2. FUNDAMENTOS TEÓRICOS

2.1. INTRODUCCIÓN

2.1.1. GENERAL

Los procesos de mecanizado son aquellos en los que se produce un elemento a través de la extracción de material de una pieza, por la acción de la forma de cuña del filo de corte de la herramienta utilizada. El material retirado se denomina viruta. Los procesos de mecanizado típicos incluyen el torneado, fresado, taladrado, conformación, brochado y molienda. El metal es el material más mecanizado de todos los materiales y es muy común denominar a los procesos de mecanizado como procesos de corte de metales. Independientemente del nombre usado, las condiciones como la velocidad bajo la cual un proceso se lleva a cabo y las fuerzas involucradas, son normalmente referidas como condiciones de corte y fuerzas de corte. Procesos como la electroerosión, electroquímicos, haces de electrones y mecanizado por ultrasonido, que no son procesos de formación de viruta, no son considerados. Por la misma razón, tampoco son considerados los procesos de corte de chapa, etc.

La atención se centra en los metales como material de trabajo. De hecho, la teoría de mecanizado se desarrolla para los metales. Los métodos de análisis utilizados son esencialmente la mecánica de los medios continuos. Los aspectos metalúrgicos del mecanizado son ignorados aunque esto no significa que no sean importantes, sino que quedan fuera del ámbito del tratamiento. Trent (1977) dio una excelente descripción del problema desde dicho punto de vista.

2.1.2. RAZONES PARA EL ESTUDIO DE LA MECÁNICA DEL MECANIZADO

La mecánica de mecanizado es el proceso básico de formación de viruta mediante el cual el material se retira de la pieza en estudio. El propósito de esta investigación es proporcionar una teoría que relacione las fuerzas de corte, las tensiones en la herramienta, la temperatura, etc., con las condiciones de corte (velocidad de corte, espesor de viruta y la geometría del borde de corte) y con las propiedades del material de trabajo y del material de la herramienta.

A continuación, debe ser posible determinar factores tan importantes en la práctica como la potencia de corte a partir de las fuerzas, y la vida útil de la herramienta a partir de las temperaturas y las tensiones en dicha herramienta. En la actualidad, es habitual utilizar las relaciones empíricas para este propósito. En este sentido, Taylor (1907), Koenigsberger (1964) y otros, incluyendo organizaciones como Metcut (1980) han realizado mediciones experimentales de la vida de la herramienta, las fuerzas de corte, etc, y han presentado sus resultados de una forma adecuada para su aplicación industrial.

La recogida de datos de este tipo se está llevando a cabo en muchos países, a fin de establecer bancos de datos de maquinabilidad, véase, por ejemplo, el informe CIRP (1976) de las Naciones Unidas que trata este tema. Desafortunadamente, este proceso es extremadamente lento y costoso. Este aspecto es especialmente importante cuando se considera la constante introducción de materiales de herramienta y materiales de trabajo, y cuando se comprende que incluso las pequeñas desviaciones de la composición nominal de una material de trabajo puede causar grandes cambios en sus características de mecanizado.

Para reducir este trabajo, es evidente que se necesitan relaciones más fundamentales que las puramente empíricas. El objetivo de la investigación en la mecánica del mecanizado es proporcionar dichas relaciones.

2.1.3. PROCESO DE MECANIZADO ORTOGONAL

En ambas investigaciones, experimental y analítica de formación de viruta ha sido habitual considerar el caso relativamente simple de mecanizado ortogonal. En este proceso, como se muestra en la Fig. 2.1.1, una herramienta con una cara plana de corte y un solo borde de corte recto que se sitúa normal a la velocidad de corte U (velocidad de trabajo en relación a la herramienta), elimina una capa de material de trabajo de espesor t_1 uniforme y ancho w.

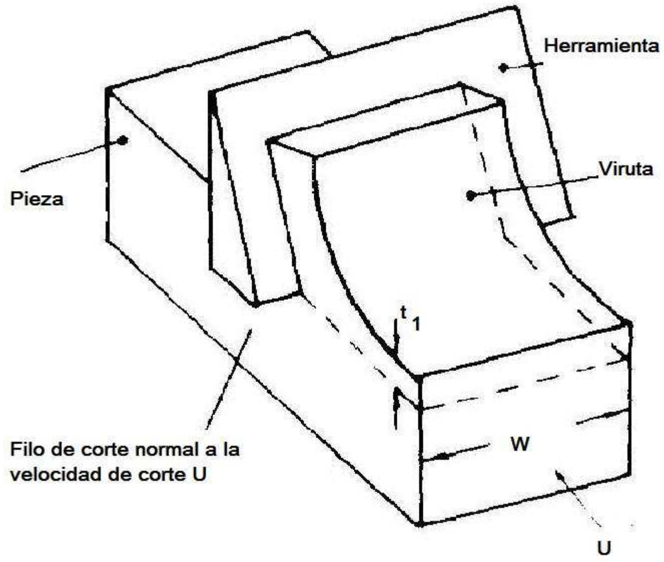

Fig 2.1.1- Proceso de mecanizado ortogonal

La geometría del filo de corte en este caso puede ser definida por su anchura, que debe ser mayor que la anchura de corte, y por los dos ángulos α y β (Fig. 2.1.2). El ángulo α entre la cara de corte de la herramienta y la normal a la velocidad de corte *U*, se denomina ángulo de desprendimiento. Este ángulo es positivo según la Fig. 2.1.2(a) y negativo según la Fig. 2.1.2(b). Los experimentos muestran que el ángulo de desprendimiento tiene un efecto profundo sobre el proceso de formación de viruta, y por lo tanto en las fuerzas de corte, etc. El ángulo β entre la cara de rozamiento de la herramienta y la superficie de trabajo se denomina ángulo de incidencia. En general se considera de menor importancia en la mecánica de la formación de viruta, aunque tal como mostró Taylor (1955) puede influir en la tasa de desgaste de la cara de rozamiento. En la práctica, el valor del ángulo de incidencia está determinado por consideraciones como la fuerza de corte en el borde y la necesidad de la herramienta de limpiar la superficie mecanizada.

Aunque muchos procesos de mecanizado están muy cercanos a las condiciones de mecanizado ortogonal, es evidente que los procesos a menudo pueden ser representados con mayor precisión por un modelo en el que el filo de corte no es normal a la velocidad de corte y el corte se produce en más de un filo de corte. Esto puede conseguirse utilizando el modelo ortogonal como base. Inicialmente, sin embargo, la atención se concentra en el proceso de mecanizado ortogonal.

2.1.4. PROCESOS BÁSICOS DE FORMACIÓN DE VIRUTA

Para observar los diferentes tipos de procesos de eliminación de material que pueden tener lugar en el mecanizado, se suelen utilizar microfotografías de secciones de viruta. En este método el corte se toma bajo condiciones dadas y espaciado tan rápido como sea posible para que la deformación observada sea cercana a la que se produce realmente en el mecanizado. Véase Hastings (1967) para los dispositivos de “parada rápida” usados para este propósito. La pieza de trabajo es entonces retirada y una sección, en un plano paralelo a la dirección de corte y perpendicular a la superficie de mecanizado, pulida y grabada; se toma una imagen aumentada de la zona de deformación entre la pieza de trabajo y la viruta. Con este enfoque Rosenhain y Sturney (1925) fueron los primeros en tratar de clasificar los tipos de viruta que se pueden producir. Ellos sugirieron tres tipos básicos denominados “lágrima”, “corte” y “flujo”.

El trabajo de Rosenhain y Sturney fue sustituido por una clasificación más tarde debida a Ernst (1938) quien utilizó imágenes en movimiento de alta velocidad, además de microfotografías, para distinguir tres tipos de viruta, estos tipos son: discontinuo, continuo y continuo con acumulación en el borde, (con borde recrecido). Los bocetos pueden verse en la Fig. 2.1.3. Cada tipo de viruta se describe a continuación.

Con la viruta discontinua (Fig. 2.1.3(a)) la fractura se produce por delante de la herramienta y la viruta parece estar compuesta de varios segmentos. La superficie mecanizada resultante es rugosa e irregular. Este tipo de viruta se produce normalmente durante el mecanizado de materiales frágiles, aunque bajo ciertas condiciones, por ejemplo, bajas velocidades de corte y ángulos de desprendimiento muy negativos, también puede producirse, a pesar de que los materiales de trabajo sean relativamente dúctiles. En el caso de la viruta de forma continua (Fig. 2.1.3(b)), la viruta está formada por la deformación plástica sin fractura, por lo menos a escala macro. La superficie mecanizada en este caso es suave. La viruta de forma continua se obtiene generalmente cuando se mecanizan materiales dúctiles a altas velocidades de corte. En el caso de la viruta de forma continua con acumulación en el borde (Fig. 2.1.3(c)), las fotomicrografías indican que una capa de material altamente deformado se acumula en la cara de la herramienta, junto al filo de ésta. Esta capa de material acumulada en el borde se encuentra soldada al filo de la herramienta después del mecanizado.

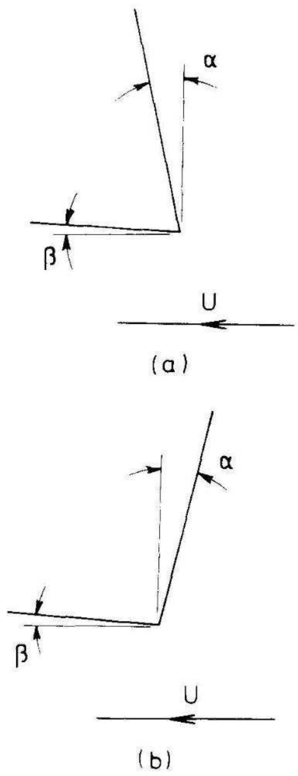

Fig 2.1.2- Geometría del filo de corte: (a) ángulo de desprendimiento positivo; (b) ángulo de desprendimiento negativo.

Con el uso de imágenes en movimiento, Ernst mostró que la forma de la acumulación en el borde es cíclica hasta un cierto tamaño, antes de convertirse en inestable y luego romper. Una parte de la acumulación en el borde forma la parte inferior de la viruta y la otra parte forma parte de la nueva superficie mecanizada. El acabado de la superficie resultante en este caso es pobre. La acumulación en el borde tiende a ocurrir durante procesos en los que la velocidad de corte es intermedia cuando el material mecanizado es dúctil, pero es difícil especificar reglas simples para determinarlo. Ernst sugirió que la acumulación en el borde era causada por el alto valor de la fricción entre la viruta y la herramienta dando lugar a fallos de corte en la superficie de la viruta debido al roce con la cara de la herramienta. Ernst concluyó que el valor de la fricción en la interfase herramienta-viruta era de considerable importancia en la determinación del tipo de viruta producido. La clasificación de Ernst no abarca todos los tipos de viruta. Por ejemplo, no incluye la viruta de tipo catastrófico que se produce en el mecanizado de materiales como el titanio y el acero inoxidable y materiales más comunes, tales como aceros al carbono en condiciones extremas. Tampoco subclasifica las distintas formas de acumulación en el borde que pueden ocurrir como demostró Heginbotham y Gogia (1961). Sin embargo, es una clasificación más útil.

Se puede apreciar que sólo cuando el mecanizado produce viruta continua (Fig. 2.1.3(b)), se puede aproximar el proceso por un proceso estacionario. Por lo tanto, no es extraño que se suponga que es el proceso que se aplica en la mayoría de los análisis de mecanizado.

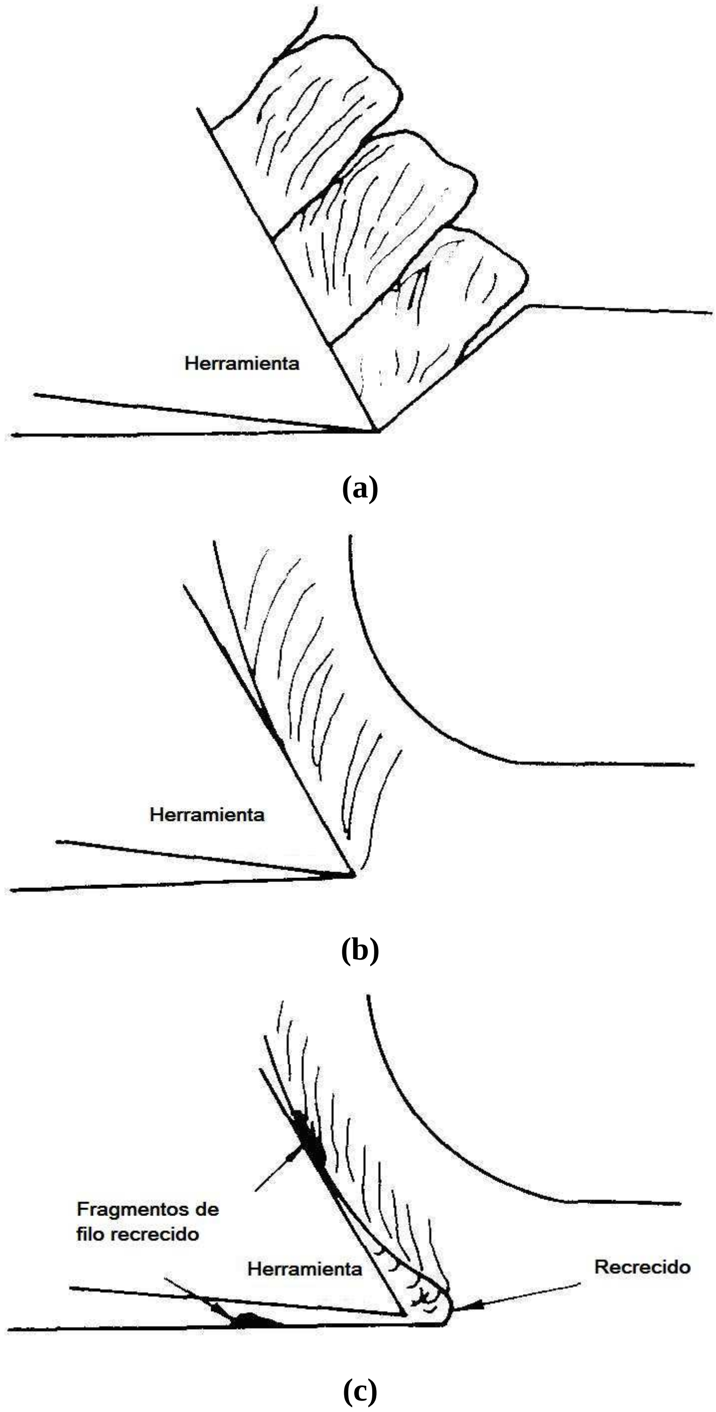

Fig 2.1.3- Esquemas de diferentes tipos de viruta (Ernst 1938): (a) discontinua; (b) continua; (c) continua con filo recrecido.

Cuando la viruta es discontinua o se produce una acumulación en el borde los procesos son no estacionarios y puede parecer excesivamente difícil de analizar. Sin embargo, la teoría de mecanizado basada en un modelo de estado estacionario (viruta continua) se puede utilizar para predecir cuando este modelo no es apto y cuando, por ejemplo, es probable que ocurra una acumulación en el borde.

2.1.5. PROBLEMA BÁSICO QUE REQUIERE SOLUCIÓN

Si la atención se limita al mecanizado con formación de viruta continua, el proceso es esencialmente un proceso de deformación plástica y la teoría adecuada para su solución es la teoría de la plasticidad. Para problemas plásticos de grandes tensiones, como el mecanizado, tal vez la teoría más potente para la obtención de soluciones es la teoría del campo de líneas de deslizamiento de deformación plana. El método del campo de líneas de deslizamiento se usa frecuentemente para este modelo y su descripción viene dada en el apéndice A1 de Oxley (1989). Para lograr las condiciones de la deformación real en el plano de mecanizado ortogonal sin flujo en la dirección del filo de corte, se requiere un experimento diseñado especialmente con placas laterales para impedir la circulación. Sin embargo, los experimentos muestran que las condiciones de mecanizado de deformación plana se cumplen aproximadamente si la anchura de corte w (Fig. 2.1.1) es grande en comparación con su espesor t_1. En particular, si $w \geq 10t_1$, las condiciones de deformación plana se aplican en casi todo el ancho y el flujo lateral es limitado por las regiones estrechas en los bordes. La razón de esto es que el material de trabajo rígido adyacente a la región de deformación limita la propagación lateral. En los análisis de mecanizado ortogonal, al considerar las dimensiones de corte, se supone que son tales que el supuesto de las condiciones de deformación plana sean razonables.

El problema a resolver puede enunciarse de la siguiente manera. Dadas las condiciones de corte y las propiedades adecuadas del material de trabajo y del material de la herramienta, determinar la geometría de la viruta y de las zonas de deformación plástica, junto con las tensiones asociadas, las deformaciones, las velocidades de deformación y las temperaturas. No se ha obtenido una solución completa al problema tal como se formula, ni siquiera para el caso idealizado de material de trabajo plástico perfectamente rígido (no endurecible), normalmente supuesto en la teoría del campo de líneas de deslizamiento. De hecho, en este contexto, Hill (1954) ha cuestionado la existencia de una solución única para un determinado conjunto de condiciones.

Es dudoso que pueda encontrarse una solución completa al problema incluso con los poderosos métodos numéricos disponibles, aunque Usui y Shirakashi (1982) y Childs y Maekawa (1987) llevaron a cabo intentos encomiables para lograrlo utilizando métodos de elementos finitos. En cualquier caso, es posible que el tiempo de los ordenadores involucrados fuera excesivo y los métodos numéricos podrían no ser rentables incluso en comparación con el enfoque empírico mencionado anteriormente. Hasta la fecha el enfoque habitual del problema ha sido proponer un modelo de formación de viruta basado en observaciones experimentales y luego desarrollar una teoría de mecanizado aproximada para esto. El más conocido modelo de este tipo es el modelo de formación de viruta del plano de corte. Este modelo será considerado en primer lugar.

2.2. PLANO DE CORTE Y SOLUCIONES RELACIONADAS

2.2.1. MODELO DEL PLANO DE CORTE

El modelo de formación de viruta del plano de corte se basa en la observación realizada por Ernst (1938) y otros autores de que la viruta de forma continua estaba formada por la deformación plástica en una estrecha zona que va desde el filo de la herramienta de corte hasta la superficie libre de la viruta. Esta zona se representa por el plano de corte AB de la Fig. 2.2.1

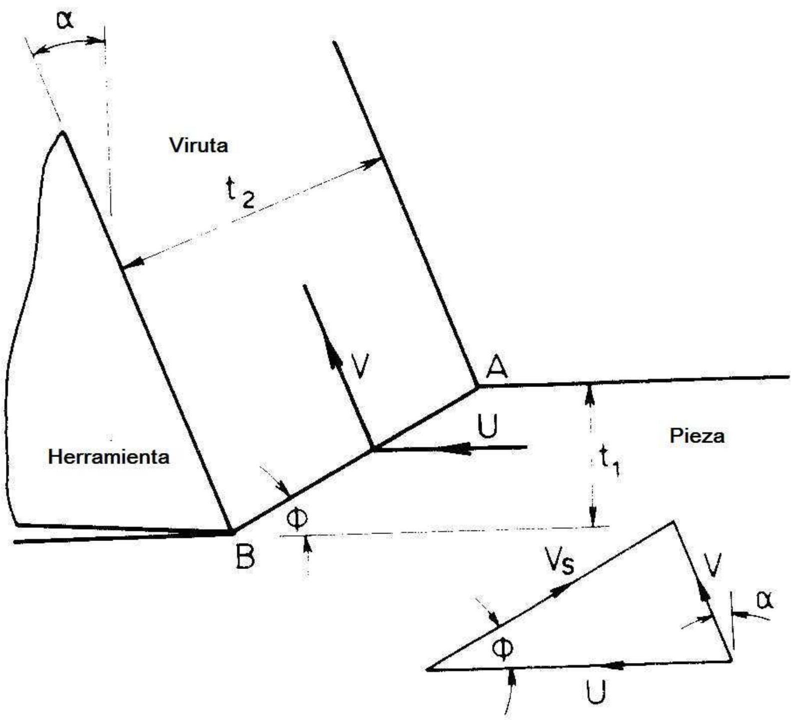

Fig 2.2.1- Modelo del plano de corte.

a través del cual la velocidad de trabajo *U*, (la herramienta se supone estacionaria), cambia instantáneamente a la velocidad de la viruta *V*. Esto ocasiona una discontinuidad o salto en la componente tangencial de la velocidad a través del plano AB igual a *V*, como se muestra en el diagrama de velocidad en la Fig. 2.2.1.

El modelo descrito sólo es válido para un material de trabajo ideal, perfectamente plástico y rígido (no endurecible). Para dicho material la deformación elástica se tiene en cuenta durante la deformación y el volumen de un elemento permanece constante. La conservación de la masa, por lo tanto, requiere que la componente normal de la velocidad sea constante a través de AB, tal como muestra el diagrama de la velocidad, es decir, las componentes *U* y *V* normales a AB son iguales. No se pone ninguna restricción para la consideración de la componente tangencial. Sin embargo, si el material se endurece durante la deformación, la discontinuidad en la velocidad ya no es admisible. En este caso AB debe abrirse para formar una zona de corte finita por la que los elementos de material fluyan a lo largo de líneas de corriente suaves.

El plano de corte AB, como un plano de discontinuidad de velocidad tangencial, es una dirección de máxima velocidad de deformación cortante ($\dot{\gamma}_{AB} \to \infty$ en este caso). Y por lo tanto, de la teoría de la plasticidad isótropa también puede suponerse como una dirección de esfuerzo cortante máximo. En términos de la teoría del campo de tensiones de líneas de deslizamiento, para un material rígido perfectamente plástico (ver Apéndice A1 de Oxley (1989)), AB es una línea de deslizamiento. Las componentes de la tensión que actúan en un punto sobre una línea de deslizamiento son la compresión media (hidrostática) p que actúa normal a la línea de deslizamiento y la tensión de fluencia de corte k que actúa paralela a la línea de deslizamiento. Para un material perfectamente plástico, k se mantiene constante durante la deformación y las ecuaciones de equilibrio de la tensión referidas a las líneas de deslizamiento, (las ecuaciones de Hencky), pueden ser escritas de la siguiente forma:

$$p + 2k\psi = cte \qquad \text{a lo largo de la línea I} \qquad (2.1)$$
$$p - 2k\psi = cte \qquad \text{a lo largo de la línea II}$$

Donde ψ es el giro en sentido contrario a la línea I a partir de un eje de referencia fijo con las líneas I tomadas como aquellas en las cuales el esfuerzo cortante ejerce un par en sentido horario. De las ecuaciones (2.1) la variación del largo de una línea de deslizamiento está directamente relacionada con el ángulo girado por la línea de deslizamiento. Por tanto, si el plano de corte AB se toma recto, como en la mayoría de las teorías del plano de corte, entonces p es constante a lo largo de AB y la fuerza resultante transmitida por AB (R en la Fig. 2.2.2) pasa por su punto medio.

Si se asume que la herramienta está perfectamente afilada, la interfase herramienta-viruta (a lo largo de la cual la viruta y la herramienta están en contacto), también debe transmitir la misma fuerza resultante R.

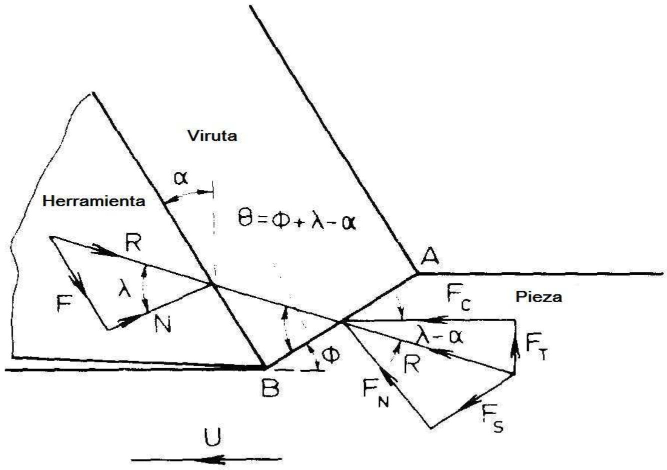

Fig 2.2.2- Fuerzas asociadas al modelo del plano de corte.

Es conveniente dividir R en diversos conjuntos de componentes, como se muestra en la Fig. 2.2.2 de la que se pueden obtener las siguientes relaciones:

$$\begin{aligned} F_C &= R\cos(\lambda-\alpha) \\ F_T &= R\sin(\lambda-\alpha) \\ F &= R\sin\lambda \\ N &= R\cos\lambda \end{aligned} \qquad (2.2)$$

$$R = \frac{F_S}{\cos\theta} = \frac{k_{AB}t_1 w}{\sin\phi\cos\theta}$$

Donde F_C y F_T son las fuerzas en la dirección de corte (la dirección U en la Fig. 2.2.2) y la normal a esta dirección, respectivamente. F y N son las fuerzas de rozamiento y la fuerza normal en la interfase viruta-herramienta, F_s es la fuerza de corte a lo largo de AB, α es el ángulo de desprendimiento de la herramienta, λ es el ángulo de rozamiento, se utiliza para describir la condición de fricción en la interfase viruta-herramienta, ϕ es el ángulo formado por AB con la dirección de corte (se denomina ángulo de deslizamiento), θ es el ángulo formado por la resultante R con AB, k_{AB} es la tensión de fluencia cortante a lo largo de AB, t_1 es el espesor de viruta indeformada y w es la anchura de corte medida a lo largo del filo de corte.

Algunas relaciones útiles entre las velocidades se pueden obtener del diagrama de velocidad de la Fig. 2.2.1:

$$
\begin{aligned}
V &= \frac{U \sin\phi}{\cos(\phi-\alpha)} \\
V_S &= \frac{U \cos\alpha}{\cos(\phi-\alpha)} \\
V_N &= U \sin\phi
\end{aligned}
\qquad (2.3)
$$

Donde V_N es la velocidad normal a AB.

Se puede demostrar fácilmente que la deformación cortante que se produce al cruzar una discontinuidad de velocidad tangencial está dada por la magnitud de la discontinuidad dividida por la magnitud de la componente de velocidad normal a la discontinuidad. Por lo tanto, la deformación cortante que se produce cuando el material cruza el plano de corte AB (Fig. 2.2.1), está dada por $\gamma_{SP} = V_S / V_N$. Si se sustituye V_S y V_N de la ecuación 2.3 se obtiene:

$$\gamma_{SP} = \frac{\cos\alpha}{\sin\phi \cos(\phi-\alpha)} \qquad (2.4)$$

2.3. PROPIEDADES DEL MATERIAL DE TRABAJO: LA INFLUENCIA DE LA VELOCIDAD DE DEFORMACIÓN Y LA TEMPERATURA

2.3.1. DETERMINACIÓN DE LA TENSIÓN DE FLUENCIA MEDIANTE LA LEY DE JOHNSON-COOK

En este estudio se considera el modelo de tensión de fluencia de Johnson-Cook. El modelo del material de trabajo de Johnson-Cook describe la tensión de fluencia del material considerando la deformación, la velocidad de deformación y los efectos de la temperatura tal y como se muestra en la siguiente ecuación:

$$\sigma = \left[A + B(\bar{\varepsilon})^n\right] \cdot \left[1 + C \ln\left(\frac{\dot{\bar{\varepsilon}}}{\dot{\bar{\varepsilon}}_0}\right)\right] \cdot \left[1 - \left(\frac{T - T_0}{T_m - T_0}\right)^m\right] \tag{3.1}$$

Las constantes *A, B, C, n y m* del modelo se obtienen de las pruebas (SHPB), Split Hopkinson Pressure Bar, que se llevaron a cabo a deformaciones definidas dentro del rango de 0.05 a 0.2, a velocidades de deformación de 7500*l/s* y temperaturas comprendidas entre 35ºC y 625ºC por Jaspers y Dautzenberg. En la siguiente tabla se exponen los valores de dichas constantes para cada tipo de material.

	Tm(ºC)	***A(MPa)***	***B(MPa)***	***C***	***n***	***m***
AISI 1045	1460	553,1	600,8	0,0134	0,234	1
AL 6061-T6	582	324	114	0,002	0,42	1,34
AL 6082-T6	582	250	243,6	0,00747	0,17	1,31

2.3.2. MÉTODOS PARA CALCULAR LA TEMPERATURA

El calor se genera en el mecanizado por el trabajo realizado en la zona plástica en la que se forma la viruta y por la fricción en la interfase herramienta-viruta. En este sentido, cabe señalar que para el modelo del plano de corte el ratio de trabajo total FC es igual a $F_S V_S + FV$, siendo $F_s V_S$ el ratio de trabajo en la zona de formación de viruta y FV el ratio de trabajo en la interfase herramienta-viruta. Si la herramienta no está perfectamente afilada, por ejemplo, si el desgaste se ha producido en la superficie de la cara, entonces el calor adicional será generado por la fricción entre la zona de desgaste y la nueva superficie maquinada.

En los intentos por calcular las temperaturas en el mecanizado mediante el modelo del plano de corte y en todos los métodos de cálculo de la temperatura a considerar, se supone que todo el trabajo producido en la formación de viruta se convierte en calor y sólo una cantidad insignificante de la energía se mantiene dentro del metal deformado. Los trabajos experimentales que apoyan esta hipótesis han sido presentados por Taylor y Quinney (1934, 1937) y por Bever et al. (1953). Hahn (1951) calculó la temperatura del plano de corte considerando que el plano era una fuente de banda uniforme en movimiento oblicuo a través de una pieza de trabajo infinita. Leone (1954) y Lowen y Shaw (1954) también supusieron que el plano de corte era una fuente de banda uniforme, pero consideraron que se movía sobre una pieza de trabajo semi-infinita introduciendo calor en la pieza y en la viruta que se determinó aplicando el principio de partición en bloques (1938). Trigger y Chao (1951) y Lowen y Shaw (1954) usaron el principio de partición en bloques para calcular la temperatura media en la interfase herramienta-viruta considerando que el calor desarrollado en dicha interfase estaba uniformemente distribuido. Weiner (1955) obtuvo una solución para la distribución de temperaturas del plano de corte asumiendo que la velocidad de la viruta era perpendicular al plano de corte y que la conducción de calor en las direcciones del movimiento de la pieza y de la viruta podía obviarse. Utilizando técnicas de mitigación, Rapier (1954) calculó la distribución de temperaturas en la pieza, en la viruta y en la herramienta que trató como tres sistemas separados. También supuso una temperatura del plano de corte constante y una fuente de calor uniforme plana en la interfase herramienta-viruta con todo el calor de la interfase fluyendo hacia el interior de la viruta y nada hacia el interior de la herramienta. Dutt y Brewer (1964) mejoraron el análisis del tratamiento de la pieza, la viruta y la herramienta como un único sistema, pero después de hacer algunas aproximaciones comprobaron que eran capaces de prescindir de la región de la herramienta por completo. De esta forma pudieron determinar la proporción de calor del plano de corte que entraba en la pieza y en la viruta, y la proporción de calor de la interfase herramienta-viruta que entraba en la viruta y en la herramienta. Chao y Trigger (1955) mejoraron su anterior solución analítica para la distribución de la temperatura de la interfase, permitiendo que la fracción de calor que fluye en la interfase de la herramienta variara a lo largo de la interfase, aunque aún suponiendo una fuente de calor uniforme. En sus cálculos, usaron un procedimiento iterativo de análisis que implicaba una red de fuentes puntuales de calor reales y ficticias.

Las principales desventajas de los métodos anteriores de cálculo de temperaturas resultan principalmente de las simplificaciones hechas en el modelo del plano de corte. Éste supone una discontinuidad de velocidad a través del plano de corte, mientras que en materiales reales la transición de la velocidad de la pieza a la velocidad de la viruta se produce gradualmente en una zona plástica finita. Además, la velocidad del material de la viruta adyacente a la interfase herramienta-viruta es menor que la velocidad de la viruta, dando como resultado la deformación característica que suele observarse en esta región. Se ha supuesto en todos los casos considerados que el calor generado se limita de manera uniforme al plano de corte y a la interfase herramienta-viruta en vez de ser propagado sobre las zonas finitas plásticas, y como mostró Boothroyd

(1963) esto dará como resultado temperaturas que estarán sobreestimadas. Los métodos que se describen a continuación se basan en el trabajo de Boothroyd.

El aumento de la temperatura en la zona plástica en la que se forma la viruta se obtiene teniendo en cuenta el trabajo plástico realizado en esta zona y viene dado por:

$$\Delta T_{SZ} = \frac{1-\beta}{\rho S t_1 w} \frac{F_S \cos \alpha}{\cos(\phi - \alpha)} \qquad (3.2)$$

Donde ρ es la densidad del material de trabajo, S su calor específico y β es la proporción de calor conducida hacia el interior de la pieza. Se han llevado a cabo varios intentos para predecir β teóricamente incluidos los intentos realizados por Weiner (1955) basados en el modelo de formación de viruta del plano de corte. Los resultados de Weiner están representados por la línea en la Fig. 2.3.1 que muestra β representado frente a R_T donde R_T es un número adimensional dado por:

$$R_T = \rho S U t_1 / K \qquad (3.3)$$

Donde K es la conductividad térmica del material de trabajo. Los valores experimentales de β también se pueden observar en la Fig. 2.3.1.

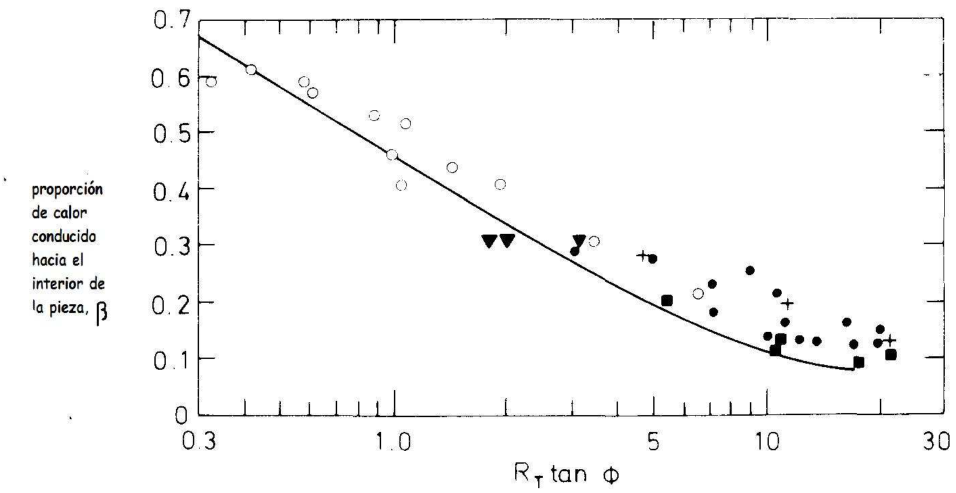

Fig 2.3.1- Resultados teóricos y experimentales de β; la línea representa los resultados teóricos de Weiner (1955); ○representan los resultados experimentales de Nakayama (1956); ▼, ■, ● representan los resultados experimentales de Boothroyd (1963), + representa los resultados calculados por Tay el al. (1974) usando el método de elementos finitos.

Éstos fueron obtenidos por Nakayama (1956), utilizando una técnica de termopar para medir el calor que se llevaba la pieza y por Boothroyd (1963), que midió la distribución de temperaturas en la pieza, en la viruta, en las zonas de deformación y en la herramienta usando un método de radiación infrarroja y calculó β a partir de la distribución de temperaturas en la pieza. (Los detalles de los diferentes métodos de medición de temperaturas en el mecanizado fueron descritos por Boothroyd (1965), Trent (1977) y Shaw (1984)). A partir de los resultados experimentales de la Fig. 2.3.1 puede observarse que la solución de Weiner subestimó el valor de β. En vista de esto, β ha sido normalmente estimada en la pieza a partir de las siguientes ecuaciones empíricas que se han obtenido sobre la base de los resultados experimentales de la Fig. 2.3.1:

$$\beta = 0.5 - 0.35\lg(R_T \tan\phi) \qquad \text{para } 0.04 \le R_T \tan\phi \le 10.0$$
$$\beta = 0.3 - 0.15\lg(R_T \tan\phi) \qquad \text{para } R_T \tan\phi > 10.0 \tag{3.4}$$

Los límites entre los que debe encontrarse el valor de β también se imponen. La temperatura media a lo largo de AB se obtiene de:

$$T_{AB} = T_W + \eta\Delta T_{SZ} \tag{3.5}$$

Donde T_W es la temperatura inicial de trabajo y η $(0 < \eta \le 1)$ es un factor que permite tener en cuenta que no todo el trabajo plástico de formación de viruta ha tenido lugar en AB. La temperatura media en la interfase herramienta-viruta que ayudará a determinar la tensión de fluencia media en la interfase se obtiene de:

$$T_{\text{int}} = T_W + \Delta T_{SZ} + \psi\Delta T_M \tag{3.6}$$

Donde ΔT_M es el máximo aumento de temperatura en la viruta que se produce en la interfase y ψ (0 < $\psi \le$ 1) es un factor que explica la posible variación de la temperatura a lo largo de la interfase. Boothroyd (1963) calculó ΔT_M utilizando métodos numéricos para las zonas plásticas triangular (máximo espesor en el filo de corte) y rectangular (fuentes de calor) en la interfase, sin deslizamiento en la interfase y, por tanto, con todo el calor de la fricción disipado en estas zonas.

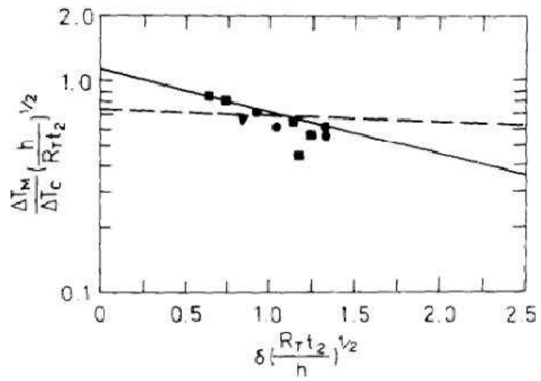

Fig 2.3.2- Resultados calculados y experimentales de la temperatura en la interfase herramienta-viruta: la línea continua representa los resultados suponiendo la zona plástica rectangular y la línea discontinua representa los resultados numéricos suponiendo zona plástica triangular; los símbolos representan resultados experimentales.

Los resultados de estos cálculos están representados por las líneas de la Fig. 2.3.2. Los resultados experimentales dados en la Fig. 2.3.2 muestran la proporción entre ΔT_M y ΔT_C, el aumento de temperatura promedio en la viruta fue obtenido por Boothroyd a partir de sus distribuciones de temperatura medidas experimentalmente. Se puede observar que los cálculos sobre la base de la zona plástica rectangular se ajustan mejor a los experimentos. Si el espesor de la zona rectangular plástica se toma como δt_2, donde δ es la razón de este grosor con respecto al espesor de viruta, como se muestra por Stevenson (1970), los resultados calculados por Boothroyd para este caso (línea continua en la Fig. 2.3.2) pueden ser representados por la ecuación:

$$\lg\left(\frac{\Delta T_M}{\Delta T_C}\right) = 0.06 - 0.1958\delta\left(\frac{R_T t_2}{h}\right)^{1/2} + 0.5\lg\left(\frac{R_T t_2}{h}\right) \qquad (3.7)$$

Donde ΔT_C es el aumento de temperatura medio en la viruta que viene dado por la ecuación:

$$\Delta T_C = F\sin\phi / \rho s t_1 w \cos(\phi - \alpha) \qquad (3.8)$$

Y h es la longitud de contacto herramienta-viruta.

2.3.3. PROPIEDADES TÉRMICAS

En las aplicaciones de la teoría de mecanizado descritas en los siguientes capítulos la atención se centra principalmente en las piezas cuyo material es el acero al carbono y en el cálculo de temperaturas, la forma de calcular las propiedades térmicas adecuadas dependientes de la temperatura se detalla a continuación.

La influencia del contenido de carbono sobre el calor específico *S* suele ser pequeña y a partir de los datos proporcionados por Woolman y Mottram (1964), la ecuación siguiente se puede utilizar para todos los aceros considerados:

$$S[J/(KgK)] = 420 + 0.504T[^{o}C] \qquad (3.9)$$

Sin embargo, existe una marcada influencia del contenido de carbono en la conductividad térmica, *K* y deberá considerarse para ésta y otros elementos que dependan de ella. Hastings (1975) demostró cómo se puede tener en cuenta esta influencia utilizando los resultados experimentales de la conductividad térmica dados por Woolman y Mottram (1964). En este enfoque se utilizan dos ecuaciones que se derivan de los resultados experimentales. En la primera ecuación, la conductividad térmica a 0 °C se expresa en términos de la composición química. Ésta se utiliza luego con la segunda ecuación que relaciona la variación de la conductividad térmica con la temperatura. Las ecuaciones correspondientes obtenidas de los datos de Woolman y Mottram son:

$$K_0 = 1/(5.8 + 1.6[C] + 4.1[Si] + 1.4[Mn] + 5[P] + [Ni] + 0.6[Cr] + 0.6[Mo]) \qquad (3.10)$$

$$K = 418.68[0.065 + (K_0 - 0.065)(1.0033 - 11.095 \times 10^{-4} T)] \qquad (3.11)$$

Donde K_0 es la conductividad térmica a 0ºC, *K* es la conductividad térmica a T ºC con unidades de conductividad térmica [*W/(mK)*], y [C], [Si], etc., son los porcentajes de cada elemento presentes en el material de trabajo considerado. Las ecuaciones anteriores producen ecuaciones de la forma:

$$K[W/(mK)] = 54.17 - 0.02987T[^{o}C] \qquad (3.12)$$

Para un acero de composición química 0.20% C, 0.15% Si, 0.015% S, 0.72% Mn, 0.015% Al, y

$$K[W/(mK)] = 52.61 - 0.0281T[^{o}C] \qquad (3.13)$$

Para un acero de composición química 0.38% C, 0.1% Si, 0.77% Mn, 0.015% P.

En los cálculos de la temperatura el efecto de la temperatura en la densidad del material de trabajo ρ, es despreciable, y por lo tanto ha sido ignorado y ρ ha sido tomada como $7862 Kg / m^3$ para todos los aceros considerados.

2.3.4. INFLUENCIA DE LA VELOCIDAD DE DEFORMACIÓN Y DE LA TEMPERATURA EN LA TENSIÓN DE FLUENCIA

Stevenson y Oxley (1970-1971) obtuvieron resultados de la influencia de la velocidad de deformación y de la temperatura en la tensión de fluencia a partir de sus resultados experimentales de mecanizado considerando el flujo en la interfase herramienta-viruta. Para hacer esto asumieron que sobre toda la longitud de contacto existía el estado plástico de tensión en la viruta en el material adyacente a la interfase herramienta-viruta, siendo la interfase una dirección de esfuerzo cortante máximo y velocidad de deformación cortante máxima y siguiendo a Boothroyd (1963), en el razonamiento de que la zona plástica en la interfase era rectangular sin deslizamiento en la interfase. De estas hipótesis se obtiene que la tensión de fluencia cortante, k_{int} y máxima velocidad de deformación cortante en la interfase, $\dot{\gamma}_{\text{int}}$, vienen dadas por:

$$k_{\text{int}} = \frac{F}{hw} \qquad (3.14)$$

$$\dot{\gamma}_{\text{int}} = \frac{V}{\delta t_2} \qquad (3.15)$$

Los valores de la temperatura en la interfase T_{int} pueden ser calculados de las ecuaciones (3.6) a (3.8). Stevenson y Oxley calcularon k_{int}, $\dot{\gamma}_{\text{int}}$ y T_{int} de estas ecuaciones usando los resultados experimentales incluyendo los valores experimentales de la longitud de contacto herramienta-viruta, *h* que fue medida a partir de la longitud de la cicatriz de desgaste en la cara de corte de la herramienta. En los cálculos de δ, el ratio de espesor de la zona plástica de la interfase con respecto al espesor de viruta t_2, fue tomado como 0.125. Los valores de *F*, t_2 y *V* que se necesitaron para la determinación de k_{int}, etc., se encontraron de la ecuación

$$F = F_C \sin\alpha + F_T \cos\alpha \qquad (3.16)$$

$$t_2 = \frac{t_1 \cos(\phi - \alpha)}{\sin\phi} \qquad (3.17)$$

Y de la ecuación (2.3), usando valores experimentales de ϕ, F_C y F_T junto con las condiciones de corte dadas. En el cálculo de T_{int} se requiere un proceso iterativo ya que *S* y *K* son dependientes de la temperatura, con en este caso, la temperatura T en la determinación de *S* y *K* , tomada como la temperatura media de la viruta dada por:

$$T_C = T_W + \Delta T_{SZ} + \Delta T_C \qquad (3.18)$$

El factor de temperatura ψ en la ecuación (3.6) fue tomado como la unidad.

Se puede concluir de la labor descrita hasta ahora en este capítulo que un ensayo de mecanizado cuidadosamente diseñado puede proporcionar un método eficaz para medir las propiedades de tensión de fluencia de un material. De hecho para las deformaciones altas (de 1 en adelante) y temperaturas (de 200 a 1000ºC) encontrados en el mecanizado es difícil concebir un método de ensayo más adecuado. La filosofía de la obtención de las propiedades de tensión de fluencia de un material a partir de los pocos resultados de los ensayos de mecanizado y luego la aplicación de estos para hacer predicciones de las fuerzas de corte, etc. en un rango mucho más amplio de condiciones, tal como proponen Fenton y Oxley (1969-1970), parece acertada. Sin embargo, el enfoque de utilizar los resultados de mecanizado para predecir los resultados de mecanizado claramente invita a pensar en el pescado que se muerde la cola. Sería mucho mejor desde el punto de vista de tratar de verificar una teoría predictiva de mecanizado, si esto se pudiera hacer utilizando las propiedades de tensión de fluencia obtenidas de un ensayo independiente.

2.4. MODELO PREDICTIVO DE MECANIZADO

2.4.1. TEORÍA BÁSICA Y PROCEDIMIENTO DE CÁLCULO

La teoría se basa en un modelo de formación de viruta derivada del análisis del flujo de campo de líneas de deslizamiento y del análisis de la velocidad de deformación de los campos experimentales de flujo. El modelo utilizado en el análisis viene dado en la Fig. 2.4.1. Se supone que las condiciones de estado estacionario y deformación plana son aplicables y que la herramienta se encuentra perfectamente afilada.

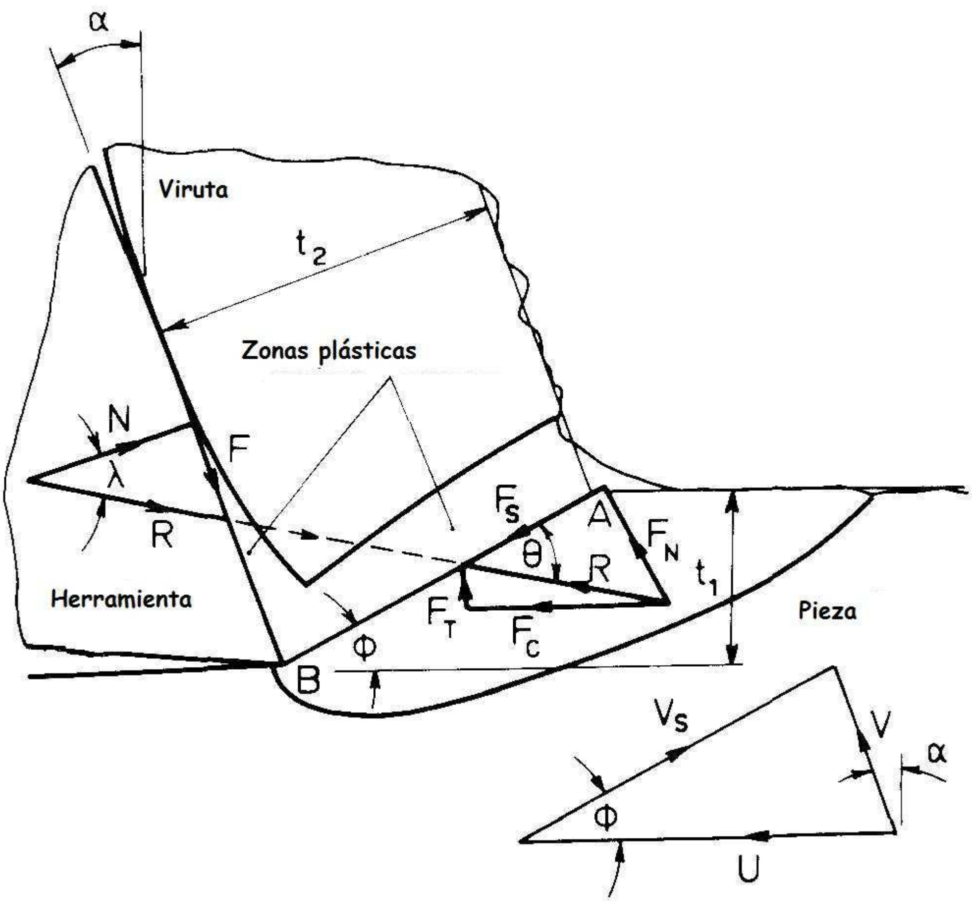

Fig 2.4.1- Modelo de formación de viruta usado en el análisis

El plano AB cerca del centro de la zona de formación de viruta puede verse que es la misma construcción que se utiliza en la Fig. 2.2.1. De esta manera, AB se puede considerar como una línea de deslizamiento recta cerca del centro de los campos de líneas de deslizamiento para la zona de formación de viruta. La base de la teoría es analizar la distribución de la tensión, a lo largo de AB y la interfase herramienta-viruta, que también se supone que es una dirección de máxima tensión de corte y máxima velocidad de deformación de corte, en términos del ángulo de deslizamiento ϕ (ángulo formado por AB con la velocidad de corte), las propiedades del material de trabajo, etc., y luego seleccionar ϕ de forma que las fuerzas de corte transmitidas por AB y la interfase estén en equilibrio. Una vez que se conoce ϕ, el espesor de viruta t_2 y las diferentes componentes de la fuerza, pueden determinarse a partir de las mismas relaciones geométricas que para el modelo del plano de corte, es decir:

$$\begin{aligned} & t_2 = t_1 \cos(\phi-\alpha)/\sin\alpha \\ & F_C = R\cos(\lambda-\alpha) \\ & F_T = R\sin(\lambda-\alpha) \\ & F = R\sin\lambda \\ & N = R\cos\lambda \\ & R = \frac{F_S}{\cos\theta} = \frac{k_{AB} t_1 w}{\sin\phi\cos\theta} \end{aligned} \qquad (4.1)$$

Donde todos los ángulos, fuerzas, etc., son tal como se muestran en la Fig. 2.4.1 y como anteriormente se definieron. El método utilizado para analizar las tensiones a lo largo de AB (Fig. 2.4.1) es esencialmente el mismo que el método utilizado por Stevenson y Oxley (1970-1971) que se describe en la sección 6.1 de Oxley (1989). La diferencia es que la velocidad de deformación a lo largo de AB se supone que debe darse por:

$$\dot{\gamma}_{AB} = C\frac{V_S}{l} \qquad (4.2)$$

Y no por $\dot{\gamma}_{AB} = C'V_S/t_1$ como se expone en la sección 6.1. La razón de este cambio es que de esta forma la teoría predice ϕ con más exactitud que si se basara en la ecuación $\dot{\gamma}_{AB} = C'V_S/t_1$. Es interesante observar que proponiendo la ecuación anterior Stevenson y Oxley (1969-1970) sugirieron que podría ser más oportuno establecer una relación entre γ_{AB} y V_S/l en lugar de V_S/t_1 pero no pudieron verificar esto con los resultados experimentales de la velocidad de deformación ya que ϕ era más o menos constante en sus ensayos, por lo que *l* era aproximadamente proporcional a t_1. Los resultados de velocidad de deformación de Stevenson y Oxley se muestran en la Fig. 2.4.2 y se puede ver una vez más que se adaptan bastante bien a una sola línea recta. De los resultados de la Fig. 2.4.2, *C* se muestra que es aproximadamente 5.9. Si la ecuación 4.2 se toma para obtener la velocidad de deformación a lo largo de AB, sustituyendo la ecuación junto con las ecuaciones (4.2.a), (4.2.b) y (4.2.c) en la ecuación (4.2.d):

$$\gamma_{AB} = \frac{1}{2}\frac{\cos\alpha}{\sin\phi\cos(\phi-\alpha)} \qquad (4.2.a)$$

$$d\sigma / d\varepsilon = n\sigma_{AB} / \varepsilon_{AB} \quad \text{ó} \quad dk / d\gamma = nk_{AB} / \gamma_{AB} \qquad (4.2.b)$$

$$dt / ds_2 = 1/U \sin\phi \qquad (4.2.c)$$

$$\frac{dk}{ds_2} = \frac{dk}{d\gamma}\frac{d\gamma}{dt}\frac{dt}{ds_2} \qquad (4.2.d)$$

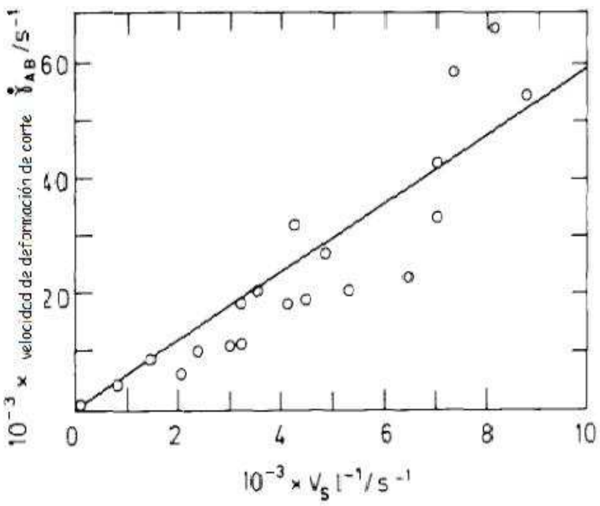

Fig. 2.4.2- Resultados experimentales de la velocidad de deformación

Se obtiene la relación:

$$dk / ds_2 = 2Cnk_{AB} / l \qquad (4.3)$$

Donde n es el índice de endurecimiento por deformación en la relación de la tensión de fluencia del modelo constitutivo de Johnson-Cook usado para representar las propiedades de la tensión de fluencia del material de trabajo, y sustituyendo esto por $\Delta k / \Delta s_2$ en la ecuación,

$$\tan\theta = 1 + 2\left(\frac{\pi}{4} - \phi\right) - \frac{\Delta k}{2k_{AB}}\frac{l}{\Delta s_2}, \qquad \text{se obtiene:}$$

$$\tan\theta = 1 + 2(\frac{\pi}{4} - \phi) - Cn \qquad (4.4)$$

De la geometría de la Fig. 2.4.1, el ángulo θ puede, de la misma forma que para el modelo del plano de corte, ser expresado en términos de otros ángulos a través de la ecuación:

$$\theta = \phi + \lambda - \alpha \qquad (4.5)$$

La temperatura en AB se necesita, junto con la velocidad de deformación en AB (dada por la ecuación 4.2) y la deformación en AB dada por la siguiente ecuación, para determinar k_{AB}:

$$\gamma_{AB} = \frac{1}{2}\frac{\cos\alpha}{\sin\phi\cos(\phi-\alpha)} \tag{4.6}$$

Dicha temperatura se obtiene de las siguientes ecuaciones:

$$T_{AB} = T_W + \eta\Delta T_{SZ}$$

Con: (4.7)

$$\Delta T_{SZ} = \frac{1-\beta}{\rho S t_1 w}\frac{F_S\cos\alpha}{\cos(\phi-\alpha)}$$

Donde T_W es la temperatura de trabajo inicial, F_S es la fuerza de corte a lo largo de *AB*, η ($0 \leq \eta \leq 1$) es un factor que permite tener en cuenta de que no todo el trabajo plástico de formación de viruta se ha producido en AB, ρ y *S* son la densidad y el calor específico del material de trabajo y β es la proporción de calor conducida dentro de la pieza. β se encuentra como antes (ver sección 2.3.2) de las siguientes ecuaciones empíricas basadas en una recopilación de resultados experimentales realizados por Boothroyd (1963):

$$\beta = 0.5 - 0.35\lg(R_T\tan\phi) \qquad \text{para} \qquad 0.04 \leq R_T\tan\phi \leq 10.0$$

(4.8)

$$\beta = 0.3 - 0.15\lg(R_T\tan\phi) \qquad \text{para} \qquad R_T\tan\phi > 10.0$$

Con el número térmico adimensional R_T dado por:

$$R_T = \rho S U t_1 / K \tag{4.9}$$

Donde *K* es la conductividad térmica del material de trabajo. Los límites $0 \leq \beta \leq 1$, son también impuestos.

Al considerar la interfase herramienta-viruta se supone que existe un estado plástico de tensión en la viruta sobre toda la longitud de contacto ya que la deformación en la viruta puede estar representada por una zona plástica rectangular, sin deslizamiento en la interfase. Debe notarse que este es el modelo asumido por Stevenson y Oxley (1970-1971) en la investigación de la influencia de la velocidad de deformación y la temperatura sobre la tensión de fluencia en la interfase (ver sección 2.3.4). Hay poca información disponible sobre las distribuciones de tensión en la interfase herramienta-viruta para las condiciones prácticas de corte. En la medición de éstas de forma experimental, una técnica (Usui y Takeyama 1960, Chandrasekaran y Kapoor y 1965) ha sido la de utilizar una herramienta de material fotoelástico para medir las tensiones cuando se corta un material de trabajo blando como el plomo a velocidades de corte muy bajas.

Los resultados obtenidos de esta forma, muestran que la tensión normal presenta un máximo cerca de B (Fig. 2.4.1) y que se reduce más o menos linealmente a lo largo de la longitud de contacto. Mediante el uso de herramientas de compuestos especiales, Kato et al. (1972) fueron capaces de medir las distribuciones de tensión para las condiciones de corte prácticas y encontraron que dependiendo del material de trabajo, (el acero no fue considerado) , las distribuciones de tensión normal variaban de la distribución aproximadamente triangular, de acuerdo con los resultados fotoelásticos, hacia una combinación aproximadamente uniforme en la primera mitad del contacto, reduciéndose linealmente para el resto. Los resultados del

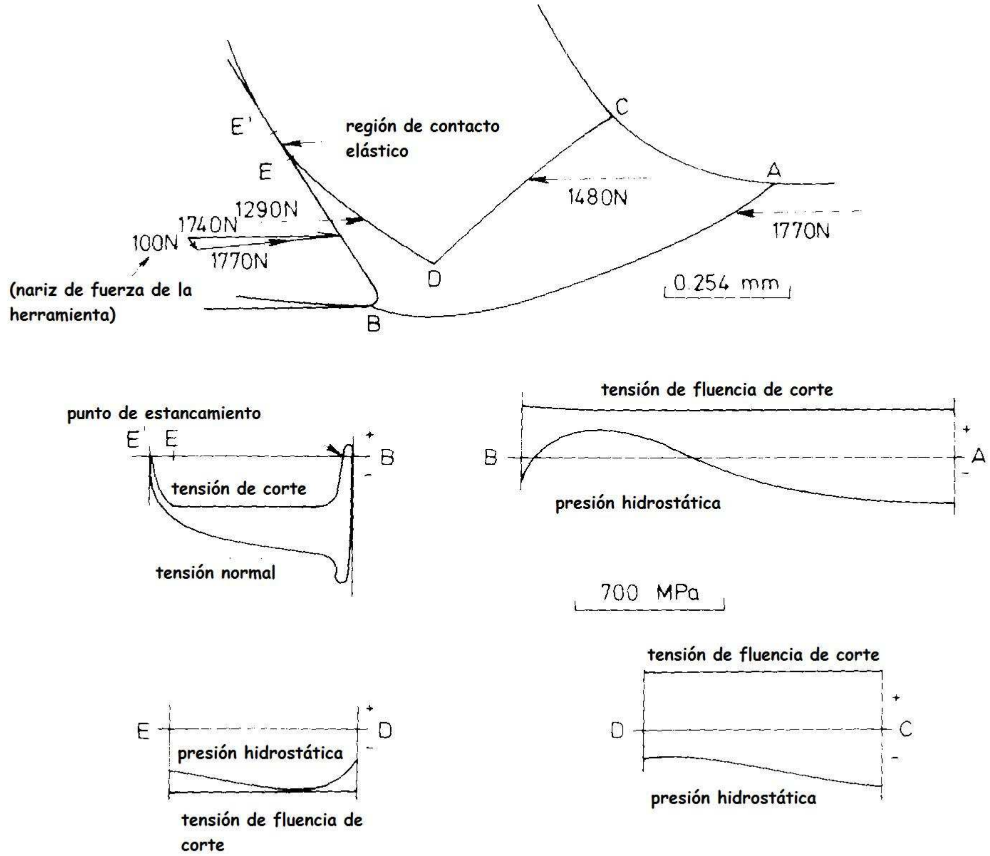

Fig 2.4.3- Tensiones y fuerzas límites para el campo de líneas de deslizamiento de Roth y Oxley. Notar que las tensiones de corte se muestran positivas cuando se unen en el sentido de las agujas del reloj en el elemento en el que actúan y las tensiones directas incluyendo las hidrostáticas se muestran positivas cuando son de tracción.

mecanizado de baja velocidad del campo de líneas de deslizamiento de Roth y Oxley (1972) para un acero mecanizado (Fig. 2.4.3) muestran que a pesar de que la máxima tensión normal ocurre cerca de B, se reduce mucho menos sobre la longitud de contacto plástico de lo que vendría dado por una distribución triangular.

Para un material de trabajo de acero al carbono, Roth (1969) encontró que la tensión normal era casi constante sobre esta longitud, reduciéndose a cero rápidamente a lo largo de la corta longitud de contacto elástico. Para simplificar se supone en el presente análisis que existe un estado uniforme de tensión a lo largo de la interfaz. La temperatura media en la interfase herramienta-viruta, de la que se determina la tensión de fluencia media cortante en la interfase, se toma como:

$$T_{\text{int}} = T_W + \Delta T_{SZ} + \psi \Delta T_M \qquad (4.10)$$

Donde ΔT_M es el máximo incremento de temperatura en la viruta y el factor ψ ($0 < \psi \leq 1$) permite considerar las posibles variaciones de temperatura a lo largo de la interfase. Si el espesor de la zona plástica de la interfase herramienta-viruta se toma como δt_2 y la longitud de contacto como *h* entonces, como se muestra en la sección 2.3.2, ΔT_M se puede calcular de la ecuación:

$$\lg\left(\frac{\Delta T_M}{\Delta T_C}\right) = 0.06 - 0.195\delta\left(\frac{R_T t_2}{h}\right)^{1/2} + 0.5\lg\left(\frac{R_T t_2}{h}\right) \qquad (4.11)$$

Donde ΔT_C, el incremento de temperatura media en la viruta, viene dado por:

$$\Delta T_C = F \sin\phi / \rho S t_1 w \cos(\phi - \alpha) \qquad (4.12)$$

La longitud de contacto herramienta-viruta, *h*, se determina de la ecuación:

$$h = \frac{t_1 \sin\theta}{\cos\lambda \sin\phi}\left\{1 + \frac{Cn}{3\left[1 + 2\left(\frac{1}{4}\pi - \phi\right) - Cn\right]}\right\} \qquad (4.13)$$

Que se obtiene tomando momentos respecto a B, de las tensiones normales en AB para encontrar la posición de la fuerza resultante *R* y observando que para la distribución uniforme de tensión normal supuesta en la interfase, *R* intersecta a la cara de la herramienta a una distancia *h/2* de B. La máxima velocidad de deformación cortante en la interfase herramienta-viruta, que también es necesaria para determinar la tensión de fluencia cortante en la interfase, se obtiene de la ecuación:

$$\dot{\gamma}_{\text{int}} = \frac{V}{\delta t_2} \tag{4.14}$$

Donde *V* (Fig. 2.4.1) es la velocidad de la viruta rígida. Esta ecuación se deriva de la hipótesis de que la velocidad de deslizamiento en la cara de corte es cero o en otras palabras que la detención se ha producido en la región de contacto entre herramienta y viruta. Sin embargo, para condiciones de estado estacionario, como supone el presente análisis, el material debe abandonar la zona de la interfase herramienta-viruta de la zona plástica con una velocidad compatible con el movimiento del cuerpo rígido de la viruta y la velocidad de deslizamiento no puede ser cero en la región de contacto completa. Puede, sin embargo, ser mucho menor que la velocidad de la viruta en la mayor parte de esta región como se puede demostrar mediante el uso de un campo de líneas de deslizamiento similar al sugerido por Roth y Oxley (1972). Con los campos de este tipo la velocidad de deslizamiento aumenta en el movimiento a lo largo de la cara de corte, lejos del borde de corte B (Fig 2.4.1) y puede tener valores muy bajos, cercanos a cero, mientras que las velocidades del límite de la zona plástica todavía están en consonancia con el movimiento del cuerpo rígido de la viruta. El flujo asociado muestra características similares a las derivadas de la detención, con la capa de material de la viruta en contacto con el barrido hacia atrás de la herramienta, retrasado, con respecto al resto de la viruta. Por lo tanto, aunque la ecuación (4.14) sobrestima $\dot{\gamma}_{\text{int}}$ y la cara de corte no será exactamente una dirección de máxima velocidad de deformación cortante, y por lo tanto, máxima tensión cortante, porque hay una velocidad de deformación directa en esta dirección, las diferencias suelen ser pequeñas y pueden a efectos del análisis pasarse por alto.

Las ecuaciones anteriores se pueden utilizar para calcular el ángulo de deslizamiento ϕ, teniendo en cuenta el esfuerzo de fluencia y las propiedades térmicas del material de trabajo junto con los valores de las constantes *C* y el δ que determinan las velocidades de deformación en las zonas plásticas. Para encontrar una solución para un determinado conjunto de condiciones de corte el método utilizado es calcular, para un rango de valores de ϕ, la tensión cortante resuelta en la interfase herramienta-viruta de las fuerzas resultantes de corte obtenidas a partir de las tensiones en AB y luego para el mismo rango, calcular la temperatura y la velocidad de deformación en la interfase y por lo tanto, los correspondientes valores de la tensión de fluencia cortante. La solución se toma como el valor que da una tensión de fluencia cortante en la interfase igual a la tensión cortante resuelta, mientras el modelo asumido de formación de viruta está en equilibrio. Una vez ϕ es conocido, el resto de parámetros pueden ser determinados. El método se describe en detalle a continación.

La información proporcionada será el ángulo de desprendimiento α, la velocidad de corte *U*, el espesor t_1 de la viruta no deformada y el ancho *w*. Junto con las propiedades térmicas y de tensión de fluencia del material de trabajo y la temperatura inicial de trabajo T_W. Las constantes *C* en la ecuaciones (4.2) y (4.4) y δ en las ecuaciones (4.11) y (4.14) también deben ser conocidas. Para un valor supuesto de ϕ, la ecuación (4.2) puede ser usada para calcular $\dot{\gamma}_{AB}$ con $l = t_1 / \sin\phi$ y, de la ecuación (2.3) $V_S = U\cos(\phi - \alpha)$. La ecuación (4.6) da el valor correspondiente a la deformación cortante γ_{AB}.

Al principio T_{AB} es desconocida. Se supone para empezar que T_{AB} es igual a $T_W(K)$. Para encontrar k_{AB} se usa la siguiente expresión:

$$k_{AB} = \sigma_{AB} / \sqrt{3} \qquad (4.15)$$

Donde σ_{AB} se obtiene mediante la fórmula de Johnson-Cook.

Este valor de k_{AB} es usado posteriormente para encontrar la fuerza resultante de corte *R* de las ecuaciones (4.1) con el valor requerido de θ calculado a partir de la ecuación (4.4). Las fuerzas necesarias en el cálculo de la temperatura se obtienen de las ecuaciones (4.1) usando estos valores de *R* con la diferencia de ángulos $(\lambda - \alpha)$ que se obtienen de la ecuación (4.5). Las ecuaciones desde la (4.7) hasta la (4.9) se pueden usar para calcular T_{AB} con *S* y *K* dadas por las ecuaciones apropiadas, (3.9) y (3.12), donde *T* en estas ecuaciones se toma como $T_{AB} = T_W$. Los cálculos se repiten utilizando este valor de T_{AB} para sustituir T_W como la estimación de partida de la temperatura en AB y este proceso continúa hasta que la diferencia entre la estimación inicial de T_{AB} y el valor calculado sea menor que 0.1 K. Las fuerzas, tensiones, etc., en esta convergencia del valor de la temperatura, se toman como valores adecuados para los ϕ asumidos y la tensión cortante resuelta en la interfase herramienta-viruta, τ_{int} se obtiene de la ecuación:

$$\tau_{\text{int}} = \frac{F}{hw} \qquad (4.16)$$

Con la longitud de contacto entre herramienta y viruta dada por la ecuación (4.13). La temperatura y la velocidad de deformación, en la interfase herramienta-viruta se obtienen de las ecuaciones de la (4.10) a la (4.14) con t_2 y V dada por las ecuaciones (4.1) y (2.3), respectivamente. De nuevo es necesario un método iterativo para el cálculo de las temperaturas en la viruta ya que las propiedades térmicas dependen de la temperatura. En el método utilizado, la primera estimación de la temperatura de la viruta necesaria para encontrar S se toma como $T_W + \Delta T_{SZ}$, con ΔT_{SZ} calculado por las ecuaciones (4.7) y luego, la ecuación (4.12) se utiliza para calcular ΔT_C. El proceso se repite añadiendo este valor de ΔT_C al término $T_W + \Delta T_{SZ}$ y considerando la suma de ambos como la nueva estimación de la temperatura en la viruta y se continúa hasta que la diferencia entre lo estimado y los valores calculados de $T_W + \Delta T_{SZ} + \Delta T_C$ sea menor que 0,1 K. Después de haber obtenido este valor, las ecuaciones (4.10) y (4.11) se utilizan para encontrar T_{int} con K en la expresión de R_T tomada a la correspondiente temperatura T igual a $T_W + \Delta T_{SZ} + \Delta T_C$.

Se supone que la tensión de fluencia cortante en la interfase herramienta-viruta se puede calcular a partir de la siguiente ecuación:

$$k_{chip} = \frac{1}{\sqrt{3}}\sigma \qquad (4.17)$$

Donde σ se calcula a partir de la fórmula de Johnson-Cook particularizada para la interfase:

$$\sigma = \left[\left[A + B(\varepsilon_{\text{int}})^n \right] \cdot \left[1 + C \ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}_{\text{int}}}{\dot{\varepsilon}_{0\,\text{int}}} \right) \right] \cdot \left[1 - \left(\frac{T_{\text{int}} - T_W}{T_m - T_W} \right)^m \right] \right]$$

Las curvas típicas de τ_{int} y k_{chip} frente a ϕ son de la forma descrita en la Fig. 2.4.4. Éstas vienen dadas par un acero al 0.16% en carbono. En los cálculos de la temperatura los factores η y ψ fueron tomados como uno. La solución para ϕ se produce en la intersección de las dos curvas. Cuando hay más de una intersección como en la Fig. 2.4.4(b) sería razonable esperar que la intersección más a la derecha fuera la solución, ya que es la primera solución de equilibrio alcanzada cuando ϕ decrece desde su valor relativamente alto en el inicio del corte.

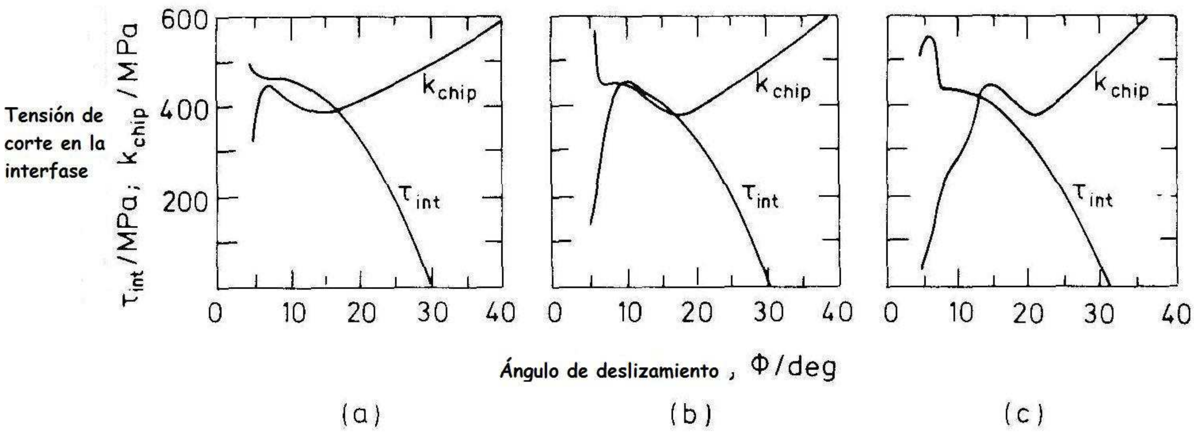

Fig. 2.4.4.- Curvas de tensión de corte en la interfase herramienta-viruta mostrando como fueron obtenidos los valores del punto solución del ángulo de deslizamiento ($\alpha = 5^o$; $t_1 = 0.25mm$; $w = 5.0mm$): (a) $U = 6m/\min$; (b) $U = 15m/\min$; $U = 60m/\min$.

Sin embargo, hay otras posibilidades con este tipo de intersección. Se puede observar que, dependiendo de la condición de corte, las intersecciones pueden producirse en un rango de los valores de k_{chip} diferente. En este ejemplo el cambio de un tipo de intersección a la siguiente resulta de la variación de la velocidad de corte, un incremento en la velocidad de corte incrementa la temperatura en la interfase herramienta-viruta. Cambios en el ángulo de desprendimiento o en el espesor de viruta indeformada pueden actuar de forma similar variando la temperatura en la interfase.

En la primera aplicación de la teoría de Hastings et al. (1974) se predijo el ángulo de deslizamiento y las fuerzas de corte para el acero al 0,16% en carbono para un rango de condiciones de corte. Sus resultados mostraron una buena concordancia con resultados experimentales obtenidos para los aceros similares, en particular, de acuerdo con la experiencia, un aumento en la velocidad de corte predijo que aumentaba el ángulo de deslizamiento y provocaba una disminución de las fuerzas de corte siempre y cuando las condiciones de corte estuvieran fuera del rango del filo recrecido. Al hacer estas predicciones era necesario conocer los valores de C y δ y Hastings et al., sobre la base de los resultados experimentales de Stevenson y Oxley (1969-1970) y Stevenson y Duncan (1973), concluyeron que éstos eran 5,9 y 0,05 respectivamente. Es evidente que la predicción de la teoría es mucho menor si los experimentos de mecanizado tienen que ser llevados a cabo primero con el fin de obtener estos factores. Afortunadamente, ha sido posible determinar ambos C y δ como parte de la solución y los métodos para hacer esto son descritos en la próxima sección.

2.4.2. DETERMINACIÓN DE LA VELOCIDAD DE DEFORMACIÓN EN LA ZONA DE FORMACIÓN DE LA VIRUTA COMO PARTE DE LA SOLUCIÓN

Oxley y Hastings (1977) señalaron que la condición límite de tensión en B (Fig. 2.4.1)
no se había utilizado en el análisis descrito en la sección anterior y mostraron de la siguiente manera cómo esto podría ser usado para determinar C y por lo tanto γ_{AB}, como parte de la solución.

La ecuación de equilibrio de tensión a lo largo de AB es:

$$dp = \frac{dk}{ds_2} ds_1 \qquad (4.18)$$

Y aplicando esto entre A y B y sustituyendo por dk/ds_2 de la ecuación (4.3) se obtiene:

$$p_A - p_B = 2Cnk_{AB} \qquad (4.19)$$

La presión hidrostática p_A puede obtenerse de la ecuación $\frac{p_A}{k_{AB}} = 1 + 2\left(\frac{\pi}{4} - \phi\right)$, y sustituyendo en la ecuación (4.19) se obtiene:

$$p_B = k_{AB}\left[1 + 2\left(\frac{\pi}{2} - \phi\right) - 2Cn\right] \qquad (4.20)$$

Si AB se encuentra con la interfase herramienta-viruta sin cambiar la dirección, entonces la tensión normal en la cara de la herramienta en B viene dada por:

$$\sigma'_N = p_B + k_{AB} \sin[2(\phi - \alpha)] \qquad (4.21)$$

Donde p_B es la presión hidrostática en B determinada a partir de la ecuación (4.20). Si por el contrario AB gira el ángulo $(\phi - \alpha)$ para encontrarse con la interfase formando un ángulo recto, y esto se supone que ocurre en una distancia insignificante, se puede obtener:

$$\sigma'_N = p_B + 2k_{AB}(\phi - \alpha) \qquad (4.22)$$

Para muchas condiciones de corte $\phi \approx \alpha$ y las ecuaciones (4.21) y (4.22) son iguales aproximadamente. Sin embargo, este no siempre es el caso y por coherencia con el modelo utilizado en la teoría en la que se supone que la interfase herramienta-viruta es una dirección de máxima tensión de corte, se usará la ecuación (4.21) que cumple esta condición. En los cálculos es conveniente combinar las ecuaciones (4.18) y (4.21) para obtener:

$$\frac{\sigma'_N}{k_{AB}} = 1 + \frac{\pi}{2} - 2\alpha - 2Cn \tag{4.23}$$

Para la tensión uniforme normal supuesta en la interfase herramienta-viruta la tensión normal en B es:

$$\sigma_N = \frac{N}{hw} \tag{4.24}$$

Donde *N* (Fig. 2.4.1) es la fuerza normal en la interfase, *h* es la longitud de contacto y *w* es la anchura de corte. Imponiendo la condición $\sigma'_N = \sigma_N$, *C* puede ser determinado como parte de la solución.

La teoría de mecanizado expuesta anteriormente puede aplicarse para predecir $\dot{\gamma}_{AB}$ para las condiciones usadas por Stevenson y Oxley (1969-1970) en la obtención de sus resultados experimentales de la velocidad de deformación, (véase el capítulo 5 de Oxley (1989)) y la comparación realizada entre estas previsiones y los resultados experimentales. El método utilizado para encontrar *C*, (y por tanto $\dot{\gamma}_{AB}$) , que satisface la condición $\sigma'_N = \sigma_N$ para las condiciones de corte dadas (α, U, t_1, w y T_W), es determinar las soluciones de equilibrio (es decir, $\tau_{\text{int}} = k_{chip}$), tal como se describe en la sección anterior para un rango de valores de *C* y luego calcular los valores correspondientes de σ'_N y σ_N de las ecuaciones (4.23) y (4.24). Los resultados típicos encontrados de esta forma se dan en la Fig. 2.4.4 y se puede ver que para las condiciones consideradas σ'_N es igual a σ_N cuando $C \approx 5{,}2$.

En los cálculos δ fue tomado como 0,02 y los factores de temperatura η y ψ se tomaron con valor unidad.

El ángulo de deslizamiento predicho y el experimental y los resultados de la velocidad de deformación se muestran en la Fig. 2.4.6 y la Fig. 2.4.7. Los resultados experimentales son los obtenidos por Stevenson y Oxley (1969-1970). Antes de examinar los resultados de la velocidad de deformación, es importante comprobar que los ángulos de corte que predice la teoría de mecanizado están razonablemente de acuerdo con los medidos experimentalmente por Stevenson y Oxley. Cabe señalar que los ángulos de corte experimentales mostrados en la Fig. 2.4.6 fueron medidos a partir de secciones de viruta de 'parada rápida' por lo que sólo son representativos de las muestras de análisis muy pequeñas.

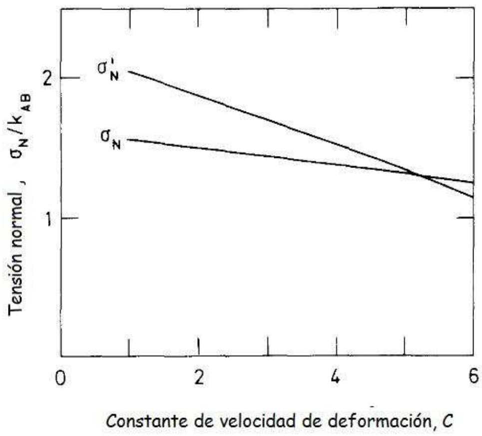

Fig. 2.4.5- Valores de la tensión normal mostrando como se obtiene la solución para la constante de velocidad de deformación, C: $\alpha = 10^o$ **;** $U = 155 m/\min$ **;** $t_1 = 0.26mm$

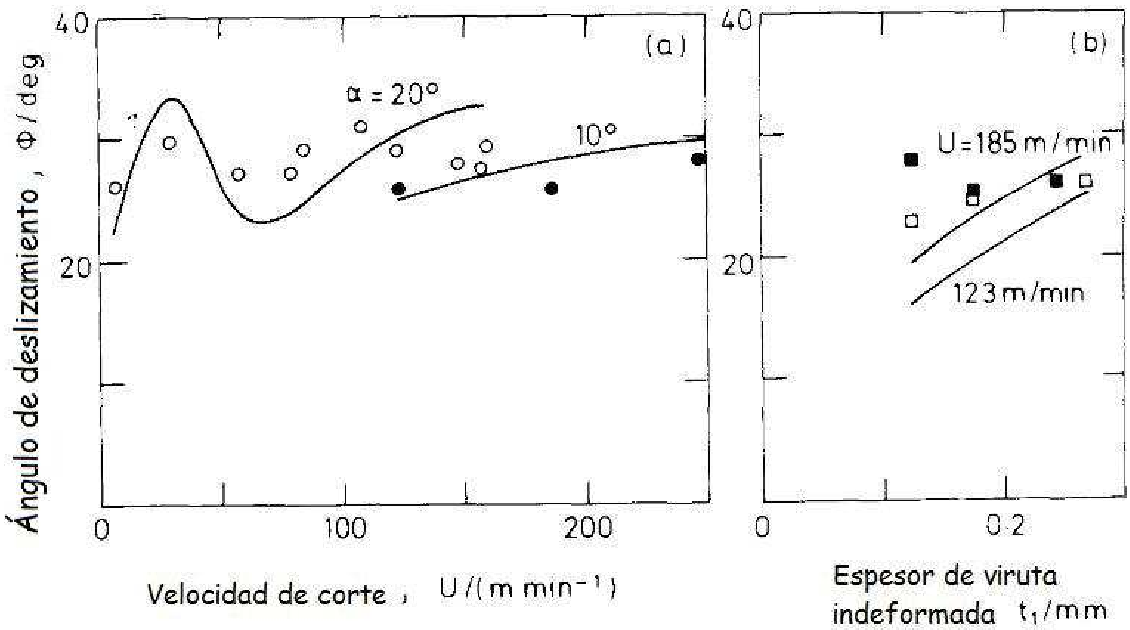

Fig. 2.4.6- Ángulos de deslizamiento predichos y experimentales: (a) $t_1 = 0.26mm$ **;○,** $\alpha = 20^o$ **; •,** $\alpha = 10^o$ **;(b)** $\alpha = 10^o$ **; □,** $U = 185 m/\min$ **;■,** $U = 123 m/\min$

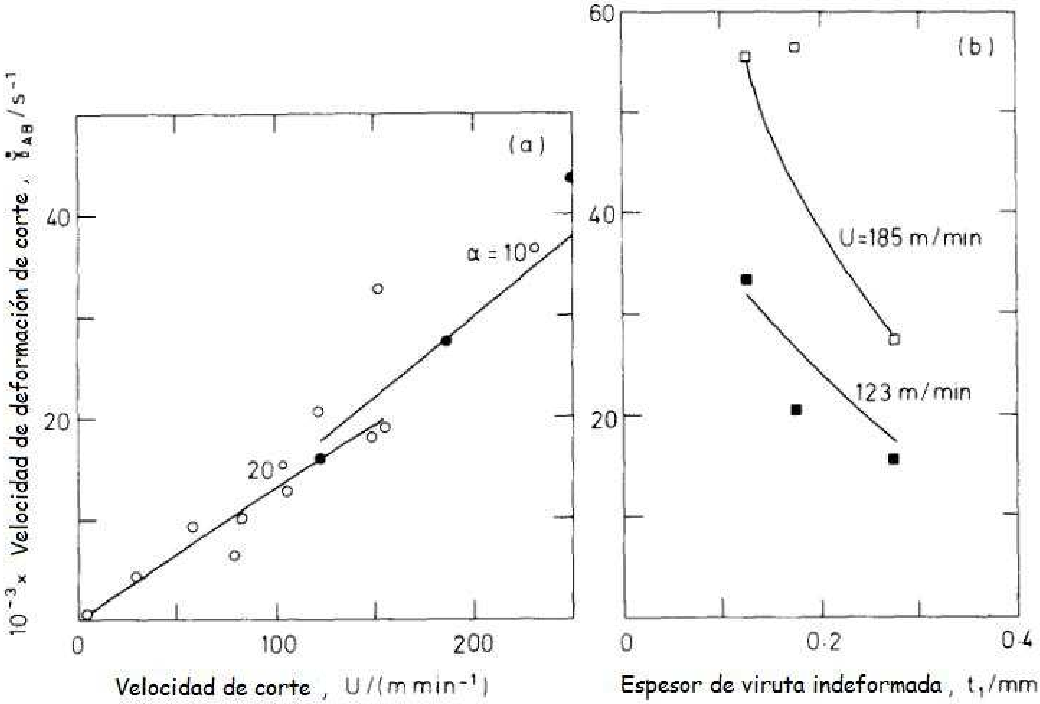

Fig. 2.4.7- Velocidades de deformación predichas y experimentales: (a) $t_1 = 0.26mm$**;○,** $\alpha = 20^o$**; •,** $\alpha = 10^o$**;(b)** $\alpha = 10^o$**; □,** $U = 185m/\min$**;■,** $U = 123m/\min$

Por lo tanto, no es sorprendente que los resultados muestren una dispersión considerable. Para superar este problema, en el cálculo de las propiedades de los materiales a partir de sus resultados de mecanizado, Stevenson y Oxley (1970-1971) realizaron una serie adicional de pruebas para medir los ángulos de corte medios (de los espesores de viruta medio) y las fuerzas de corte para cortes largos, por lo tanto, dando muestras de análisis más grandes y promediando las variaciones en las propiedades del material.

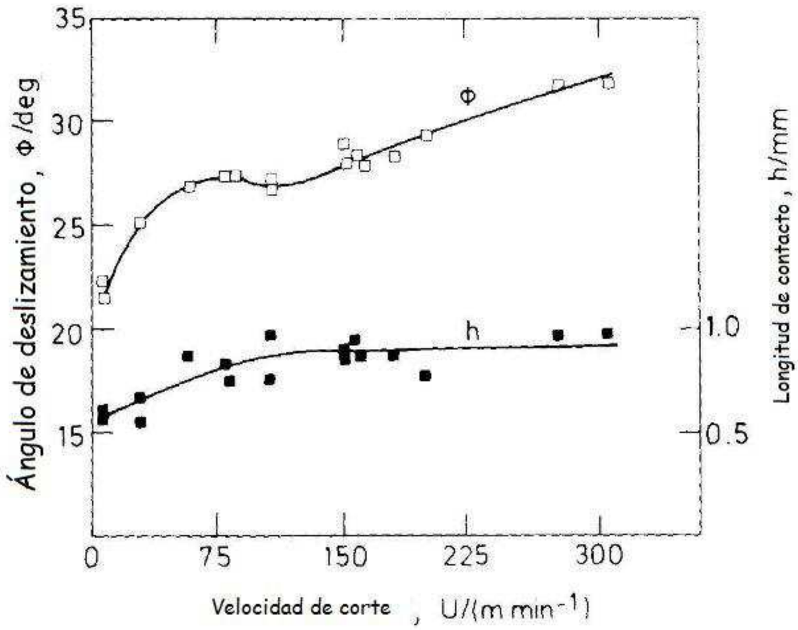

Fig. 2.4.8- Ángulos de corte experimentales y longitud de contacto herramienta-viruta. $\alpha = 10^o$, $t_1 = 0.264mm$.

Estos resultados (ver Fig. 2.4.8), muestran tendencias bien definidas en comparación con las de la Fig. 2.4.6 que, sin embargo se puede ver que están muy cerca de los valores previstos para la mayoría de las condiciones consideradas. Los resultados en la Fig 2.4.7 muestran que las velocidades de deformación predichas y experimentales son por lo menos del mismo orden de magnitud y si se tiene en cuenta la dispersión de la velocidad de deformación experimental, por las mismas razones ya mencionadas, se puede concluir que el acuerdo entre los resultados previstos y experimentales es muy bueno. Vale la pena señalar que los valores correspondientes calculados de C varían desde alrededor de 3,3 a 7,1 con un valor promedio de poco menos de 4,7 que no difiere en gran medida del valor de $C \approx 5{,}9$ dado por los resultados experimentales en la Fig. 2.4.2.