, $B = 487$ MPa, $n = 0.25$, $C = 0.027$, $m = 0.631$.

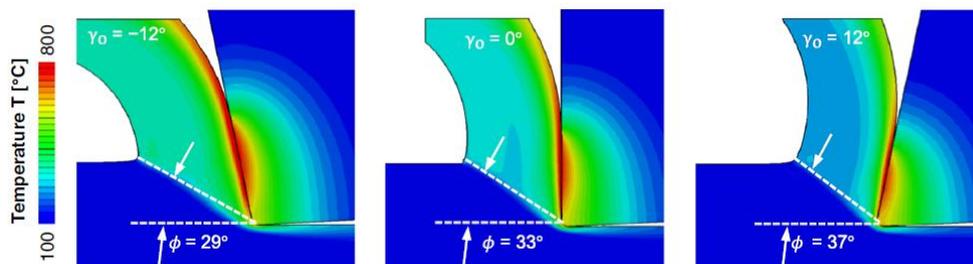


Figura 2.12 Efecto del ángulo de ataque en el ángulo de corte y en el campo de temperatura (Puls et al., 2016).

También se usaron las siguientes condiciones de contacto: Conductividad térmica $= 10000$ [kW m⁻² K⁻¹], coeficiente de fricción = 0.577.

Las condiciones de corte para el modelo son: Velocidad de corte = 100-150 m/min, profundidad de corte = 1mm, redondeo del filo = 30µm, ángulo de ataque = 12° (Puls et al., 2016).

La Figura 2.13 muestra los resultados obtenidos por el modelo mostrado en la Figura 2.12, se observa una buena aproximación a los resultados obtenidos experimentalmente con porcentajes de error menores a 8%.

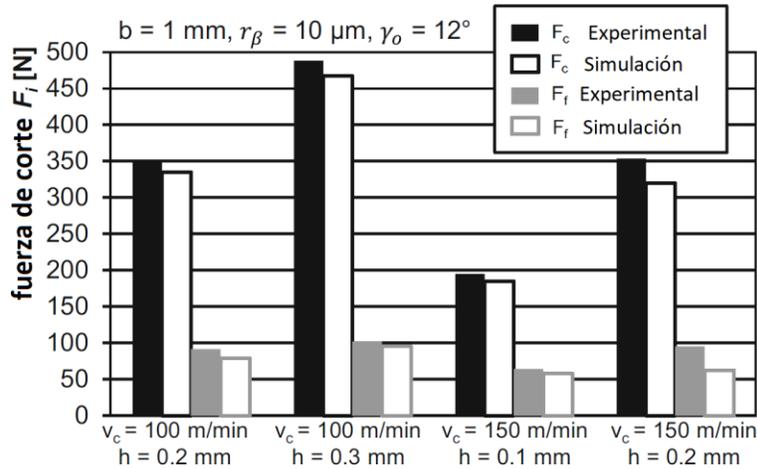


Figura 2.13 Comparación entre resultados de la simulación con las fuerzas obtenidas experimentalmente (Puls et al., 2016).

La Figura 2.14 muestra la formación de viruta en un modelo ALE en el que se utilizó nuevamente el modelo constitutivo de Johnson-Cook con los siguientes parámetros de material, correspondientes al acero 42CrMo4: $A = 595 \text{ MPa}$, $B = 580 \text{ MPa}$, $C = 0.023$, $n = 0.133$, $m = 1.03$, $T_m = 1793 \text{ K}$, $T_0 = 300 \text{ K}$.

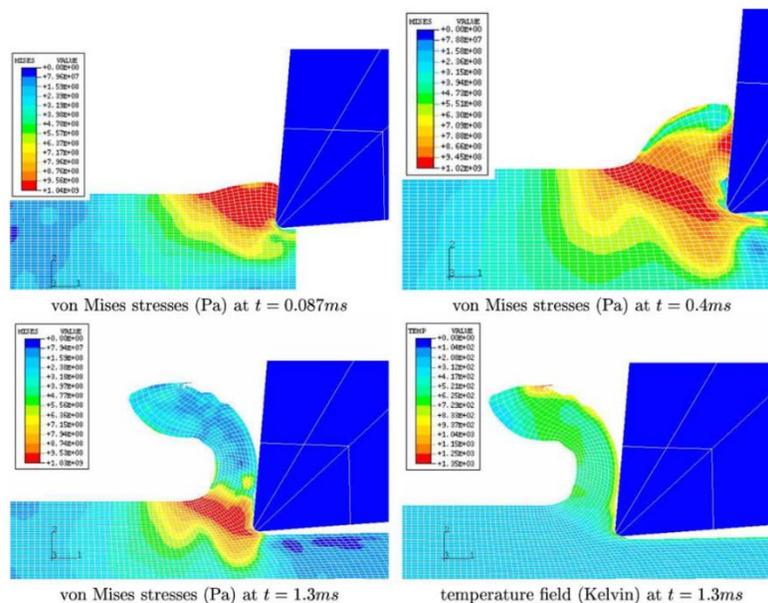


Figura 2.14 Proceso de formación de viruta en distintos instantes (Pantalé et al., 2004).

Para las condiciones de contacto entre la herramienta y la pieza de trabajo se usó una ley de fricción de Coulomb con un coeficiente de fricción de 0.32.

Los parámetros de corte utilizados para esta operación fueron: Velocidad de corte= 4 m/s, profundidad de corte= 0.5 mm, espesor de corte = 2 mm, ángulo de ataque = 5.7°, radio del filo de la herramienta = 0.1 mm.

La comparación entre los resultados obtenidos por la simulación y los datos experimentales dieron como resultado 3.2% de error en la fuerza de corte (Pantalé et al., 2004).

CAPÍTULO 3 MODELADO DE UN PROCESO DE CORTE ORTOGONAL CON LA FORMULACIÓN CEL.

En el capítulo anterior se presentaron distintas formulaciones utilizadas en el modelado de procesos de corte mediante Elementos Finitos. Tomando en cuenta las capacidades de la formulación CEL para modelar fenómenos que implican grandes deformaciones, donde se establece un dominio Euleriano en el que la malla se mantiene sin cambios durante todo el proceso y se asignan los elementos iniciales que contienen material. En cada paso, debido a la deformación del material, la posición de este cambia, por lo que se vuelve a definir qué elementos del dominio contienen material, y a diferencia de la formulación ALE no se requiere el uso de una malla adaptativa.

En este trabajo se propone el uso de la formulación Lagrangiana Euleriana Acoplada (Coupling Eulerian Lagrangian, CEL) para modelar el proceso de corte ortogonal.

El modelo realizado a continuación replica las condiciones de los experimentos realizados por Artozoul (Artozoul et al., 2014) con el fin de tener un punto de referencia y validar el modelo, una vez validado el modelo propuesto, se crearon cuatro modelos más en los que se variaron algunos parámetros de corte, para observar sus efectos en el proceso de corte.

3.1 GEOMETRÍAS DE LA PIEZA DE TRABAJO Y LA HERRAMIENTA DE CORTE

Para modelar la pieza de trabajo fue necesaria la creación de 2 geometrías, la primera fue el dominio euleriano y la segunda fue una geometría de referencia que ayudó a asignar la fracción de volumen que tendría material y la que estaría vacía.

Para el dominio se utilizó un sólido 3D euleriano, con un espesor de 2 mm una base de 6 mm y una altura de 3 mm para la geometría mostrada en la Figura 3.1.

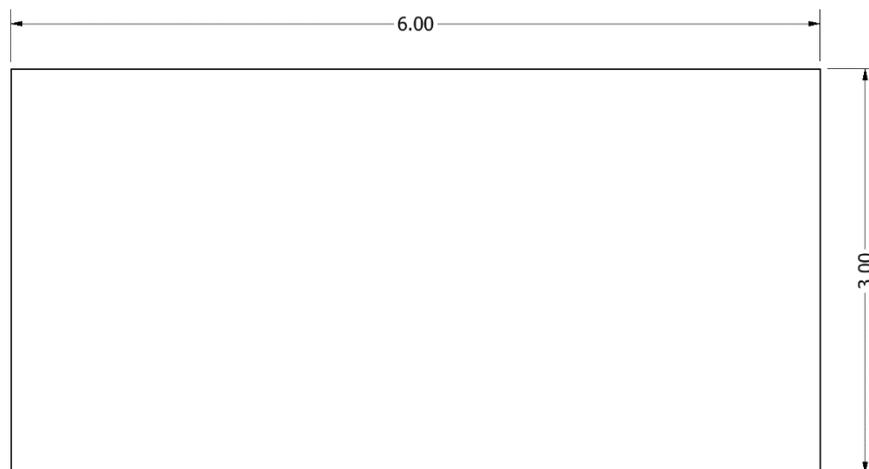


Figura 3.1 Geometría del dominio euleriano en milímetros

La geometría de referencia se trabajó como un sólido 3D deformable con el mismo espesor que el dominio y las dimensiones mostradas en la Figura 3.2.

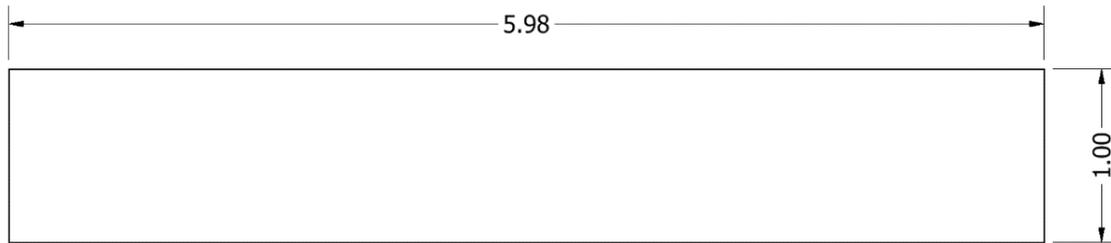


Figura 3.2 Geometría de referencia para el material de la pieza de trabajo en milímetros

La herramienta de corte se modeló como un sólido 3D rígido, ya que la deformación de esta no es de interés para este trabajo con un espesor de 2mm y las dimensiones mostradas en la Figura 3.3, las dimensiones de la herramienta son las dimensiones del inserto utilizado en el experimento tomado como referencia (Artozoul et al., 2014).

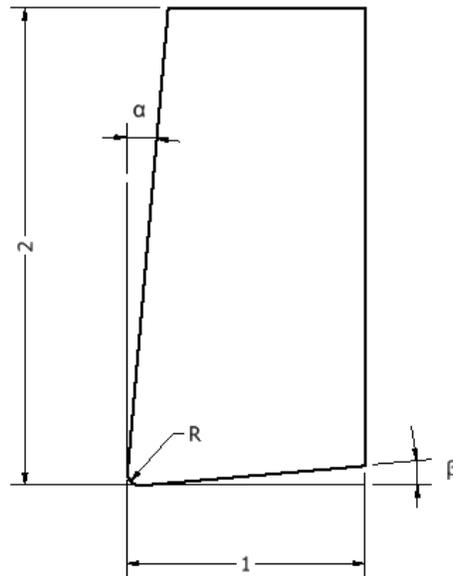


Figura 3.3 Geometría de la herramienta de corte en milímetros; (α) Ángulo de ataque; (β) Ángulo de alivio; (R) Radio del filo de la herramienta

La Tabla 3.1 contiene los valores de los parámetros α , β y R, asignados a los 5 modelos realizados.

Tabla 3.1 Variación de parámetros de corte

Modelo	α	β	R
1	5°	5°	0.05 mm
2	10°	0°	0.05 mm
3	0°	10°	0.05 mm
4	5°	5°	0.4 mm
5	5°	5°	sin

El modelo se ensambla ajustando la profundidad de corte como se muestra en la Figura 3.4, donde en color rojo se muestra el dominio euleriano, al cual se hace coincidir la pieza de referencia mostrada en color azul en la base y en el borde izquierdo, en color verde se muestra la herramienta de corte en la posición inicial, ajustada con una profundidad de corte de 20 mm.

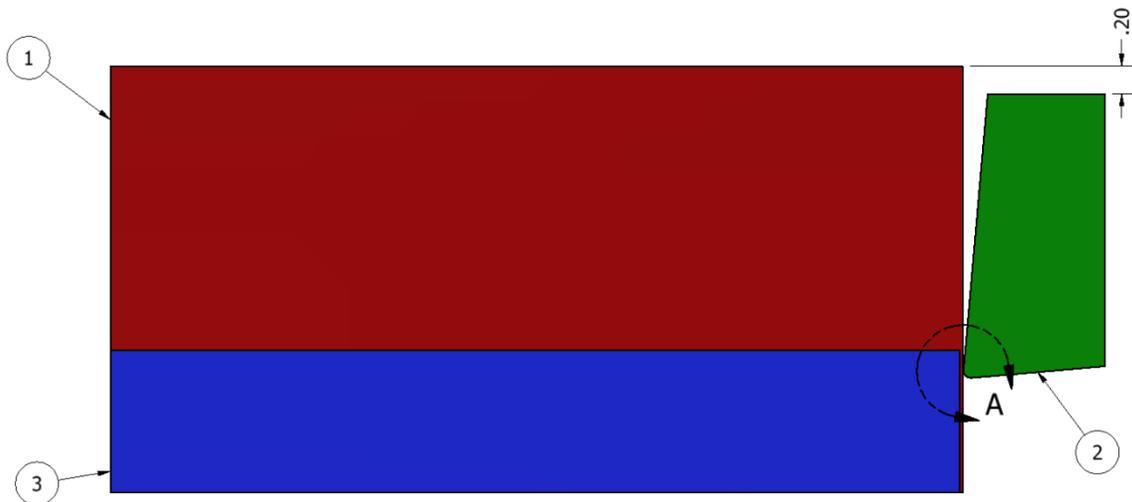
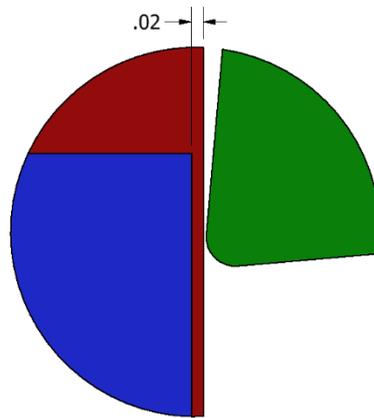


Figura 3.4 Ensamble del modelo de corte con profundidad de corte de 0.30 milímetros. 1) Dominio euleriano; 2) Herramienta de corte; 3) Pieza de referencia.

La Figura 3.5 muestra una vista a detalle de la superficie de contacto de la herramienta con el dominio euleriano, donde existe un espacio de 0.2 milímetros de espacio sin material.



DETALLE A

Figura 3.5 Vista a detalle del ensamble del modelo

3.2 PROPIEDADES DEL MATERIAL

Para modelar el comportamiento termoplástico del material se utilizó el modelo constitutivo de Johnson-Cook, usado cuando la deformación varía en un amplio rango y considerando un incremento de la temperatura del material de manera adiabática incrementa debido a la deformación plástica provocando un ablandamiento en el material.

El modelo de Johnson-Cook expresa el esfuerzo de fluencia con la siguiente ecuación:

$$\sigma_y = (A + B\bar{\epsilon}^p)(1 + c \ln \epsilon^*)(1 - T^{*m}) \quad (3.1)$$

$$\epsilon^* = \frac{\dot{\epsilon}^p}{\dot{\epsilon}_0} \quad (3.2)$$

$$T^* = \frac{T - T_r}{T_m - T_r} \quad (3.3)$$

Donde:

A, B, C, n, m son constantes del material, $\bar{\epsilon}^p$ es la deformación plástica eficaz o efectiva ϵ^* es la deformación efectiva evaluada para $\dot{\epsilon}_0 = 1 \text{ s}^{-1}$, T es la temperatura absoluta, T_r es la temperatura ambiente y T_m es la temperatura de fusión del material.

La Tabla 3.2 muestra los parámetros correspondientes a acero 1045 que serán empleadas en el modelo para la pieza de trabajo.

Tabla 3.2 Parámetros para el modelo de endurecimiento de Johnson-Cook (Johnson & Holmquist, 1989)

Parámetro	Valor	Unidades
A	553	MPa
B	600	MPa
n	0.234	
C	0.0134	
m	1.0	
$\dot{\epsilon}_0$	0.001	seg ⁻¹
D ₁	0.05	
D ₂	4.42	
D ₃	-2.73	
D ₄	0.0018	
D ₅	0.55	

La Tabla 3.3 muestra las propiedades físicas del acero 1045.

Tabla 3.3 Propiedades físicas del acero 1045 (ggd metals, 2022)

Propiedad	Valor	Unidades
Módulo de elasticidad	200	[GPa]
Temperatura de fusión	1460	[°C]
Densidad	7800	[kg/m ³]
Coefficiente de Poisson	0.3	
Calor específico	474	[J/kg°C]
Conductividad térmica	55	[W/m°C]

La Tabla 3.4 muestra las propiedades físicas empleadas para la herramienta de corte, ya que, si bien la deformación de esta no es de interés para este trabajo, si lo es la distribución de temperatura en la superficie de la herramienta.

Tabla 3.4 Propiedades de la herramienta (Artozoul et al., 2014).

Propiedad	Valor	Unidades
Densidad	11100	[kg/m ³]
Conductividad térmica	37.7	[W/m°C]
Calor específico	276	[J/kg°C]

3.3 DESCRIPCIÓN DEL TIPO DE ANÁLISIS Y SU DURACIÓN

Se utilizó un paso dinámico de temperatura-desplazamiento explícito, ya que es más adecuado para problemas dinámicos no lineales, la duración del análisis es de 0.001s debido a que la distancia de corte es de 6mm a una velocidad de 2.5 m/s (Artozoul et al., 2014).

3.4 INTERACCIÓN

Se creó una interacción de contacto general. Para modelar la fricción entre la herramienta y el material se utilizó un coeficiente de fricción de 0.76 (Artozoul et al., 2014).

Para modelar el comportamiento normal del contacto entre superficies se utilizó la propiedad "Hard contact", donde se minimiza la penetración entre superficies, con el fin de establecer una relación entre la presión y el contacto, si no hay presión no hay contacto.

Para modelar la generación de calor debido a la fricción se utilizó la propiedad “Heat Generation” con la que toda la energía generada por la fricción se convierte en calor, del cual el 50% se distribuye a la herramienta de corte y el otro 50% al material de trabajo.

3.5 CONDICIONES DE FRONTERA

La Figura 3.6 muestra las condiciones de frontera del modelo.

Las condiciones de frontera de la herramienta, definidas en el nodo de referencia son:

- Restricción de todos los grados de libertad excepto en el eje X.
- Velocidad de -2.5m/s en el eje X.
- Restricción de cuerpo rígido.
- Temperatura inicial de 20°C

Las condiciones de frontera del dominio euleriano son:

- Restricción de los grados de libertad de la base
- Restricción del desplazamiento de material fuera de todas las paredes excepto la cara de contacto con la herramienta
- Asignación de material, la zona azul es la que contiene material y la roja la zona vacía.
- Temperatura inicial de 20°C

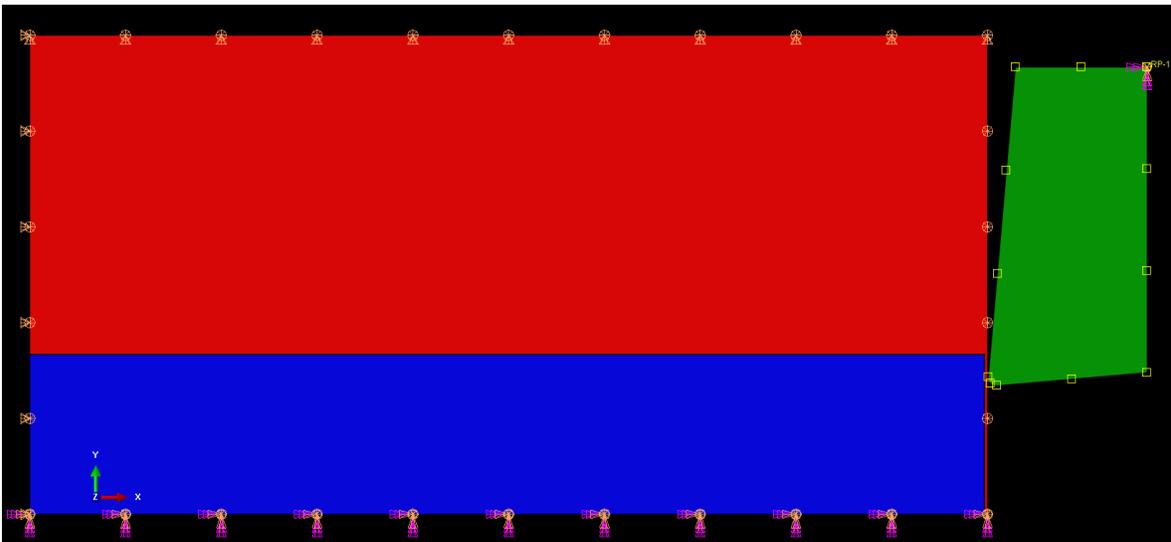


Figura 3.6 Condiciones de frontera del modelo

3.6 MALLA

Para el mallado del Dominio se utilizó una malla con 5000 elementos hexaédricos, eulerianos de 8 nodos térmicamente acoplados.

Para el mallado de la herramienta de corte se utilizó una malla con 632 elementos hexaédricos explícitos lineales de 8 nodos térmicamente acoplados.

La Figura 3.7 muestra el mallado del modelo.

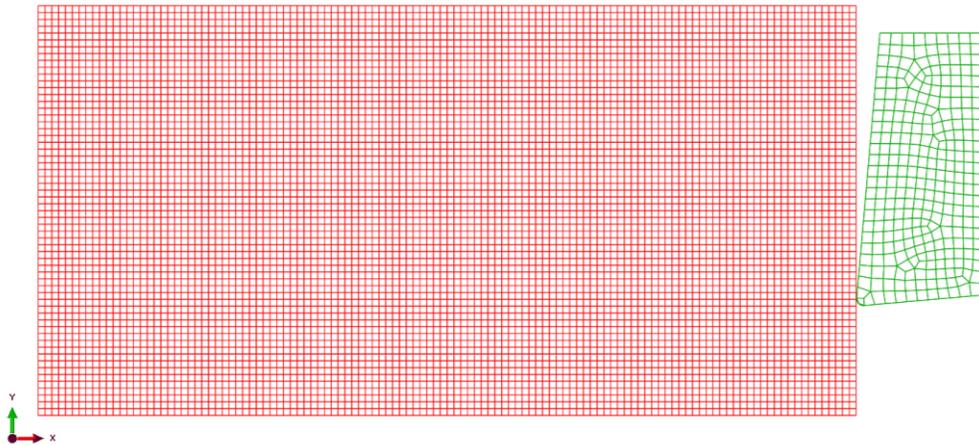


Figura 3.7 Mallado del modelo

CAPÍTULO 4 ANÁLISIS DE RESULTADOS

Con el fin de validar el modelo propuesto en este trabajo, los resultados obtenidos fueron comparados con resultados experimentales y teóricos de un proceso de corte llevado a cabo por Artozoul et. al en 2014, en el cual se obtuvieron algunos resultados como la fuerza de corte, ángulo de corte y distribución de temperatura.

La Figura 4.1 muestra los valores para el esfuerzo de von Mises o eficaz resultado de la simulación del modelo 1, en el cual se observa un ángulo de corte (ϕ) de aproximadamente 40° mientras que el valor experimental es de 42° y el teórico de 35° (Artozoul et al., 2014). Se observan también los valores máximos de esfuerzo alrededor de 1.19 GPa en la zona primaria de deformación para el modelo 1.

Por otro lado, la longitud de contacto entre la herramienta y la viruta (l_c), fue de 0.58 mm mientras que el resultado experimental es de 0.8 mm y la teórica de 0.7 mm.

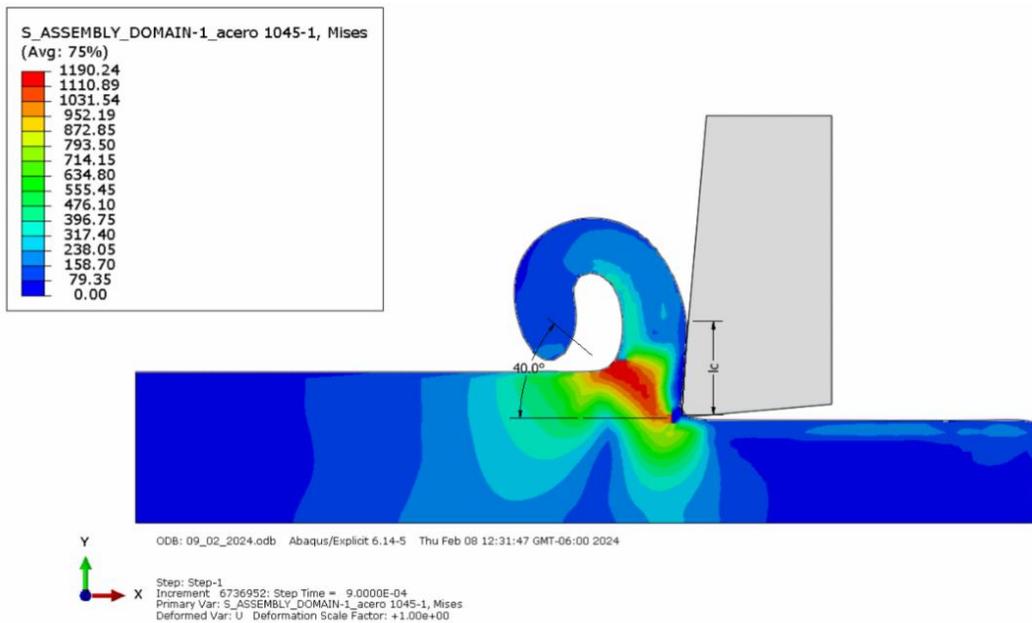


Figura 4.1 Esfuerzos de von Mises del modelo 1 [MPa]

La Figura 4.2 muestra una comparación de la temperatura de la herramienta medida experimentalmente mediante una termografía infrarroja y la obtenida por la simulación del modelo 1. En el modelo propuesto se observa una temperatura máxima de 427°C , la cual es baja comparada con la temperatura máxima experimental, la cual es de 815°C , esto debido a que el tiempo de simulación es menor al tiempo y longitud en el que se realizaron las mediciones experimentales, lo que provoca también que el área que abarca el gradiente de temperatura sea menor.

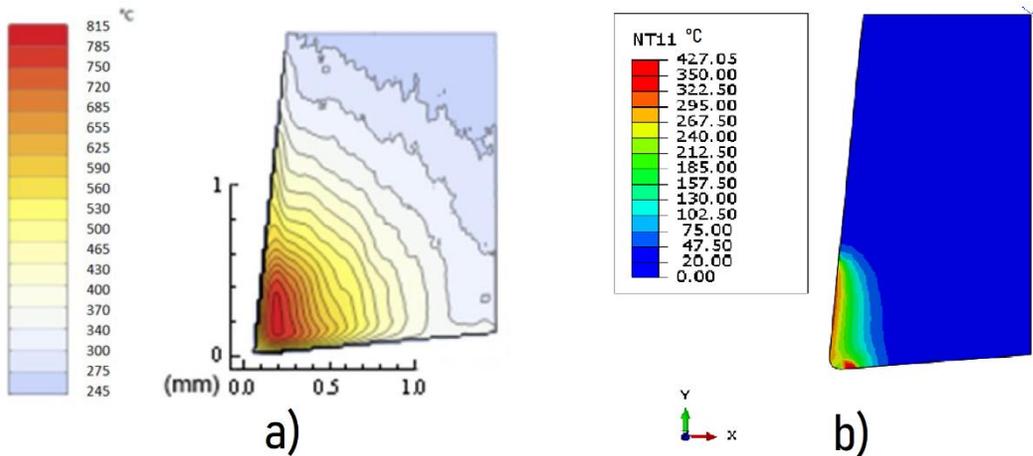


Figura 4.2 Campos de temperatura en la herramienta; a) Termografía infrarroja (Artozoul et al., 2014); b) Análisis CEL del modelo 1

La Figura 4.3 muestra una gráfica del incremento de la temperatura experimental contra la longitud de corte, en la cual, para la medición de temperatura se eligió arbitrariamente un punto a 0.6 mm desde el filo de la herramienta (Artozoul et al., 2014); se observa un incremento lineal en la temperatura hasta aproximadamente los 50 mm de corte. Por su parte, en la Figura 4.4 se muestra una gráfica de la temperatura que resulta de la simulación contra la longitud de corte; en el que se considera 2.5 mm de longitud de corte. Se notan diferencias entre ambas gráficas, debido a que es difícil determinar la zona exacta en la que se tomaron las mediciones para la primera gráfica; sin embargo, las gráficas ayudan a observar el comportamiento de los valores de temperatura.

Pese a obtener resultados de temperatura inferiores, se puede observar la zona en la que se genera calor debido a la deformación del material y en la cara de la herramienta en contacto con la viruta debido a la fricción.

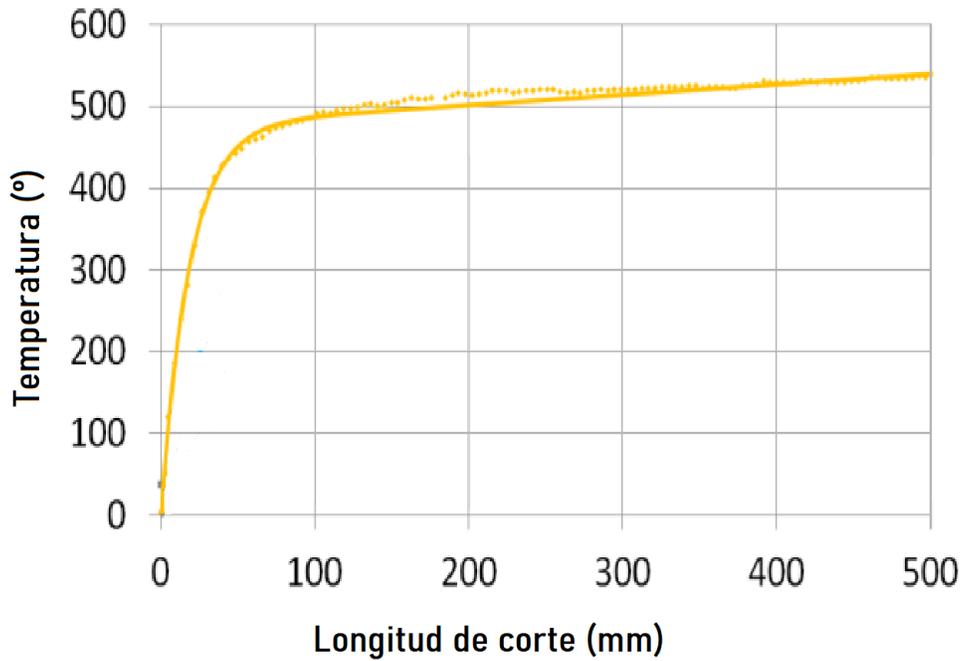


Figura 4.3 Evolución de la temperatura con la longitud de corte (Artozoul et. al., 2014)

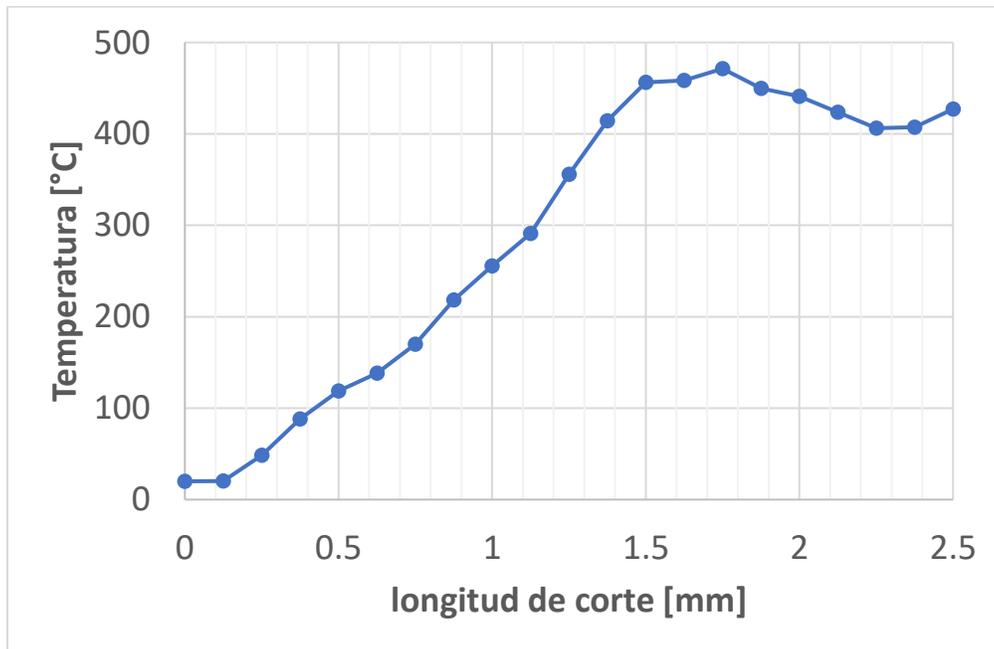


Figura 4.4 Evolución de la temperatura con la longitud de corte para el modelo 1

La Figura 4.5 muestra una gráfica de las fuerzas de corte del modelo 1, donde se utilizaron los datos a partir de 0.0002 segundo para obtener la fuerza de corte promedio de la simulación. La fuerza de corte (F_c) promedio fue de 1152.4 N y tiene un error relativo del 4.76% respecto al valor experimental, mientras que la fuerza de empuje (F_t) promedio es de 307.2 N y un error relativo de 38.5% respecto al valor original; Con lo anterior se puede concluir que la fuerza de corte obtenida por el modelo1 es muy parecida a la fuerza de corte experimental, y que la fuerza de empuje promedio del modelo 1 es menor al valor experimental.

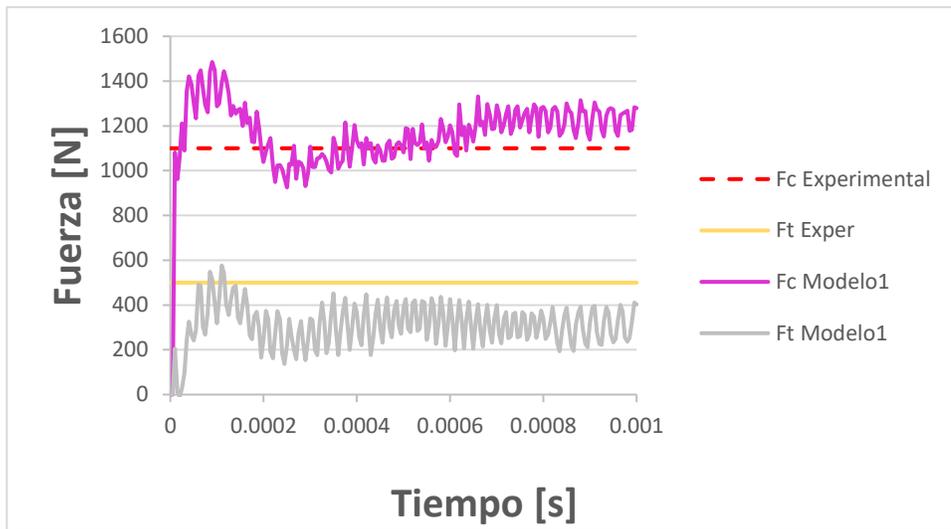


Figura 4.5 Grafica de las fuerzas de corte del modelo 1

Una vez verificado el comportamiento del modelo 1 comparado con el modelo experimental, se crearon otros 2 modelos con el fin de observar cómo cambian los resultados si se tiene un valor de ángulo de ataque (α) diferente.

La Figura 4.6 muestra una comparación entre los esfuerzos de von Mises obtenidos para los modelos realizados, el modelo 2 se realizó con un ángulo de ataque de 10° y presenta un valor de esfuerzo máximo de 1.2 GPa mientras que para el modelo 3, llevado a cabo con un ángulo de ataque de 0° , se obtiene un valor de 1.18 GPa. Comparando los valores de esfuerzo máximo del modelo 1, modelo 2 y modelo 3 se observa una diferencia menor al 1%.

Además, el ángulo de corte es de aproximadamente 40° en los tres modelos, dicho ángulo resulta complicado medir de manera precisa, por lo que no se puede determinar una diferencia clara entre los modelos propuestos. Por otro lado, se tiene una variación en la longitud de contacto entre la viruta y la herramienta. Para el modelo 1 hay un valor de 0.58 mm, para el modelo 2 de 0.46 mm y 0.65 mm para el modelo 3.

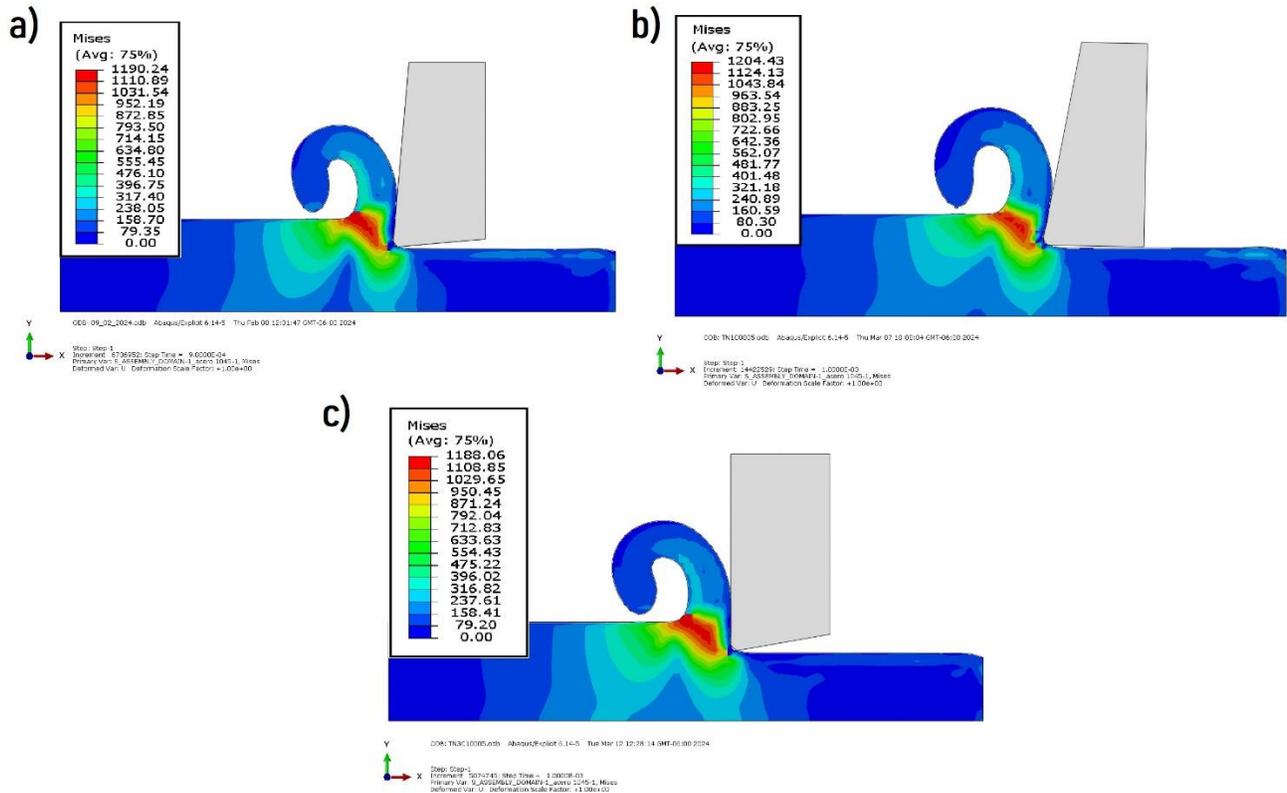


Figura 4.6 Esfuerzos de von Mises; a) Modelo 1; b) Modelo 2; c) Modelo 3

La Figura 4.7 muestra una comparación entre los campos de temperaturas obtenidos para los tres modelos en un tiempo de 0.004 segundos, teniendo una temperatura máxima de 295°C para el modelo 1, 291°C para el modelo 2 y 315°C para el modelo 3. Se puede observar una temperatura mayor en el modelo 3, la cual puede estar relacionada con tener una superficie de contacto mayor entre la viruta y la herramienta, aumentando el calor generado por la fricción en esta zona.

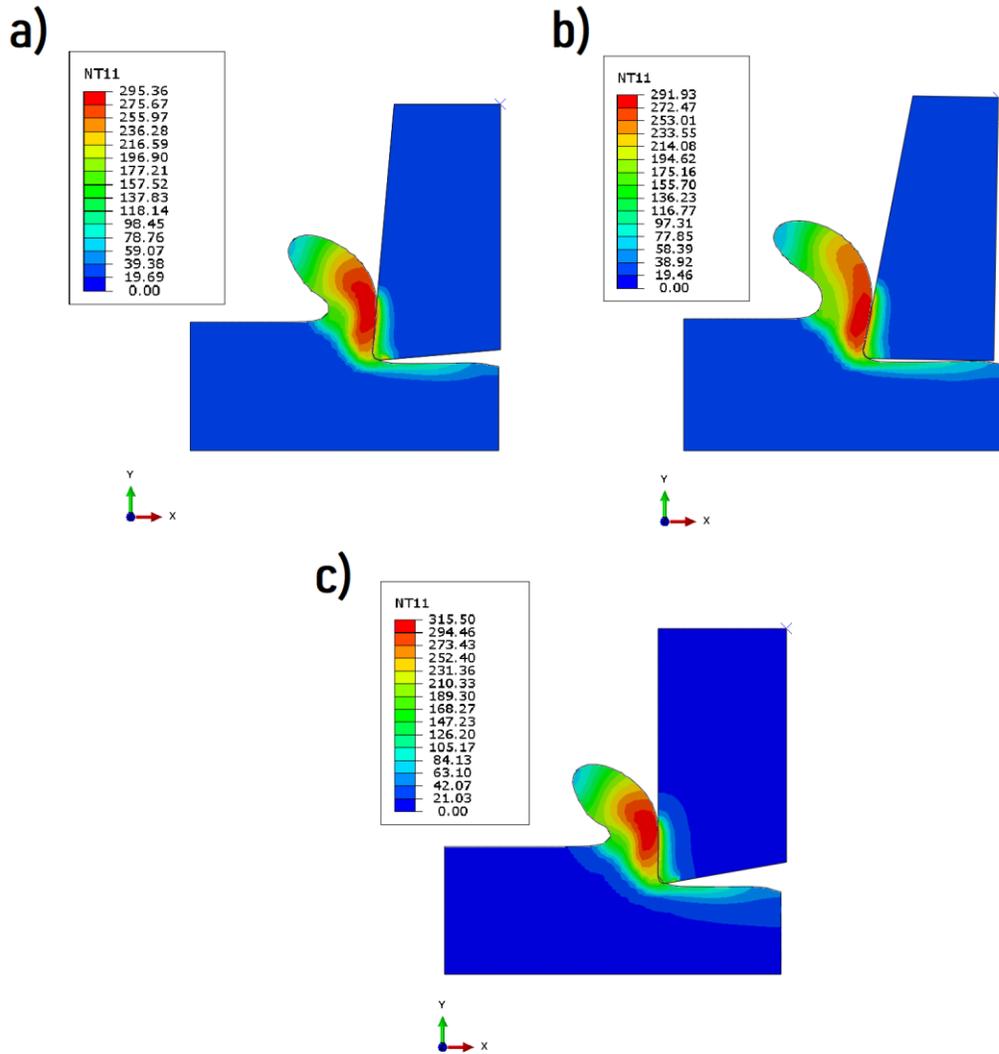


Figura 4.7 Campo de temperaturas durante el proceso de corte en 0.004s; a) Modelo 1; b) Modelo 2; c) Modelo 3

La Figura 4.8 muestra una gráfica de la fuerza de corte obtenida de los modelos 1, 2 y 3, donde se observa que la fuerza promedio de corte del modelo 2 es de 989 N siendo un 14 % inferior a la fuerza de corte del modelo 1, mientras que la fuerza de corte promedio del modelo 3 es de 1241 N siendo un 7.7 % superior a la fuerza de corte del modelo 1. Por lo anterior, se concluye que mientras mayor sea el ángulo de ataque, la fuerza de corte será menor, lo que es congruente ya que un ángulo de ataque positivo produce un área de cizallamiento menor (con menor esfuerzo de corte) que un ángulo de ataque negativo (Kalpakjian, 2008).

Por otro lado, la fuerza de empuje promedio del modelo 2 es de 136.1 N siendo un 55 % inferior a la fuerza de empuje del modelo 1, mientras que la fuerza de empuje promedio del modelo 3 es de 301.4 N siendo un 1.8 % superior a la fuerza de empuje del modelo 1.

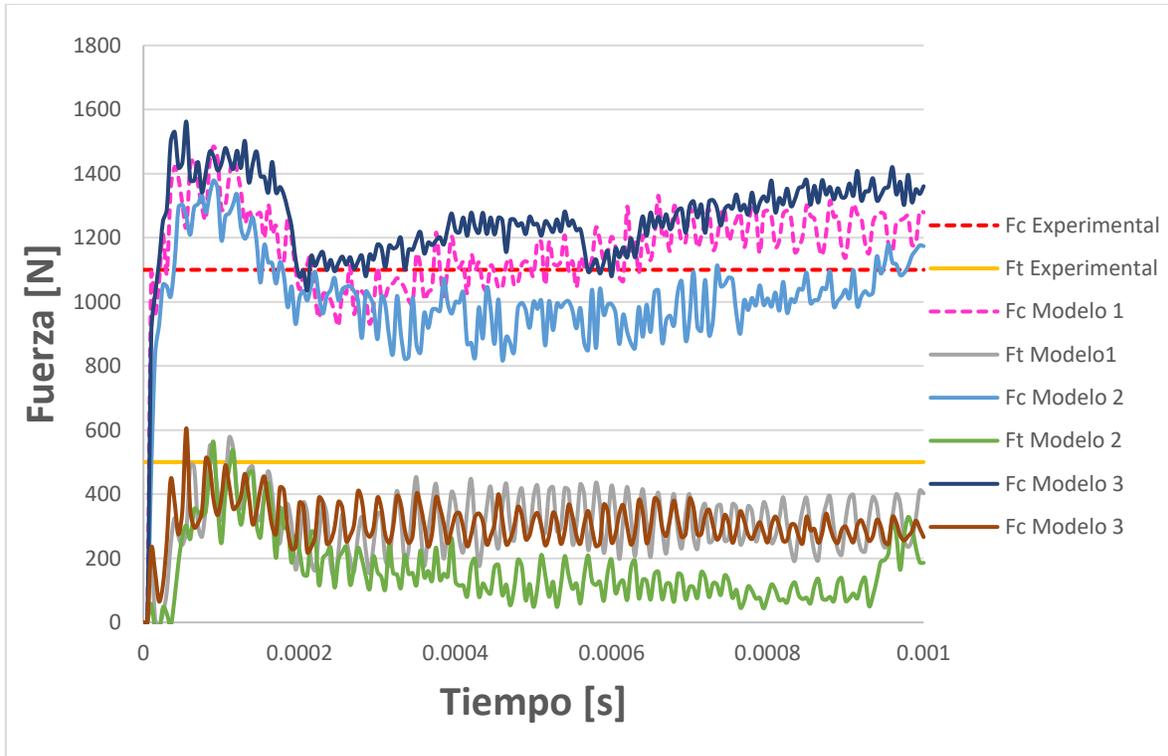


Figura 4.8 Grafica de Fuerzas de corte

Después de analizar el comportamiento del modelo al variar el parámetro de ángulo de corte, se crearon 2 modelos más con el fin de observar cómo se modifican los resultados al variar el valor de radio del filo de la herramienta comparados con los resultados del modelo 1.

La Figura 4.9 muestra una comparación entre los esfuerzos eficaces, siendo que el modelo 4 se llevó a cabo con un radio para el filo de 0.5 mm y presenta un valor de esfuerzo máximo de 1.18 GPa mientras que para el modelo 5, con un filo sin redondeo, se determinó un valor de 1.22 GPa. Comparando los valores de esfuerzo máximo del modelo 1, modelo 4 y modelo 5 se tiene que la diferencia tampoco es muy significativa siendo de 0.8% y 2.5% respectivamente respecto al modelo 1.

El ángulo de corte resultante es de 40° en los modelos 1 y 5, ya que la profundidad de corte se mantuvo constante, sin embargo, para el modelo 4 el ángulo de corte es de 30°, esto debido a que la herramienta tiene menos filo y el material no se remueve por completo, por lo que se observa también una viruta más delgada.

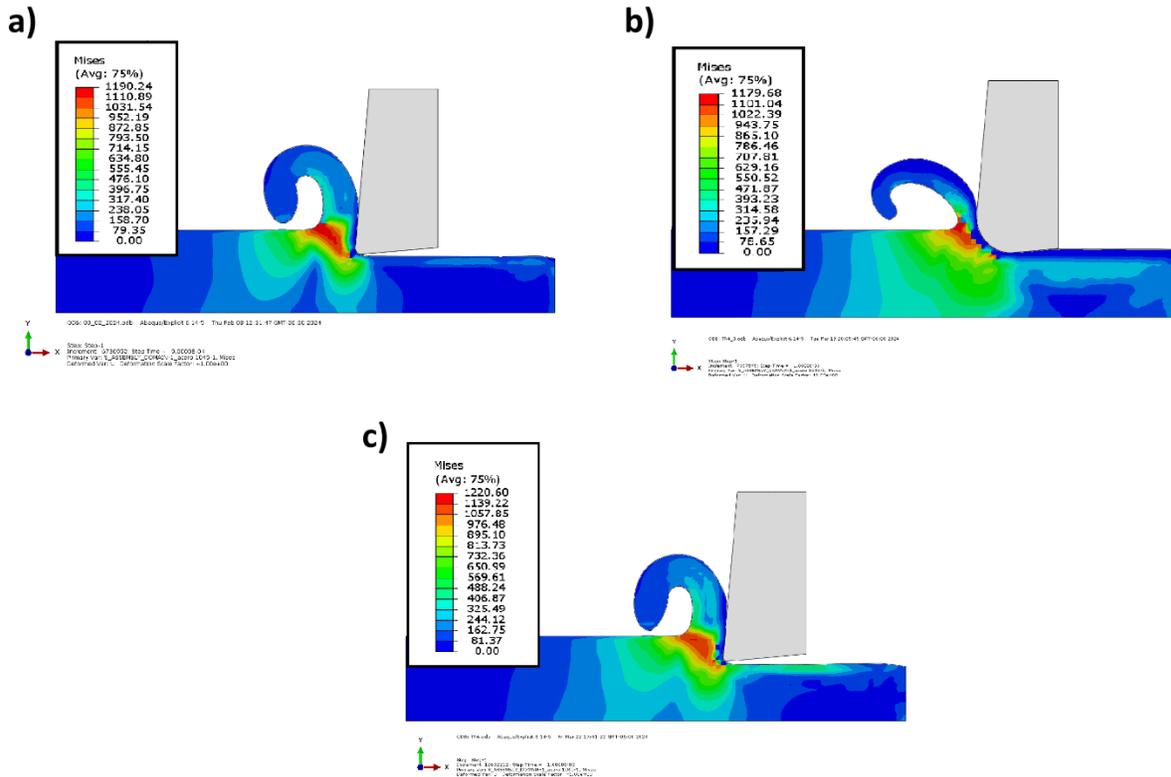


Figura 4.9 Esfuerzos de Von Mises; a) Modelo 1; b) Modelo 4; c) Modelo 5

La Figura 4.10 muestra una comparación entre los campos de temperaturas obtenidos para los tres modelos, teniendo una temperatura máxima de 295° para el modelo 1, 291°C para el modelo 4 y 295°C para el modelo 5. Pese a ser muy parecidos los valores de temperatura máxima se tiene que la distribución de temperatura sobre la herramienta del modelo 4 es distinta, teniendo generación de calor en la parte inferior de la misma debido al filo de la herramienta.

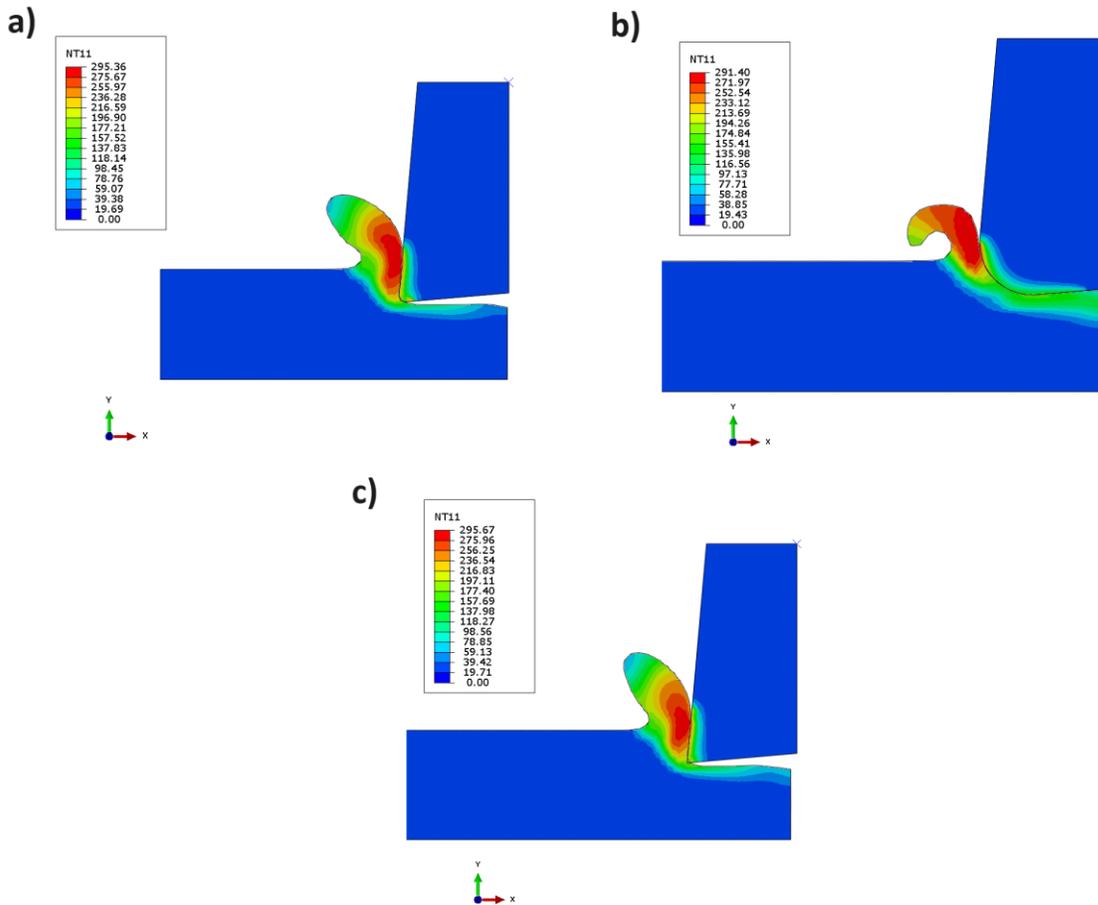


Figura 4.10 Campo de temperaturas durante el proceso de corte; a) Modelo 1; b) Modelo 4; c) Modelo 5

La Figura 4.11 muestra la comparación de las fuerzas de los modelos 1, 4 y 5, en la cual se tiene una diferencia no muy significativa de 6.18 % entre el modelo 1 y el modelo 5 para la fuerza de corte y de 3.5 % para la fuerza de empuje, mientras que para el modelo 4 se presentan fuerzas de empuje muy elevadas en dirección al eje Y, esto debido a que al tener un radio de filo mayor la superficie de contacto es mayor, aumentando la fricción. Por lo que se puede concluir que el radio de filo de la herramienta es un parámetro importante relacionado con la fuerza de corte, esto debido a que, al utilizar un radio de filo de herramienta mayor, la superficie de contacto es mayor, provocando una distribución de esfuerzos diferente. La Figura 4.12 muestra la distribución de deformación plástica equivalente del modelo 1 y 4, en la zona resaltada se muestra que existe una deformación en la pieza de trabajo después del corte para el modelo con 0.5 mm de radio de filo.

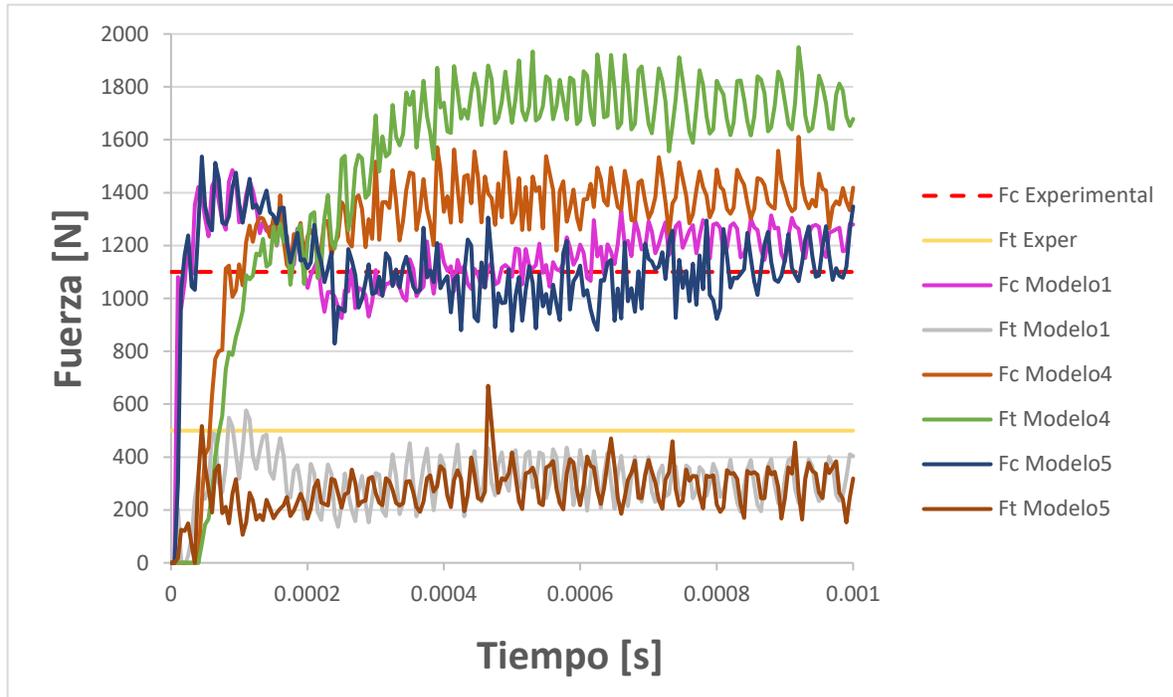


Figura 4.11 Gráfica de fuerzas de corte

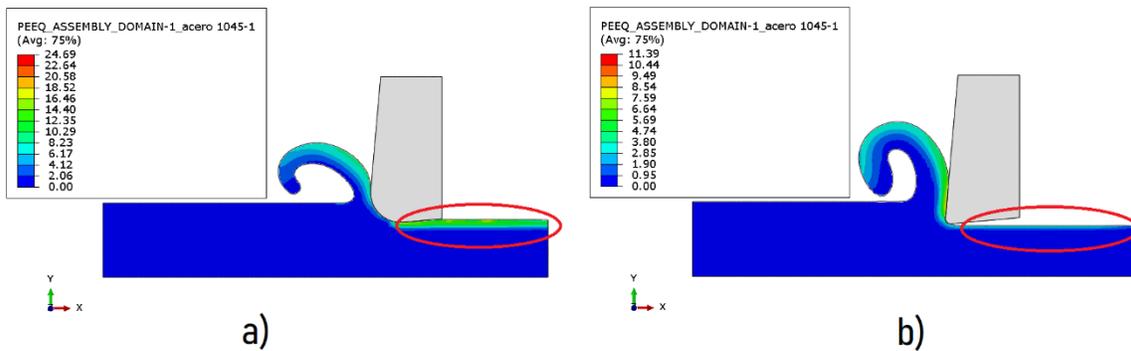


Figura 4.12 Deformación plástica equivalente; a) Modelo 4; b) Modelo 1.

CAPÍTULO 5 CONCLUSIONES

El modelo propuesto, pese a ser una simplificación del proceso de corte real, es útil para predecir de manera precisa el valor de F_c , así como para conocer las zonas críticas de la herramienta. También es útil para conocer cómo afecta al proceso variar los parámetros de ángulo de ataque y radio de filo de la herramienta.

El uso de un modelo CEL tiene ciertas ventajas sobre un enfoque puramente Lagrangiano, ya que no requiere un remallado durante la simulación, lo que se traduce en menos tiempo de cómputo y menor dificultad al controlar distorsiones en la malla.

Una de las limitantes del modelo propuesto es que requiere un gran tiempo de cómputo para simular un corto tiempo de corte, lo cual hace difícil conocer los valores máximos de temperatura, ya que se requiere más tiempo de corte para alcanzar un equilibrio térmico.

Se observó que el parámetro del ángulo de ataque está relacionado con la temperatura, debido que al reducir el ángulo de ataque la superficie de contacto entre la viruta y la herramienta es mayor, existiendo una mayor fricción y generando más calor y también con las fuerzas de corte, ya que entre más grande es el ángulo de ataque de la herramienta, menores son las fuerzas de corte, debido a que se tiene una menor superficie de contacto con la viruta.

Por otro lado, para el parámetro de radio del filo de la herramienta se observó que la distribución de la temperatura es diferente cuando se presenta un radio de filo grande, teniendo un aumento de esta en la parte inferior de la herramienta. El radio de filo también influye en las fuerzas de corte ya que, al tener un radio de filo mayor, la distribución de esfuerzos cambia, ya que la zona de contacto es mayor y causando una separación de viruta menor y como consecuencia influyendo negativamente en el acabado de la pieza.

Tener un redondeo pequeño en el filo de la herramienta puede tener ciertas ventajas, como aumentar la vida útil de la herramienta, el modelo muestra que si el redondeo es pequeño (0.05 mm) no tiene una influencia muy significativa en las fuerzas resultantes, pero si el redondeo es grande (0.5 mm) las fuerzas resultantes aumentan significativamente, esto también demuestra la importancia de trabajar con herramientas debidamente afiladas.

Durante la creación del modelo propuesto en este trabajo se observaron algunas ventajas al utilizar una malla más refinada (con un mayor número de elementos), por ejemplo, visualizar el tipo de viruta generada durante el proceso de corte, sin embargo, debido a que el objetivo de este trabajo era crear varios modelos con el fin de comparar el efecto de la variación de los parámetros antes mencionados, y al observar que al utilizar la malla propuesta se tenían resultados de fuerza de corte con un margen de error bajo con respecto a los valores obtenidos experimentales se decidió sacrificar dicha información con el fin de optimizar el tiempo de cómputo, ya que al utilizar una malla mas refinada, el tiempo de cálculo aumentó enormemente.

CAPÍTULO 6 BIBLIOGRAFÍA

- Amestoy, M. E. (2007). *Principios de mecanizado y planificación de procesos*. Cartagena: Universidad Politécnica de Cartagena.
- Arrazola, P. J., & Ozel, T. (2010). Investigations on the effects of friction modeling in finite element simulation of machining. *International Journal of Mechanical Sciences*, 31-42.
- Artozoul, J., Christophe, L., Olivier, B., & Dudzinski, D. (2014). Extended infrared thermography applied to orthogonal cutting: Mechanical and thermal aspects. *ELSEVIER*, 441-452.
- Benson, D. J., & Okazawa, S. (2004). Contact in a multi-material Eulerian finite element formulation. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 4277-4298.
- Boothroyd, W. A. (1989). *Fundamentals of Machining and Machining Tools*. New York: Marcel Dekker.
- Buchkremer, S., Klocke, F., & Veselovac, D. (2016). 3D FEM simulation of chip breakage in metal cutting. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 645-661.
- Eric. (27 de 03 de 2022). *MachiningDoctor.com*. Obtenido de <https://www.machiningdoctor.com>
- Gang, F., & Pan, Z. (2005). Three-dimensional thermo-elastic-plastic coupled FEM. *Journal of Materials Processing Technology*, 42-48.
- Gao, Y., Ko, J. H., & Lee, H. P. (2018). 3D Eulerian Finite Element Modelling of End Milling. *Procedia CIRP*, 159-162.
- ggd metals. (20 de Julio de 2022). Obtenido de <https://www.ggdmetals.com.br/es/produto/6061-t6/>
- Johnson, G., & Holmquist, T. (1989). *Test Data and Computational strength and Fracture Model Constatnts for 23 Materials Subjected to Large Strains, High Strain rates, and High Temperatures*. Estados Unidos de América : Reporte Técnico del Laboratorio Nacional de Los Álamos.
- Kalpakjian, S. (2008). *Manufactura, ingeniería y tecnología. Quinta edición* . México: Pearson educación.
- McCauley. (2012). *Machinery's Handbook* . New York : Industrial Press.
- Pantalé, O., & al., e. (2004). 2D and 3D numerical models of metal cutting with damage effects. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 4383-4399.
- Puls, H., Klocke, F., & Verselovac, D. (2016). FEM-based prediction of heat partition in dry metal cutting of AISI 1045. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 737-745.
- Raczy, A. e. (2006). An Eulerian Finite Element Model of the Metal Cutting Process. *8th International LS-DYNA users conference*.

- Rodriguez, J. (2013). Numerical modeling of metal cutting processes using the Particle Finite Element Method. (*Tesis Doctoral*). Universitat Politecnica de Catalunya, Barcelona.
- Roldán, D. (2016). Análisis experimental de las fuerzas de corte en operaciones de cilindrado [Tesis de Licenciatura, UNAM]. <https://tesiunam.dgb.unam.mx/>.
- Schey, J. A. (2002). *Procesos de manufactura*. México: Mc Graw-Hill.
- Shaw, M. C. (2005). *Metal cutting principles*. New York : Oxford University Press.
- Strenkowski, J. S., Shih, A. J., & Lin, J.-C. (2002). An analytical finite element model for predicting three-dimensional tool forces and chip flow. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 723-731.
- Villumsen, M. F., & Fauerholdt, T. G. (2008). Prediction of Cutting Forces in Metal Cutting, Using the Finite Element Method, a Lagrangian Approach . *DYNAmore*.