

Proceso de Taladrado.

“Nunca consideres el estudio como una obligación, sino como una oportunidad para penetrar en el bello y maravilloso mundo del saber.”

Albert Einstein

RESUMEN: En este capítulo se exponen las bases conceptuales y teóricas utilizadas para analizar la interacción pieza-herramienta. Bases que permiten modelar los parámetros de corte como lo son las fuerzas de empuje y torque necesarios para realizar la operación de taladrado bajo determinados valores de velocidades de corte. También se exponen teorías utilizadas para modelar las fuerzas de fricción presentes en la zona de interacción pieza-herramienta.

2.1. Introducción.

El taladrado es la operación de corte más utilizada a la hora de mecanizar materiales híbridos así como apilado de materiales metálicos, esto debido a que en cualquier estructura es necesario la apertura de agujeros para realizar algún tipo de junta, fijación para utillaje, etc. La calidad de los agujeros taladrados en materiales multicapa es una de las principales causas del mal funcionamiento o fallas en los componentes, representando alrededor del 60 % de las devoluciones de piezas en productos finales. Siendo de esta forma la calidad del agujero taladrado una de los principales fuentes de revisiones en piezas de materiales multicapas que hayan sido taladradas, influyendo de forma directa la geometría de la herramienta de corte empleada en su elaboración.

2.2. Brocas, clasificación y nomenclatura

Una broca es una herramienta de corte la cual suele tener uno o más filos de corte además de muchas veces contar con un conducto interno el cual facilita la circulación de refrigerante desde el cabezal hasta la punta de la herramienta en el momento en que esta se encuentra devastando material para de esta forma controlar los niveles de temperatura en la zona cercana al corte. Las brocas presentan una gran variación en cuanto a su forma, dimensiones y tolerancia. Siendo clasificadas de acuerdo al material del cual están hechas , su longitud, su forma, número de filos de corte, características de la punta y el diámetro nominal. A la hora de la selección, el mejor tipo de broca dependerá del material a ser taladrado, sus características estructurales, el diámetro del agujero a realizar así como si la pieza a taladrar es sólida o tiene alguna cavidad, si el agujero será pasante o será un agujero ciego así como las características de la máquina de corte y los medios de sujeción con los que se cuenten.

Una gran variedad de tipos de brocas son utilizadas en la industria , actualmente no existe una clasificación general por lo cual a continuación se presentarán algunas categorías presentadas en [1]

Las brocas helicoidales son divididas en 3 grupos básicos denominados *N*, *H* y *W*.

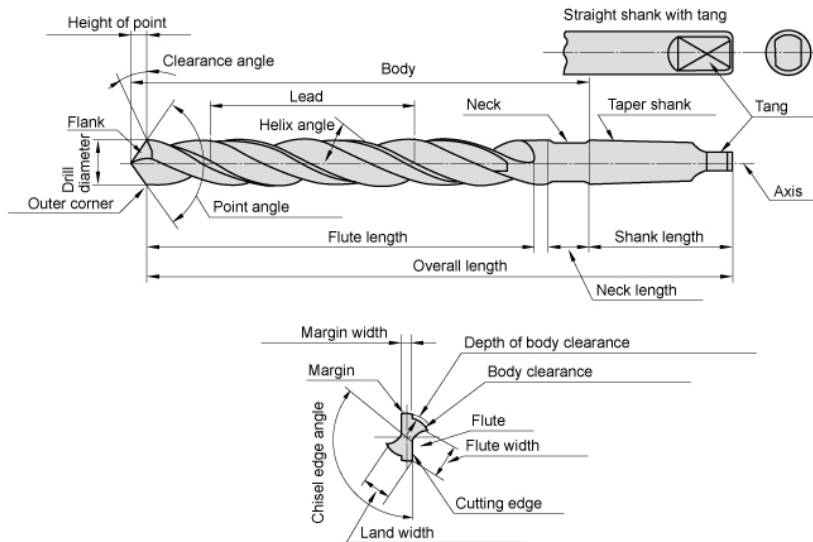


Figura 2.1: Nomenclatura de una broca helicoidal [2].

Estos grupos definen los rangos de aplicación de la siguiente forma:

- **N-** Para aceros *normales* y fundiciones.
- **H-** para materiales duros (*hard*), plásticos y aleaciones de Mg.
- **W-** Para materiales suaves (*soft*), aleaciones de aluminio y materiales compactados.

Ángulos de punta y formas de la hélice son asignados a cada tipo de broca (ver figura 2.2).

2.3. Taladrado como un proceso de corte

El taladrado es uno de los procesos de mecanizado más comunes basados en la formación de viruta. En el mecanizado de materiales metálicos el material es removido por medio de deformación plástica generando una viruta la cual posee una forma particular dependiendo de las propiedades mecánicas del material.

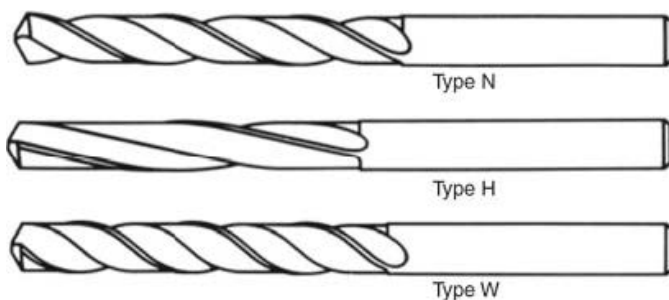


Figura 2.2: Tipos de brocas [3].

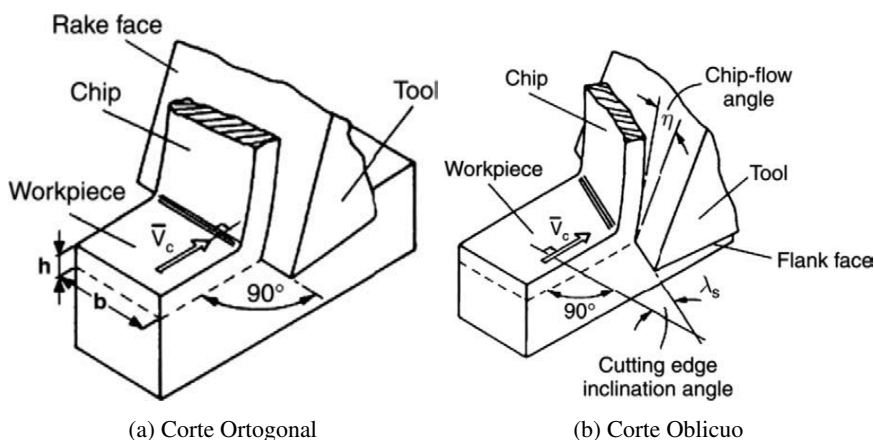


Figura 2.3: Modelos de cortes ortogonal y oblicuo. Figuras tomadas de [4]

Para todo proceso de mecanizado basado en la formación de virutas (*chip-forming*), como es el caso de los materiales metálicos, dos métodos simplificados de estudio pueden ser llevados a cabo. Estos son los modelos oblicuos y ortogonales de corte. Utilizando estos dos modelos básicos se pueden llevar a cabo comparaciones entre otros procesos más complejos de corte y de esta forma utilizar las teorías desarrolladas para cada uno de estos procesos. En la figura 2.3 se puede observar la diferencia entre el corte oblicuo 2.3b y el corte ortogonal 2.3a.

Las diferencias entre ambos modelos de corte es el ángulo de corte el cual es cero en el caso de corte ortogonal, mientras que en el caso del oblicuo existe un ángulo de inclinación entre el filo de corte y la normal a la dirección de movimiento de la herramienta. De tal

forma que, en el caso del modelo de corte oblicuo, se genera una tercera fuerza adicional. Esta es una fuerza lateral la cual depende del ángulo de inclinación de la zona oblicua de la herramienta.

Cuando se utiliza el modelo de corte oblicuo se vuelve más difícil la ilustración de ciertas teorías así como el incremento en la dificultad de la derivación matemática asociada al modelo. Es por esto que en muchos casos se asume un modelo ortogonal para simplificar el modelado y la derivación de las ecuaciones.

El taladrado es el proceso estándar para generar agujeros, es uno de los procesos más comunes en la remoción de material. El taladrado es llevado a cabo por una herramienta llamado broca la cual es dotada de rotación por un cabezal impulsado de forma mecánica o eléctrica. La pieza de trabajo y la broca son posicionados por movimientos de la bancada (en el caso de la pieza de trabajo) o por medio del cabezal (en caso de la broca). El taladrado se lleva a cabo gracias al movimiento lineal y de rotación del cabezal a lo largo de una línea de acción concéntrica a la herramienta de corte (broca).

Debido a la geometría de la herramienta, el taladrado es uno de los procesos de corte más complejos. La exactitud en el corte y geometría realizado por estas herramientas de corte se había visto limitada por la imposibilidad de producir taladrados con cierta precisión en su posición y geometría. Esto cambió con la aparición de las máquinas de control numérico CNC. La complejidad producto de la geometría de la herramienta fue superada utilizando nuevos materiales por tanto que la productividad ganada en el taladrado superó a la productividad alcanzada utilizando otros procesos como el frezado y el torneado. El taladrado ha sido aplicado a la remoción de una gran variedad de materiales, siendo la remoción en materiales metálicos la más usada por el proceso de taladrado. Aunque en los últimos años los materiales no-metálicos (plásticos, cerámicas, y materiales compuestos) han ido reemplazando a los materiales metálicos en industrias como la aeroespacial y la automotriz. Abriéndose de esta forma una nueva perspectiva de estudio, ya que actualmente el proceso de corte en materiales no-metálicos no ha sido comprendido y estudiado en su totalidad.

La calidad del taladrado depende del material a taladrar, la geometría de la broca utilizada, los parámetros de corte (velocidad de rotación del cabezal y la velocidad de avance)

y las condiciones bajo las cuales se realiza el proceso. Una revisión de las prácticas actuales con respecto a los materiales utilizados así como la geometría de la broca es presentada más adelante.

2.4. Modelo de fuerzas para el taladrado

Las fuerzas de corte que se generan durante el proceso de taladrado resultan de mucha importancia para poder analizar la formación de rebaba [5] así como la posible formación de espaciamientos interlaminares en el taladrado de materiales multicapa [6]. Por consiguiente, las fuerzas de corte debido al taladrado (empuje y torque) son a menudo derivadas a partir de modelos de corte *ortogonales/oblicuos*, siendo muy difícil aplicarlo a otro tipo de operación de mecanizado, principalmente debido a la gran variabilidad de la geometría del elemento, no presente en ningún otro mecanismo de corte de material. Pero también debido a las particularidades que presenta el proceso de corte del taladrado al presentar una zona de corte alrededor del *borde en cincel* en donde la velocidad de corte es cercana a cero. Por estas dificultades, la mayoría de las veces los modelos de fuerza son desarrollados de forma independiente para el taladrado, aunque utilizando los modelos de corte *ortogonal* y *oblicua* basados en la plastificación del material.

Unos de los modelos de fuerzas de corte para el taladrado más precisos son presentados en [7, 8]. A pesar de la complejidad de estos y del número de coeficientes empíricos, la geometría y los efectos dinámicos no se encuentran totalmente aislados de las propiedades del material. Como la teoría del ángulo cortante (introducida por Merchant [9, 10]) no tiene razón teórica para ser aplicada a todo tipo de materiales ya que el proceso de corte sólo está basado en la deformación plástica más no en la fractura.

2.4.1. Transformación del sistema oblicuo al sistema de coordenadas del taladro

Como se mencionó anteriormente, la mayoría de los modelos de predicción de fuerzas de corte utilizan los modelos de corte ortogonal u oblicuos para estimar las fuerzas que actúan sobre una porción de los ejes de corte de la herramienta. Dichas fuerzas elementales

deben ser descompuestas a lo largo de la dirección lateral, de empuje y en la dirección del torque y sumadas para todos los elementos sobre los ejes de corte para así lograr obtener el valor total para la fuerza de empuje y torque (y de ser necesario la fuerza lateral).

El empuje total y el torque son valores representativos para describir las fuerzas de corte en las operaciones de taladrado. Mientras que la medida de las fuerzas laterales deberían ser cero para una broca perfecta de al menos dos filos de corte (esto debido a la simetría de la herramienta) y por consiguiente esta fuerza toma mayor relevancia en el caso que se quiera estudiar los efectos de imperfecciones en la simetría de la herramienta sobre las cargas.

En esta sección se expondrá un método genérico propuesto en [7] para separar las fuerzas elementales definidas sobre el modelo de corte ortogonal de sus componentes en el sistema de coordenadas de la broca, esto se hace introduciendo una matriz de transformación.

La figura 2.4 muestra los dos sistemas de coordenadas para un punto A en los labios de corte de una broca helicoidal.

XYZ es el sistema de coordenada asociado con la operación de taladrado, estando el eje X en la dirección radial, el eje Z

alineado con la dirección axial de la herramienta y el eje Y , coincidiendo con la dirección tangencial. De esta forma las fuerzas en la dirección Z contribuyen con el **empuje**, las fuerzas en la dirección Y contribuyen con el **torque** mientras que las fuerzas en la dirección X (fuerza lateral) deben ser canceladas por la acción del segundo filo de corte.

El sistema de coordenadas $X'Y'Z'$ está unido al elemento oblicuo, con la dirección del eje Y' alineado al vector de velocidad local; el eje X' perpendicular al eje Y' en el plano definido por el eje Y' y el eje de corte Z' perpendicular al plano $X'Y'$.

Un sistema de coordenadas similar puede ser definido para un punto sobre el *borde en*

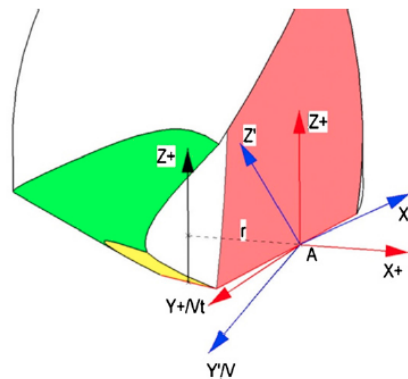


Figura 2.4: Sistema de coordenadas para el sistema oblicuo y para la herramienta en un punto A [7].

cinzel. Lo único que en este caso en particular, para un *borde en cinzel* localizado en un plano perpendicular al eje axial de la herramienta los sistemas de coordenadas X y X' son coincidentes.

Una relación puede ser definida entre los dos sistemas de coordenadas del sistema para cualquier punto A ya sea sobre los filos de corte o sobre el *borde en cinzel* si los siguientes ángulos son conocidos:

- Ángulo de punta (p) definido como el ángulo entre el eje de corte en el punto A y el eje axial de la herramienta.
- Ángulo de pared (β) definido como el ángulo en el punto A entre la dirección radial X y la proyección de los filos de corte sobre un plano perpendicular a los ejes de la herramienta (plano XY).
- El ángulo de corte (μ) definido como el ángulo en el punto A formado por el vector de la velocidad local (ejes V/Y') y la velocidad tangencial (proyección de V_t sobre un plano perpendicular a los ejes de la broca XY).
- Ángulo de inclinación (i) definido como el ángulo en el punto A formado por el eje X' (normal al vector velocidad (V) en el plano que contiene tanto al vector velocidad como los ejes de corte) y el eje de corte.

Todos estos ángulos definidos anteriormente son usados con frecuencia en la descripción de geometrías de brocas. Sus formulaciones son conocidas y ampliamente discutidas mientras que los valores típicos pueden ser determinados a partir de los catálogos de los fabricantes de estas herramientas.

Para transformar un vector v_{xyz} definido en un sistema de referencia a otro sistema de referencia se utiliza lo que se conoce como una matriz de transformación o rotacional la cual puede ser aplicada como sigue:

$$v_{XYZ} = T_{X'Y'Z',XYZ} \cdot v_{X'Y'Z'} \quad (2.1)$$

$$v_{X'Y'Z'} = T_{X'Y'Z',XYZ}^{-1} \cdot v_{XYZ} \quad (2.2)$$

Es importante notar que una de las propiedades de las matrices de transformación ortogonales es que la inversa de la matriz es su traspuesta de tal forma que:

$$T_{X'Y'Z',XYZ}^{-1} = T_{X'Y'Z',XYZ}^T \quad (2.3)$$

La matriz de rotación para pasar del sistema de coordenada $X'Y'Z'$ al XYZ puede ser determinada a partir ya sea de calcular los cosenos directores que forman los ejes entre sí o a través de los ángulos de Euler los cuales se definen a partir de unas determinadas secuencias de rotación como es mostrado en la figura 2.5

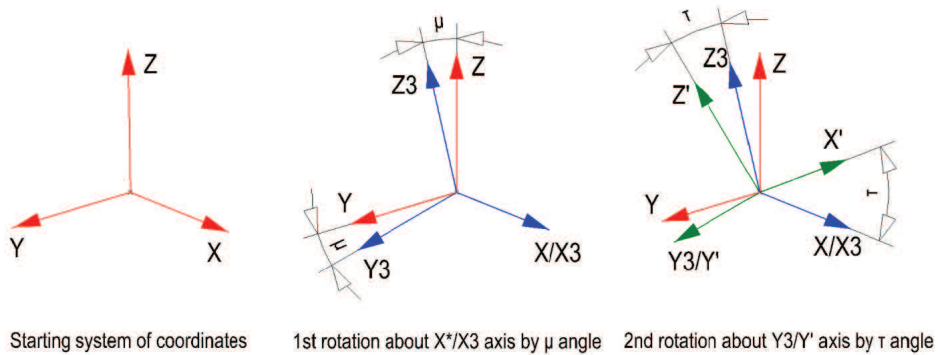


Figura 2.5: Matriz de transformación a través de dos giros de los ángulos de Euler.

La matriz de transformación para este sistema de referencia sería la siguiente:

$$T_{X'Y'Z',XYZ} = \begin{bmatrix} \cos(\tau) & 0 & -\sin(\tau) \\ \sin(\tau) \cdot \sin(\mu) & \cos(\mu) & \cos(\tau) \cdot \sin(\mu) \\ \sin(\tau) \cdot \cos(\mu) & -\sin(\mu) & \cos(\tau) \cdot \cos(\mu) \end{bmatrix} \quad (2.4)$$

La matriz de rotación 2.4 puede ser utilizada para transformar vectores del sistema de referencia XYZ al $X'Y'Z'$ y viceversa. Es válida para cualquier geometría de broca sobre cualquier punto sobre el eje de corte incluyendo el *borde en cincel* siempre y cuando los ángulos introducidos previamente sean conocidos.

2.5. Fuerzas de cortes elementales en el modelo de corte oblicuo.

Si partimos de un modelo de fuerzas oblicuo como el que se muestra en la figura 2.6 considerando las fuerzas que actúan en la cara de desprendimiento y en la *cara frontal*. En la cara de corte la normal F_{n1} y la fricción F_{f1} son representadas en rojo, mientras que las fuerzas en la *cara de incidencia* (F_{n2} y F_{f2}) son pintadas en azul. Las fuerzas son normales y tangenciales a sus respectivas superficies. También se asume que la fuerza de fricción en la cara de corte F_{f1} actúa a lo largo de la dirección en que fluye la viruta, con un ángulo η_c con la normal al eje de corte, mientras que la fricción en la *cara de incidencia* actúa a lo largo de la proyección de la velocidad (eje Y') en la *cara de incidencia*.

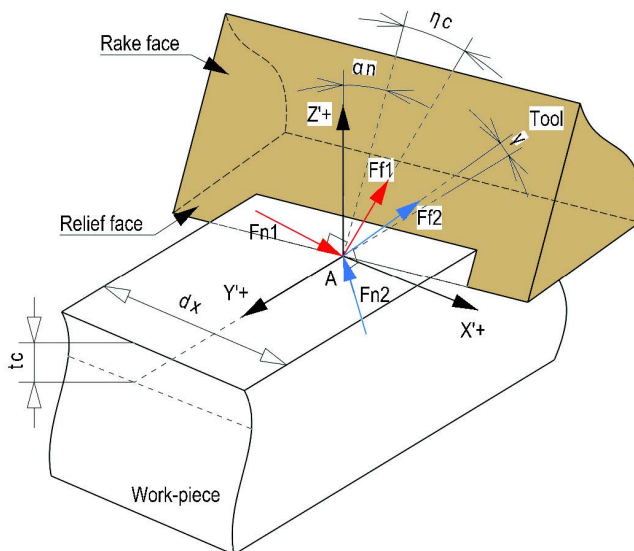


Figura 2.6: Modelo de corte oblicuo.

Adicionalmente a los ángulos introducidos previamente, la determinación del vector de dirección en el sistema $X'Y'Z'$ requiere de la definición y conocimiento de los ángulos que definen la cara de corte y la *relief face* de la herramienta:

- Ángulo de corte Normal (α_n) definido como el ángulo formado por la cara de des-

prendimiento en el punto A sobre el eje de corte y la normal a ambos, el vector de velocidad y el eje de corte (eje Z'), medido en el plano perpendicular al eje de corte en el punto A .

- Ángulo de incidencia (γ) es el ángulo en el punto A definido entre la cara de incidencia y el vector de velocidad local (a lo largo del eje Y') medido en el plano $Y'Z'$.
- Ángulo de desprendimiento de viruta (η_c) es un ángulo característico en los cortes oblicuos y define la dirección de movimiento de la viruta luego que se ha separado de la pieza de trabajo. Se define en el plano de la cara de corte como el ángulo entre la dirección de flujo de la viruta y un vector normal a los labios de corte.

El modelo presentado en [7] asume que las magnitudes de las fuerzas elementales que actúan sobre las caras de corte y de incidencia son de la siguiente forma:

$$F_{n1} = K_c \cdot A_u \quad (2.5)$$

$$F_{f1} = K_f \cdot F_{n1} = K_f \cdot K_c \cdot A_u \quad (2.6)$$

$$F_{n2} = K_p \cdot A_c \quad (2.7)$$

$$F_{f2} = K_f \cdot F_{n2} = K_f \cdot K_p \cdot A_c \quad (2.8)$$

En donde K_c , K_f y K_p son coeficientes empíricos que representan los coeficientes específicos de corte, coeficiente de fricción y la presión de contacto específica en la cara de incidencia. Se asume que el coeficiente de fricción es idéntico para ambas fuerzas de fricción, las que actúan en la cara de corte y en la cara de incidencia.

También es posible observar que la magnitud de la fuerza elemental actuando sobre la cara de corte es proporcional al área sin cortar de la viruta (A_u es la sección de área de la viruta sin cortar en un plano perpendicular al vector de velocidad), mientras que las fuerzas de incidencia son proporcionales al área de contacto A_c en la cara de incidencia.

De la figura 2.6, se deduce que el área de la viruta sin cortar es igual a:

$$A_u = t_c \cdot dx \quad (2.9)$$

En donde t_c es la profundidad actual de corte, la cual se puede obtener a partir de la ecuación (2.10) y dx es el ancho del elemento. En el taladrado los elementos son definidos de tamaño constante a lo largo de la dirección radial. Por lo tanto dx (o dl) debe ser calculado a partir de un dr usando la ecuación (2.11).

$$t_c = \frac{f}{N} \cdot \cos(\mu) \cdot \cos(\tau) \quad (2.10)$$

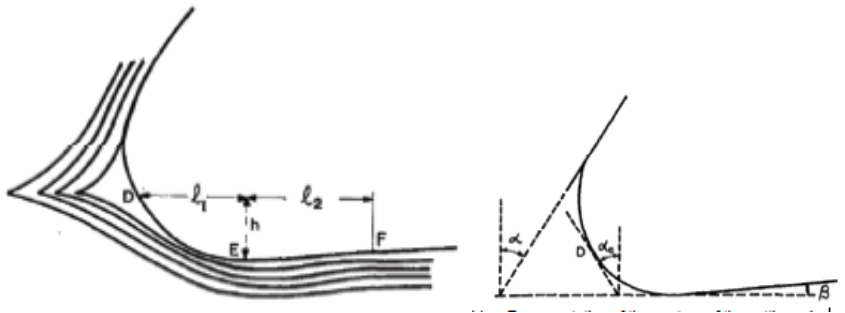
$$dx = \frac{dr}{\cos(\tau)} \quad (2.11)$$

Simplificando, A_u se reduce a la siguiente ecuación generalmente aceptada:

$$A_u = \frac{f}{N} \cdot \cos(\mu) \cdot dr \quad (2.12)$$

Se puede observar que, mientras que el área sin cortar de la viruta se encuentra sólo influenciada por el ángulo de corte (μ), la profundidad de corte (t_c) está influenciada también por el segundo ángulo de rotación de Euler (τ) o el ángulo de punta (p), el ángulo de pared (β) y el ángulo de inclinación (i) y varían principalmente en la zona de los labios de corte. En otros modelos la variación de la profundidad de corte en función del radio es ignorada totalmente, aunque la misma tenga una influencia en la velocidad de la viruta, en el ángulo de salida de la viruta y en el ángulo de cortante. En cuanto al área de contacto A_c esta es ampliamente demostrada y modelada en [11, 12], en donde se estima el área de contacto (A_c) en corte ortogonal como una función del ángulo de incidencia γ , el radio de corte $R_c(mm)$ y el ángulo de corte crítico (α_c). Este modelo aproximado está basado en el hecho de que el eje de corte tiene un radio (R_c) y debido a éste, cierta cantidad de material de la pieza a cortar es extruido por debajo de la herramienta como se puede ver en la figura 2.7

Para el corte oblicuo la influencia del ángulo de inclinación (i) a lo largo del contacto con la cara de incidencia $c_l(mm)$ tiene que ser considerada. Por consiguiente:



(a) Líneas de flujo del material alrededor de la herramienta. (b) Representación del contorno del eje de corte de la herramienta ilustrando el eje crítico (α_c).

Figura 2.7: Ilustración de la extrusión del material de la pieza de trabajo bajo la herramienta para un corte ortogonal [11].

$$A_c = c_l \cdot dl \quad (2.13)$$

En donde:

$$c_l = R_c \cdot \left\{ \cos(\alpha_c) + \frac{[1 - \sin(\alpha_c)]}{\tan(\gamma)} \right\} \cdot \cos(i) \quad (2.14)$$

Simplificando:

$$c_l = R_c \cdot \left\{ \cos(\alpha_c) + \frac{[1 - \sin(\alpha_c)]}{\tan(\gamma)} \right\} \cdot \frac{dr}{\cos(\tau)} \quad (2.15)$$

Se asume que el radio del filo de corte es constante a lo largo del eje de corte de la broca y es estimado según [11, 13] alrededor de $0.00762mm$, mientras que el ángulo crítico de corte es 70° de acuerdo con [13].

Antes de continuar, las fuerzas elementales tienen que ser expresadas en el sistema de referencia $X'Y'Z'$. Dichas componentes fueron derivadas en la sección 2.4.1. Y considerando las magnitudes presentadas en las ecuaciones (2.5), se obtienen las siguientes relaciones:

$$\{F_{n1}\}_{X'Y'Z'} = K_c \cdot A_u \cdot \begin{Bmatrix} -\cos(\alpha_n) \cdot \sin(i) \\ -\cos(\alpha_n) \cdot \cos(i) \\ -\sin(\alpha_n) \end{Bmatrix} \quad (2.16)$$

$$\{F_{f1}\}_{X'Y'Z'} = K_c \cdot A_u \cdot \begin{Bmatrix} K_f \cdot [\sin(\eta_c) \cdot \cos(i) - \cos(\eta_c) \cdot \sin(\alpha_n) \cdot \sin(i)] \\ -K_f \cdot [\cos(\eta_n) \cdot \sin(\alpha_n) \cdot \cos(i) + \sin(\eta_c) \cdot \sin(\alpha_n) \cdot \sin(i)] \\ K_f \cdot \cos(\eta_c) \cdot \cos(\alpha_n) \end{Bmatrix} \quad (2.17)$$

$$\{F_{n2}\}_{X'Y'Z'} = K_p \cdot A_c \cdot \begin{Bmatrix} 0 \\ \sin(\gamma) \\ \cos(\gamma) \end{Bmatrix} \quad (2.18)$$

$$\{F_{f2}\}_{X'Y'Z'} = K_p \cdot A_c \cdot \begin{Bmatrix} 0 \\ -K_f \cdot \cos(\gamma) \\ K_f \sin(\gamma) \end{Bmatrix} \quad (2.19)$$

Utilizando la matriz de rotación (2.4), los vectores pueden ser transformados al sistema de referencia XYZ . Que son los ejes de principal interés en el análisis de fuerza en las operaciones de taladrado. De tal forma que se tiene lo siguiente:

$$\{\overline{F}_{n1} + \overline{F}_{f1}\}_{XYZ} = T_{X'Y'Z',XYZ} \cdot \{\overline{F}_{n1} + \overline{F}_{f1}\}_{X'Y'Z'} = K_c \cdot A_u \cdot \begin{Bmatrix} g_{1x} \\ g_{1y} \\ g_{1z} \end{Bmatrix} \quad (2.20)$$

$$\{\overline{F}_{n2} + \overline{F}_{f2}\}_{XYZ} = T_{X'Y'Z',XYZ} \cdot \{\overline{F}_{n2} + \overline{F}_{f2}\}_{X'Y'Z'} = K_p \cdot A_c \cdot \begin{Bmatrix} g_{2x} \\ g_{2y} \\ g_{2z} \end{Bmatrix} \quad (2.21)$$

Las fuerzas resultantes en el sistema XYZ pueden ser calculadas de la siguiente forma:

$$\{\overline{F}_R\}_{XYZ} = \{\overline{F}_{n1} + \overline{F}_{f1}\}_{XYZ} + \{\overline{F}_{n2} + \overline{F}_{f2}\}_{XYZ} = \begin{Bmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \end{Bmatrix} \quad (2.22)$$

En donde:

$$F_x = K_c \cdot A_u \cdot g_{1x} + K_p \cdot A_c \cdot g_{2x} \quad (2.23)$$

$$F_y = K_c \cdot A_u \cdot g_{1y} + K_p \cdot A_c \cdot g_{2y} \quad (2.24)$$

$$F_z = K_c \cdot A_u \cdot g_{1z} + K_p \cdot A_c \cdot g_{2z} \quad (2.25)$$

Siendo g_{1x} , g_{2x} , g_{1y} , g_{2y} , g_{1z} y g_{2z} funciones geométricas derivadas de la manipulación y transformación de las ecuaciones (2.20) (2.21)

$$\begin{aligned} g_{1x} = & \cos(\tau) \cdot [-\cos(\alpha_n) \cdot \sin(i) + K_f \cdot [\sin(\eta_c) \cdot \cos(i) - \dots \\ & \cos(\eta_c) \cdot \sin(\alpha_n) \cdot \sin(i)]] - \dots \\ & \sin(\tau) \cdot [-\sin(\alpha_n) + K_f \cdot \cos(\eta_c) \cdot \cos(\alpha_n)] \end{aligned} \quad (2.26)$$

$$\begin{aligned} g_{1y} = & \sin(\tau) \cdot \sin(\mu) \cdot [-\cos(\alpha_n) \cdot \sin(i) + \dots \\ & K_f \cdot [\sin(\eta_c) \cdot \cos(i) - \cos(\eta_c) \cdot \sin(\alpha_n) \cdot \sin(i)]] + \dots \\ & \cos(\mu) \cdot [-\cos(\alpha_n) \cdot \cos(i) - \dots \\ & K_f \cdot [\cos(\eta_c) \cdot \sin(\alpha_n) \cdot \cos(i) + \sin(\eta_c) \cdot \sin(i)]] + \dots \\ & \cos(\tau) \cdot \sin(\mu) \cdot [-\sin(\alpha_n) + K_f \cdot \cos(\eta_c) \cdot \cos(\alpha_n)] \end{aligned} \quad (2.27)$$

$$\begin{aligned} g_{1z} = & \sin(\tau) \cdot \cos(\mu) \cdot [-\cos(\alpha_n) \cdot \sin(i) + \dots \\ & K_f \cdot [\sin(\eta_c) \cdot \cos(i) - \cos(\eta_c) \cdot \sin(\alpha_n) \cdot \sin(i)]] - \dots \\ & \sin(\mu) \cdot [-\cos(\alpha_n) \cdot \cos(i) - \dots \\ & K_f \cdot [\cos(\eta_c) \cdot \sin(\alpha_n) \cdot \cos(i) + \sin(\eta_c) \cdot \sin(i)]] + \dots \\ & \cos(\tau) \cdot \cos(\mu) \cdot [-\sin(\alpha_n) + K_f \cdot \cos(\eta_c) \cdot \cos(\alpha_n)] \end{aligned} \quad (2.28)$$

$$g_{2x} = -\sin(\tau) \cdot [\cos(\gamma) + K_f \cdot \sin(\gamma)] \quad (2.29)$$

$$\begin{aligned} g_{2y} = & \cos(\mu) \cdot [\sin(\gamma) - K_f \cdot \cos(\gamma)] + \dots \\ & \cos(\tau) \cdot \sin(\mu) \cdot [\cos(\gamma) + K_f \cdot \sin(\gamma)] \end{aligned} \quad (2.30)$$

$$\begin{aligned} g_{2z} = & -\sin(\mu) \cdot [\sin(\gamma) - K_f \cdot \cos(\gamma)] + \dots \\ & \cos(\tau) \cdot \cos(\mu) \cdot [\cos(\gamma) + K_f \cdot \sin(\gamma)] \end{aligned} \quad (2.31)$$

De tal forma que para obtener la fuerza total de empuje ($F_z[N]$) y el torque ($M_z[Nmm]$) generado durante el taladrado, las funciones (2.24) y (2.25) pueden ser integradas obteniendo lo siguiente:

$$F_z = \int_{r=0}^{r-R} N \cdot F_z(r) \cdot dr \quad (2.32)$$

$$M_z = \int_{r=0}^{r-R} N \cdot F_y(r) \cdot r \cdot dr \quad (2.33)$$

En donde r es la coordenada radial, R es el radio de corte externo de la herramienta y N es el número de filos de corte.

En caso de que se quiera evaluar la fuerza lateral, ésta se calcularía de la siguiente forma:

$$F_x = \int_{r=0}^{r-R} F_{y,flute-1}(r) \cdot dr - \int_{r=0}^{r-R} F_{y,flute-2}(r) \cdot dr \quad (2.34)$$

2.6. La fricción en el proceso de taladrado

El modelado de la fricción en la zona de deformación, en la interfase comprendida entre la viruta y la cara de desprendimiento de la herramienta es igualmente de importante que el modelado de fuerzas presentados en la sección anterior ya que adicionalmente de influir en el cálculo de las fuerzas de corte, también influye en el desgaste de la herramienta y en la calidad de la superficie generada. Una vez más el modelado exacto y detallado de este fenómeno es un poco complicado. Hasta el punto que es común asumir un modelo clásico de fricción como lo es la ley de **Coulomb**; una fracción de la fuerza de deslizamiento es proporcional a la carga normal aplicada sobre la superficie en cuestión. El ratio entre estas dos fuerzas es lo que se define como μ la cual es una constante a lo largo de toda la longitud o área de contacto entre la herramienta y la viruta formada. La relación entre el esfuerzo cortante y el esfuerzo normal queda definido de la siguiente manera:

$$\tau = \mu\sigma \quad (2.35)$$

Aunque, si el esfuerzo normal se incrementa y sobrepasa un valor crítico esta ecuación falla en la exactitud de la predicción. Análisis experimentales han demostrado que dos regiones de contacto pueden ser distinguidas en el proceso, llamadas la zona de adherencia y la zona de deslizamiento. El modelo de **Zorev** es uno de los más utilizados, ya que es independiente de estos fenómenos de adherencia y deslizamiento. En este modelo hay una zona de transición de longitud l_c desde la punta de la herramienta que señala la transición desde la zona de adherencia a la zona de deslizamiento. Por lo tanto, cerca de los ejes de corte de la herramienta hasta una distancia l_c el esfuerzo cortante es igual a la resistencia a cortadura del material de la pieza, k , mientras que en la región de deslizamiento el esfuerzo de fricción incrementa de acuerdo a la ley de **Coulomb**:

$$\tau = \begin{cases} k, & 0 \lesssim l \lesssim l_c \\ \mu\sigma & l > l_c \end{cases} \quad (2.36)$$

En mecanizado, otras aproximaciones basadas en el modelo de **Zorev** han sido reportadas en la literatura. Estos modelos definen un coeficiente de fricción promedio sobre la cara de corte o diferentes coeficientes para las zonas de adherencia y de deslizamiento.

Usui, basado en el modelo de **Zorev** y resultados experimentales [14] propuso una expresión no lineal para el esfuerzo cortante:

$$\tau = k \left[1 - \exp\left(-\frac{\mu\sigma}{k}\right) \right] \quad (2.37)$$

Esta ecuación aproxima la zona de adherencia de la ecuación (2.36) para valores elevados de σ y la zona de deslizamiento para valores pequeños. Childs [15] propuso otro modelo:

$$\tau = mk \left[1 - \exp\left(-\frac{\mu\sigma^n}{mk}\right) \right]^{1/n} \quad (2.38)$$

En esta ecuación, m y n son factores de corrección; la forma de esta ecuación garantiza que para altos valores de esfuerzo, el esfuerzo de fricción no exceda el valor de k . Estos coeficientes pueden ser obtenidos mediante ensayos. Iwata [16] propuso una fórmula en la cual la dureza Vickers es también incluida. Esta ecuación es muy semejante a la ecuación del modelo de Usui, $(H_v/0.07)$ es remplazado por $(m\tau)$:

Tabla 2.1: Modelos de fricción en el modelado de procesos de corte.

Modelo	Ecuación	Referencia
Coulomb	$\tau = \mu\sigma$	
Zorev	$\tau = \begin{cases} k, 0 \lesssim l \lesssim l_c \\ \mu\sigma > l_c \end{cases}$	
Usui	$\tau = k \left[1 - \exp\left(-\frac{\mu\sigma}{k}\right) \right]$	[14]
Childs	$\tau = mk \left[1 - \exp\left(-\frac{\mu\sigma}{mk}\right) \right]^{1/n}$	[15]
Iwata et al.	$\tau = \frac{H_v}{0.07} \tanh\left(\frac{\mu\sigma}{H_v/0.07}\right)$	[16]
Sekhon y Chenot	$\tau = -\alpha v_f ^{p-1} v_f$	[17]
Yang y Liu	$\tau = \sum_{k=0}^4 \mu_k \sigma^k$	[18]

$$\tau = \frac{H_v}{0.07} \tanh\left(\frac{\mu\sigma}{H_v/0.07}\right) \quad (2.39)$$

Otros modelos propuesto son los de Sekhon a Chenot [17], Yang y Liu [18]. El primero empleó la ley de fricción de Norton e incluyó la velocidad de deslizamiento relativa entre la viruta y la herramienta v_f . En esta ecuación α es el coeficiente de fricción, K es una constante del material y p una constante que depende de la naturaleza del contacto entre la viruta y la herramienta. La segunda relaciona el esfuerzo normal y cortante a través de una serie polinomial. El polinomio de cuarto grado aproxima la ecuación (2.37) y (2.39). Las ecuaciones mencionas en este párrafo son:

$$\tau = -\alpha ||v_f||^{p-1} v_f \quad (2.40)$$

y

$$\tau = \sum_{k=0}^4 \mu_k \sigma^k \quad (2.41)$$

Como podemos ver hay una gran variedad de expresiones para poder modelar la fricción generada durante el proceso de taladrado, las mismas son recogidas en la tabla 2.1.

2.7. Conclusiones

En este capítulo los conceptos teóricos concernientes al modelado de las fuerzas de corte fueron presentados. El modelo propuesto en [7] tiene la ventaja de ser una modelo que puede ser aplicado al taladrado de apilados de materiales híbridos (metálicos y compuestos) ya que no se basa en la plastificación del material, situación que sólo ocurre en el taladrado de materiales metálicos mas no así en materiales compuestos los cuales no experimentan plastificación sino fractura. Además se presentó la nomenclatura implementada a la hora de definir geoméricamente una herramienta de corte tipo broca así como los modelos de fricción que en la actualidad son implementados a la hora de representar la fricción existente entre la herramienta de corte y la pieza de trabajo.

Referencias

- [1] E. M. Trent, E. Trent, and H. Medal, *Metal Cutting*, 2nd ed., Elsevier, Ed. New York, New York, United States: Elsevier Ltd, 1999.
- [2] C. Kilicaslan, "MODELLING AND SIMULATION OF METAL CUTTING BY FINITE ELEMENT METHOD," Ph.D. dissertation, Izmir Institute of Technology, 2009.
- [3] H. Tschätsch, *Applied Machining Technology*. Dresden, Germany: Springer, 2007.
- [4] W. Grzesik, "Chapter Six - Orthogonal and Oblique Cutting Mechanics," in *Advanced Machining Processes of Metallic Materials*. Amsterdam: Elsevier, 2008, pp. 69–84. [Online]. Available: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/B9780080445342500084>
- [5] K. Nakayama and M. Arai, "Burr formation in metal cutting," *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, vol. 36, pp. 33–36, 1987. [Online]. Available: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0007850607625475>
- [6] J. Liang and S. S. Bi, "Experimental Studies for Burrs in Dry Drilling of Stacked Metal Materials," *Advanced Materials Research*, vol. 129-131, pp. 959–963, Aug. 2010. [Online]. Available: <http://www.scientific.net/AMR.129-131.959>
- [7] M.-b. Lazar and P. Xirouchakis, "Mechanical load distribution along the main cutting edges in drilling," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 213, pp. 245–260, 2013.
- [8] V. Chandrasekharan, S. G. Kapoor, and R. E. DeVor, "A Mechanistic Model to Predict the Cutting Force System for Arbitrary Drill Point Geometry," *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, vol. 120, no. 3, pp. 563–570, Aug. 1998. [Online]. Available: <http://0-dx.doi.org.fama.us.es/10.1115/1.2830160>
- [9] M. E. Merchant, "Mechanics of the Metal Cutting Process. I. Orthogonal Cutting and a Type 2 Chip," *Journal of Applied Physics*, vol. 16, no. 5, p. 267, 1945. [Online]. Available: <http://www.scopus.com/inward/record.url?eid=2-s2.0-36849140209&partnerID=tZOTx3y1>
- [10] —, "Mechanics of the Metal Cutting Process. II. Plasticity Conditions in Orthogonal Cutting," *Journal of Applied Physics*, vol. 16, no. 6, p. 318, 1945. [Online]. Available: <http://www.scopus.com/inward/record.url?eid=2-s2.0-0000813486&partnerID=tZOTx3y1>
- [11] C. Rubenstein, "The mechanics of continuous chip formation in oblique cutting in the absence of chip distortion. Part 1-Theory," *International Journal of Machine Tool Design and Research*, vol. 23, no. 1, pp. 11–20, 1983. [Online]. Available: <http://www.scopus.com/inward/record.url?eid=2-s2.0-0021086913&partnerID=tZOTx3y1>
- [12] R. Connolly and C. Rubenstein, "The mechanics of continuous chip formation in orthogonal cutting," *International Journal of Machine Tool Design and Research*, vol. 8, no. 3, pp. 159–187, 1968. [Online]. Available: <http://www.scopus.com/inward/record.url?eid=2-s2.0-0002742762&partnerID=tZOTx3y1>

- [13] P. K. Basuray, B. K. Misra, and G. K. Lal, "Transition from ploughing to cutting during machining with blunt tools," *Wear*, vol. 43, no. 3, pp. 341–349, 1977. [Online]. Available: <http://www.scopus.com/inward/record.url?eid=2-s2.0-0017517972&partnerID=tZOtx3y1>
- [14] E. Usui, K. Maekawa, and T. Shirakashi, "SIMULATION ANALYSIS OF BUILT-UP EDGE FORMATION IN MACHINING OF LOW CARBON STEEL." pp. 237–242, 1981. [Online]. Available: <http://www.scopus.com/inward/record.url?eid=2-s2.0-0019709129&partnerID=tZOtx3y1>
- [15] T. H. C. Childs and K. Maekawa, "Computer-aided simulation and experimental studies of chip flow and tool wear in the turning of low alloy steels by cemented carbide tools," *Wear*, vol. 139, no. 2, pp. 235–250, 1990. [Online]. Available: <http://www.scopus.com/inward/record.url?eid=2-s2.0-0025473450&partnerID=tZOtx3y1>
- [16] K. Iwata, K. Osakada, and Y. Terasaka, "PROCESS MODELING OF ORTHOGONAL CUTTING BY THE RIGID-PLASTIC FINITE ELEMENT METHOD." pp. 132–138, 1984. [Online]. Available: <http://www.scopus.com/inward/record.url?eid=2-s2.0-0021412061&partnerID=tZOtx3y1>
- [17] G. S. Sekhon and J. L. Chenot, "Numerical simulation of continuous chip formation during non-steady orthogonal cutting," *Engineering computations*, vol. 10, no. 1, pp. 31–48, 1993. [Online]. Available: <http://www.scopus.com/inward/record.url?eid=2-s2.0-0027544505&partnerID=tZOtx3y1>
- [18] X. Yang and C. Liu, "A new stress-based model of friction behavior in machining and its significant impact on residual stresses computed by finite element method," *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 44, no. 4, pp. 703–723, Apr. 2002. [Online]. Available: <http://www.scopus.com/inward/record.url?eid=2-s2.0-0036536768&partnerID=tZOtx3y1>

