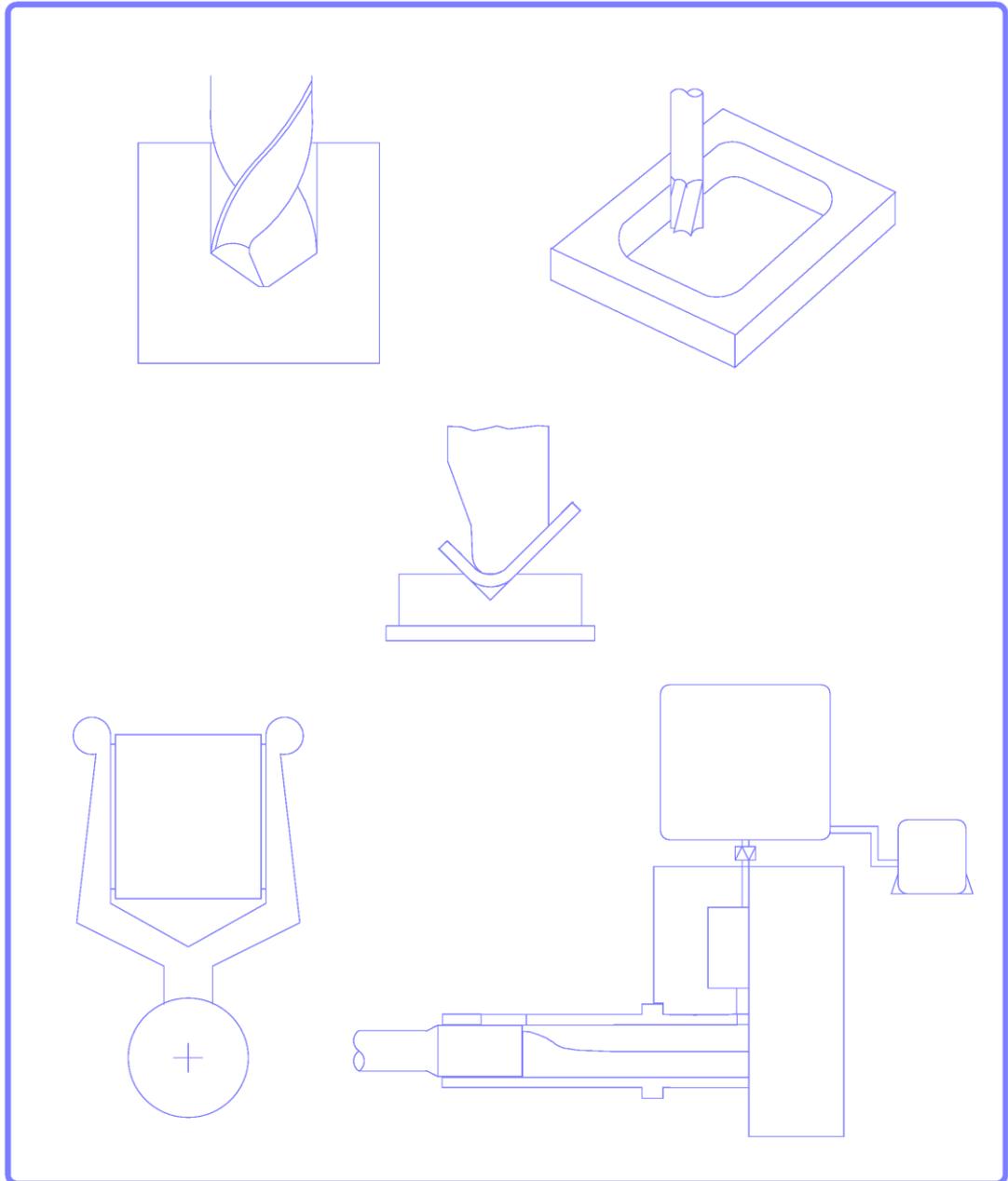




industriales  
etsii

Escuela Técnica  
Superior  
de Ingeniería  
Industrial

# Fundamentos de Procesos Convencionales de Fabricación Mecánica



Joaquín López Rodríguez



Universidad  
Politécnica  
de Cartagena

# **Fundamentos de Procesos Convencionales de Fabricación Mecánica**

Joaquín López Rodríguez

Área de Ingeniería de los Procesos de Fabricación

Universidad Politécnica de Cartagena

© 2017, Joaquín López Rodríguez  
© 2017, Universidad Politécnica de  
Cartagena CRAI Biblioteca  
Plaza del Hospital, 1  
30202 Cartagena  
968325908  
ediciones@upct.es



Primera edición, 2017

ISBN: 978-84-16325-55-9

© Imagen de la cubierta: Elaboración del autor



Esta obra está bajo una licencia de Reconocimiento-NoComercial-SinObraDerivada (by-nc-nd): no se permite el uso comercial de la obra original ni la generación de obras derivadas. [http://es.creativecommons.org/blog/wp-content/uploads/2013/04/by-nc-nd.eu\\_petit .png](http://es.creativecommons.org/blog/wp-content/uploads/2013/04/by-nc-nd.eu_petit.png)

El objetivo fundamental de este libro es abordar los aspectos más relevantes de los procesos convencionales de fabricación mecánica. El libro se divide en cuatro partes claramente diferenciadas. Las tres primeras se corresponden con los tres procesos convencionales más comúnmente utilizados en fabricación mecánica: procesos de mecanizado, deformación plástica y fundición. En la última parte se incluye una colección de cuestiones y ejercicios prácticos que cubren todos los contenidos teóricos expuestos en el libro. En cada una de las tres primeras partes del texto se lleva a cabo en primer lugar una descripción de las tecnologías más relevantes en el ámbito de cada proceso convencional, posteriormente se hace un análisis de los fundamentos básicos de cada proceso con objeto de obtener los parámetros de operación óptimos en cada caso y los resultados obtenidos, y finalmente se incluyen las referencias bibliográficas más relevantes. A lo largo del texto se van resolviendo ejercicios prácticos de aplicación a medida que se van exponiendo los distintos contenidos teóricos. Aunque el texto sirve de base para impartir los contenidos de la asignatura “Tecnologías de Fabricación” de 4º curso en el Grado de Ingeniería en Tecnologías Industriales de la Universidad Politécnica de Cartagena, también será utilizado por alumnos de otros grados de ingeniería en asignaturas relacionadas impartidas por el Área de Ingeniería de los Procesos de Fabricación.

---

# Índice general

---

<b>I Fundamentos de Conformación por Eliminación de Material</b>	<b>1</b>
<b>1. Conceptos generales del mecanizado por arranque de viruta</b>	<b>2</b>
1.1. Introducción al corte de metales . . . . .	2
1.2. Análisis de la herramienta de corte . . . . .	4
1.2.1. Materiales para herramientas de corte . . . . .	6
Aceros al carbono . . . . .	7
Aceros especiales . . . . .	7
Aceros rápidos . . . . .	8
Metales duros o carburos metálicos . . . . .	8
Materiales cerámicos . . . . .	9
Diamantes . . . . .	10
<b>2. Clasificación de los procesos de mecanizado</b>	<b>12</b>
2.1. Máquinas con herramientas monofilo . . . . .	14
2.1.1. Torno convencional . . . . .	14
Cilindrado . . . . .	16
Refrentado . . . . .	22
Torneado cónico . . . . .	22
Roscado . . . . .	23
2.1.2. Torno vertical . . . . .	23
2.1.3. Mandrinadora . . . . .	24
2.1.4. Máquinas-herramientas de corte rectilíneo . . . . .	24
Limadora . . . . .	26

Cepilladora . . . . .	28
Mortajadora . . . . .	30
2.2. Máquinas con herramientas multifilo . . . . .	30
2.2.1. Taladradora . . . . .	30
2.2.2. Fresadora . . . . .	34
Fresado cilíndrico . . . . .	37
Fresado frontal . . . . .	44
2.2.3. Brochadora . . . . .	44
2.2.4. Rectificadora . . . . .	49
2.3. Mecanizados especiales . . . . .	50
2.3.1. Mecanizado por electroerosión . . . . .	50
2.3.2. Mecanizado por ultrasonidos . . . . .	50
<b>3. Teoría básica del corte de metales</b>	<b>52</b>
3.1. Modelo de corte . . . . .	52
3.2. Formación de viruta . . . . .	55
3.3. Fuerzas que actúan durante el corte . . . . .	57
3.4. Modelo del plano de deslizamiento . . . . .	61
3.5. Resistencia a la cizalladura del material . . . . .	64
3.6. Predicción del espesor de la viruta cortada . . . . .	71
3.6.1. Teoría de Ernst y Merchant . . . . .	71
3.6.2. Teoría de Lee y Shaffer . . . . .	72
<b>4. Fenómenos de fricción y térmicos</b>	<b>84</b>
4.1. Fenómenos de fricción en mecanizado . . . . .	84
4.1.1. Modelo de rozamiento en procesos de mecanizado . . . . .	86
4.2. Fenómenos térmicos en el corte de metales . . . . .	90
4.3. Formación del filo recrecido . . . . .	95
4.4. Fluidos de corte . . . . .	96
4.4.1. Clasificación de los fluidos de corte . . . . .	97
4.4.2. Selección del fluido de corte . . . . .	98

<b>5. Desgaste y vida de las herramientas de corte</b>	<b>100</b>
5.1. Desgaste de las herramientas de corte . . . . .	100
5.1.1. Mecanismos de desgaste progresivo . . . . .	100
5.1.2. Zonas de desgaste progresivo en la herramienta de corte . . . . .	101
5.1.3. Desmoronamiento o fallo catastrófico . . . . .	102
5.2. Duración o vida de la herramienta . . . . .	103
5.2.1. Medida del desgaste de la herramienta . . . . .	103
5.2.2. Criterios de desgaste o de duración de la herramienta . . . . .	104
5.2.3. Duración de la herramienta . . . . .	106
5.3. Ecuaciones de vida de la herramienta . . . . .	107
5.3.1. Ecuación de Taylor . . . . .	107
5.3.2. Primera generalización de la ecuación de Taylor . . . . .	108
5.3.3. Segunda generalización de la ecuación de Taylor . . . . .	109
5.3.4. Ecuación de Kronenberg . . . . .	110
5.4. Efecto de la geometría de la herramienta . . . . .	112
<b>6. Economía de los procesos de mecanizado</b>	<b>115</b>
6.1. Introducción . . . . .	115
6.2. Selección del avance . . . . .	117
6.2.1. Influencia del avance en el acabado superficial . . . . .	117
6.3. Selección de la velocidad de corte . . . . .	120
6.3.1. Nomenclatura de tiempos . . . . .	121
6.3.2. Tiempo total de producción . . . . .	121
6.3.3. Nomenclatura de costes . . . . .	122
6.3.4. Coste total de producción . . . . .	122
6.3.5. Tasa de beneficio . . . . .	122
6.3.6. Determinación del coste de operación de la máquina . . . . .	122
6.3.7. Determinación del coste de la herramienta por filo . . . . .	125
6.3.8. Criterios económicos . . . . .	125
Operaciones de corte continuo con velocidad constante . . . . .	125
Operaciones de corte continuo con velocidad variable . . . . .	129
Operaciones de corte intermitente . . . . .	134

<b>II Fundamentos de Conformación por Deformación Plástica</b>	<b>150</b>
<b>7. Introducción a la Deformación de Metales</b>	<b>151</b>
7.1. Conceptos básicos de deformación plástica de los metales . . . . .	152
7.1.1. Deformación de una estructura monocristalina . . . . .	153
7.1.2. Deformación de un conjunto de cristales: policristales . . . . .	155
7.2. Efecto de la temperatura de trabajo . . . . .	156
7.2.1. Deformación en frío . . . . .	156
7.2.2. Deformación en caliente . . . . .	158
7.3. Clasificación de los procesos de conformación metálica . . . . .	161
<b>8. Procesos de conformación masiva</b>	<b>164</b>
8.1. Forja . . . . .	164
8.1.1. Forja libre . . . . .	166
8.1.2. Forja con estampa . . . . .	167
8.1.3. Forja por recalcado . . . . .	168
8.1.4. Forja en frío . . . . .	169
8.2. Laminación . . . . .	169
8.3. Extrusión . . . . .	174
8.3.1. Extrusión directa . . . . .	177
8.3.2. Extrusión inversa . . . . .	178
8.3.3. Extrusión mixta . . . . .	179
8.3.4. Extrusión por impacto . . . . .	181
8.3.5. Extrusión hidrostática . . . . .	181
8.4. Estirado y trefilado . . . . .	181
8.5. Repujado por deslizamiento . . . . .	185
<b>9. Procesos de conformación de chapa metálica</b>	<b>187</b>
9.1. Conformación con separación de material . . . . .	187
9.1.1. Corte . . . . .	188
9.1.2. Punzonado y perforado . . . . .	188
9.2. Conformación sin separación de material . . . . .	188
9.2.1. Doblado . . . . .	190

Doblado por rodillos . . . . .	190
Doblado con prensas plegadoras . . . . .	191
9.2.2. Embutición . . . . .	194
9.2.3. Conformado por estirado . . . . .	194
9.2.4. Repujado al torno convencional . . . . .	196
<b>10. Curvas de tensión y deformación</b>	<b>198</b>
10.1. Curvas de tensión y deformación nominal . . . . .	198
10.1.1. Otros ensayos de tensión-deformación . . . . .	202
10.1.2. Efecto de la velocidad de deformación, la temperatura y otros factores	204
10.2. Curvas tensión real-deformación . . . . .	206
10.2.1. Tensión real y deformación natural . . . . .	206
10.2.2. Constancia del volumen . . . . .	209
10.2.3. Inestabilidad . . . . .	210
10.3. Curvas analíticas de tensión-deformación . . . . .	212
<b>11. Teoría de la Plasticidad</b>	<b>215</b>
11.1. Situación real de los procesos: estados tensionales complejos . . . . .	216
11.2. Tensiones y planos principales . . . . .	217
11.2.1. Sistema bidimensional de tensiones . . . . .	219
Método analítico . . . . .	219
Método de la circunferencia de Mohr . . . . .	223
11.2.2. Sistema tridimensional de tensiones . . . . .	225
11.3. Criterios de fluencia y tensiones y deformaciones efectivas . . . . .	225
11.3.1. Criterios de fluencia . . . . .	226
Criterio de fluencia de Tresca . . . . .	227
Criterio de fluencia de von Mises . . . . .	228
11.3.2. Tensión y deformación efectiva . . . . .	232
11.4. Cálculo de fuerzas y potencias . . . . .	233
11.4.1. Trabajo de deformación homogénea . . . . .	233
11.5. Análisis de ejemplos . . . . .	239
11.5.1. Método directo . . . . .	239
Forja libre . . . . .	240

<i>Índice general</i>	<b>VIII</b>
Forja con estampa semicerrada . . . . .	242
Laminación . . . . .	246
11.5.2.Método indirecto . . . . .	255
Estirado o trefilado . . . . .	255
Extrusión . . . . .	261
<b>Bibliografía</b>	<b>262</b>
<b>III Fundamentos de Conformación por Fusión de Metales</b>	<b>264</b>
<b>12.Tecnología de la fundición de metales</b>	<b>265</b>
12.1.Fundición en molde desechable . . . . .	267
12.2.Fundición en molde permanente . . . . .	270
<b>13.Evacuación de calor y solidificación</b>	<b>276</b>
13.1.Evacuación de calor en moldes . . . . .	276
13.1.1.Evacuación de calor en moldes desechables . . . . .	278
13.1.2.Evacuación de calor en moldes permanentes . . . . .	279
13.2.Solidificación de los metales . . . . .	281
13.2.1.Tiempos de solidificación de metales en moldes desechables . . . . .	282
13.2.2.Tiempos de solidificación de metales en moldes permanentes . . . . .	283
13.2.3.Solidificación de las aleaciones metálicas . . . . .	283
13.2.4.Contracción de los metales durante el proceso de solidificación . . . . .	284
13.3.Mecanismos de formación de porosidad . . . . .	286
<b>14.Diseño de los sistemas de compensación</b>	<b>290</b>
14.1.Métodos experimentales . . . . .	292
14.1.1.Método de Caine . . . . .	292
14.1.2.Método NRL . . . . .	293
14.2.Consideraciones para el diseño de los sistemas de compensación . . . . .	293
14.3.Ecuación de diseño de los sistemas de compensación . . . . .	296
14.4.Ubicación de los sistemas de compensación . . . . .	307
14.4.1.Distance de alimentación líquida en placas . . . . .	310
14.4.2.Distance de alimentación líquida en barras . . . . .	312

<b>15.Fundamentos del llenado de moldes en fundición</b>	<b>315</b>
15.1.Consideraciones para el correcto llenado de moldes . . . . .	316
15.2.Técnicas computacionales para el análisis del llenado de moldes . . . . .	320
15.2.1.Ejemplos numéricos del llenado de moldes . . . . .	324
<b>16.Sistemas de distribución en llenados por gravedad</b>	<b>328</b>
16.1.Sistemas de llenado por gravedad . . . . .	328
16.1.1.Llenado directo . . . . .	328
16.1.2.Llenado por la línea de partición del molde . . . . .	330
16.1.3.Llenado por la parte inferior de la cavidad del molde . . . . .	331
16.1.4.Llenados especiales . . . . .	333
16.2.Diseño de los sistemas de distribución . . . . .	339
16.2.1.Cavidad de vertido . . . . .	339
16.2.2.Bebedero . . . . .	341
16.2.3.Base del bebedero . . . . .	342
16.2.4.Canal de colada y puertas de entrada . . . . .	343
<b>17.Sistemas de distribución en llenados a presión</b>	<b>352</b>
17.1.Sistemas de llenado a baja presión . . . . .	352
17.2.Sistemas de llenado a alta presión . . . . .	353
17.2.1.Fases de inyección . . . . .	355
Fase lenta de inyección en máquinas con cámara fría hori- zontal . . . . .	356
Fase de intensificación de la presión después del llenado del molde . . . . .	360
17.3.Sistemas de evacuación de aire . . . . .	361
17.3.1.Área requerida de la sección transversal de los vientos . . . . .	364
17.4.Diseño de los sistemas de distribución . . . . .	366
17.4.1.Canal de colada . . . . .	367
17.4.2.Puerta de entrada . . . . .	369
17.4.3.Reducción del área del canal de colada . . . . .	370
<b>Bibliografía</b>	<b>373</b>

<i>Índice general</i>	x
<b>IV Pruebas de Evaluación de Procesos Convencionales de Fabricación</b>	<b>383</b>
<b>18.Pruebas de evaluación de mecanizado</b>	<b>384</b>
18.1.Cuestiones . . . . .	384
18.2.Ejercicios de aplicación práctica . . . . .	389
<b>19.Pruebas de evaluación de conformación plástica</b>	<b>407</b>
19.1.Cuestiones . . . . .	407
19.2.Ejercicios de aplicación práctica . . . . .	412
<b>20.Pruebas de evaluación de fundición</b>	<b>418</b>
20.1.Cuestiones . . . . .	418
20.2.Ejercicios de aplicación práctica . . . . .	421
<b>A. Apéndice A. Propiedades de algunos materiales</b>	<b>426</b>

## **Parte I**

# **Fundamentos de Conformación por Eliminación de Material**

# CAPÍTULO 1

---

## Conceptos generales del mecanizado por arranque de material

---

La conformación por arranque de material es, en muchos casos, el único procedimiento que se dispone actualmente para obtener piezas que requieran una gran precisión de medida exigida por sus condiciones de servicio. La conformación de materiales con arranque de material, denominada normalmente mecanización, suele partir generalmente de piezas en bruto que han sufrido un proceso previo de conformación sin arranque de material. Estas piezas en bruto se trabajan en las denominadas Máquinas-Herramientas (MH), eliminando material con una herramienta de corte en contacto con la pieza y con movimiento relativo con respecto a ésta, para darles su forma geométrica y dimensional definitiva, mediante alguna o varias operaciones de torneado, taladrado, mandrinado, cepillado, mortajado, brochado, fresado o rectificado. En ciertos casos la configuración final se consigue mediante trabajo a mano. Además de estos procedimientos convencionales de mecanizado por medios mecánicos, existen los denominados procedimientos especiales de mecanizado, en los cuales el arranque de material tiene lugar por procedimientos físicos o químicos en los que queda eliminado el contacto directo de la herramienta con la pieza.

### 1.1 INTRODUCCIÓN AL CORTE DE METALES

El arranque de una delgada capa de material en forma de viruta está provocado por el movimiento relativo de la pieza y la herramienta. Este movimiento relativo se traduce

en la aparición de dos trayectorias elementales combinadas.

Un movimiento rápido o de corte, llamado *movimiento principal* o movimiento de corte, en el se produce el corte del material durante una sola pasada (una vuelta al tornear, una carrera al cepillar, etc.). Se produce en la dirección de la fuerza de corte principal, para lo cual la herramienta incide sobre el material a trabajar. Este movimiento puede ser de rotación (torno, taladro o fresadora) o rectilíneo alternativo (cepilladora, limadora o mortajadora).

Para poder cortar el material de una forma continua se precisa de otro movimiento más lento llamado movimiento secundario o *movimiento de avance*. Este movimiento permite situar la herramienta en posición adecuada respecto al material. Este movimiento suele ser rectilíneo cuando el movimiento de corte es circular y también rectilíneo cuando el movimiento de corte es rectilíneo alternativo.

Podemos considerar también un tercer movimiento que llamaremos de *penetración* y que es necesario para poder dar las sucesivas pasadas.

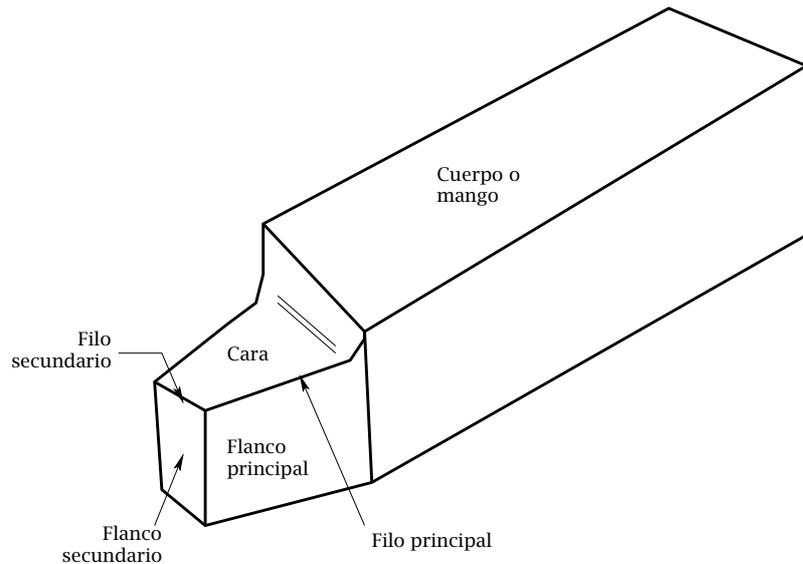
Los movimientos principal y de avance pueden aplicarse del siguiente modo.

1. Ambos a la herramienta.
2. Uno a la pieza y otro a la herramienta

Las superficies engendradas dependen de las trayectorias principal y de avance.

- a) Si las dos son rectilíneas obtenemos superficies planas (limadora o cepilladora)
- b) Si una es circular y otra rectilínea en el mismo plano obtenemos superficies planas (refrentado en el torno, fresado, etc.)
- c) Si una es circular y otra rectilínea en diferentes planos, obtenemos superficies cilíndricas, cónicas y helicoidales (torneado, taladrado, roscado en el torno, etc.)

Un factor importante a tener en cuenta en el tiempo de mecanizado y coste de una pieza son las características de la máquina empleada. Por lo tanto, una máquina deberá tener unas dimensiones suficientes para mecanizar una pieza con una forma, tamaño y peso determinado. Por otro lado, deberá disponer de una serie de posibilidades funcionales tales como revoluciones por minuto, avances (longitudinales y transversales) y potencias que permitan realizar de forma correcta el proceso de mecanizado. Pero no



**Figura 1.1:** Principales elementos geométricos de una herramienta de corte.

menos importante en los procesos de mecanizado son las herramientas de corte empleadas. A continuación se hace un breve análisis de las mismas.

## 1.2 ANÁLISIS DE LA HERRAMIENTA DE CORTE

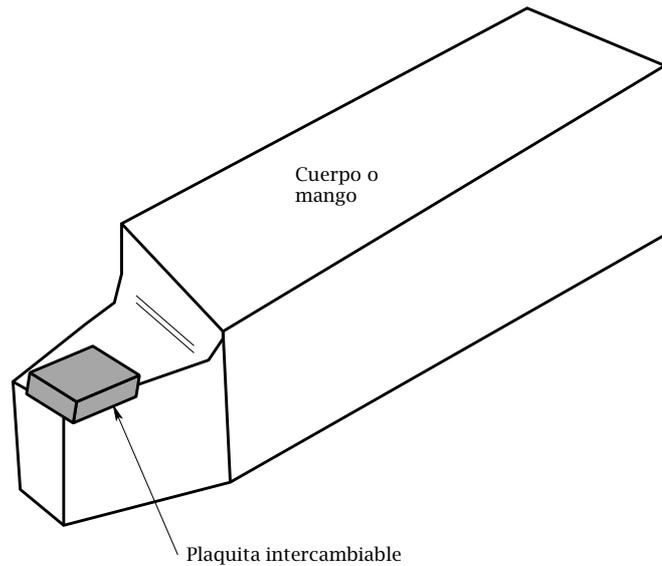
La herramienta de corte es el elemento encargado de dar las formas y dimensiones precisas a la pieza al arrancar el material sobrante de la misma. La herramienta de corte está dividida en dos partes, una que es la que realmente realiza el corte (parte activa) y en otra destinada a hacer de soporte y sujeción de dicha parte activa. Con el fin de unificar los términos usados en relación a todas las operaciones de mecanizado (torneado, fresado, taladrado, etc.), se van a utilizar terminologías convencionales para definir ciertos conceptos geométricos y cinemáticos de los procesos de mecanizado. A continuación se definirán los elementos geométricos más significativos de las herramientas de corte.

Los principales elementos geométricos de que consta una herramienta vienen señalados en la Fig. 1.1. En la siguiente tabla se definen los principales elementos de las herramientas.

El cuerpo o mango está destinado a soportar y fijar la parte activa. El mango debe poseer una forma determinada, según los trabajos a realizar por la herramienta (tor-

**Tabla 1.1:** Geometría de las herramientas de corte

Superficie de desprendimiento (cara)	Es la superficie sobre la que se apoya la viruta que va produciéndose en el corte, debido a la presión que ejerce la herramienta sobre la capa de material a mecanizar.
Superficie de incidencia (flanco principal)	La superficie de incidencia es la que permite que la herramienta penetre libremente en el material para cizallarlo. Es la superficie que queda enfrentada sobre la parte de la pieza mecanizada.
Filo de corte principal	Borde formado por la cara y el flanco principal. Es el responsable de la mayor parte del material cortado por la herramienta.
Filo de corte secundario	Borde formado por la cara y el flanco secundario. Es responsable de parte del material cortado por la herramienta.
Radio de la punta	Radio formado por la unión entre el filo de corte principal y secundario.



**Figura 1.2:** Herramienta con plaqueta intercambiable.

near, fresar, taladrar, etc.) procurando al mismo tiempo que sea de fácil colocación en la máquina. Esta parte de la herramienta soporta grandes esfuerzos a flexión, por lo que ha de ser de un material que resista bien a este tipo de esfuerzos. En ciertas herramientas, tanto la parte activa como el mango son del mismo material, formando un solo cuerpo. En otros casos, la parte auxiliar y la parte activa no son del mismo material (Fig. 1.2). Cuando esto ocurre, la parte activa suele proporcionarse en forma de plaqueta. Según el sistema de sujeción de plaqueta y mango, estas herramientas se pueden clasificar en dos grandes categorías:

- herramientas de plaqueta soldada, o
- herramientas de plaqueta sujeta mecánicamente.

A continuación se hará una breve clasificación de los materiales más empleados para las herramientas de corte.

### **1.2.1 Materiales para herramientas de corte**

Durante el proceso de mecanizado, el material de la parte cortante de una herramienta es sometido a importantes rozamientos y esfuerzos, generando elevadas temperaturas.

En consecuencia es necesario que dicho material tenga unas características determinadas como son las siguientes.

- Una elevada resistencia a la abrasión, para evitar el desgaste.
- Una elevada dureza, para poder penetrar con facilidad en el material a mecanizar.
- Gran resistencia mecánica a la flexión y a la compresión, para resistir los esfuerzos de corte.
- Gran capacidad para soportar las elevadas temperaturas que se producen, las cuales tienden a disminuir los tres conceptos mencionados anteriormente.

Los materiales más utilizados actualmente para herramientas de corte son, en orden creciente de dureza y decreciente de tenacidad, los siguientes.

- Aceros al carbono y especiales.
- Aceros rápidos.
- Metales duros o carburos metálicos.
- Materiales cerámicos.
- Diamantes.

### **Aceros al carbono**

Son los que primeramente se empezaron a utilizar. Son aceros de alto contenido en carbono ( $C = 0,7$  a  $1,5\%$ ). Con estos aceros se obtienen rendimientos muy bajos al no resistir temperaturas superiores a  $250-300^{\circ}\text{C}$ , por lo que no se pueden emplear a altas velocidades de corte.

### **Aceros especiales**

Para mejorar el rendimiento en el mecanizado nacieron los aceros especiales. Son aceros al carbono a los que se les ha añadido un cierto contenido de otros elementos. Entre los más destacados se pueden mencionar los siguientes.

- Cr. Mejora la resistencia al desgaste

- W, Co, Mo y Mn. Mejoran la dureza en caliente
- Ni y V. Mejoran la tenacidad.
- Si. Mejora la resistencia a la abrasión.

### **Aceros rápidos**

Posteriormente apareció el acero rápido que permitía mecanizar con mayores velocidades de corte que los aceros especiales y por lo tanto permitían obtener mejores rendimientos. Existen varias clases de acero rápido según su composición química. La característica principal del acero rápido es la estabilidad de la dureza ( 55/59 HRC a 525 °C ). Los principales elementos aleantes son los siguientes.

- Cr: Aumenta la resistencia térmica y la dureza
- V: Aumenta la resistencia a la abrasión y la capacidad de corte
- Mo: Reduce la fragilidad

En los aceros rápidos tiene gran importancia para su rendimiento el tratamiento térmico a que se les someta.

### **Metales duros o carburos metálicos**

Este material está formado por carburos de tungsteno, titanio y tántalo (según su clase) y un aglomerante metálico de cobalto. Se obtiene por pulvimetalurgia, que consiste en el prensado de sus componentes en forma de polvo a altas presiones y una posterior cocción a temperaturas aproximadas a los 1500 °C (sinterización). Sus características principales son las siguientes.

- Elevada dureza a altas temperaturas.
- Alta resistencia a la compresión.
- Gran resistencia al desgaste.
- Escasa resistencia al choque.
- Conductividad térmica superior a los aceros rápidos.

Cuanto mayor es el contenido de carburo de tungsteno, mayor es la resistencia al desgaste pero también es mayor su fragilidad. El carburo de titanio disminuye el desgaste de la herramienta por el roce producido entre la viruta y la superficie de desprendimiento de la herramienta. Las distintas clases de metales duros se diferencian por los porcentajes de los materiales de que están compuestos. Los principales tipos de metal duro son los siguientes.

**Carburos de tungsteno:** contenido de 75 a 90% de tungsteno y de 6 a 12% de cobalto. Se utilizan para el mecanizado de fundiciones y acero.

**Carburo de titanio:** Su dureza es superior a cualquier otro carburo, tiene menor conductividad térmica y coeficiente de rozamiento que el carburo de tungsteno. Es recomendable para aceros y fundición nodular.

**Carburo doble de tungsteno y titanio:** Su contenido aproximado es 78% de tungsteno y 16% de titanio, posee notable resistencia a la abrasión y craterización de la cara de desprendimiento. El titanio le proporciona gran resistencia al choque.

Estos materiales se utilizan en forma de plaquitas que se sueldan o fijan al mango de la herramienta, pues por su alta fragilidad no son aptos para formar la herramienta completa. El mango de la herramienta se construye de acero al carbono con gran resistencia a la tracción y elevado límite elástico. El conjunto de la herramienta (plaquita y mango) presentan por una parte elevada dureza a alta temperatura en la plaquita (parte activa de la herramienta) y gran resistencia y tenacidad en el mango para poder resistir los esfuerzos que se originan durante el corte y proporcionar un buen apoyo a la plaquita. En la Tabla 1.2 se muestra una clasificación de diferentes metales duros según la norma ISO.

Los carburos metálicos recubiertos son carburos metálicos a los que se les aplica una capa metálica de revestimiento de carburos, óxidos o nitruro de titanio. Esta capa de revestimiento aumenta aún más la resistencia al desgaste y proporciona a la plaquita mayor dureza superficial. El espesor de la capa es de aproximadamente 0,005 mm.

## **Materiales cerámicos**

Con la denominación de materiales cerámicos se pueden mencionar los siguientes materiales.

**Cermets (cerámica metal).** Son materiales sinterizados formados por un componente

GRUPO P	GRUPO K	GRUPO M
P01	K01	
P05	K05	
P10	K10	M10
P20	K20	M20
P30	K30	M30
P40	K40	M40

**Tabla 1.2:** Clasificación de distintos metales duros según la norma ISO.

no metálico (óxidos, silicatos, carburo de silicio y carburo de boro) y por componentes metálicos de alto punto de fusión (Mo, Cr ó V). A la tenacidad de los metales se une el alto grado de refractariedad de los productos cerámicos.

**Óxidos sinterizados.** El más común es el óxido de aluminio, al que se le añaden sustancias metálicas como óxido de cromo, óxido de hierro u óxido de titanio.

Entre las características de los materiales cerámicos destaca la baja conductividad térmica de tal forma que el calor producido en el corte se transfiere a la viruta.

## Diamantes

Al ser el diamante el material más duro que se conoce se pensó en su utilización para la fabricación de herramientas. Los diamantes para herramientas se clasifican en:

- diamantes naturales y
- diamantes sinterizados.

**Diamantes naturales.** A su vez, estos se pueden clasificar en:

- Diamantes negros. Están formados por una masa compacta sin planos de exfoliación. Se utilizan para el rectificado (reparación de muelas de esmeril).
- Diamantes blancos. Son de origen volcánico y están formados por un aglomerado de pequeños cristales sin planos de exfoliación. Se utilizan para operaciones de torneado y reparación de muelas de esmeril, trabajos de torneado con acabados de gran precisión en materiales blandos como aleaciones ligeras, cobre, etc.

**Diamantes sinterizados.** Están formados por polvo sinterizado de diamante. Sirven para el mecanizado de materiales abrasivos, materiales no férreos, cobre, plástico, grafito, caucho, etc.

Dada la dureza del diamante, las herramientas mantienen el filo de corte durante bastante tiempo, permite arrancar capas de espesores muy pequeños y se consiguen tolerancias del orden de 0,001 mm. La ventaja de usar herramientas de diamante con respecto a los metales duros es que se pueden obtener mayores velocidades de corte.

# CAPÍTULO 2

---

## Clasificación de los procesos de mecanizado

---

Con los procesos de mecanizado por eliminación de material (reducción de masa) se obtienen piezas con las dimensiones y calidad superficial deseadas y que, en muchos casos, no es posible obtener mediante otros procesos. La pieza fabricada (forma final) se obtiene partiendo de una pieza en bruto (material de partida). Esto supone el inconveniente de que el exceso de material de la pieza en bruto sobre la acabada, se pierde durante el mecanizado. Sin embargo, resulta ventajoso al poder obtener piezas con pequeñas tolerancias y elevadas calidades superficiales. En lo que sigue, se hará una breve clasificación de las máquinas-herramientas más utilizadas. Dicha clasificación se hará en base al tipo de herramientas utilizadas (monofilo o multifilo) y los movimientos relativos (principal y de avance) entre pieza y herramienta (circular o rectilíneo).

### ■ Máquinas con herramientas monofilo:

- Torno y mandrinadora
  - Movimiento principal: Circular
  - Movimiento de avance: Rectilíneo
- Limadora, mortajadora y cepilladora
  - Movimiento principal: Rectilíneo alternativo
  - Movimiento de avance: Rectilíneo intermitente

### ■ Máquinas con herramientas multifilo:

- Taladradora

- Movimiento principal: Circular
- Movimiento de avance: Rectilíneo
- Fresadora
  - Movimiento principal: Circular
  - Movimiento de avance: Rectilíneo
- Brochadora
  - Movimiento principal y avance: Rectilíneo
- Rectificadora
  - Movimiento principal: Circular
  - Movimiento de avance: Rectilíneo

Llamamos máquina-herramienta a la que para desarrollar su labor necesita un utensilio o herramienta convenientemente perfilado que la máquina pone en contacto con la pieza a trabajar, produciendo en esta el cambio de forma o dimensiones deseado mediante el arranque de partículas o virutas. La máquina-herramienta es un conjunto de elementos, entrelazados entre sí, de modo que el movimiento de uno de ellos implica el de los restantes. Agrupados parcialmente, tales elementos forman los mecanismos, y el conjunto de estos constituye la máquina. La cadena cinemática de una máquina es el conjunto de mecanismos que la integran y que determinan las transformaciones de movimientos adecuados para la consecución del objeto final que con ella se pretende. Las máquinas-herramientas, independientemente de sus formas constructivas, deben poseer los siguientes elementos básicos.

1. *Una bancada o bastidor* dotado de elementos para fijar la máquina al suelo. Las bancadas o bastidores deben ser lo suficientemente rígidas para asegurar que las variaciones de forma de las piezas a fabricar no excedan los límites admisibles.
2. *Elementos móviles* dispuestos encima del bastidor o bancada, sobre los que se sitúan las piezas a trabajar y las herramientas. Entre los principales elementos móviles se pueden mencionar los siguientes: carros para efectuar los desplazamientos longitudinales, husillos para permitir el desplazamiento de estos, etc.
3. *Transmisiones mecánicas, eléctricas o hidráulicas* para transformar el movimiento motor en los movimientos principal de corte y secundario de avance.

A continuación se hará una breve descripción de las principales máquinas-herramientas y las operaciones básicas que se pueden llevar a cabo con ellas.

## 2.1 MÁQUINAS CON HERRAMIENTAS MONOFILO

En lo que sigue se hará una breve descripción de las principales máquinas que usan herramientas monofilo.

### 2.1.1 Torno convencional

El torno más usado es el torno paralelo, aunque existen otros, entre los que se pueden mencionar, el torno revolver, torno vertical o automáticos. Todos ellos pueden ser de control numérico. El torno convencional o torno paralelo (Fig. 2.1), que es el que se describirá en el presente capítulo, es una máquina-herramienta de corte circular continuo en la que el movimiento de corte lo lleva la pieza y el movimiento de avance lo lleva la herramienta. La herramienta utilizada es monofilo. Está constituido por una bancada sobre la que se desliza un carro longitudinal. Sobre este carro hay colocado un carro transversal y sobre el un carro porta-herramientas. Tanto el carro longitudinal como el transversal pueden ser accionados manual o automáticamente por medio de la cadena cinemática del torno. El carro porta-herramientas sólo puede ser accionado manualmente y es orientable de forma que puede desplazarse formando cualquier ángulo respecto al eje de la máquina.

El torno en su extremo izquierdo y en su parte superior lleva un cabezal fijo en el que van alojados el eje principal de la máquina, en cuyo extremo se fija el plato de sujeción de la pieza a mecanizar y todos los mecanismos necesarios para obtener las distintas velocidades de corte (movimiento principal). Bajo este cabezal está situada la caja de avances que contiene los mecanismos necesarios para obtener los avances (movimiento de avance).

A lo largo de la bancada se desliza un cabezal móvil (contrapunto) que puede ser fijado en cualquier posición de su recorrido. Dicho cabezal permite ser desplazado sobre su base en dirección perpendicular al eje de la máquina. El cabezal móvil se utiliza para sujetar las piezas por el extremo opuesto al plato cuando estas son demasiado largas.

A lo largo de la bancada y en su parte inferior frontal lleva la barra de cilindrar para producir, por medio de la cadena cinemática, el movimiento de corte en el cilindrado y el

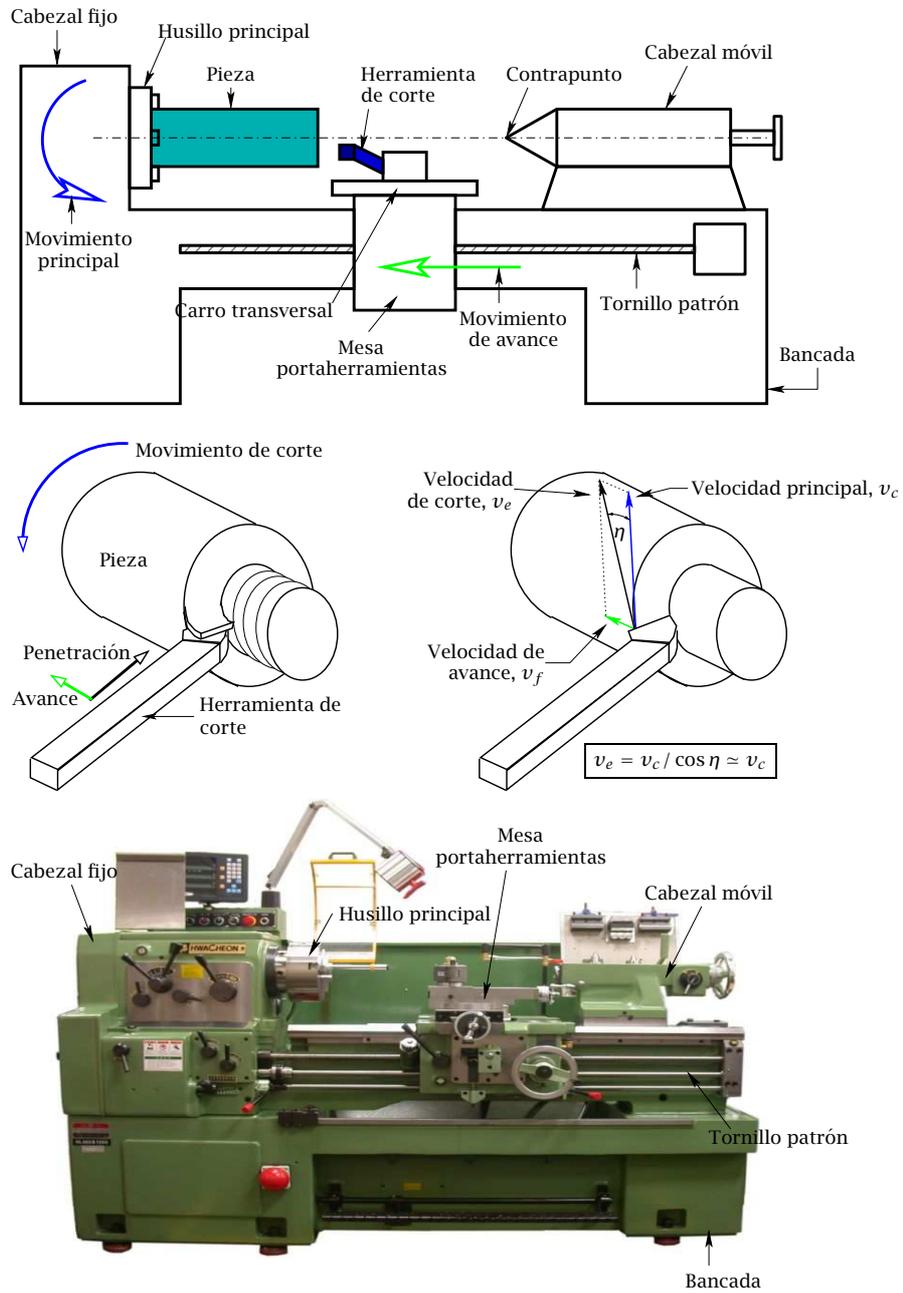


Figura 2.1: Elementos constructivos del torno paralelo.

refrentado, y un husillo roscado para producir este mismo movimiento cuando se rosca.

En el torno se pueden producir todo tipo de superficies de revolución (cilíndricas, cónicas, roscas, etc.), siendo una de las máquinas-herramientas que más se utilizan en el mecanizado por arranque de viruta.

Al acercar la herramienta al material que está girando (movimiento de corte principal) ésta penetra en la pieza produciendo una viruta de un determinado espesor y longitud teórica la del desarrollo de una vuelta. Para que la herramienta siga cortando tenemos que producir otro movimiento (movimiento de avance) con lo cual la combinación de estos dos movimientos de corte y de avance provoca que la herramienta se desplace sobre la superficie de la pieza y produzca el mecanizado de la misma de forma continua.

Entre las distintas operaciones que se pueden llevar a cabo en el torno se pueden mencionar las siguientes (véanse los ejemplos de la Fig. 2.2).

### Cilindrado

Esta operación se utiliza para generar superficies cilíndricas, tanto exteriores como interiores. En esta operación, el movimiento de avance es paralelo al eje de la máquina (véase la Fig. 2.2(a)). En la Fig. 2.3 pueden verse varios ejemplos reales de este tipo de operaciones.

Esta operación será utilizada para introducir una serie de conceptos comunes a todas las operaciones de mecanizado que se describirán en el presente libro. Los parámetros básicos que definen esta operación se pueden expresar del siguiente modo en función de los valores representados en la Fig. 2.2. Así, el tiempo de mecanizado de una pasada, se podría expresar como

$$t_m = \frac{l_w}{f n_w}, \quad (2.1)$$

siendo  $l_w$  la longitud de la pieza a mecanizar por pasada en la dirección del movimiento de avance de la herramienta de corte,  $f$  la longitud avanzada por la herramienta por cada revolución de la pieza y  $n_w$  la velocidad de giro de la pieza (en lo que sigue, se supondrá que la velocidad de giro de la pieza viene expresada en revoluciones por unidad de tiempo).

Otro parámetro importante que debe ser calculado es la velocidad relativa entre la pieza y herramienta. En lo que sigue dicha velocidad será denotada como velocidad de corte,  $\vec{v}_e$ . Obviamente, la velocidad de corte será el resultado de los dos movimientos

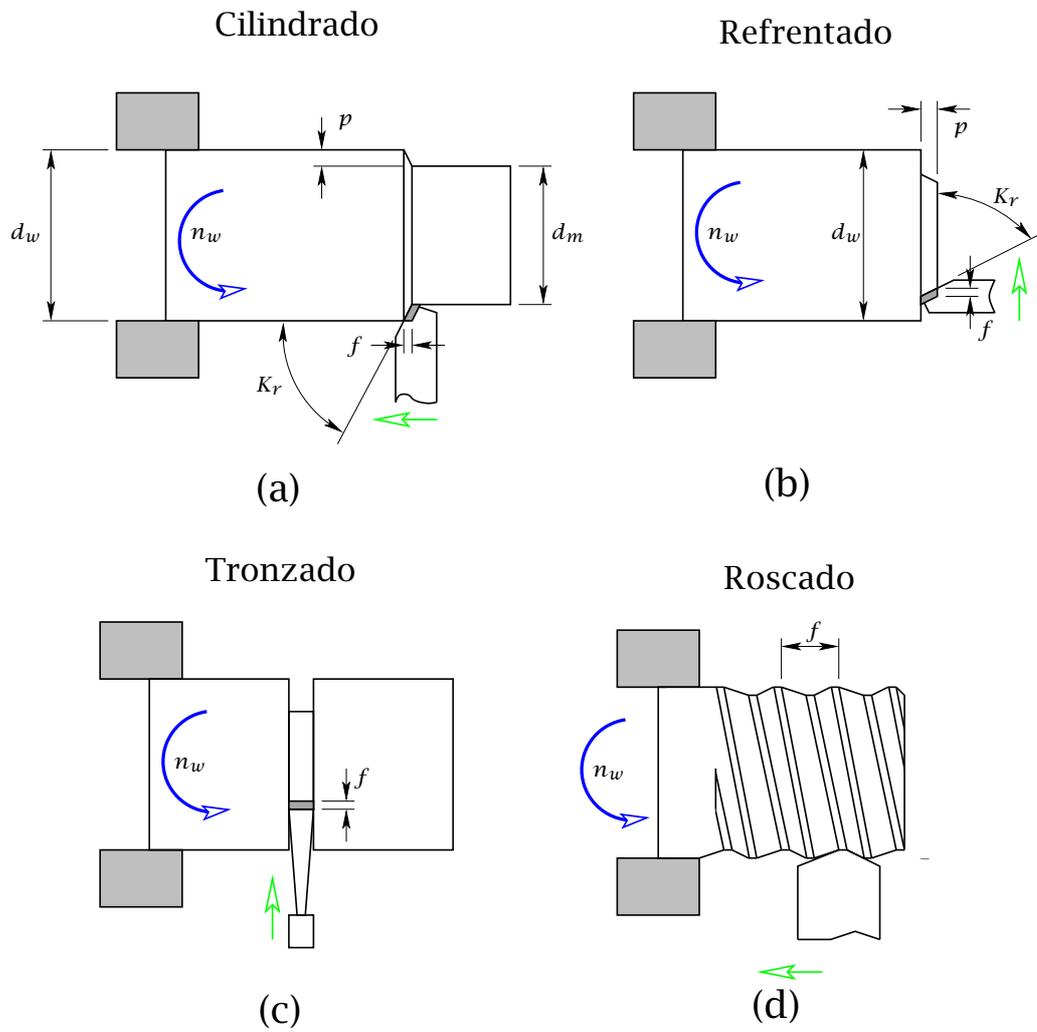


Figura 2.2: Algunos ejemplos de operaciones en el torno.

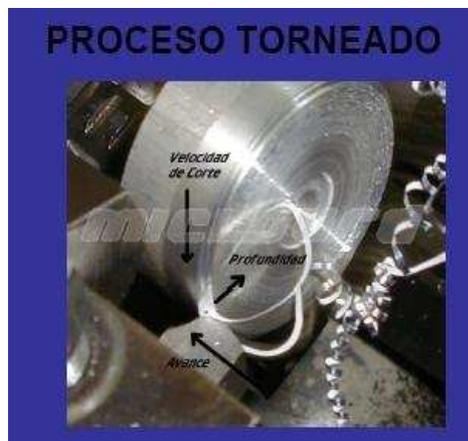
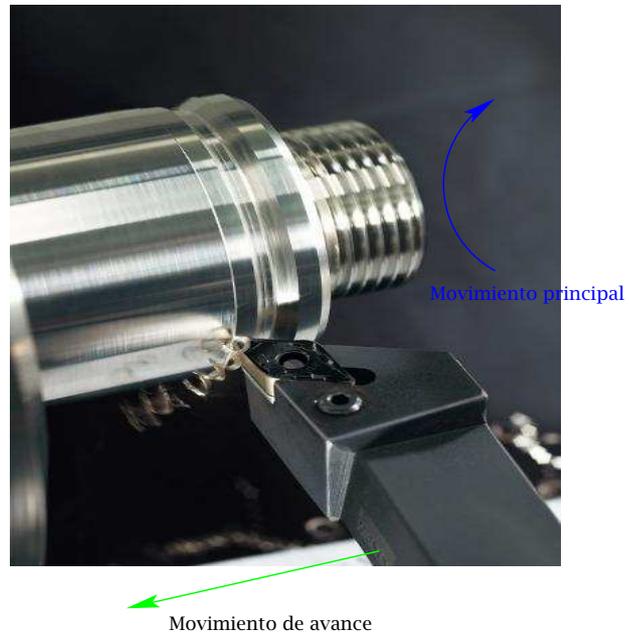


Figura 2.3: Algunos ejemplos de cilindrado.

básicos que definen el proceso de corte: el principal, con velocidad  $\vec{v}_c$ , y el de avance, con velocidad  $\vec{v}_f$ . Conociendo el ángulo  $\eta$  que forman  $\vec{v}_e$  y  $\vec{v}_c$ , resulta:

$$v_e = v_c / \cos \eta. \quad (2.2)$$

Debe mencionarse que generalmente el ángulo  $\eta$  de la velocidad de corte suele ser muy pequeño, dado que, al igual que ocurre generalmente en el resto de operaciones de corte que se describirán en este libro,  $v_c \gg v_f$ . Por tanto, en lo que sigue, para simplificar el análisis que se llevará a cabo, se considerará que

$$v_e \simeq v_c. \quad (2.3)$$

Por otro lado, se debe tener en cuenta que la velocidad de corte no es constante a lo largo de todo el filo de la herramienta. Obviamente será mínima justo en la punta de la herramienta y alcanzará su máximo valor en la zona exterior de la pieza. Para simplificar el problema, se considerará un único valor de la velocidad que será el promedio de ambos valores extremos, por lo que resulta

$$v_c \simeq \frac{\pi d_w n_w + \pi d_m n_w}{2} = \pi n_w (d_w - p). \quad (2.4)$$

Otro parámetro que es importante conocer en cualquier operación de corte es el caudal de viruta cortada  $Z_w$ . Obviamente, este parámetro podrá ser calculado del siguiente modo

$$Z_w = A_c v_c, \quad (2.5)$$

donde  $A_c$  es la sección perpendicular a la velocidad de corte del material de la pieza que va a ser cortado por la herramienta (en lo que sigue, el material de la pieza antes de ser deformado por el proceso de corte se denotará como viruta indeformada). El área de dicha sección queda definida por los valores del avance  $f$ , profundidad de corte  $p$ , ángulo del filo de corte principal  $K_r$  y ángulo del filo de corte secundario  $K'_r$ , tal y como se indica en la Fig. 2.4(b), aunque en lo que sigue, se considerará como una solución razonable que simplifica notablemente la geometría del problema, la forma aproximada que se representa en la Fig. 2.4(c)

$$A_c \simeq fp. \quad (2.6)$$

Introduciendo las Eqs. (2.4) y (2.6) en la Eq. (2.5), se obtiene finalmente

$$Z_w = fp\pi n_w (d_w - p). \quad (2.7)$$

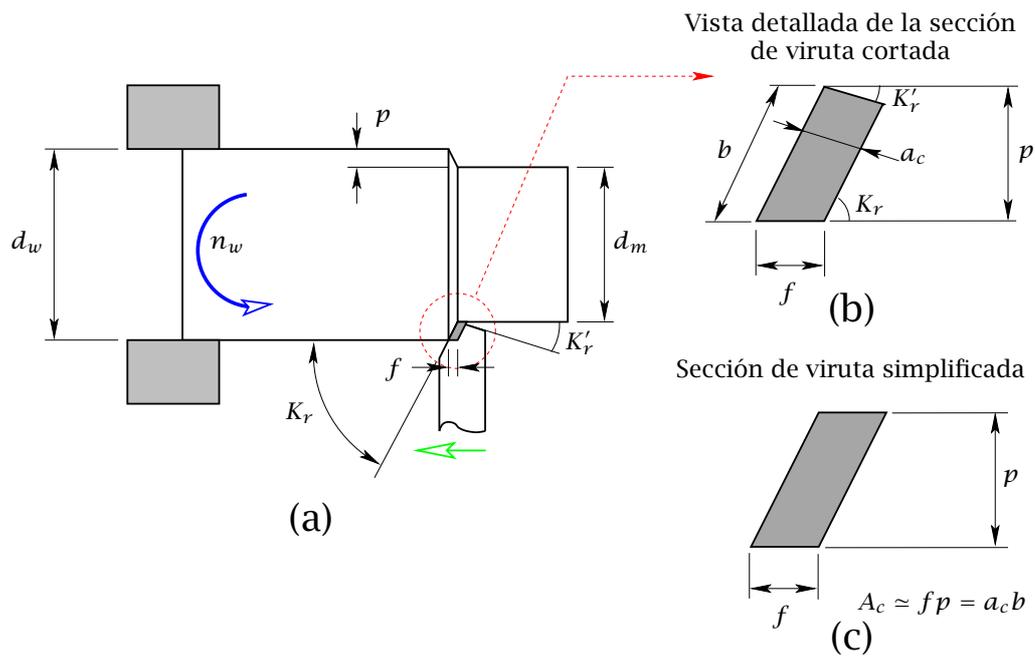
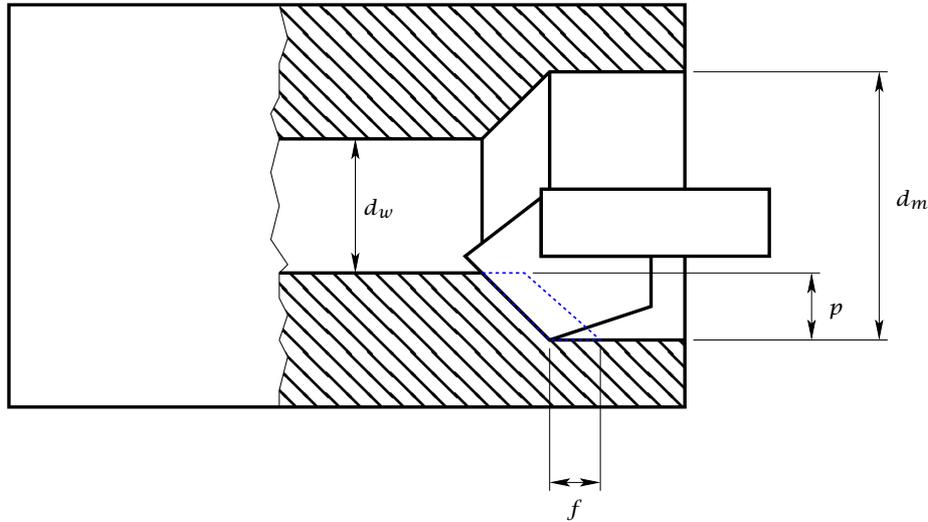


Figura 2.4: Operación de cilindrado (a); vista detallada de la sección de viruta indeformada (b); sección de viruta indeformada simplificada (c).



**Figura 2.5:** Cilindrado de interiores.

Por otro lado, debe tenerse en cuenta que es en un plano perpendicular al filo de corte principal donde se suelen producir los mayores esfuerzos durante el proceso de corte. Por ello, suele ser útil conocer el espesor  $a_c$  (véase la Fig. 2.4(b)) de la sección de la viruta cortada en la dirección perpendicular a dicho filo (en lo que sigue,  $a_c$  será denotada como espesor de viruta indeformada), que puede ser calculado como

$$a_c = f \sin K_r. \quad (2.8)$$

La longitud de la sección de viruta indeformada en la dirección del filo de corte principal (en lo que sigue será denotada como ancho de corte  $b$ ) podrá ser obtenida como

$$b = p / \sin K_r. \quad (2.9)$$

Nótese que introduciendo las Eqs. (2.8) y (2.9) en la Eq. (2.6), el área aproximada de la sección de viruta indeformada podrá ser también calculada como:

$$A_c \simeq a_c b. \quad (2.10)$$

En las operaciones de cilindrado de interiores (véase la Fig. 2.5), pueden aplicarse las mismas ecuaciones que se acaban de describir, excepto para la velocidad de corte y caudal de viruta, para las que obviamente resultarán, respectivamente,

$$v_c \simeq \pi n_w (d_w + p), \quad (2.11)$$

$$Z_w = f p \pi n_w (d_w + p). \quad (2.12)$$

### Refrentado

Esta operación se utiliza para generar superficies planas (Fig. 2.2(b)). En este tipo de operaciones, el movimiento de avance es perpendicular al eje de giro del husillo principal. Cuando esta operación no se realiza en el extremo de la pieza, se suele denotar como tronzado (Fig. 2.2(c)).

El tiempo de mecanizado por pasada se podrá obtener en esta operación como

$$t_m = \frac{d_w / 2}{f n_w}. \quad (2.13)$$

Nótese que en esta operación, la velocidad de corte no es constante, siendo máxima en la periferia de la pieza y alcanzando el valor cero cuando la punta de la herramienta alcanza el centro de la pieza. Los valores máximos de la velocidad de corte y caudal de viruta arrancada se podrán obtener, respectivamente, como

$$v_{c_{\max}} = \pi n_w d_w, \quad (2.14)$$

$$Z_{w_{\max}} = f p \pi n_w d_w. \quad (2.15)$$

La geometría de la viruta indeformada puede definirse del mismo modo que en la operación anterior.

### Torneado cónico

Esta operación se utiliza para generar superficies cónicas. Cuando el movimiento de avance es inclinado respecto al eje de la máquina, se pueden generar superficies cónicas mediante procedimientos como los que se describen a continuación.

- a) Inclinando el carro porta-herramientas el ángulo correspondiente al cono que se desea fabricar. De esta forma el movimiento del carro es paralelo a la generatriz del cono. El movimiento de avance se da manualmente desplazando dicho carro.
- b) Desplazando el contrapunto transversalmente una longitud determinada. Con esto se consigue situar el eje de giro de la máquina para que la generatriz del cono quede paralela al movimiento del carro longitudinal. En este caso el movimiento de avance se puede hacer automáticamente por medio de dicho carro.

- c) Mediante una regleta guía. Consiste en una regleta acanalada sobre la que se desliza un dado solidario con el carro portaherramientas. Esta regleta se puede inclinar un ángulo determinado respecto al eje de giro de la máquina. La distancia entre el dado y la punta de la herramienta es fija de forma que al desplazarse el dado sobre la regla colocada con un ángulo determinado, la herramienta se desplaza formando dicho ángulo.
- d) Mediante copiador hidráulico con el cual se obliga a la herramienta a seguir un camino mediante un palpador que recorre el perfil de una plantilla con la forma deseada.

Las ecuaciones descritas anteriormente pueden ser aplicadas de forma análoga teniendo en cuenta la configuración geométrica particular de este tipo de operación.

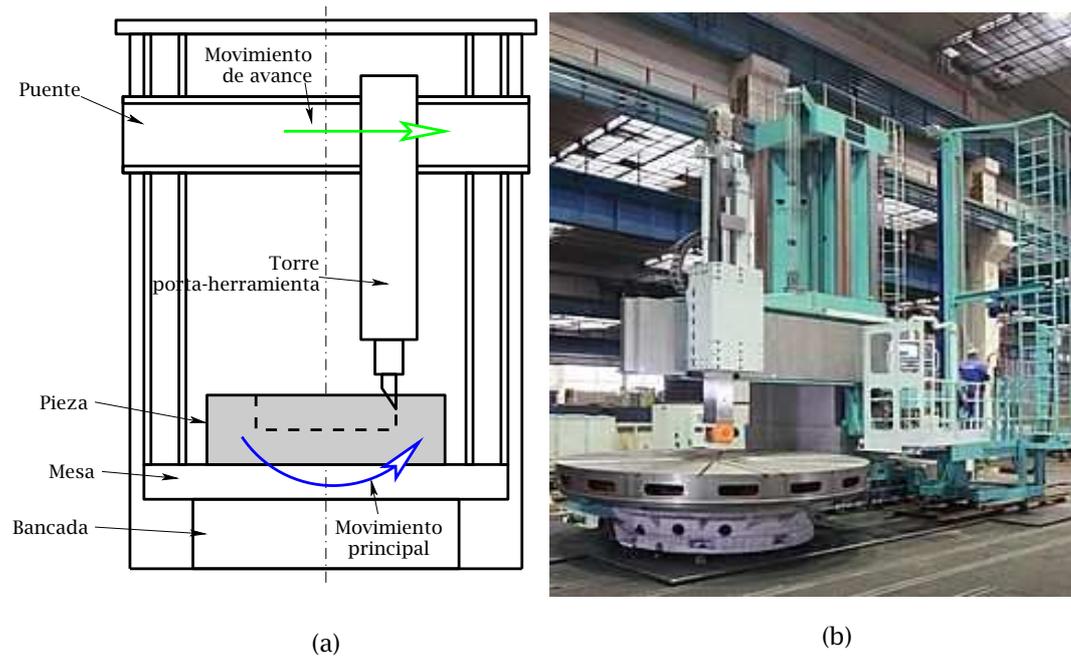
## **Roscado**

La combinación de los movimientos de corte principal y de avance genera sobre la superficie de la pieza una trayectoria helicoidal. Si se hace coincidir el avance al paso correspondiente de la rosca que se desea fabricar y se utiliza la herramienta adecuada se podría obtener el perfil de la rosca deseada (Fig. 2.2(d)). Para conseguir el avance del carro según el paso de rosca, se utiliza el husillo de roscar, el cual se acciona por medio de la cadena cinemática de la máquina.

Todas las ecuaciones de cálculo descritas anteriormente podrían ser aplicadas de forma análoga a las operaciones de roscado.

### **2.1.2 Torno vertical**

Las piezas de gran peso y dimensiones no pueden ser sujetas en tornos convencionales de husillo horizontal. Para este tipo de piezas existen los tornos verticales en los que el husillo principal presenta un eje de giro vertical y dispone de una superficie de sujección giratoria de grandes dimensiones con ranuras para fijar la pieza. El carro portaherramientas está dispuesto en un carro tipo pórtico como se muestra en el esquema de la Fig. 2.6(a). En la Fig. 2.6(b) puede verse una fotografía de un torno vertical real. Las ecuaciones de cálculo expuestas en la sección anterior son igualmente aplicables a las operaciones que se pueden realizar en torno vertical.



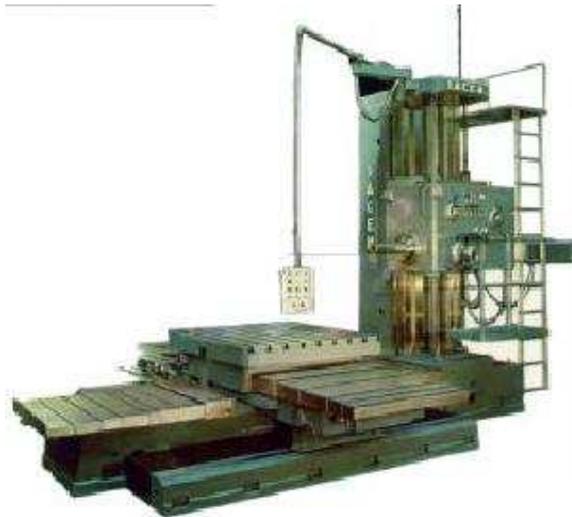
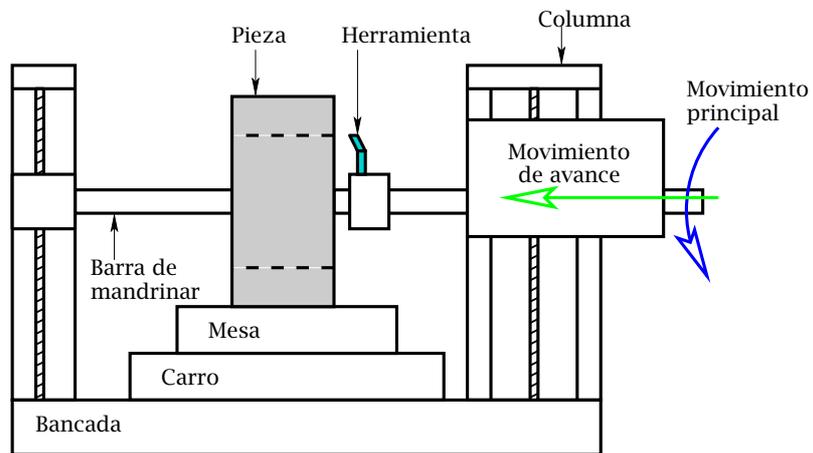
**Figura 2.6:** Torno vertical. (a) Esquema. (b) Fotografía de un torno vertical real.

### 2.1.3 Mandrinadora

La mandrinadora, al igual que el resto de máquinas-herramientas descritas anteriormente, utilizan movimiento de corte principal circular y herramientas de corte monofilo. Estas máquinas se emplean generalmente para piezas grandes y geometrías exteriores no cilíndricas que deben permanecer fijas durante el proceso de corte de superficies cilíndricas interiores. En la mandrinadora, el husillo principal de la máquina suele ser horizontal. La pieza permanece estacionaria durante todo el proceso de mecanizado y es la herramienta de corte la que realiza todos los movimientos necesarios, tal y como se puede observar en el esquema de la Fig. 2.7. Las ecuaciones desarrolladas anteriormente para el cilindrado y el refrentado son igualmente aplicables en la mandrinadora.

### 2.1.4 Máquinas-herramientas de corte rectilíneo

Con este tipo de máquinas se pueden obtener superficies planas horizontales, verticales e inclinadas. El movimiento principal de corte es rectilíneo y alternativo, y el de avance es intermitente. Entre las máquinas de corte de este tipo, se pueden citar las



**Figura 2.7:** Esquema de una mandrinadora y fotografía de una máquina real.

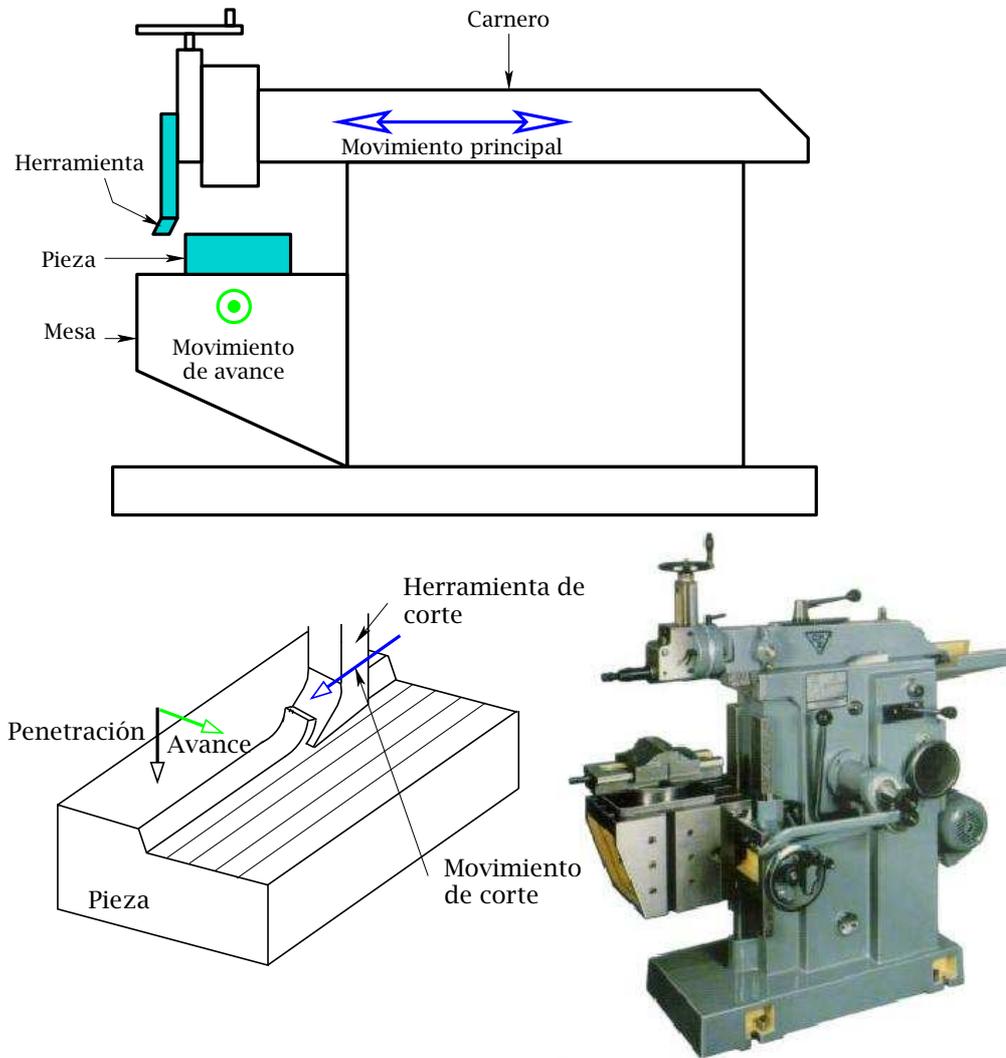
siguientes:

- limadora,
- cepilladora, o
- mortajadora.

### **Limadora**

Es una máquina-herramienta (Fig. 2.8) destinada a obtener superficies planas horizontales, verticales o inclinadas. La máquina está constituida por un armazón o columna sobre la que se desliza un carro (carnero) con movimiento rectilíneo alternativo, sobre el que va montado el cabezal porta-herramientas, el cual puede estar inclinado. Dispone de una mesa sobre la que se monta la pieza a mecanizar. El movimiento principal de corte lo tiene la herramienta que se encuentra en el extremo del carnero y el movimiento de avance lo tiene la pieza montada sobre la mesa. En mecanizados verticales o inclinados el movimiento de avance se dá manualmente por medio del cabezal porta-herramientas, y el movimiento vertical se acciona generalmente a mano. El movimiento de penetración se proporciona manualmente en cada pasada desplazando el cabezal porta-herramientas. Una limitación de este tipo de máquinas es el tamaño de la pieza. Nótese que si la longitud de la pieza fuese muy grande en la dirección del movimiento principal de corte, el carnero podría deformarse como consecuencia del peso del porta-herramientas alojado en su extremo pudiendo provocar errores significativos en las dimensiones finales de la pieza mecanizada. Para este tipo de piezas suelen utilizarse las máquinas cepilladoras que se describirán en la siguiente sección.

En la Fig. 2.9 se muestra una operación típica de limado con los parámetros típicos de una operación de este tipo (las ecuaciones que se desarrollarán a continuación son independientes de que el limado sea horizontal, vertical o inclinado). Para mantener la analogía con las operaciones de corte descritas anteriormente, se definirá un nuevo parámetro, al que denotaremos como  $n_w$ , que representa el número de barridos por unidad de tiempo (nótese que este parámetro sería equivalente al número de vueltas por unidad de tiempo del husillo principal en las operaciones de corte descritas anteriormente). Por tanto, el tiempo de mecanizado de la pieza mostrada en la Fig. 2.9 podría



**Figura 2.8:** Esquema de una limadora y fotografía de una máquina real.

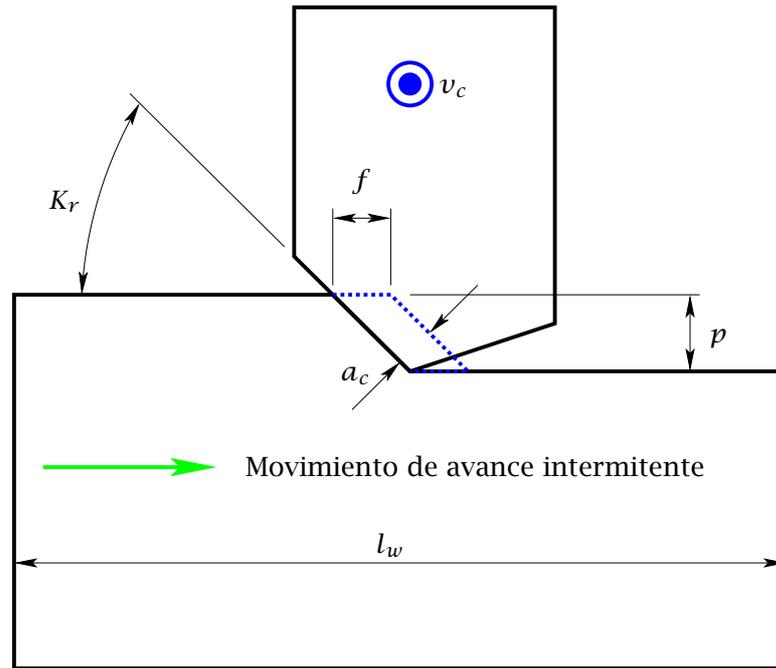


Figura 2.9: Operación de limado.

calcularse de un modo análogo como

$$t_m = \frac{l_w}{fn_w}, \quad (2.16)$$

donde  $l_w$  es la longitud de la pieza en la dirección del avance intermitente  $f$ , que será definido ahora como la longitud que avanza la herramienta en cada barrido. Nótese que la geometría de la sección de viruta indeformada (línea de trazo de la Fig. 2.9) quedará definida con las mismas ecuaciones de cálculo descritas en secciones anteriores. Del mismo modo, el caudal de viruta cortada podrá calcularse como

$$Z_w = v_c A_c = v_c f p. \quad (2.17)$$

### Cepilladora

Es una máquina de corte rectilíneo (Fig. 2.10), en la que el movimiento principal de corte lo tiene la pieza que va montada sobre la mesa que se desplaza longitudinalmente con movimiento alternativo. El movimiento de avance es intermitente y lo tiene la herramienta montada en los cabezales porta-herramientas que disponen de movimientos transversal y vertical. Con este tipo de máquinas se pueden mecanizar piezas de gran

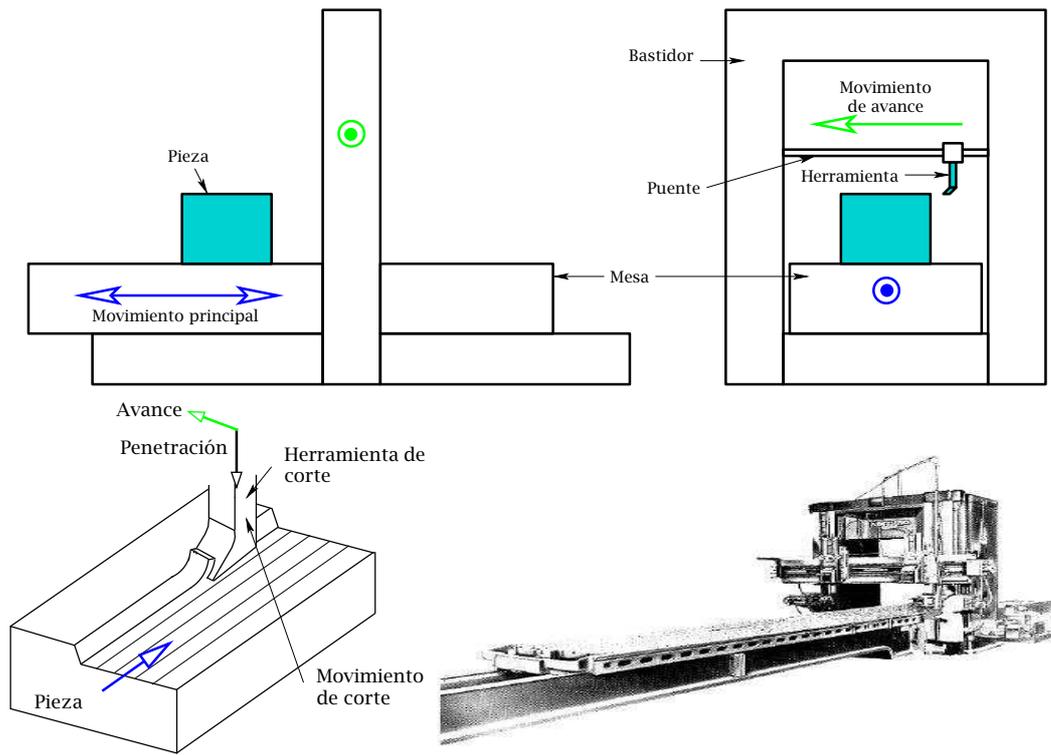


Figura 2.10: Cepilladora.

tamaño y grandes superficies (la mesa puede llegar a tener hasta 3 metros de longitud y 2 de anchura) imposibles de mecanizar con una limadora.

Todas las ecuaciones de cálculo desarrolladas en la sección anterior podrán ser aplicadas del mismo modo para este tipo de máquinas.

### **Mortajadora**

En esta máquina-herramienta de corte rectilíneo vertical (Fig. 2.11), al igual que en la limadora, el movimiento principal de corte lo tiene la herramienta, y los movimientos de avance y penetración los tiene la pieza montada sobre una mesa dotada de movimiento longitudinal y transversal. Esta máquina es apropiada para la mecanización de interiores y exteriores de piezas en pequeñas series.

## **2.2 MÁQUINAS CON HERRAMIENTAS MULTIFILO**

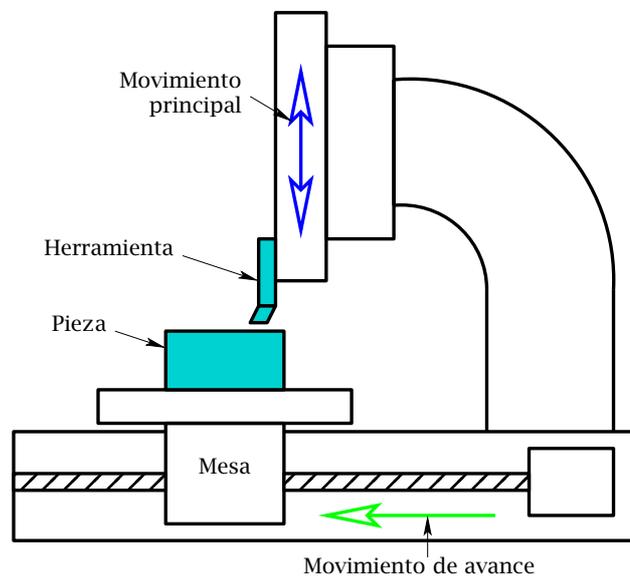
En lo que sigue se describirán las principales máquinas que utilizan herramientas con múltiples filos.

### **2.2.1 Taladradora**

En este tipo de máquinas, el movimiento de corte principal es circular y continuo, y el movimiento de avance es rectilíneo en la dirección del eje de giro del husillo principal. La herramienta utilizada suele denominarse como broca la cual suele llevar dos filos de corte, pudiéndose considerar cada filo como una herramienta simple. Entre las operaciones más destacadas que pueden realizarse con la taladradora se pueden citar el taladrado, propiamente dicho, el avellanado, refrentado, roscado y escariado. El escariado es un mecanizado con una herramienta de varios filos llamada escariador que se realiza para obtener un acabado de precisión en un agujero previamente taladrado. El avellanado es un taladrado con una herramienta de dos o más filos llamada avellanador que se emplea para desbarbar agujeros con cantos vivos o para ensanchar orificios que previamente han sido taladrados.

Debe tenerse en cuenta que las operaciones de taladrado pueden ser realizadas en diferentes máquinas.

- Si el taladrado se realiza en el torno, el movimiento principal de corte lo lleva la



**Figura 2.11:** Esquema de una mortajadora y fotografía de una máquina real.

pieza y el de avance la herramienta.

- Si se realiza en la fresadora, el movimiento de corte lo lleva la herramienta y el de avance lo lleva la pieza.
- En la máquina de taladrar los movimientos de corte y de avance lo llevan generalmente la herramienta (en la Fig. 2.12 puede verse el esquema de una taladradora convencional) aunque en algunos casos el movimiento de avance puede realizarlo la pieza.

En la taladradora, la herramienta (broca, escariador, avellanador, etc.) se coloca en el eje principal de la máquina el cual recibe del motor de accionamiento los movimientos de corte y de avance a través de la cadena cinemática de la máquina.

De la misma forma que en el resto de operaciones anteriores, el tiempo de mecanizado de un orificio de longitud  $l_w$  podrá calcularse del siguiente modo

$$t_m = \frac{l_w}{f n_w}. \quad (2.18)$$

Para determinar la geometría de la sección de viruta indeformada, se introducirá una aproximación adicional que consistirá en despreciar la sección de viruta cortada por el filo transversal de espesor  $d_0$  que se encuentra en la punta de la broca de la Fig. 2.12. Teniendo además en cuenta que si la broca presenta dos filos de corte principal, el espesor de esta sección en la dirección del avance ha de ser obviamente igual a  $f/2$ , por lo que el espesor de viruta indeformada quedará

$$a_c = \frac{f}{2} \sin K_r. \quad (2.19)$$

Por tanto, el área de la sección de viruta indeformada correspondie a cada filo de corte podrá calcularse como

$$A_c = \frac{f}{2} \left( \frac{d_w}{2} - \frac{d_0}{2} \right). \quad (2.20)$$

Nótese que la velocidad de corte es variable a lo largo del filo de la herramienta, alcanzando el valor máximo igual a  $\pi n_w d_w$  en la zona exterior de la misma y el valor nulo en el centro. Finalmente, el caudal de viruta cortada podría obtenerse del siguiente modo

$$Z_w = \frac{V_{\text{cortado}}}{t_m} \simeq \frac{\pi}{4} d_w^2 f n_w, \quad (2.21)$$

siendo  $V_{\text{cortado}}$  el volumen de material cortado.

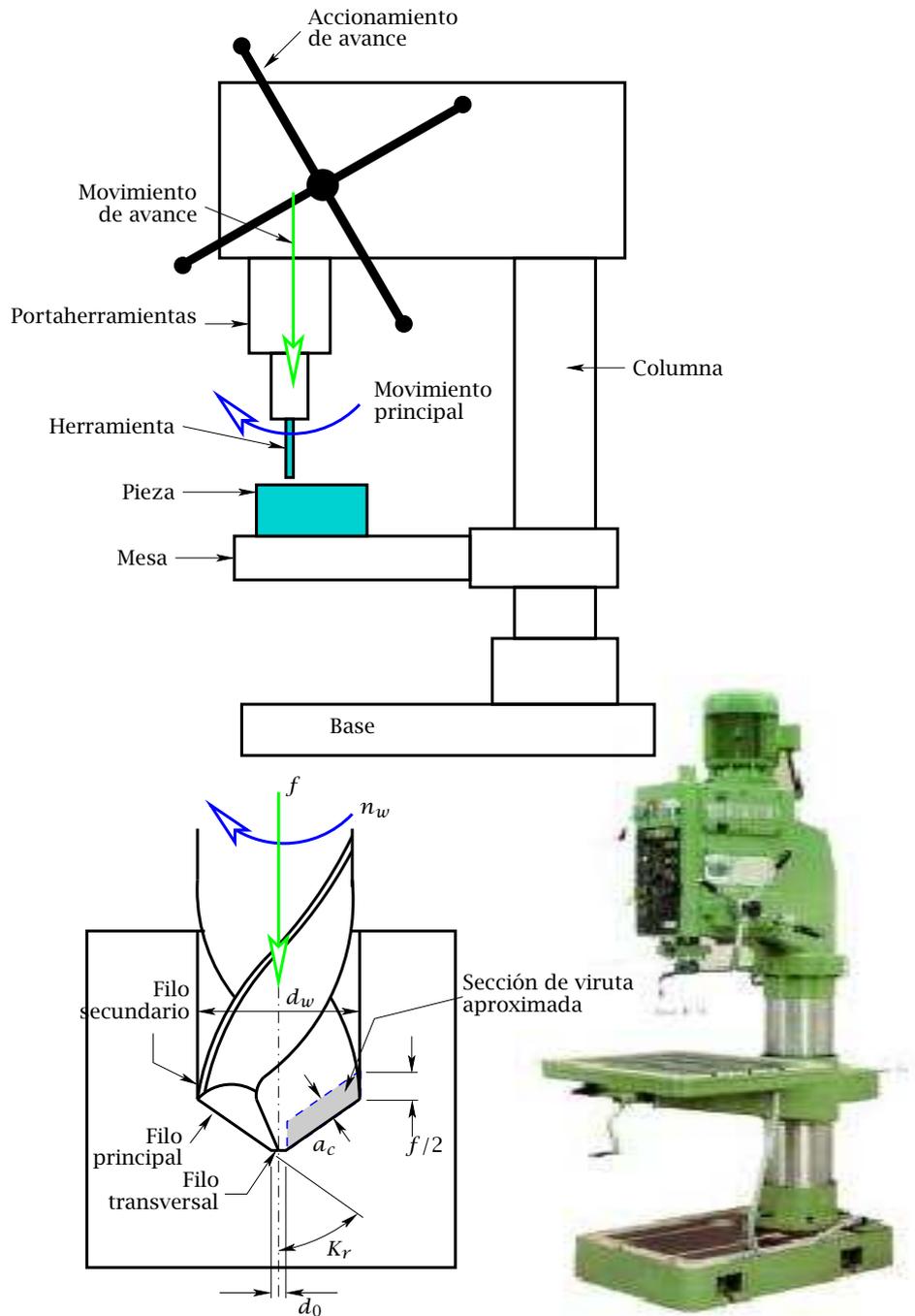


Figura 2.12: Taladradora.

### 2.2.2 Fresadora

La fresadora es una máquina herramienta de corte circular intermitente en la que el movimiento de corte lo tiene la herramienta y el de avance lo tiene la pieza. La herramienta utilizada suele denominarse fresa y presenta múltiples filos de corte. La fresadora está constituida por un armazón o columna que contiene el eje principal de la misma (donde va colocada la herramienta) y los mecanismos necesarios para obtener las diferentes velocidades de corte. Sobre este armazón se desliza un carro vertical o consola con los mecanismos para producir el movimiento de avance, sobre el que van montados un carro transversal y sobre éste una mesa longitudinal. Por la forma de trabajo del eje principal, la fresadora puede ser horizontal, vertical o universal. La fresadora universal permite que el eje de la herramienta pueda formar cualquier ángulo con la mesa de trabajo y además que esta mesa permita el giro horizontal sobre si misma. Si la fresadora dispone de un aparato divisor el cual puede recibir su movimiento de giro del husillo de la mesa a través de un tren de engranajes de forma que la pieza gire sobre su eje al mismo tiempo que la mesa se desplace longitudinalmente, se pueden efectuar sobre la pieza ranuras helicoidales (ruedas de dentado helicoidal, tornillos sinfín, etc.).

La herramienta en la fresadora se puede considerar como un conjunto de herramientas elementales (filos de corte) montadas sobre un mismo disco (véanse algunos ejemplos en la Fig. 2.13). Cuando la fresa está mecanizando (Fig. 2.14), cada uno de estos filos de corte elementales no corta material de forma constante, sino que lo hace de forma intermitente durante una fracción de ángulo  $\theta_{\max}$  por cada vuelta de la fresa. Para reducir el impacto de cada filo sobre la pieza durante el inicio del corte, este suele disponerse con una cierta inclinación respecto del eje de giro de la fresa, de forma que antes de que haya terminado de cortar un filo, el adyacente inicie el proceso de corte. Este tipo de fresa suele denotarse como helicodal (véase el ejemplo de la parte inferior de la Fig. 2.14). En este tipo de fresas se produce un empuje en el sentido axial que podría ser reducido montando, siempre que sea posible, dos fresas con la inclinación de los filos en sentido contrario, de forma que los empujes axiales se contrarresten.

Básicamente, las operaciones que pueden realizarse en una fresadora pueden clasificarse en fresado tangencial o cilíndrico y fresado frontal. En lo que sigue, se describirán en más detalle cada una de estas operaciones.

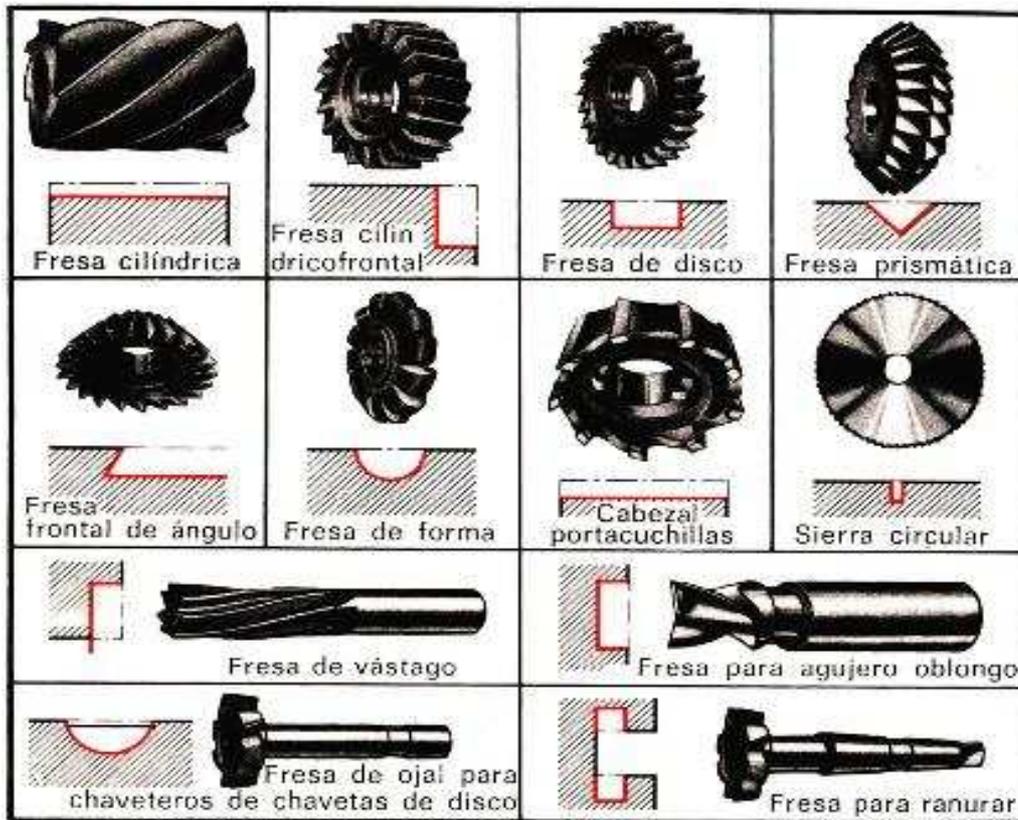
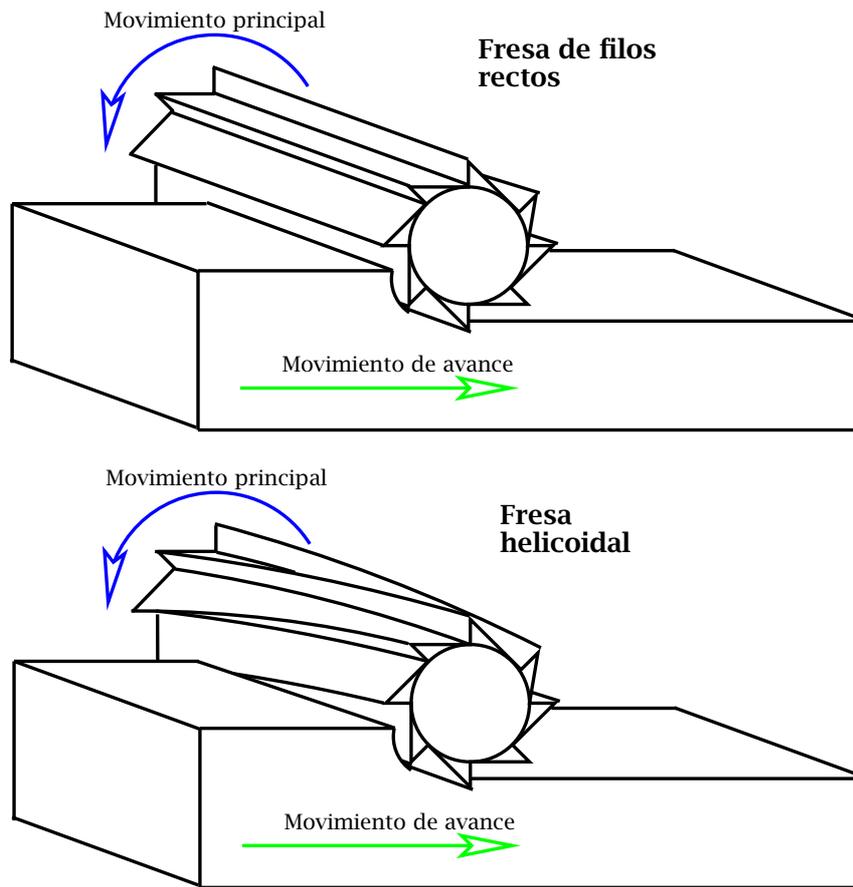


Figura 2.13: Algunos tipos de fresas.



**Figura 2.14:** Ejemplos de fresa de filos rectos (esquema de la parte superior) y fresa de filos helicoidales (esquema de la parte inferior).

### Fresado cilíndrico

Se dice que el fresado es tangencial o cilíndrico cuando el eje de la herramienta es paralelo a la superficie a mecanizar (véase el ejemplo de la Fig. 2.15).

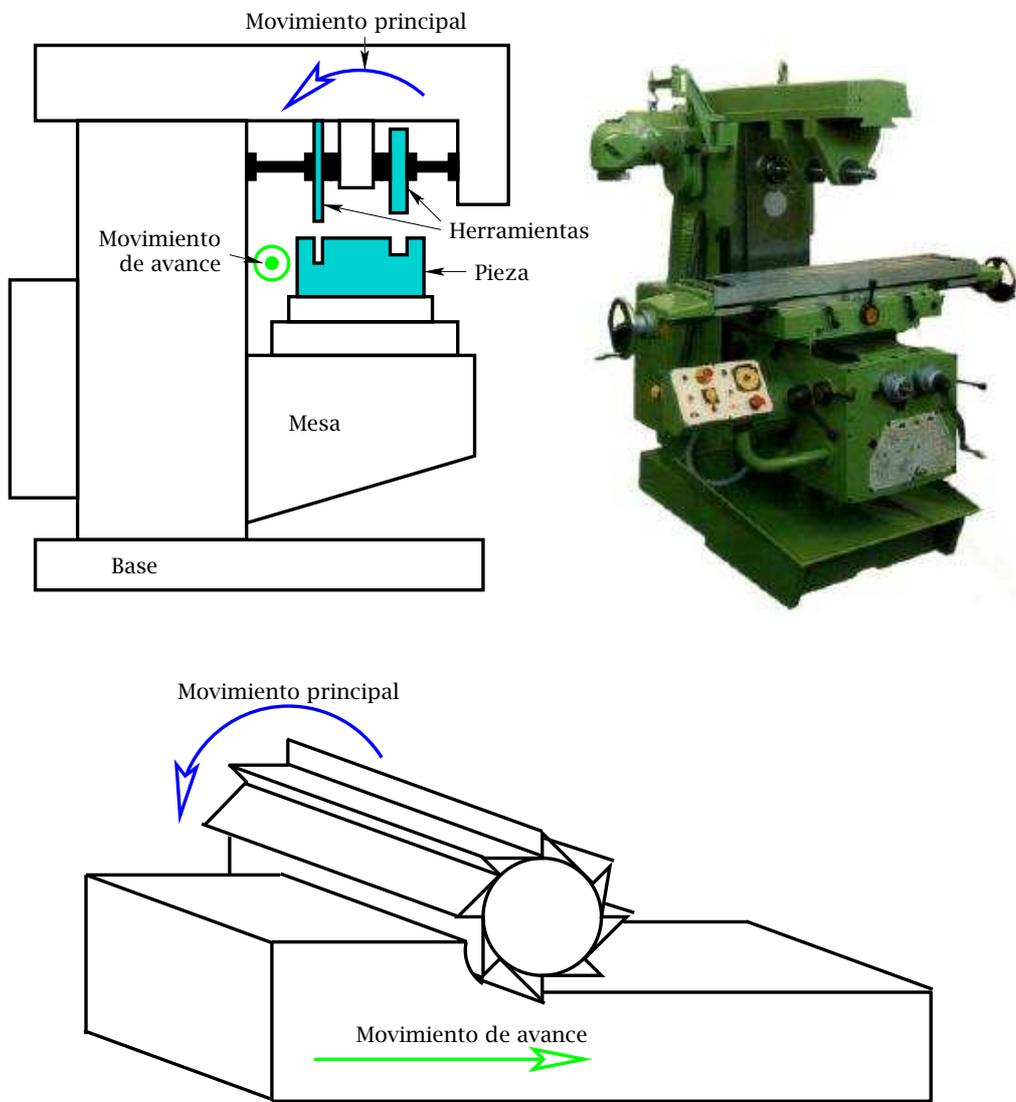
Dentro del fresado cilíndrico se pueden distinguir las siguientes variantes.

- Fresado en contra del avance (esquema inferior de la Fig. 2.16). Es el más corriente en el fresado cilíndrico. La pieza avanza en sentido opuesto al giro de la herramienta y la viruta en forma de cuña se empieza a arrancar por la zona de menor espesor. Esto puede provocar un deslizamiento de la herramienta sobre la superficie de trabajo con lo que se produce un fuerte rozamiento y calentamiento de la herramienta. La componente vertical de la fuerza de corte es hacia arriba por lo que tiende a levantar la pieza de la mesa de trabajo.
- Fresado en favor del avance (esquema superior de la Fig. 2.16). En este tipo de fresado la pieza avanza en el mismo sentido de giro de la herramienta. Cada filo de corte empieza a cortar chocando contra el material en la zona donde el espesor de la viruta es máximo. La duración de la herramienta suele ser menor que en el fresado en contra del avance. La componente vertical de la fuerza de corte se dirige hacia la mesa, por lo que tiende a fijar la pieza sobre la misma y reducir las vibraciones durante el corte. Por otro lado, al no sufrir el rozamiento inicial y disminuir considerablemente las vibraciones, se puede trabajar con mayores avances obteniéndose mayores rendimientos.

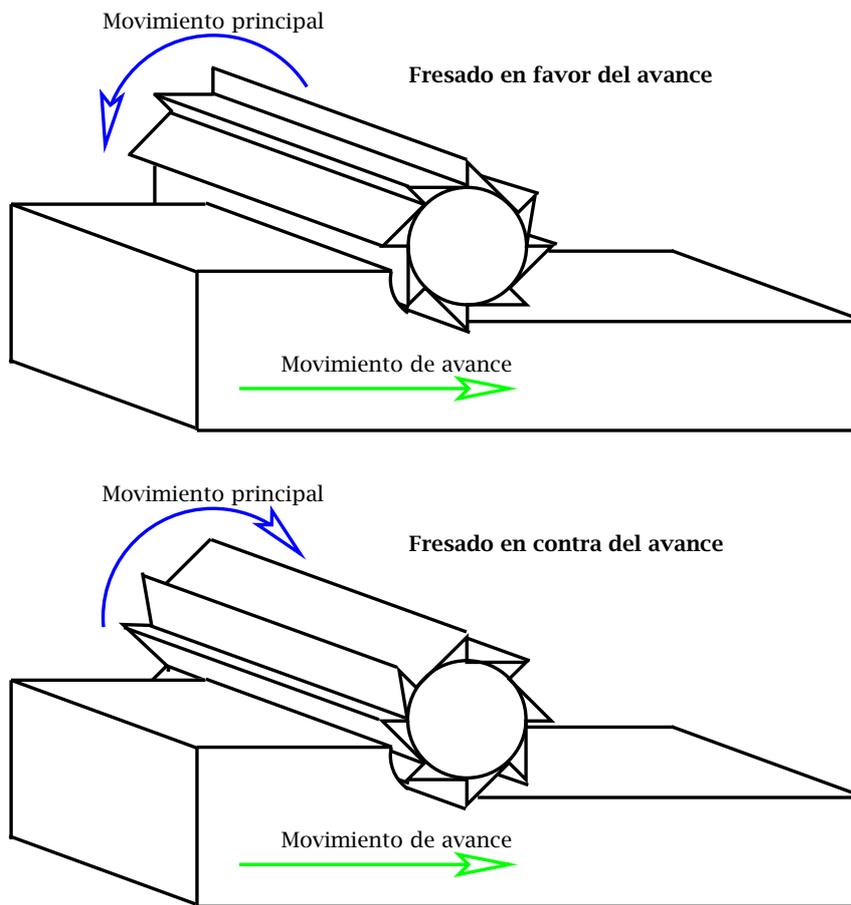
A diferencia de las operaciones descritas hasta el momento, para el cálculo del tiempo de mecanizado en las operaciones de fresado ha de tenerse en cuenta también la geometría de la herramienta. Considérese, como ejemplo, el caso de la Fig. 2.17, en el que se pretende eliminar una capa de material de profundidad  $a_e$  utilizando una fresa de diámetro  $d_t$ . En este caso, el tiempo que tardaría la herramienta en mecanizar la pieza puede calcularse como

$$t_m = \frac{l_w + \sqrt{a_e(d_t - a_e)}}{v_f}, \quad (2.22)$$

siendo  $v_f$  la velocidad de la pieza en la dirección del avance. Téngase en cuenta que en este tipo de operaciones el movimiento de avance suele especificarse mediante la velocidad lineal de la mesa  $v_f$ . Por tanto, el avance relativo  $f$  entre pieza y herramienta



**Figura 2.15:** Esquema y fotografía de una fresadora horizontal. En la parte inferior se representa un ejemplo de una operación de fresado cilíndrico.



**Figura 2.16:** Ejemplos de fresado cilíndrico en favor (esquema superior) y contra (esquema inferior) el avance.

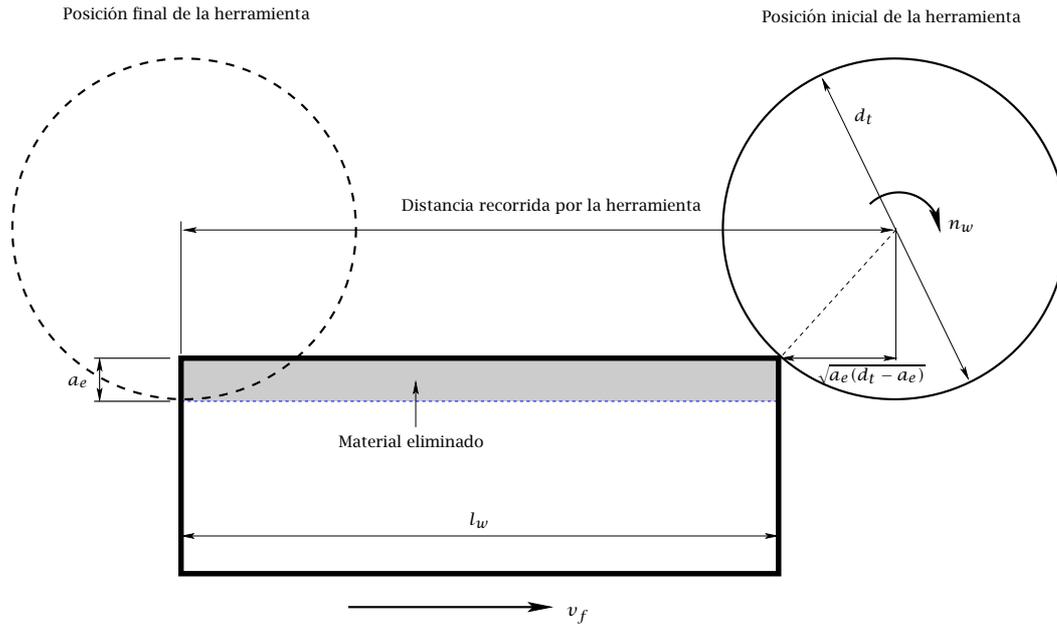


Figura 2.17: Ejemplo de una operación de fresado cilíndrico.

por cada rotación de la herramienta equivalente al resto de operaciones anteriores podría obtenerse del siguiente modo

$$f = \frac{v_f}{n_w}, \quad (2.23)$$

siendo  $n_w$  la velocidad de rotación de la fresa.

El caudal de viruta cortada podría calcularse de forma aproximada como:

$$Z_w \simeq a_e b v_f = a_e b f n_w, \quad (2.24)$$

siendo  $b$  el ancho de la pieza en la dirección del eje axial de la fresa.

Una dificultad añadida que complica el análisis de las operaciones de fresado es la geometría de la viruta cortada. Se considerará en primer lugar el caso de fresas con filos rectos y al final de la sección se considerará el caso de fresas helicoidales. A diferencia del resto de operaciones descritas anteriormente, el espesor de la viruta indeformada  $a_c$ , que se mide en dirección perpendicular al filo de corte principal, es variable. En la Fig. 2.18 se muestra un detalle de la geometría de la viruta indeformada para una operación de fresado cilíndrico, en la que  $a_c$  es cero al inicio del corte de cada filo y alcanza el máximo espesor  $a_{c_{max}}$  cuando el filo completa un giro  $\theta_{max}$  desde el inicio del corte. El valor del

ángulo  $\theta_{\max}$  podría calcularse fácilmente como

$$\theta_{\max} = \arccos \left( 1 - \frac{2a_e}{d_t} \right) \quad (2.25)$$

Teniendo en cuenta que el espesor de la viruta indeformada ha de ser constante e igual a la distancia  $f/N$  recorrida por la fresa de  $N$  filos sobre la pieza, y teniendo en cuenta adicionalmente la relación aproximada entre  $a_c$  y la distancia  $f/N$  de la parte inferior de la Fig. 2.18, se puede expresar como

$$a_c \simeq \frac{f}{N} \sin \theta. \quad (2.26)$$

El espesor máximo de la viruta indeformada podría, por tanto, calcularse a partir de las Eqs. (2.25) y (2.26) como

$$a_{c_{\max}} \simeq \frac{f}{N} \sin \theta_{\max} = 2 \frac{f}{N} \sqrt{\frac{a_e}{d_t} \left( 1 - \frac{a_e}{d_t} \right)}. \quad (2.27)$$

Una aproximación adicional podría introducirse en la ecuación anterior teniendo en cuenta que generalmente en las operaciones de fresado  $a_e/d_t \simeq 0$ . Así,

$$a_{c_{\max}} \simeq 2 \frac{f}{N} \sqrt{\frac{a_e}{d_t}}. \quad (2.28)$$

Para reducir las complicaciones geométricas que conllevaría el análisis en capítulos posteriores de operaciones de corte con espesor de viruta variable, se optará por reducir el problema a uno equivalente al resto de operaciones de corte expuestas anteriormente con un espesor de viruta indeformada constante  $a_{c_m}$  e igual al promedio de los valores alcanzados durante el corte de cada filo. Así,

$$a_{c_m} = \frac{1}{\theta_{\max}} \int_0^{\theta_{\max}} \frac{f}{N} \sin \theta d\theta = \frac{f}{N\theta_{\max}} (1 - \cos \theta_{\max}). \quad (2.29)$$

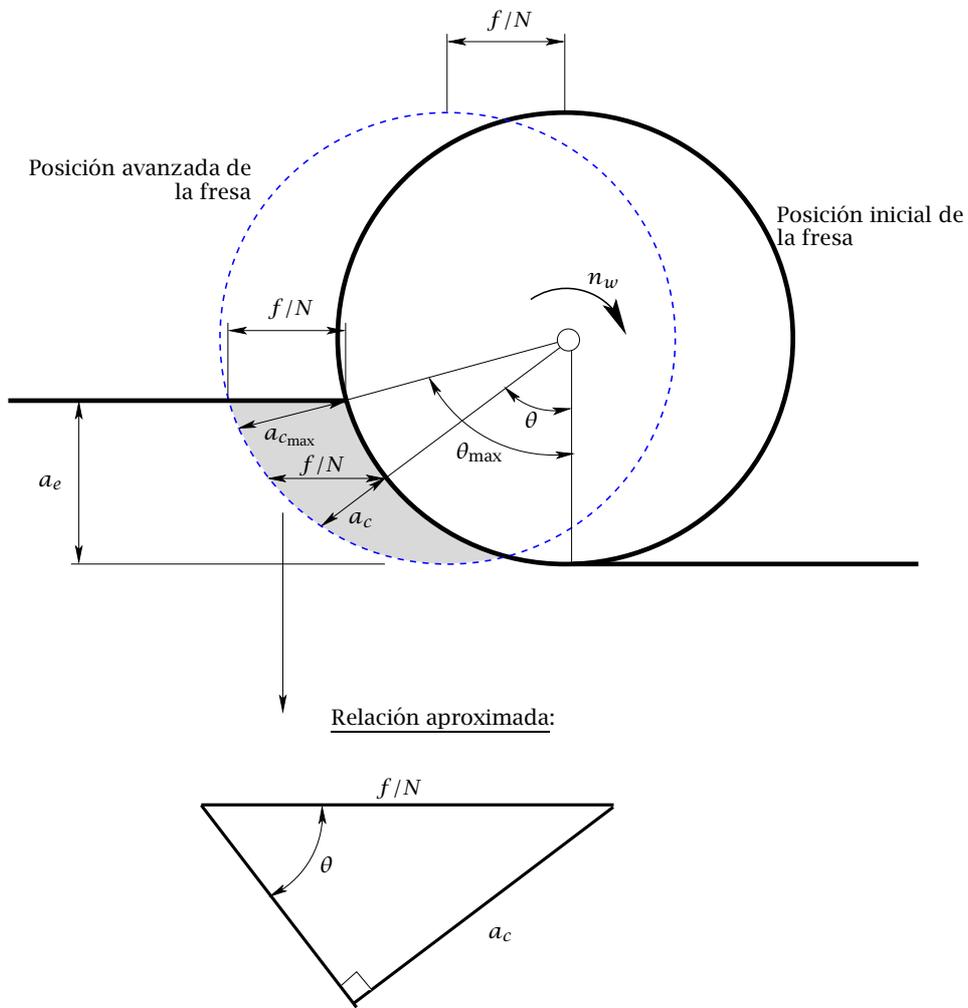
Introduciendo ahora la Eq. (2.25) en (2.29) se obtiene

$$a_{c_m} = 2 \frac{f}{N\theta_{\max}} \frac{a_e}{d_t} = 2 \frac{v_f}{N\theta_{\max} n_w} \frac{a_e}{d_t}. \quad (2.30)$$

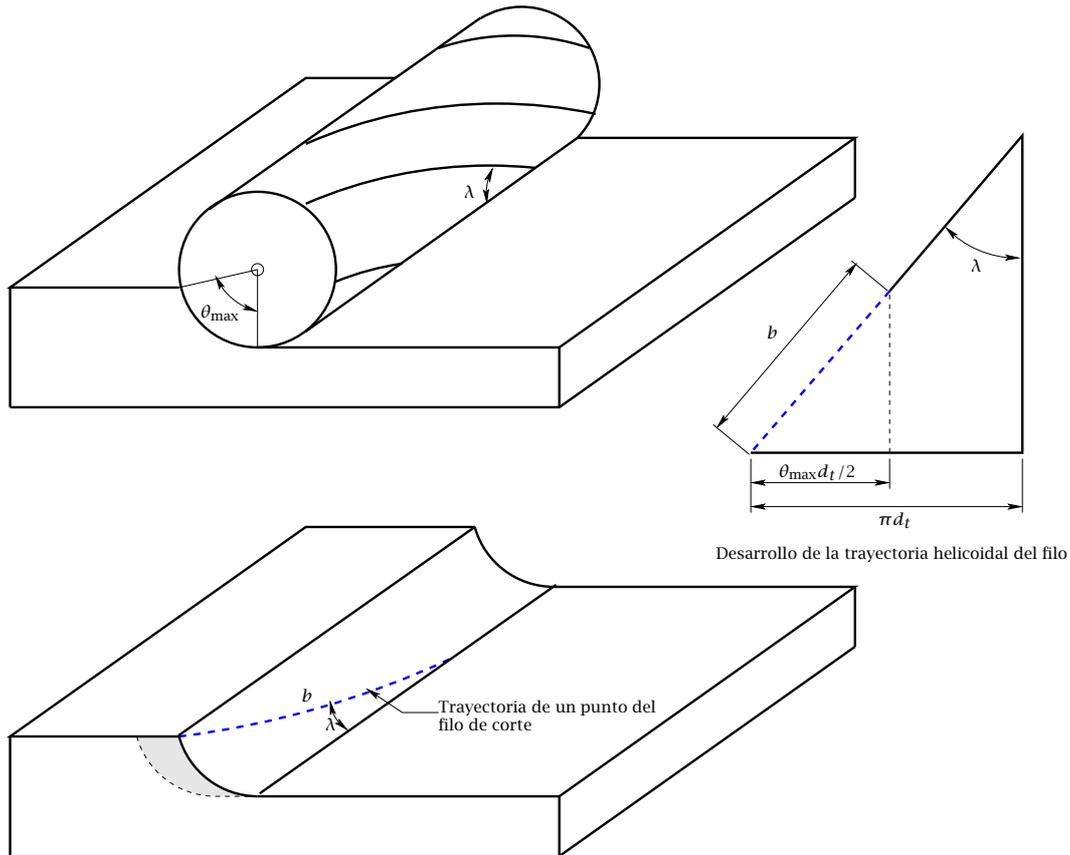
Por tanto, el área de la sección de viruta indeformada podría obtenerse a partir de la ecuación anterior como

$$A_c = a_{c_m} b = 2 \frac{v_f}{N\theta_{\max} n_w} \frac{a_e}{d_t} b, \quad (2.31)$$

siendo  $b$  el ancho del material cortado (longitud de la fresa o longitud de la pieza, según el caso, si la fresa es de filos rectos).



**Figura 2.18:** Geometría de la viruta indeformada (sección sombreada) en una operación de fresado cilíndrico.



**Figura 2.19:** Determinación del ancho de corte  $b$  en una operación con fresa helicoidal.

Considérese ahora el caso de una fresa helicoidal. En este caso, ha de tenerse en cuenta que cada filo de corte tendrá una inclinación adicional determinada por el ángulo  $\lambda$  formado por cada filo con el eje axial de la fresa. Por tanto, los espesores de la viruta indeformada tendrán que corregirse convenientemente obteniéndose las siguientes expresiones (se empleará el superíndice ' para denotar el caso con fresa helicoidal)

$$a'_c = a_c \cos \lambda, \quad (2.32)$$

$$a'_{c_m} = 2 \frac{f}{N \theta_{max}} \frac{a_e}{d_t} \cos \lambda. \quad (2.33)$$

A su vez, el ancho de la viruta cortada  $b$  tendrá que obtenerse tal y como se indica en el esquema de la Fig. 2.19. Nótese que ahora el ancho no abarca la anchura total de la pieza. La longitud  $b$  se podría obtener a partir del desarrollo en hélice de un punto del filo de corte correspondiente a un ángulo igual a  $\theta_{max}$  (véase el desarrollo mostrado en

la Fig. 2.19), lo que proporciona

$$b = \frac{d_t \theta_{\max}}{2 \sin \lambda}. \quad (2.34)$$

Por tanto, en este caso,

$$A_c = a'_{cm} b = 2 \frac{f}{N \theta_{\max}} \frac{a_e}{d_t} \cos \lambda \frac{d_t \theta_{\max}}{2 \sin \lambda} = \frac{f a_e}{N} \cot \lambda \quad (2.35)$$

### Fresado frontal

En el fresado frontal el eje de la herramienta es perpendicular a la superficie de la pieza a mecanizar. En la Fig. 2.20 se muestra un ejemplo de fresado frontal. En la Fig. 2.21 también pueden verse ejemplos reales de fresado frontal.

Sobre la geometría de la viruta indeformada, se pueden establecer consideraciones análogas a las expuestas anteriormente para el caso de fresado cilíndrico. En la Fig. 2.22 se muestra un caso general de fresado frontal con las condiciones de operación que definen el proceso. Al igual que en el caso de fresado cilíndrico, el espesor de la viruta indeformada en la dirección del movimiento de avance es obviamente constante e igual al valor del avance por filo  $f/N$ . Nótese también que si el centro de la herramienta se encuentra en la zona interior de la pieza (tal y como se observa en el ejemplo de la Fig. 2.22), el espesor máximo de la viruta indeformada en la dirección perpendicular al filo de corte principal alcanzará el valor de  $f/N$ . Es fácil demostrar que el espesor de viruta indeformada promedio puede calcularse también a partir de la Eq. (2.30) que se obtuvo para el caso de fresado cilíndrico. En el caso de fresas helicoidales, también pueden aplicarse del mismo modo las ecuaciones de cálculo obtenidas para operaciones de fresado cilíndrico.

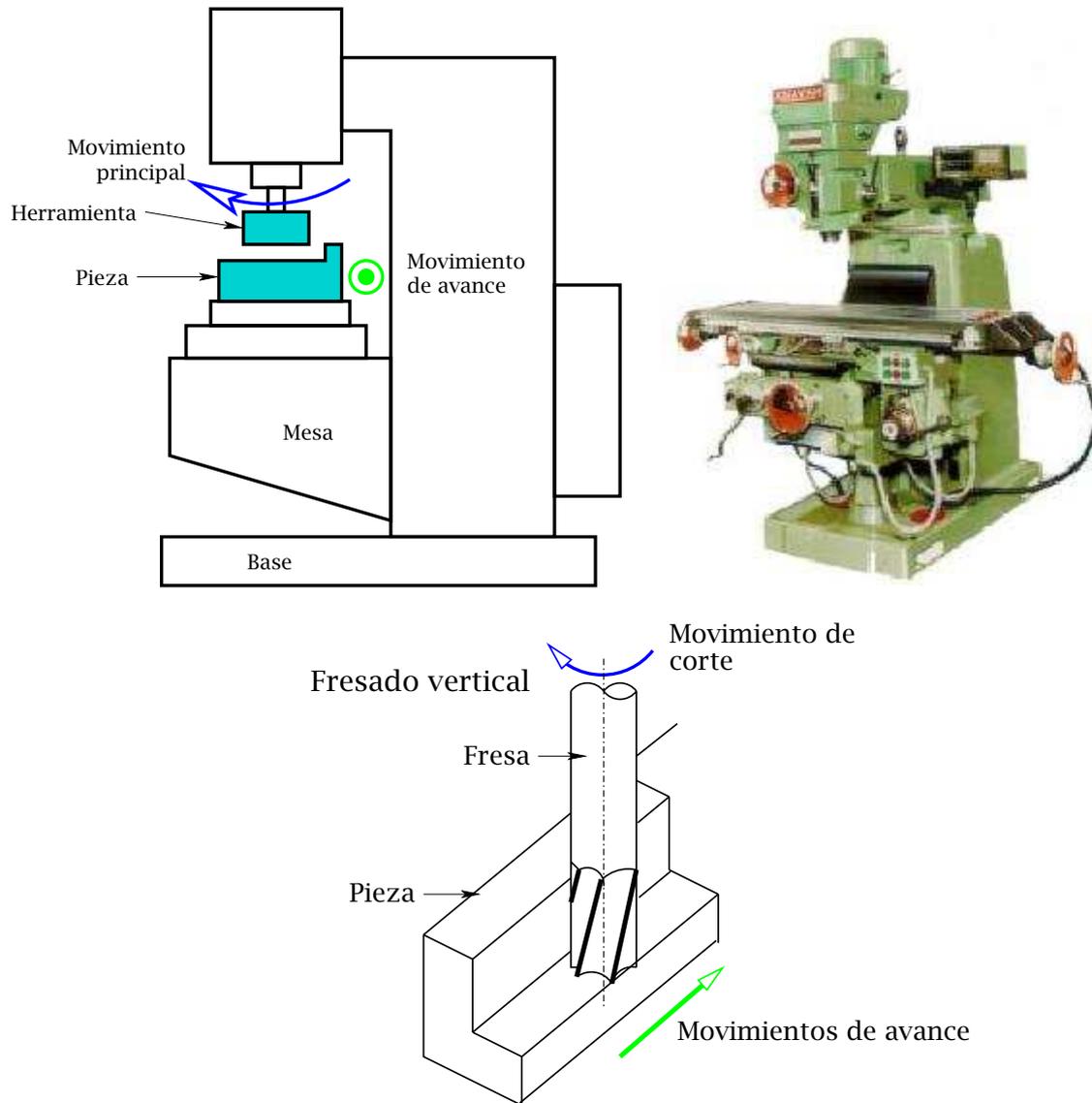
El tiempo de mecanizado para una operación como la mostrada en la Fig. 2.22 (esquema inferior de la figura) podría calcularse como

$$t_m = \frac{l_w + d_t(1 - \cos \alpha)/2}{v_f}. \quad (2.36)$$

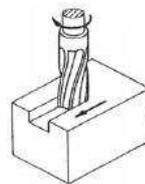
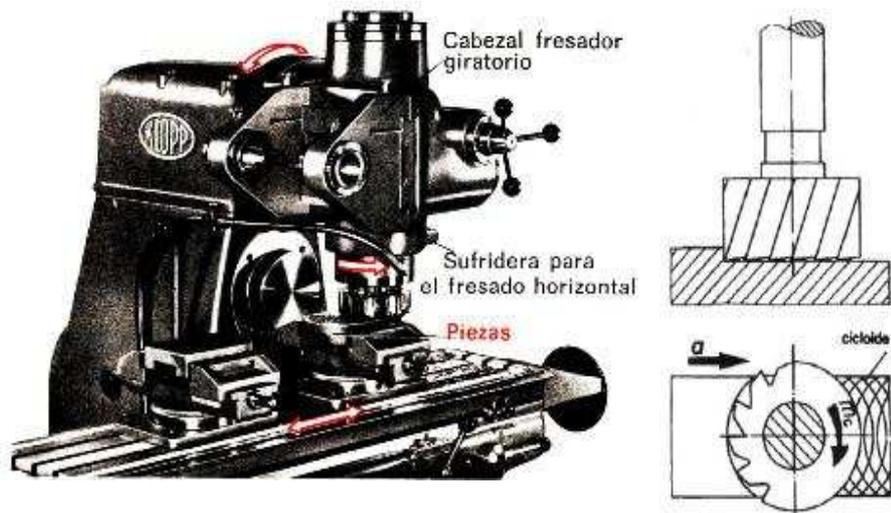
Para otras configuraciones geométricas habrá que proceder de forma similar.

### 2.2.3 Brochadora

En la Fig. 2.23 se muestra una brochadora vertical utilizada para mecanizar ranuras de geometría determinada sobre una pieza. En la brochadora, es la herramienta la que



**Figura 2.20:** Esquema y fotografía de una fresadora vertical. En la parte inferior se representa un ejemplo de fresado frontal.



*Operación de ranurado.*



Figura 2.21: Ejemplos reales de fresado frontal.

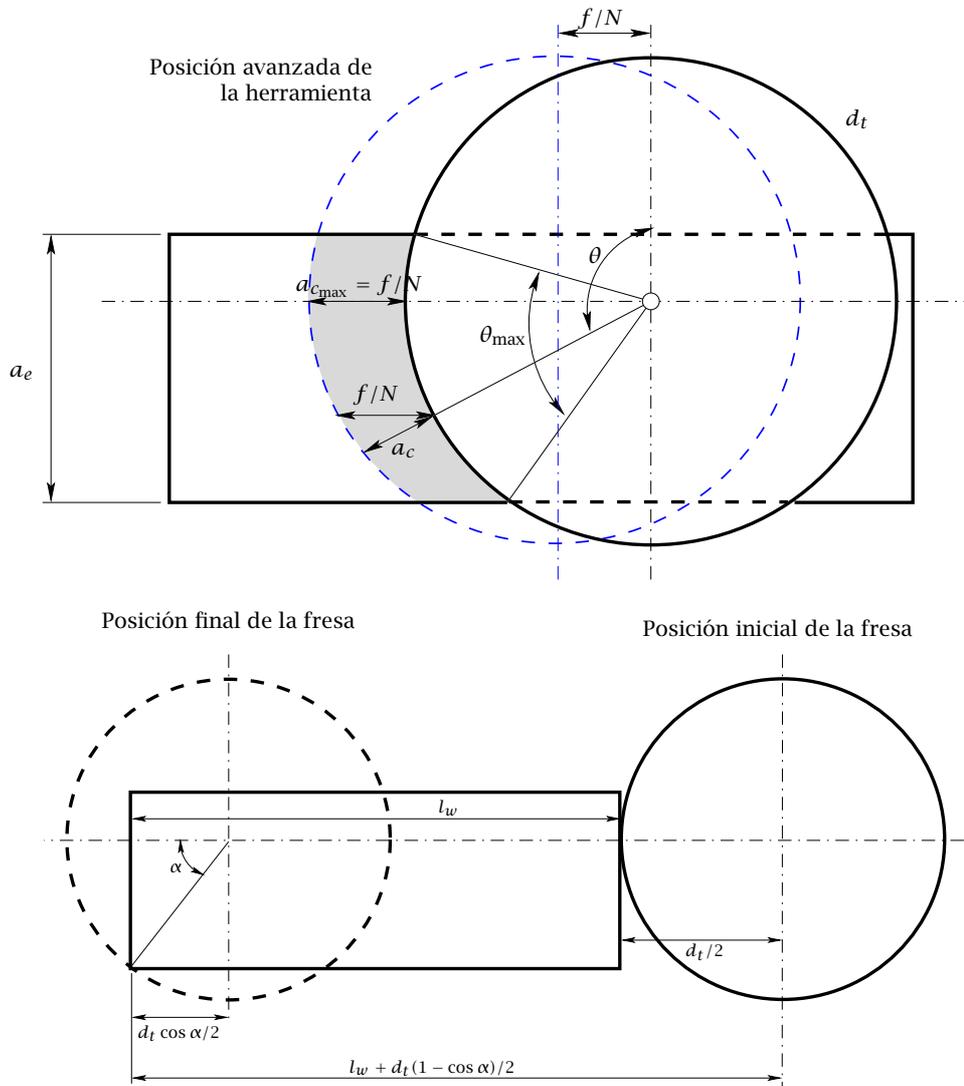


Figura 2.22: Fresado frontal. Condiciones de operación.

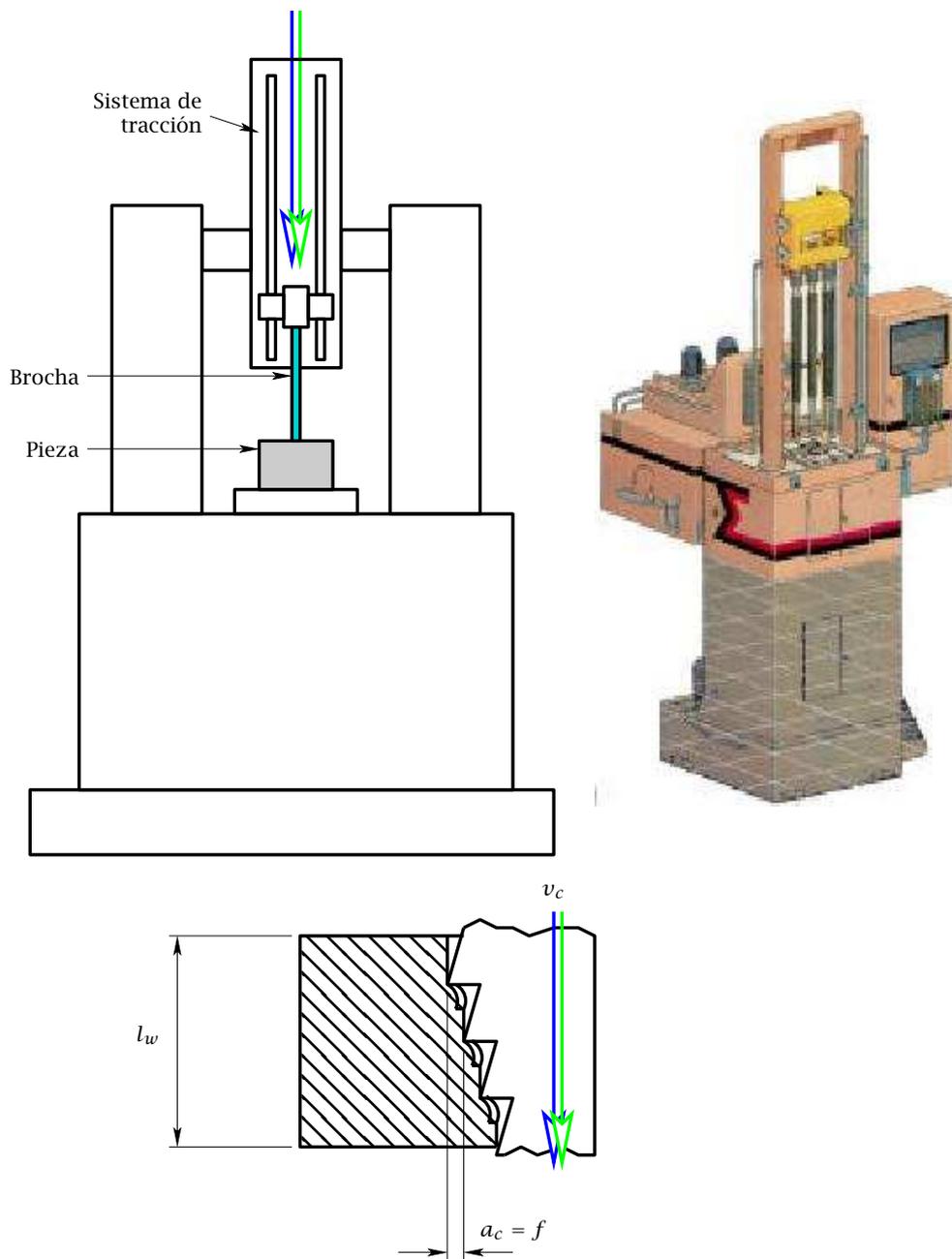


Figura 2.23: Brochadora.

ejecuta el movimiento de corte principal, y el avance se logra gracias al escalonamiento de los distintos filos de la herramienta (véase el esquema de la parte inferior de la Fig. 2.23). Si se lleva a cabo una sola pasada, el tiempo de mecanizado podrá obtenerse en este tipo de operaciones como

$$t_m = \frac{l_w}{v_c}, \quad (2.37)$$

siendo  $l_w$  la longitud de la pieza y  $v_c$  la velocidad principal de corte tal y como se muestra en el esquema de la Fig. 2.23. Por otro lado, el espesor de viruta indeformada se corresponde con el avance  $f$  o escalonamiento de dos filos de corte consecutivos. Finalmente, el caudal de viruta cortada podría calcularse en esta operación como

$$Z_w = \frac{V_{\text{total}}}{t_m}, \quad (2.38)$$

siendo  $V_{\text{total}}$  el volumen total eliminado de la pieza.

#### 2.2.4 Rectificadora

El rectificado ocupa en la industria un lugar muy destacado. En estas operaciones se utilizan materiales abrasivos para eliminar el material de la pieza. A estos materiales abrasivos se les suele denominar comunmente como muelas, y aunque no son estrictamente herramientas convencionales de filos múltiples, se incluirán dentro de esta sección. Las muelas son cuerpos compactos formados por partículas abrasivas de tamaño y dureza apropiados a cada caso aglomeradas con un material aglutinante. Los materiales abrasivos que forman estas herramientas presentan durezas muy elevadas capaces de mecanizar piezas produciendo virutas muy pequeñas (con un filo de corte convencional, en las mejores condiciones de corte no se puede conseguir arrancar virutas de espesor inferior a 0,05 mm, mientras que con materiales abrasivos se pueden producir virutas con espesores de entre 1 y 8  $\mu\text{m}$ ). El mecanizado mediante abrasivos se puede emplear, por un lado, para mecanizar piezas que por su elevada dureza son imposibles de mecanizar por cualquier otro procedimiento con arranque de viruta y para corregir las irregularidades geométricas producidas durante su elaboración o tratamientos térmicos, y por otro lado, para conseguir mayores grados de acabado superficial en la pieza. Otra de las aplicaciones del rectificado es el afilado de herramientas de corte en máquinas denominadas afiladoras.

Las máquinas utilizadas en este tipo de mecanizados reciben el nombre de rectificadoras. En la Fig. 2.24 se muestra el esquema de una rectificadora. Los trabajos realizados con abrasivos en función del grado de precisión alcanzado se denominan a su vez como

- rectificado ( $5 \mu\text{m}$ ),
- lapeado ( $2 \mu\text{m}$ ),
- superacabado ( $1 \mu\text{m}$ ).

## 2.3 MECANIZADOS ESPECIALES

En esta sección se describirán brevemente otras operaciones de mecanizado especiales que no pueden ser englobadas dentro de las operaciones convencionales descritas hasta el momento.

### 2.3.1 Mecanizado por electroerosión

Este proceso de mecanizado está basado en descargas eléctricas entre electrodos formados por el ánodo (pieza a mecanizar) y el cátodo (herramienta), sumergidos en un líquido dieléctrico (agua, petróleo, etc.). Estas descargas eléctricas, de duración del orden de  $10^{-6}$  a  $10^{-4}$  segundos, arrancan del material partículas microscópicas en forma de esfera que quedan en suspensión en el líquido dieléctrico. Las descargas se producen siempre en la mínima distancia entre la herramienta y la pieza. Téngase en cuenta que la herramienta debe ser de forma inversa al mecanizado que se desea obtener. Este tipo de mecanizado se utiliza principalmente para producir piezas de formas complicadas, (matrices de corte, troqueles, etc.), así como cavidades con formas que serían imposibles de mecanizar con las máquinas convencionales.

### 2.3.2 Mecanizado por ultrasonidos

Este tipo de mecanizado se basa en hacer vibrar por medio de ultrasonidos una herramienta con forma inversa al mecanizado que se desea obtener y colocar entre la herramienta y la pieza un abrasivo en forma de polvo en suspensión o pasta. El mecanizado no lo hace la herramienta, sino el abrasivo, el cual es bombardeado contra el material mediante las vibraciones de la herramienta.

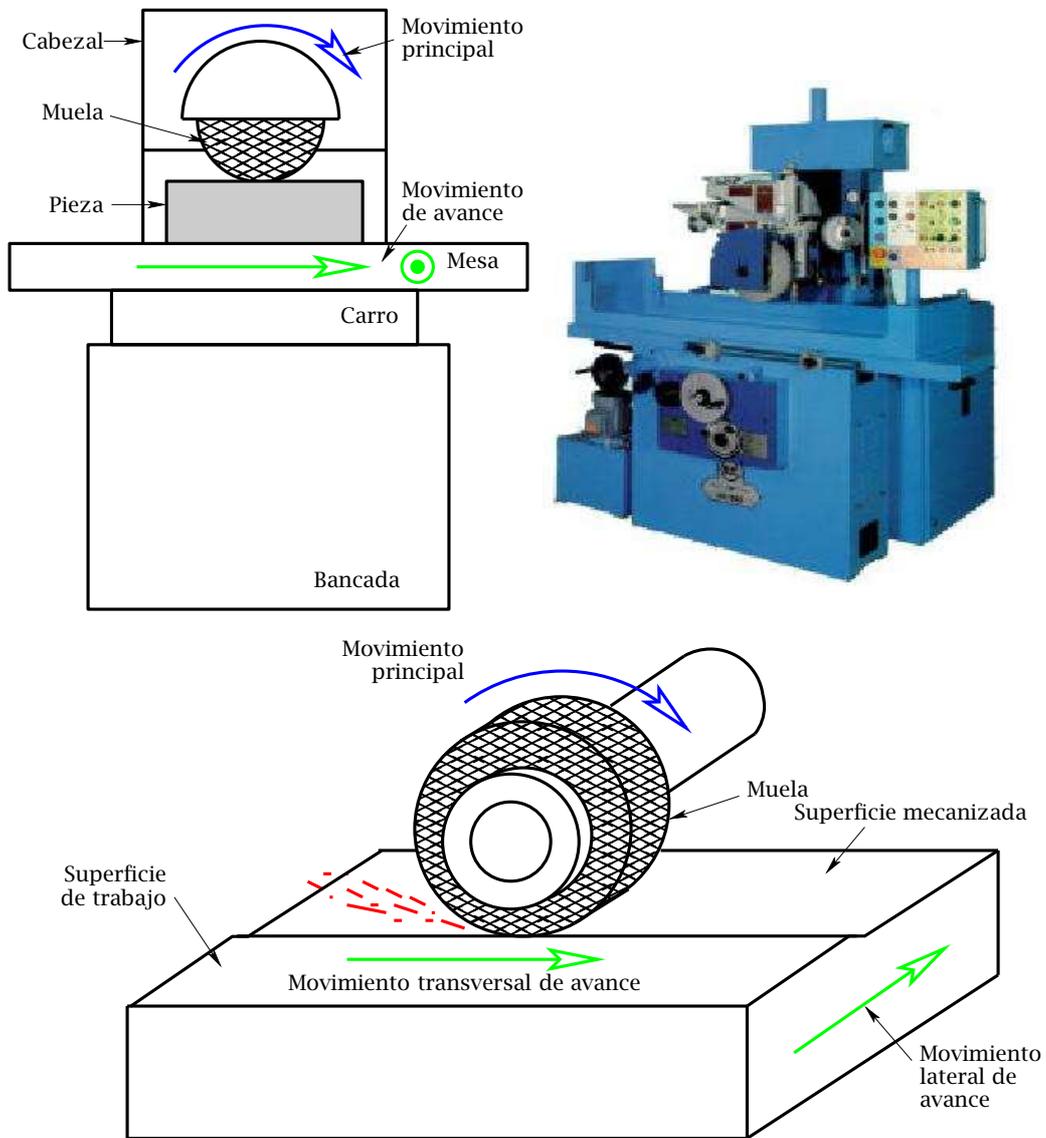


Figura 2.24: Rectificadora.

# CAPÍTULO 3

---

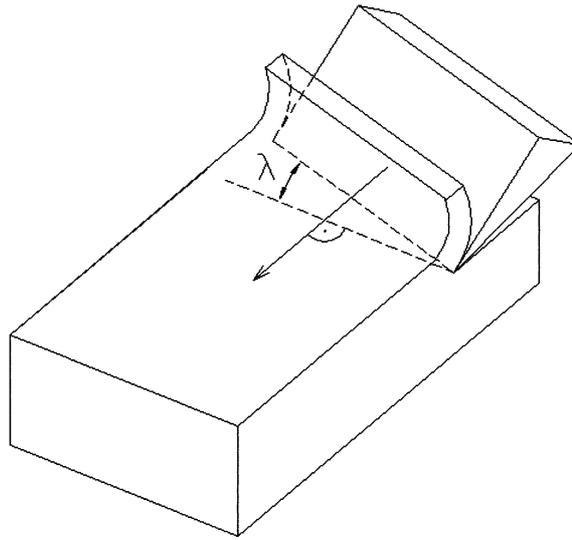
## Teoría básica del corte de metales

---

El conformado por eliminación de material, o mecanizado, se considera como la tecnología de acabado de piezas más universalmente empleada. Es un procedimiento apto para modificar formas, dimensiones y grado de acabado superficial de las piezas, mediante la eliminación del sobremetal (denominado comúnmente como creces de mecanizado), en forma de viruta o de partículas más pequeñas en el caso de los procesos abrasivos. En el presente capítulo se describirá la formación de la viruta y un método simplificado para la evaluación de fuerzas y potencias de corte en los principales procesos de mecanizado descritos en el capítulo anterior.

### 3.1 MODELO DE CORTE

El proceso de corte consiste básicamente en un proceso de cizallamiento del material de trabajo para formar la viruta. El presente capítulo centrará su atención en el análisis del proceso de deformación local del material durante la formación de la viruta independientemente del tipo de operación de corte que se realice. En la Fig. 3.1, donde se observa la interacción entre la herramienta y el material, se muestra el modelo de corte general que se empleará para dicho análisis. El ángulo  $\lambda$  se empleará en este capítulo para denotar la inclinación del pano perpendicular al filo de corte principal con respecto a la dirección de la velocidad principal de corte. Dicha inclinación suele emplearse para facilitar la extracción de la viruta cortada durante el proceso de corte y generalmente suele ser pequeño (normalmente no más de unos  $10^\circ$ ). Una aproximación razonable que simplificaría sustancialmente los cálculos de fuerzas y potencias durante el proceso de corte



**Figura 3.1:** Modelo de corte general.

consiste en suponer  $\lambda \approx 0$ , lo que proporciona el modelo de corte ortogonal que se muestra en la Fig. 3.2. Nótese que en este caso, todos los esfuerzos se producen en un plano perpendicular al filo de corte principal reduciendo el problema a un caso bidimensional. Obviamente en dicho plano, el espesor de la viruta indeformada se corresponderá con el valor de  $a_c$  determinado en el capítulo anterior. En lo que sigue, el análisis se llevará a cabo empleando dicho modelo simplificado de corte ortogonal (un análisis detallado del modelo general con  $\lambda \neq 0$  puede encontrarse, por ejemplo, en la Referencia [12]). En la Fig. 3.3 se muestra una sección en un plano perpendicular al filo de corte principal.

El ángulo de desprendimiento  $\gamma$  es el formado entre la cara y la normal a la superficie de la pieza. Es el ángulo que probablemente más influya en el proceso de formación de viruta. Para reducir el trabajo de deformación de la viruta y el consiguiente calentamiento es necesario utilizar un ángulo de desprendimiento suficientemente grande (generalmente entre  $10^\circ$  y  $40^\circ$ ) (véase la Tabla 3.1). Hay que tener también en cuenta que el aumento del ángulo de desprendimiento lleva consigo la disminución del ángulo sólido de corte y por tanto un debilitamiento mecánico de la herramienta, lo que será admisible solamente si el material de la pieza es suficientemente blando. Para el caso de materiales muy duros se hace necesario disminuir el valor del ángulo de desprendimiento, tomando valores inferiores a  $10^\circ$  que pueden incluso llegar a ser negativos (véase el ejemplo de la Fig. 3.4).

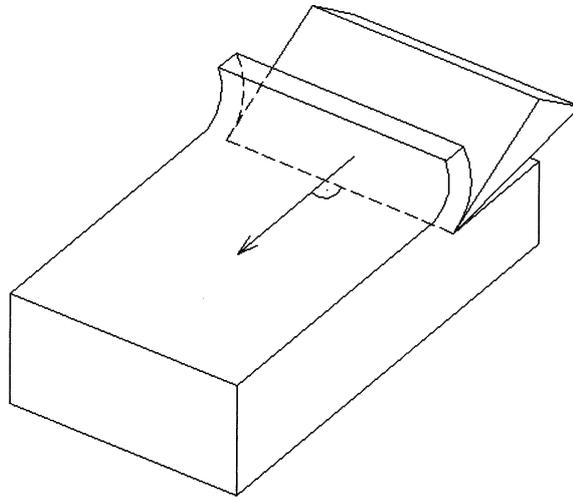


Figura 3.2: Modelo de corte ortogonal.

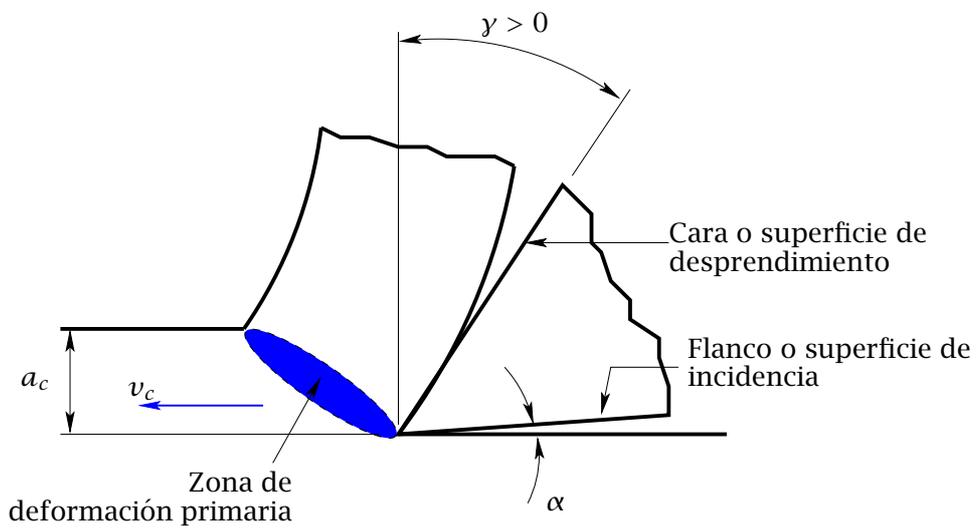


Figura 3.3: Sección de un plano perpendicular al filo de corte principal en el modelo de corte ortogonal.

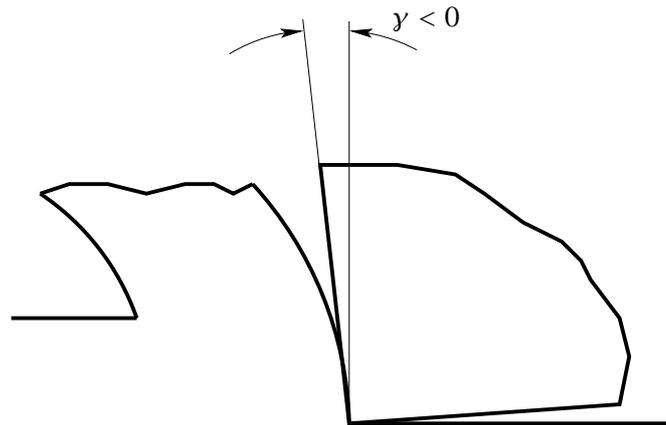


Figura 3.4: Ejemplo con ángulo de desprendimiento negativo.

El ángulo de incidencia  $\alpha$  es el ángulo comprendido entre el dorso de la herramienta o flanco y la superficie trabajada de la pieza y tiene la misión de reducir los efectos de fricción. Los valores del ángulo  $\alpha$  (véase los valores de la Tabla 3.1) no deben ser excesivamente grandes para no debilitar excesivamente la punta de la herramienta. Por otra parte, una vez conseguida la seguridad de que no se va a producir fricción, de nada servirá exagerar la amplitud del ángulo  $\alpha$ , cuyas pequeñas variaciones dependen principalmente de la resistencia y elasticidad del material a mecanizar. En capítulos posteriores se analizará en más detalle la influencia de este ángulo en el desgaste y vida de las herramientas de corte. En el análisis de fuerzas y potencias que se llevará a cabo en el presente capítulo, el ángulo  $\alpha$  no tendrá un papel importante.

### 3.2 FORMACIÓN DE VIRUTA

De forma general, se puede decir que como consecuencia del proceso de deformación experimentado por el material durante el corte, la viruta presenta las características que se indican a continuación.

- La viruta alcanza una mayor dureza y fragilidad que la pieza.
- Puede distinguirse a simple vista la zona de la viruta que ha estado en contacto con la superficie de desprendimiento (más brillante) y la de la zona opuesta o flanco

Material pieza	Herramientas de acero rápido		Herramientas de aleación extradura o de carburo de tungsteno	
	$\gamma$	$\alpha$	$\gamma$	$\alpha$
Aleaciones de Aluminio	15 ÷ 20°	10 ÷ 12°	10 ÷ 15°	10 ÷ 12°
Latón	0 ÷ 10°	6 ÷ 8°	5 ÷ 15°	5 ÷ 8°
Bronce de mediana dureza	0 ÷ 5°	10 ÷ 12°	0 ÷ 6°	5 ÷ 8°
Bronce Fosforoso	5 ÷ 10°	10 ÷ 12°	-	-
Fundición	0 ÷ 10°	8°	0 ÷ 6°	6 ÷ 7°
Cobre	15 ÷ 18°	10 ÷ 12°	15 ÷ 20°	6 ÷ 8°
Magnesio	30 ÷ 40°	12 ÷ 14°	8 ÷ 10°	8°
Níquel	8°	10°	-	-
Materiales Plásticos	10 ÷ 15°	10 ÷ 12°	20 ÷ 25°	10 ÷ 12°
Baquelita	0°	8°	-	-
Aceros ( $\leq 0.3\%C$ )	15 ÷ 20°	8 ÷ 10°	10 ÷ 14°	5 ÷ 6°
Aceros de 0.3 a 0.45%C	12 ÷ 15°	8 ÷ 10°	8 ÷ 12°	6 ÷ 8°
Aceros hasta 0.9%C	2 ÷ 8°	8 ÷ 10°	4 ÷ 6°	6 ÷ 8°
Aceros tratados	6°	8°	4°	6 ÷ 8°
Aceros Inoxidables	5 ÷ 12°	8°	8 ÷ 12°	8°

**Tabla 3.1:** Algunos valores orientativos para los ángulos de corte en función del material de la herramienta y pieza.

(más rugosa).

- El espesor de la viruta  $a_0$  es siempre mayor que el espesor viruta indeformada  $a_c$ , debido al proceso de cizallado o de cortadura pura denominado comúnmente como recalado. En este proceso de deformación, el ancho del material cortado permanece prácticamente constante ( $b \approx \text{constante}$ ) produciéndose por tanto un acortamiento de la longitud de la viruta ( $l_2 < l_1$ ).

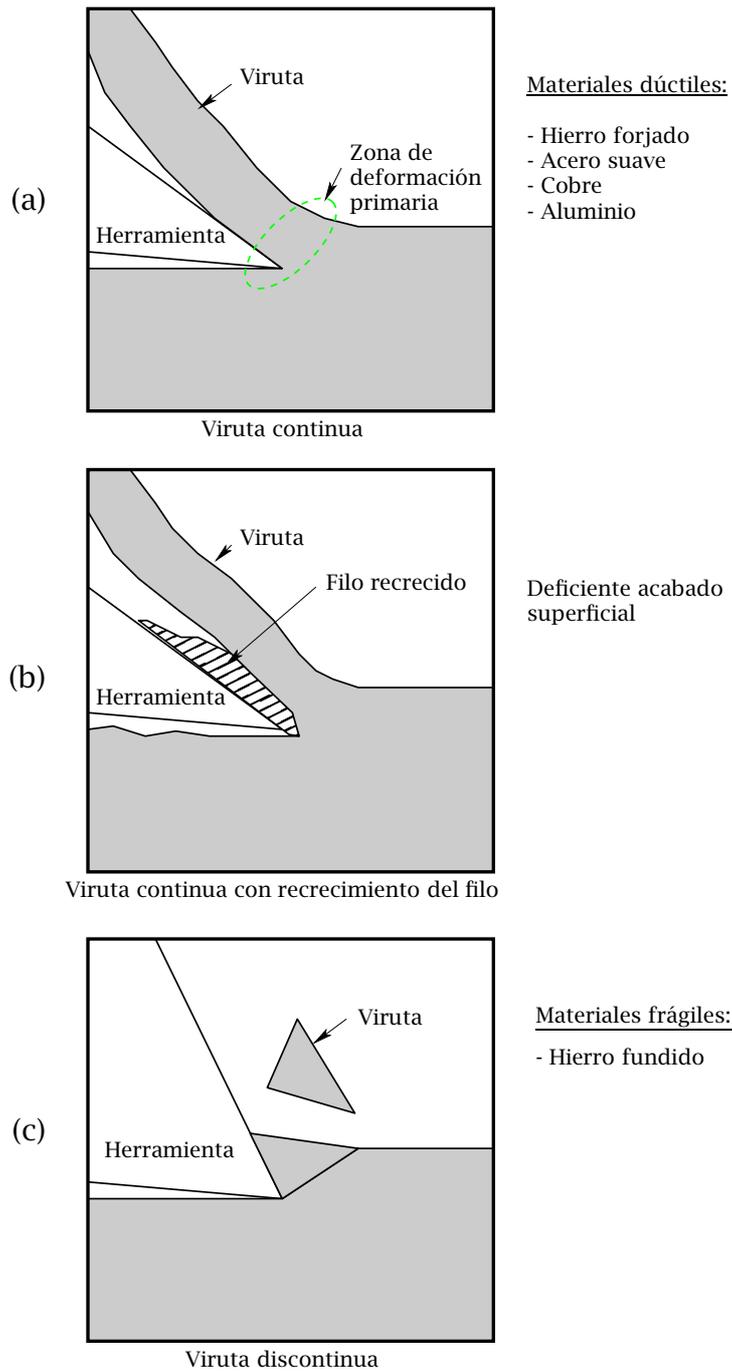
La viruta se puede dividir en los tres tipos básicos siguientes:

- viruta continua (Fig. 3.5(a)),
- viruta continua con recrecimiento de filo (Fig. 3.5(b)), y
- viruta discontinua (Fig. 3.5(c)).

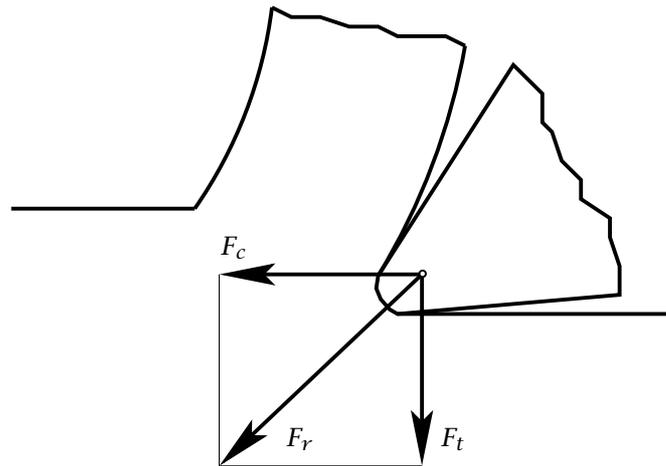
La aparición de un tipo u otro de viruta depende fundamentalmente del material de la pieza y de la velocidad de corte, entre otros factores. Por ejemplo, al mecanizarse materiales frágiles (o materiales dúctiles a bajas velocidades) se puede obtener una “viruta discontinua” constituida por trozos fragmentados de corta longitud. Si en el mecanizado de materiales dúctiles se aumenta la velocidad (pero aún dentro de la zona de bajas velocidades) se llega a la aparición del fenómeno de “filo recrecido” o “filo aportado”, donde el material de la pieza adherido a la herramienta mediante microsoldaduras actúa como prolongación del filo de corte. En esta situación se obtiene una viruta relativamente continua pero con ondulaciones, y se producen vibraciones durante el proceso de mecanizado. Finalmente, si se aumenta más la velocidad se obtiene una “viruta continua” o por lo menos con tendencia a que tenga gran longitud, ya que puede ser fraccionada artificialmente mediante rompevirutas o arrolladores de viruta.

### 3.3 FUERZAS QUE ACTÚAN DURANTE EL CORTE

La fuerza que la herramienta ejerce sobre el material durante el proceso de corte será denotada en lo que sigue como  $F_r$  (véase la Fig. 3.6). Para su determinación experimental se suelen utilizar dinamómetros que miden sus componentes en dirección de la velocidad de corte ( $F_c$  o fuerza de corte) y en dirección perpendicular ( $F_t$  o fuerza de empuje). Debe tenerse en cuenta que la fuerza resultante  $F_r$  está distribuida sobre las áreas de contacto



**Figura 3.5:** Tipos de viruta: (a) continua (materiales dúctiles o velocidades de corte relativamente altas), (b) continua con recrecimiento de filo (velocidades de corte intermedias) y (c) discontinua (materiales frágiles o velocidades de corte relativamente bajas).



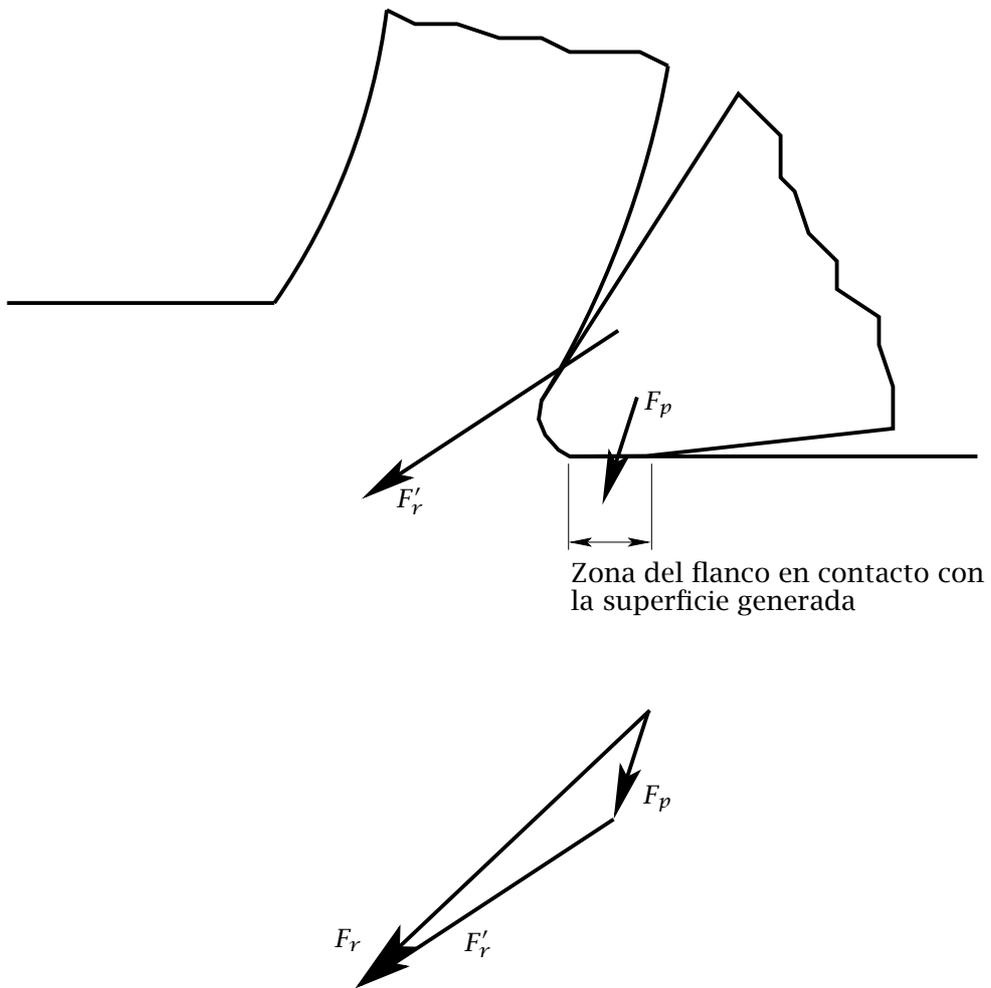
**Figura 3.6:** Fuerza que actúa durante el proceso de corte.

entre la herramienta, viruta y superficie de la pieza generada. Incluso en las herramientas recién afiladas el radio de la punta puede alcanzar valores de varias micras. Por otro lado, debido a la gran magnitud de los esfuerzos, la herramienta se deforma elásticamente provocando que la zona de contacto entre el flanco y la superficie generada en la pieza alcance un espesor relativamente considerable (véase la Fig. 3.7). La fuerza que actúa en esta zona de contacto y en la punta redondeada de la herramienta no interviene directamente en el corte de material de la pieza y se denomina fuerza de penetración  $F_p$ . La componente que realmente interviene en la eliminación de material de la pieza será denotada como  $F'_r$ . Se ha comprobado que el efecto de la fuerza de penetración tiende a ser menor conforme aumenta el espesor de viruta indeformada  $a_c$ . Por tanto, para valores suficientemente grandes del avance, se puede considerar como razonable  $F_p \simeq 0$ . Dicha aproximación será considerada en el análisis que será llevado a cabo en lo que sigue. Así, el modelo de corte ortogonal aproximado que será considerado se puede representar como se indica en la Fig. 3.8 en el que se considerará que el radio de la punta de la herramienta es prácticamente nulo y que  $F'_r \simeq F_r$ .

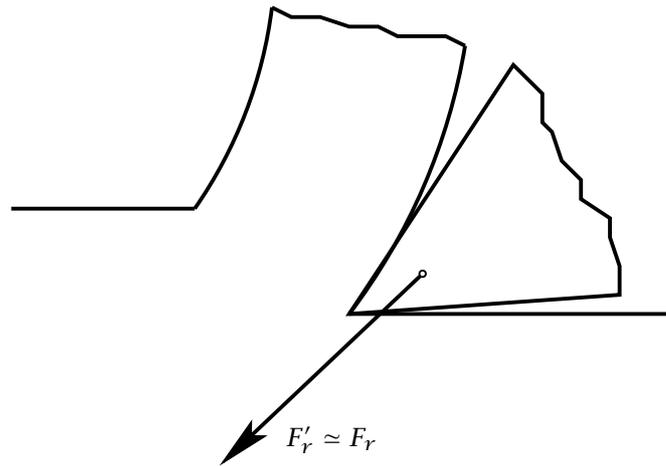
Teniendo en cuenta que generalmente la velocidad de avance es despreciable frente a la velocidad de corte ( $v_f \ll v_c$ ), la potencia de corte podría calcularse de forma aproximada como

$$P_c = F_c v_c. \quad (3.1)$$

Un parámetro importante en mecanizado que permite medir la eficiencia energética del



**Figura 3.7:** Fuerza de penetración que se distribuye en la zona de contacto entre el flanco y la superficie generada en la pieza.



**Figura 3.8:** Modelo de corte ortogonal aproximado en el que se considera que el radio de la punta de la herramienta es prácticamente nulo y que  $F'_r \approx F_r$ .

proceso de corte es la energía consumida por unidad de volumen de material eliminado de la pieza

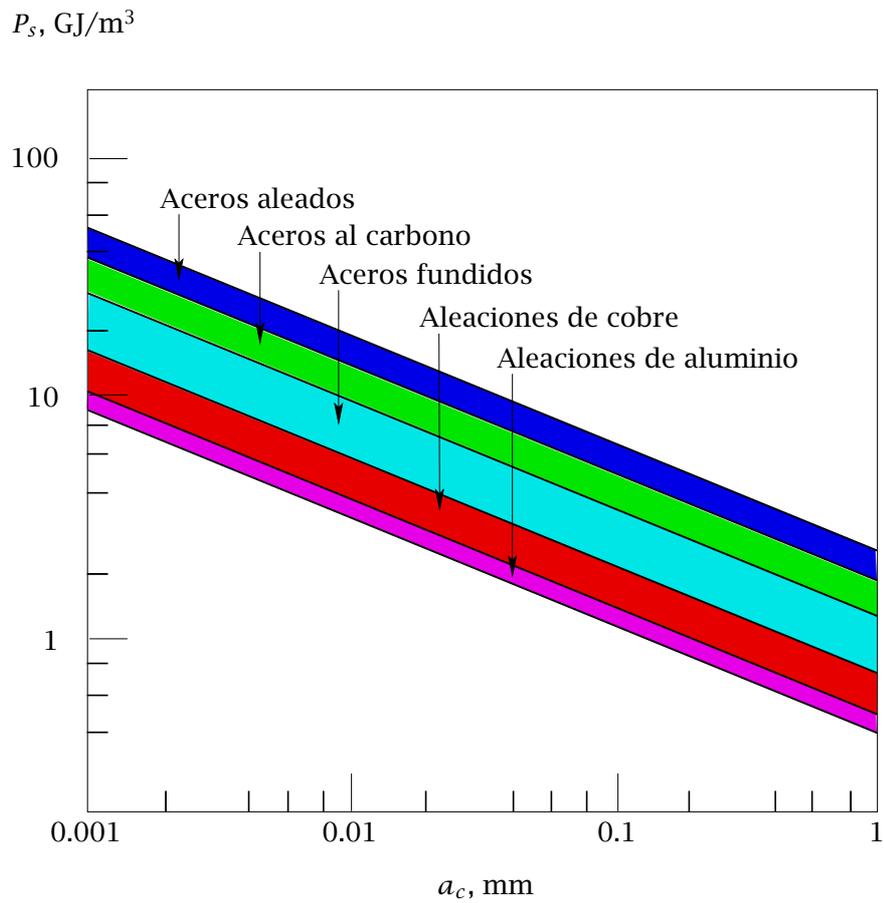
$$P_s = \frac{P_c}{Z_w} = \frac{F_c}{A_c}. \quad (3.2)$$

El parámetro  $P_s$  así definido será referido como “energía específica de corte” o “presión específica de corte” (nótese que las unidades de este parámetro son de presión). Para unas condiciones dadas y velocidades de corte altas y valores del avance suficientemente grandes, para los que se puede considerara despreciable  $F_p$ , dicho parámetro alcanza un valor constante. Este valor constante puede ser útil, si se conociese, para calcular la fuerza necesaria para cortar el material. En la Fig. 3.9<sup>1</sup> se muestran algunos valores orientativos del parámetro  $P_s$  en función del espesor de viruta indeformada y diferentes materiales de la pieza de trabajo y operaciones de corte.

### 3.4 MODELO DEL PLANO DE DESLIZAMIENTO

La Fig. 3.10 muestra el modelo de formación de viruta continua ideal que será denotado como modelo del plano de deslizamiento. Ernst y Merchant [5] fueron unos de los primeros investigadores en utilizar este modelo en el que se considera que la zona de

<sup>1</sup>Figura reproducida del libro G. Boothroyd, W.A. Knight, “Fundamentals of Machining and Machine Tool”, Taylor & Francis (2006), p. 64.



**Figura 3.9:** Valores aproximados para la energía específica de corte  $P_s$  en función del espesor de viruta indeformada y varios materiales.

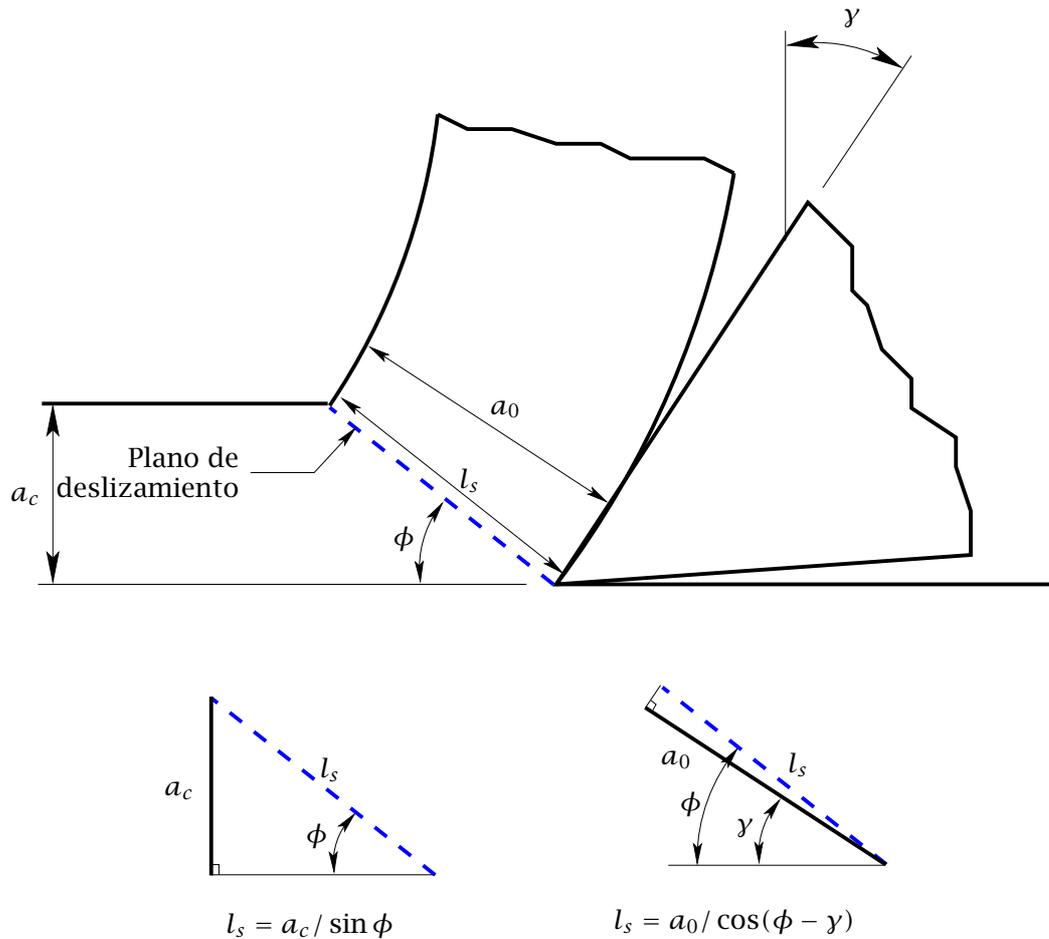


Figura 3.10: Modelo del plano de deslizamiento.

deformación primaria (zona sombreada de la Fig. 3.3) puede ser aproximada de forma razonable por un plano (línea de trazos de la Fig. 3.10), llamado plano de deslizamiento, que se extiende desde la punta de la herramienta hasta la zona exterior de la pieza que empieza a deformarse plásticamente.

Para definir la posición del plano de deslizamiento se utiliza el ángulo  $\phi$  (ángulo de deslizamiento o de cizalladura) que forma con la dirección de corte. La longitud  $l_s$  del plano de deslizamiento se puede calcular en función de los espesores de viruta antes y después del corte del siguiente modo (véanse los esquemas de la parte inferior de la Fig. 3.10):

$$l_s = \frac{a_c}{\sin \phi}, \quad (3.3)$$

$$l_s = \frac{a_0}{\cos(\phi - \gamma)}. \quad (3.4)$$

Igualando las Ecs. (3.3) y (3.4) y teniendo en cuenta que  $\cos(\phi - \gamma) = \cos \phi \cos \gamma + \sin \phi \sin \gamma$ , se puede obtener la siguiente relación

$$\tan \phi = \frac{r_c \cos \gamma}{1 - r_c \sin \gamma}, \quad (3.5)$$

donde  $r_c = a_c/a_0$ . Esta relación de espesores de viruta antes y después del corte será llamada en lo que sigue como razón de corte.

El espesor de viruta deformada  $a_0$  suele medirse directamente mediante micrómetros de extremos esféricos o de forma indirecta a partir de la masa  $m_c$  de un trozo de viruta de longitud  $l_2$  conocida como

$$a_0 = \frac{m_c}{l_2 b \rho}, \quad (3.6)$$

siendo  $\rho$  la densidad del material de la pieza y  $b$  el ancho de corte. Téngase en cuenta que en un proceso de cizalladura pura como el que tiene lugar durante el arranque de material, la deformación es plana, siendo, como se mencionó en la Sección 3.2, el ancho  $b$  aproximadamente constante antes y después del corte. Por tanto, si el volumen del material de la pieza se mantiene constante antes y después del corte, se ha de cumplir la siguiente relación

$$b a_c l_1 \simeq b a_0 l_2. \quad (3.7)$$

Por tanto, la razón de corte  $r_c$  se podría obtener también de forma aproximada como

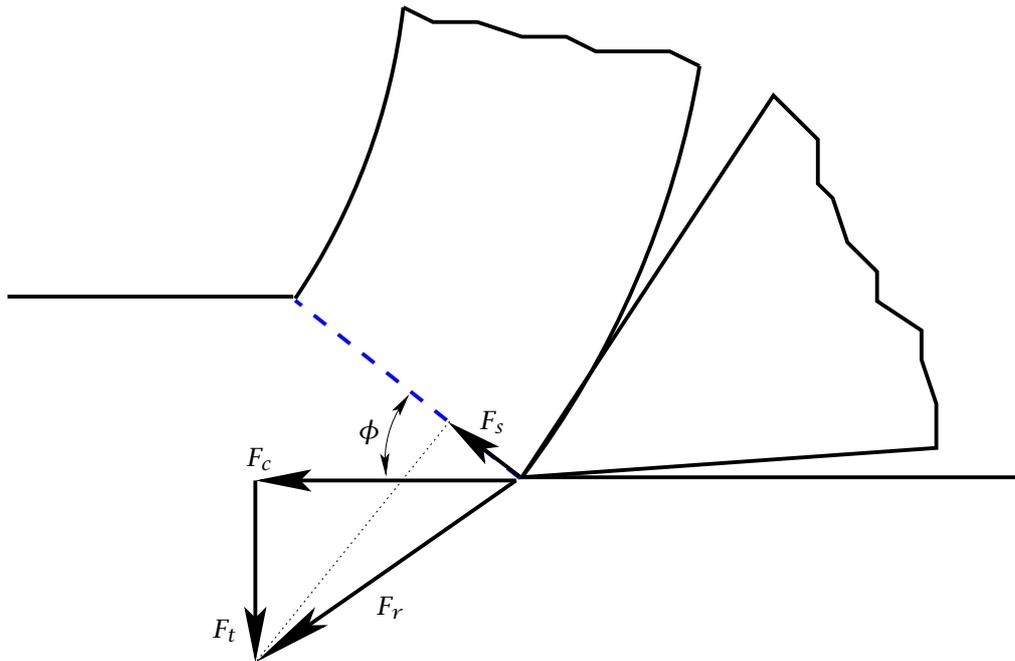
$$r_c \simeq \frac{l_2}{l_1}. \quad (3.8)$$

### 3.5 RESISTENCIA A LA CIZALLADURA DEL MATERIAL

Otro parámetro importante en procesos de mecanizado que se mantiene aproximadamente constante para un material dado y un amplio rango de condiciones de operación, si  $a_c$  es suficientemente grande, es la resistencia a la cizalladura del material  $\tau_s$  que podría calcularse como

$$\tau_s = \frac{F_s}{A_s}, \quad (3.9)$$

siendo  $F_s$  la proyección de la fuerza  $F_r$  en la dirección del plano de deslizamiento (véase la Fig. 3.11) y  $A_s$  el área de dicho plano. Proyectando las componentes de la fuerza  $F_c$  y



**Figura 3.11:** Fuerza de cizalladura  $F_s$ .

$F_t$  en la dirección del plano de deslizamiento se puede obtener

$$F_s = F_c \cos \phi - F_t \sin \phi. \quad (3.10)$$

Teniendo en cuenta que  $A_s = A_c / \sin \phi$ , resulta

$$\tau_s = \frac{F_c \cos \phi - F_t \sin \phi}{A_c} \sin \phi. \quad (3.11)$$

Se ha observado que para avances pequeños,  $\tau_s$  aumenta conforme disminuye el avance (o  $a_c$ ), lo que se explica por la mayor influencia de la fuerza de penetración  $F_p$  a avances pequeños. Un estudio más detallado de este efecto puede encontrarse en la Referencia [2].

A diferencia de otros procesos de deformación plástica, la forma final del material deformado está fuertemente influenciada por los efectos de fricción entre la viruta y la cara de la herramienta durante el proceso. Es por tanto necesario introducir en el modelo de corte un nuevo parámetro que permite incluir dicho efecto. Dicho parámetro es el ángulo medio de fricción  $\beta$  que es el ángulo formado entre la fuerza  $F_r$  y la proyección  $F_n$  de la misma en dirección perpendicular a la cara de la herramienta (véase la Fig. 3.12). En la Sección 3.6 se analizarán dos teorías de corte para la predicción del espesor de la

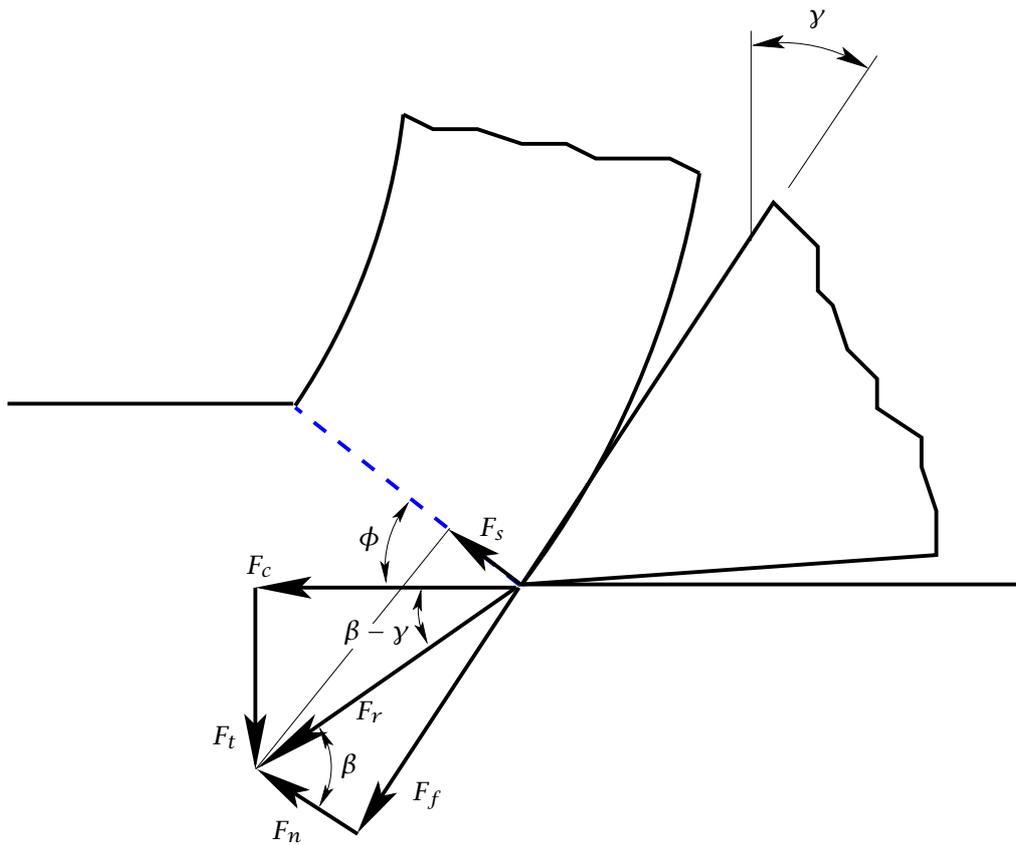


Figura 3.12: Fuerzas aplicadas en la cara de la herramienta.

viruta después del corte.

**Ejemplo 1.** Se mecaniza acero en condiciones de corte ortogonal. La herramienta opera con un ángulo de desprendimiento de  $15^\circ$  y el ancho de corte es de 3 mm. Al mecanizar 250 mm de longitud con un espesor de viruta indeformada de 0,15 mm, se obtiene una longitud de viruta de 110 mm. Se miden las fuerzas en el plano normal resultando 110 daN en la componente colineal con la velocidad y 60 daN en la componente normal. Con los datos anteriores determínese el ángulo de cizalladura  $\phi$ , el ángulo medio de fricción  $\beta$  y la resistencia a la cizalladura del material  $\tau_s$ .

El ángulo de deslizamiento  $\phi$  puede obtenerse de la siguiente relación

$$\tan \phi = \frac{r_c \cos \gamma}{1 - r_c \sin \gamma}.$$

Teniendo en cuenta que en el proceso de cizalladura del material, el ancho de corte  $b$  permanece aproximadamente constante y que el volumen de material cortado se conserva, se cumplirá la siguiente relación

$$r_c = \frac{a_c}{a_0} \simeq \frac{l_2}{l_1} = \frac{110}{250} = 0,44.$$

Por tanto,

$$\tan \phi = \frac{0,44 \cos 15}{1 - 0,44 \sin 15} = 0,48.$$

Luego,

$$\phi = 25,6^\circ.$$

La fuerza resultante  $F_r$  se obtendrá como (véase la Fig. 3.13)

$$F_r = \sqrt{110^2 + 60^2} = 125,3 \text{ daN}.$$

Por otro lado, se puede establecer la siguiente relación

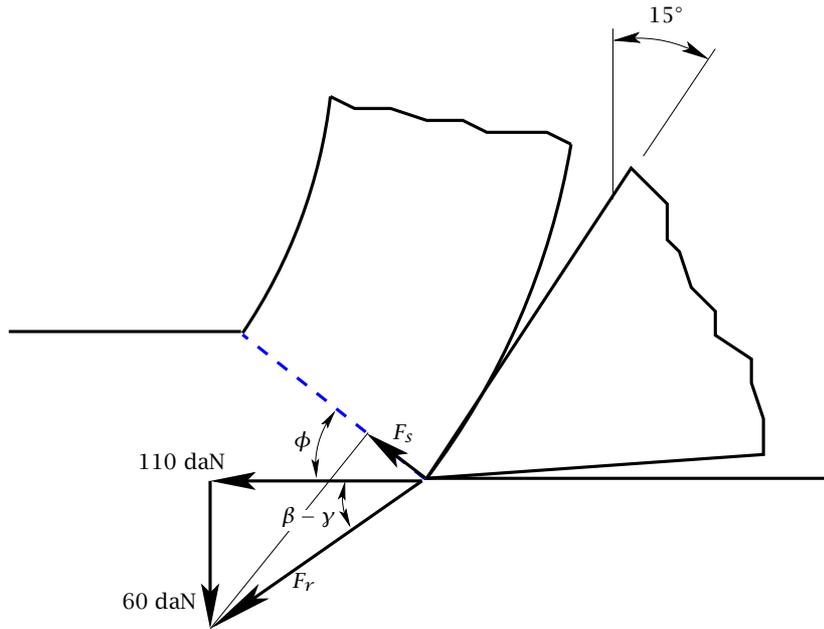
$$\tan(\beta - \gamma) = \frac{F_t}{F_c} = \frac{60}{110},$$

de donde se puede obtener que

$$\beta - \gamma = 28,61^\circ.$$

Luego, el ángulo medio de fricción resulta

$$\beta = 43,61^\circ.$$



**Figura 3.13:** Ejemplo de corte ortogonal.

Por otro lado, la resistencia a la cizalladura del material se obtendrá como

$$\tau_s = \frac{F_s}{a_c b} \sin \phi = \frac{F_r \cos(\phi + \beta - \gamma)}{a_c b} \sin \phi.$$

Sustituyendo valores, se obtiene finalmente

$$\tau_s = \frac{125,3 \cos(25,6 + 43,61 - 15)}{0,15 \times 3} \sin 25,6 = 70,4 \text{ daN/mm}^2.$$

**Ejemplo 2.** En una operación de limado en corte ortogonal se pretende mecanizar una pieza de longitud 100 mm empleando un avance por pasada de 0,5 mm y una profundidad de corte de 1,0 mm. Durante la operación de corte se midieron 1000 y 600 N de fuerzas de corte y empuje, respectivamente, y se obtuvo una longitud de viruta deformada de 30 mm por pasada. El tiempo de mecanizado por pasada es de 2 segundos y la velocidad de retroceso de la herramienta es 3 veces superior a la velocidad de corte. Teniendo en cuenta que el ángulo de desprendimiento es igual a 15°, determínese:

1. Valor del ángulo de cizalladura.
2. Ángulo medio de fricción en la cara de la herramienta.
3. Resistencia media a la cizalladura del material.

## 4. Potencia de corte consumida.

En primer lugar, se calculará la razón de corte que, teniendo en cuenta la conservación del volumen y que el ancho de corte permanece prácticamente constante, se puede expresar como

$$r_c = \frac{a_c}{a_0} = \frac{l_2}{l_1} = \frac{30}{100} = 0,3.$$

Por tanto, el ángulo de cizalladura  $\phi$  podrá obtenerse como

$$\tan \phi = \frac{r_c \cos \gamma}{1 - r_c \sin \gamma} = \frac{0,3 \times \cos 15}{1 - 0,3 \times \sin 15} = 0,315,$$

resultando

$$\phi = 17,4^\circ.$$

Por otro lado, se puede escribir la siguiente relación

$$\tan(\beta - \gamma) = \frac{F_t}{F_c} = \frac{600}{1000} = 0,6.$$

Así, resulta

$$\beta - \gamma = 30,96^\circ,$$

por lo que

$$\beta = 45,96^\circ.$$

La resistencia a la cizalladura del material se podrá calcular como

$$\tau_s = \frac{F_s}{A_s} = \frac{F_c \cos \phi - F_t \sin \phi}{A_c} \sin \phi.$$

Sustituyendo valores, se obtiene

$$\tau_s = \frac{1000 \times \cos 17,4 - 600 \times \sin 17,4}{0,5 \times 1} \sin 17,4 = 463,4 \text{ N/mm}^2.$$

Por otro lado, la potencia de corte se puede calcular como

$$P_c \simeq F_c v_c.$$

La velocidad de corte utilizada se obtendrá teniendo en cuenta que el tiempo por pasada es de 2 s. Así, se puede expresar

$$\frac{l_1}{v_c} + \frac{l_1}{3v_c} = 2 \text{ s},$$

de donde se obtiene

$$v_c = 0,067 \text{ m/s}.$$

Por tanto,

$$P_c \simeq 1000 \times 0,067 = 66,67 \text{ w}.$$

**Ejemplo 3.** Se mecaniza un acero con una fresa cilíndrica de 130 mm de diámetro. Se opera con los siguientes datos de corte.

- Velocidad del husillo,  $n_w = 63$  r.p.m.
- Profundidad de pasada,  $a_e = 4$  mm.
- Ancho de corte,  $b = 90$  mm.
- Avance por diente,  $f/N = 0,1$  mm.

Admitiéndose que la presión específica de corte se puede calcular como

$$p_s = \frac{209}{a_{cm}^{0,25}} \text{ daN/mm}^2,$$

donde  $a_{cm}$  debe expresarse en mm, calcúlese:

1. componente media de la fuerza de corte,
2. potencia de corte.

En primer lugar se calculará el espesor promedio de viruta indeformada como

$$a_{cm} = 2 \frac{f}{N \theta_{\max}} \frac{a_e}{d_t},$$

donde

$$\cos \theta_{\max} = 1 - \frac{2a_e}{d_t},$$

por lo que

$$\theta_{\max} = \arccos \left( 1 - \frac{2 \times 4}{130} \right) = 0,35 \text{ rad.}$$

Luego

$$a_{cm} = 2 \times \frac{0,1}{0,35} \times \frac{4}{130} = 0,0175 \text{ mm.}$$

Así, la energía específica de corte resulta

$$P_s = \frac{209}{0,0175^{0,25}} = 575,04 \text{ daN/mm}^2.$$

Por tanto, la fuerza de corte resultará

$$F_c = P_s A_c = P_s b a_{cm} = 575,04 \times 90 \times 0,0175 = 905,7 \text{ daN,}$$

y finalmente la potencia de corte será

$$P_m = F_c v_c = 905,7 \times 10 \times \frac{130 \times 10^{-3}}{2} \times \frac{63 \times 2\pi}{60} = 3884 \text{ w.}$$

### 3.6 PREDICCIÓN DEL ESPESOR DE LA VIRUTA CORTADA

En esta sección se describirán dos de las principales teorías de corte que permiten hacer predicciones teóricas del espesor de la viruta cortada  $a_0$ .

#### 3.6.1 Teoría de Ernst y Merchant

En el análisis llevado a cabo por Ernst y Merchant [5] se supone que la viruta se comporta como un cuerpo rígido-plástico que se mantiene en equilibrio estático por la acción de las fuerzas que se transmiten a través de la zona de contacto entre la viruta y la herramienta y a través del plano de deslizamiento. Además se supondrá que  $F_p \approx 0$ . En base a esto, Ernst y Merchant consideraron que el ángulo de deslizamiento  $\phi$  alcanza un valor tal que el trabajo empleado en el cizallado del metal es mínimo. Teniendo en cuenta que para unas condiciones dadas el trabajo de deformación ha de ser proporcional a  $F_c$ , el objetivo es encontrar el valor del ángulo  $\phi$  que minimice la fuerza  $F_c$ .

La fuerza de corte  $F_c$  puede ser calculada como (véase la Fig. 3.12)

$$F_c = F_r \cos(\beta - \gamma). \quad (3.12)$$

A su vez,

$$F_r = \frac{F_s}{\cos(\phi + \beta - \gamma)}. \quad (3.13)$$

Como  $F_s = \tau_s A_s = \tau_s A_c / \sin \phi$ , se puede escribir finalmente que

$$F_c = \frac{\tau_s A_c \cos(\beta - \gamma)}{\sin \phi \cos(\phi + \beta - \gamma)}. \quad (3.14)$$

Teniendo en cuenta que para  $\tau_s \approx$  constante para un material dado y suponiendo que  $\beta \approx$  constante para unas condiciones de operación dadas, a continuación se tratará de resolver la siguiente condición de mínimo

$$\frac{dF_c}{d\phi} = 0. \quad (3.15)$$

Resolviendo la ecuación anterior se puede obtener la siguiente expresión

$$\cos \phi \cos(\phi + \beta - \gamma) - \sin \phi \sin(\phi + \beta - \gamma) = 0, \quad (3.16)$$

expresión que puede reducirse a lo siguiente

$$\cos(2\phi + \beta - \gamma) = 0. \quad (3.17)$$

Obviamente, la condición de la expresión anterior se cumplirá cuando

$$2\phi + \beta - \gamma = \frac{\pi}{2}. \quad (3.18)$$

Una vez obtenido el valor óptimo de  $\phi$  que minimiza la fuerza de corte  $F_c$ , se puede obtener el valor de  $a_0$  a partir de la Ec. (3.5).

### 3.6.2 Teoría de Lee y Shaffer

Lee y Shaffer [6] aplicaron la teoría de plasticidad para tratar de predecir el espesor de viruta cortada. Las hipótesis que aplicaron son básicamente las siguientes.

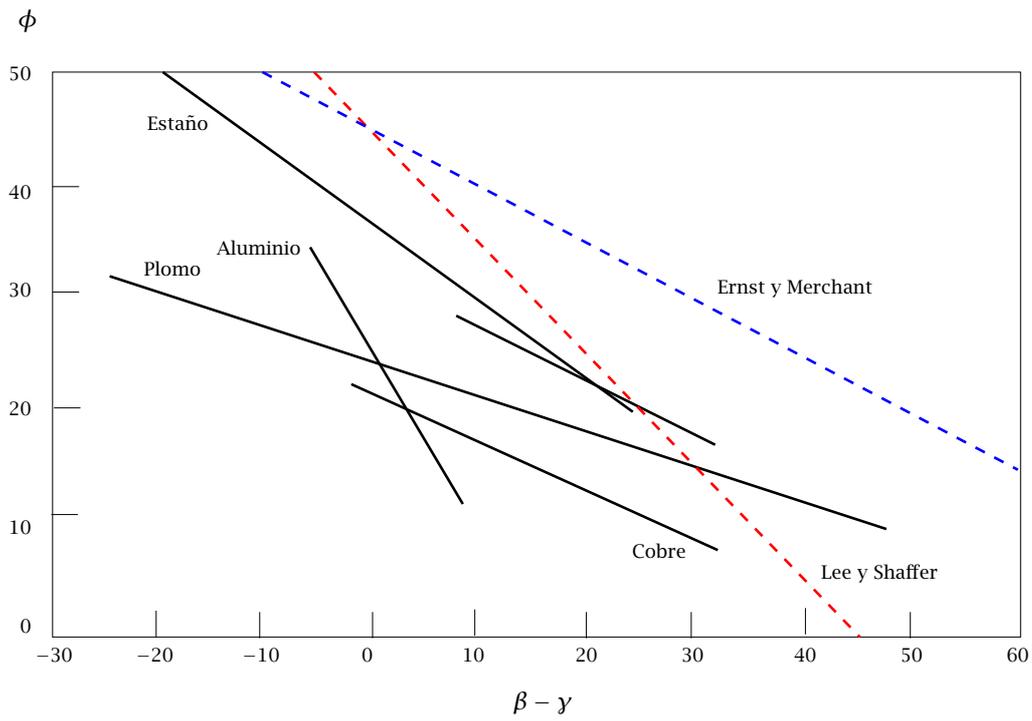
- El material de la pieza presenta un comportamiento rígido-plástico (límite de fluencia independiente de la deformación unitaria).
- El comportamiento del material es independiente de la velocidad de deformación del material y de la temperatura.
- Se desprecian los efectos de inercia que pudieran resultar durante la aceleración del material durante el proceso de deformación.

Empleando las hipótesis anteriores y utilizando la teoría de plasticidad es posible llegar a la siguiente solución para el ángulo de cizalladura óptimo

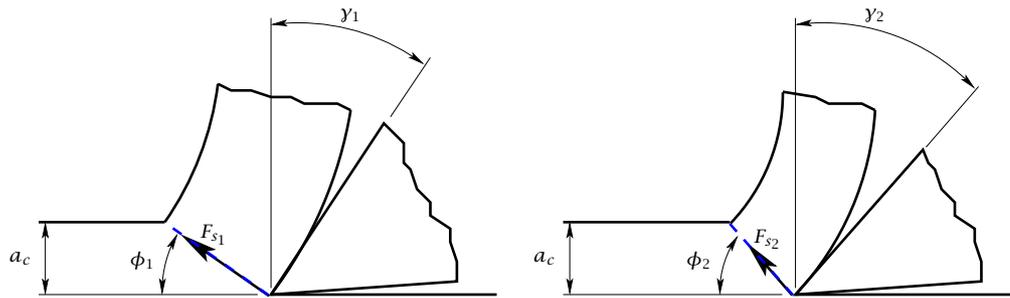
$$\phi + \beta - \gamma = \frac{\pi}{4}. \quad (3.19)$$

En la Referencia [2] se puede encontrar también el desarrollo detallado de la aplicación de la teoría de plasticidad a este problema.

Puede observarse que las dos teorías descritas en la presente sección sólo coinciden en el caso particular de que  $\beta = \gamma$ . En tal caso,  $\phi$  resulta igual a  $45^\circ$ . Por otro lado, las comparaciones de estas teorías de corte con los resultados experimentales llevados a cabo por Pugh [7] (véase la Fig. 3.14) muestran que aunque la concordancia cuantitativa no es buena, si existe un acuerdo cualitativo entre teoría y experimentos. Puede observarse que tanto experimentos como teoría proporcionan una variación lineal del ángulo  $\phi$  con la diferencia de ángulos  $\beta - \gamma$ . Por ejemplo (véase el ejemplo de la Fig. 3.15), para un valor del ángulo  $\beta$  dado, si se incrementa el ángulo de desprendimiento  $\gamma$  (herramienta más esbelta y puntiaguda) para unas condiciones de operación dadas, se produce un incremento del ángulo  $\phi$  lo que provoca una disminución del área  $A_s$  y una disminución



**Figura 3.14:** Comparación de las teorías de corte con los resultados experimentales llevados a cabo por Pugh [7] para varios materiales.



**Figura 3.15:** Influencia del ángulo de desprendimiento  $\gamma$  en la fuerza de corte ( $\gamma_2 > \gamma_1$ ;  $\phi_2 > \phi_1$ ;  $F_{s2} < F_{s1}$ ).

de la fuerza  $F_s$ , dado que  $\tau_s \approx$  constante. Es decir, como cabe esperar, el uso de una herramienta más esbelta facilita el corte de material reduciendo la fuerza necesaria para el corte. Un análisis similar podría llevarse a cabo en el caso de mantener constante el ángulo  $\gamma$  y provocar una variación del ángulo medio de fricción  $\beta$ .

**Ejemplo 1.** Se realiza un ensayo de corte ortogonal sobre una aleación de aluminio con los siguientes valores.

- Ángulo de desprendimiento,  $\gamma = 20^\circ$ .
- Espesor de viruta indeformada,  $a_c = 0,125$  mm.
- Ancho de corte,  $b = 3,75$  mm.
- Longitud de la probeta mecanizada (longitud de la viruta indeformada),  $l_1 = 150$  mm.
- Longitud de la viruta cortada,  $l_2 = 35$  mm.
- Resistencia aparente de cizalladura,  $\tau_s = 290$  N/mm<sup>2</sup>.
- Ángulo medio de fricción,  $\beta = 37,6^\circ$ .
- Velocidad de corte,  $v_c = 35$  m/min.

Determinese la fuerza actuante sobre la herramienta, la potencia que se necesita en esta operación y la eficiencia del proceso de corte considerando la teoría de Ernst-Merchant.

Teniendo en cuenta que el ancho de corte  $b$  se mantiene prácticamente constante y que el volumen del material cortado se conserva, se ha de cumplir que

$$a_c l_1 \simeq a_0 l_2,$$

por lo que

$$a_0 = a_c \frac{l_1}{l_2} = 0,125 \frac{150}{35} = 0,536 \text{ mm.}$$

Por otro lado,

$$\tan \phi = \frac{r_c \cos \gamma}{1 - r_c \sin \gamma},$$

donde  $r_c = a_c/a_0 = 0,125/0,536 = 0,233$ , luego

$$\tan \phi = \frac{0,233 \cos 20}{1 - 0,233 \sin 20},$$

obteniéndose

$$\phi = 13,4^\circ.$$

Teniendo además en cuenta que

$$\tau_s = \frac{F_s}{a_c b} \sin \phi = \frac{F_r \cos(\phi + \beta - \gamma)}{a_c b} \sin \phi,$$

la fuerza  $F_r$  podrá obtenerse como

$$F_r = \frac{\tau_s a_c b}{\cos(\phi + \beta - \gamma) \sin \phi} = \frac{290 \times 0,125 \times 3,75}{\cos(13,4 + 37,6 - 20) \sin 13,4} = 684 \text{ N.}$$

Esta fuerza podría considerarse como la fuerza real de corte obtenida a partir de la medida experimental de la viruta cortada (más adelante se calculará la fuerza teórica de corte basada en la teoría de Ernst-Merchant).

La fuerza de corte, se podrá ahora obtener como

$$F_c = F_r \cos(\beta - \gamma) = 684 \cos(37,6 - 20) = 652 \text{ N.}$$

Finalmente, la potencia de corte resultará

$$P_m = F_c v_c = 653 \times 35/60 = 380,3 \text{ w.}$$

Según la teoría de Ernst-Merchant se ha de cumplir

$$2\phi^{\text{teo}} + \beta - \gamma = 90^\circ,$$

donde  $\phi^{\text{teo}}$  es el ángulo de cizalladura predicho por la mencionada teoría, obteniéndose el valor

$$\phi^{\text{teo}} = \frac{1}{2}(90 - 37,6 + 20) = 36,2^\circ.$$

Así, la fuerza teórica de corte basada en la teoría de Ernst-Merchant se podrá obtener como

$$F_r^{\text{teo}} = \frac{290 \times 0,125 \times 3,75}{\cos(36,2 + 37,6 - 20) \sin 36,2} = 389,7 \text{ N.}$$

Nótese como un aumento del ángulo de cizalladura provoca una disminución en la fuerza de corte. Luego, la eficiencia del proceso de corte podrá obtenerse como

$$\eta = \frac{F_r^{\text{teo}}}{F_r} = \frac{389,7}{684} = 0,57.$$

**Ejemplo 2.** Se taladra un material cuya resistencia media aparente a la cizalladura es 40 daN/mm<sup>2</sup> con una broca con las siguientes características:

- diámetro exterior de la broca,  $d_w = 16$  mm,
- ángulo de la punta de la broca,  $118^\circ$ ,
- ángulo de la hélice,  $30^\circ$ ,
- anchura del filo transversal,  $d_0 = 3$  mm.

Se trabaja a 100 r.p.m. con un avance de 0,1 mm/rev. Si se supone que el ángulo de deslizamiento es igual a  $20^\circ$  y se acepta el modelo de Ernst-Merchant, calcúlese:

1. potencia de corte,
2. componentes de la fuerza  $F_c$ ,  $F_t$  y  $F_r$ ,
3. componente de la fuerza en la dirección axial de la broca.

En la Fig. 3.16 puede verse el esquema de la operación de taladrado considerada. Teniendo en cuenta que el área aproximada de la viruta indeformada que cada filo corta se puede obtener como

$$A_c = \frac{f}{2} \left( \frac{d_m}{2} - \frac{d_0}{2} \right),$$

la componente  $F_c$  podrá calcularse a partir de la resistencia a la cizalladura del material como

$$F_c = \tau_s \frac{\cos(\beta - \gamma)}{\sin \phi \cos(\phi + \beta - \gamma)} \frac{f}{2} \left( \frac{d_m}{2} - \frac{d_0}{2} \right).$$

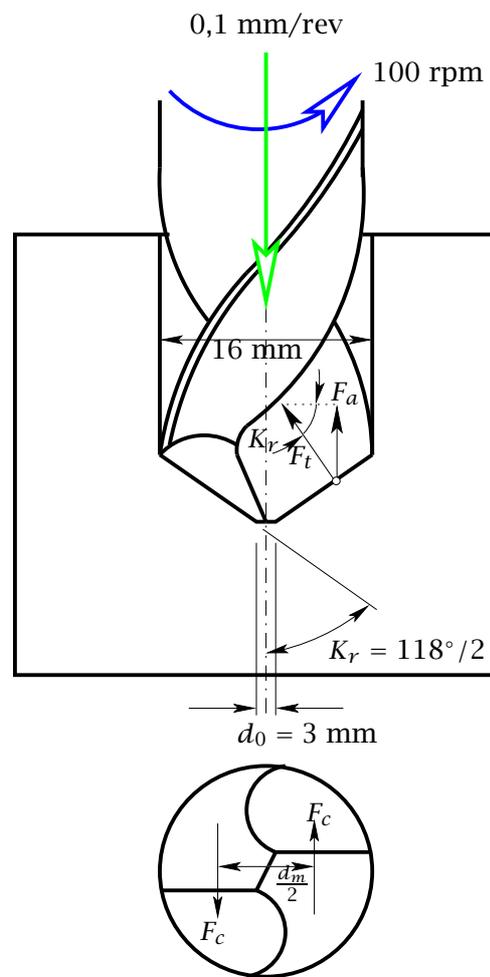


Figura 3.16: Ejemplo de operación de taladrado.

Teniendo en cuenta que el ángulo de desprendimiento  $\gamma$  es aproximadamente igual al ángulo de la hélice de desarrollo de los filos de corte ( $30^\circ$ ), el ángulo medio de fricción  $\beta$  se obtendrá a partir de la teoría de Ernst-Merchant, resultando

$$\beta = 90 + \gamma - 2\phi = 90 + 30 - 2 \times 20 = 80^\circ.$$

Por tanto,

$$F_c = 40 \frac{\cos(80 - 30)}{\sin 20 \cos(20 + 80 - 30)} \frac{0,1}{2} \left( \frac{16}{2} - \frac{3}{2} \right) = 71,43 \text{ daN}.$$

El par torsor  $M_c$  producido por las componentes  $F_c$  de los dos filos de corte (véase la parte inferior de la Fig. 3.16), se podrá obtener como

$$M_c = 2F_c \frac{d_m/2}{2} = 71,43 \frac{0,016}{2} = 0,571 \text{ daNm},$$

por tanto, la potencia consumida resultará

$$P_m \approx M_c n_w = 0,571 \times 10 \times 100 \frac{2\pi}{60} = 59,795 \text{ w}.$$

Por otro lado, la fuerza resultante que cada filo ejerce sobre el material resultará

$$F_r = \frac{F_c}{\cos(\beta - \gamma)} = \frac{71,43}{\cos(80 - 30)} = 111,13 \text{ daN},$$

y la componente  $F_t$ ,

$$F_t = F_r \sin(\beta - \gamma) = 111,13 \sin(80 - 30) = 85,13 \text{ daN}.$$

Para obtener la fuerza axial, se proyectarán las componentes  $F_t$  en la dirección del avance, resultando

$$F_{\text{axial}} = 2F_a = 2F_t \sin K_r = 2 \times 85,13 \sin 59 = 145,94 \text{ daN},$$

lo que equivale aproximadamente a un empuje de unos 146 kg fuerza sobre la broca para conseguir realizar la operación de taladrado.

**Ejemplo 3.** En una operación de fresado cilíndrico se utiliza una fresa helicoidal de 150 mm de diámetro,  $N = 10$  filos de corte y ángulo de hélice  $\lambda = 10^\circ$ . Se opera con los siguientes datos de corte.

- Velocidad del husillo,  $n_w = 100$  r.p.m.
- Profundidad de pasada,  $a_e = 4$  mm.

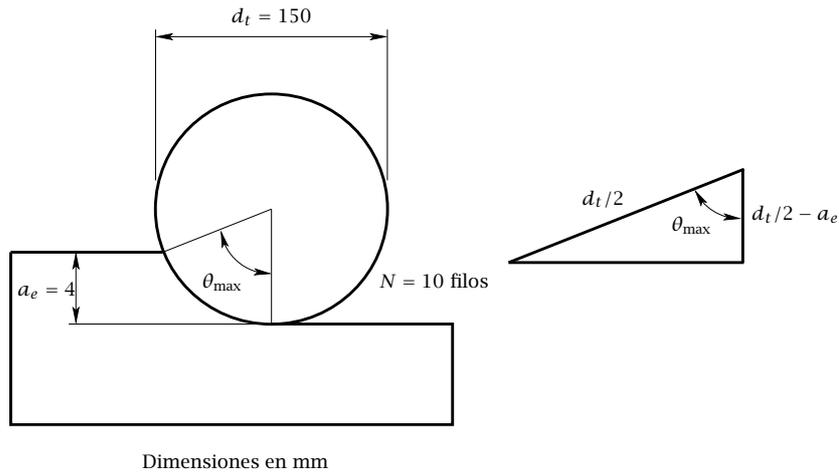


Figura 3.17: Ejemplo de operación de fresado cilíndrico.

- Avance,  $f = 1$  mm/rev.
- Ángulo de desprendimiento,  $\gamma = 15^\circ$
- Resistencia a la cizalladura del material,  $\tau_s = 100$  daN/mm<sup>2</sup>

Teniendo en cuenta la teoría de corte de Ernst-Merchant y que la fuerza resultante media sobre la herramienta es  $F_r = 500$  daN, calcúlese:

1. Ángulos de cizalladura  $\phi$  y medio de fricción  $\beta$ ,
2. espesor medio de viruta deformada  $a'_0$ ,
3. componentes media de la fuerza de corte y de empuje,
4. potencia de corte consumida.

En primer lugar se obtendrá el espesor medio de viruta indeformada

$$a'_{cm} = \frac{2fa_e}{N\theta_{max}d_t} \cos \lambda.$$

El ángulo  $\theta_{max}$  podrá obtenerse como (véase la Fig. 3.17)

$$\cos \theta_{max} = \frac{d_t/2 - a_e}{d_t/2} = \frac{75 - 4}{75} = 0,947,$$

por lo que

$$\theta_{max} = 0,328 \text{ rad.}$$

Luego, el espesor medio de viruta medio de viruta indeformada resultará

$$a'_{c_m} = \frac{2 \times 1 \times 4}{10 \times 0,328 \times 150} \times \cos 10 = 0,016 \text{ mm.}$$

Para completar la determinación de la geometría de la viruta indeformada, se ha de calcular el ancho de corte  $b$  es esta operación con fresa helicoidal. En este caso, el valor de  $b$  se podrá obtener como

$$b' = \frac{d_t \theta_{\max}}{2 \sin \lambda} = \frac{150}{2} \times \frac{0,328}{\sin 10} = 141,67 \text{ mm.}$$

Por tanto, el área media de la sección de viruta indeformada resultará

$$A_c = a'_{c_m} b' = 0,016 \times 141,67 = 2,267 \text{ mm}^2.$$

Teniendo en cuenta que

$$F_s = \frac{\tau_s A_c}{\sin \phi},$$

y

$$F_s = F_r \cos(\phi + \beta - \gamma),$$

y por otro lado, teniendo en cuenta a partir de la teoría de corte de Ernst-Merchant que puede expresarse que  $\phi + \beta - \gamma = 90 - \phi$ , es posible obtener la siguiente expresión

$$\frac{\tau_s A_c}{\sin \phi} = F_r \cos(90 - \phi).$$

Haciendo  $\cos(90 - \phi) = \sin \phi$ , se obtiene finalmente

$$(\sin \phi)^2 = \frac{\tau_s A_c}{F_r} = \frac{100 \times 2,267}{500} = 0,4534,$$

por lo que el ángulo de cizalladura resulta

$$\phi = 42,33^\circ,$$

y teniendo en cuenta de nuevo la teoría de corte de Ernst-Merchant, el ángulo medio de fricción será

$$\beta = 90 - 2\phi + \gamma = 90 - 2 \times 42,33 + 15 = 20,35^\circ.$$

Para calcular el espesor de la viruta deformada  $a'_0$ , se utilizará la siguiente relación

$$\tan \phi = \frac{r_c \cos \gamma}{1 - r_c \sin \gamma},$$

de donde, reagrupando términos, se puede expresar que

$$r_c (\cos \gamma + \tan \phi \sin \gamma) = \tan \phi,$$

y despejando la razón de corte se obtiene

$$r_c = \frac{a'_{cm}}{a'_0} = \frac{\tan \phi}{\cos \gamma + \tan \phi \sin \gamma} = 0,758.$$

Por tanto,

$$a'_0 = \frac{0,016}{0,758} = 0,021 \text{ mm.}$$

A continuación, las componentes  $F_c$  y  $F_t$  podrán calcularse como

$$F_c = F_r \cos(\beta - \gamma) = 500 \times \cos(20,35 - 15) = 497,8 \text{ daN,}$$

y

$$F_t = F_r \sin(\beta - \gamma) = 500 \times \sin(20,35 - 15) = 46,6 \text{ daN.}$$

Por último, la potencia de corte resultará

$$P_c \simeq F_c v_c = F_c n_w 2\pi \frac{d_t}{2} = 497,8 \times 10 \times \frac{100}{60} \times 2\pi \times \frac{0,15}{2} = 3909,7 \text{ w.}$$

**Ejemplo 4.** Para cepillar una pieza de 500 mm de longitud se ajusta el desplazamiento de la mesa a 600 mm. El tiempo total por pasada (carrera activa más retroceso) es de 8 s, siendo la velocidad de retroceso el triple de la de la carrera activa. Se utiliza una herramienta con un ángulo de desprendimiento de  $10^\circ$  y un ancho de corte de 8 mm. El espesor de la viruta indeformada es de 2 mm, recogiendo por pasada una longitud de viruta de 200 mm. La resistencia aparente a la cizalladura es de  $40 \text{ kg/mm}^2$ . Admitiéndose la teoría de Ernst-Merchant, calcúlese

1. la fuerza de corte  $F_c$  y la fuerza de empuje  $F_t$ ,
2. las fuerzas en la cara de la herramienta,  $F_f$  y  $F_n$ ,
3. la potencia de corte.

De las mediciones de viruta, se puede calcular la razón de corte como

$$r_c = \frac{l_2}{l_1} = \frac{200}{500} = 0,4.$$

Así, el ángulo de cizalladura podrá calcularse como

$$\tan \phi = \frac{r_c \cos \gamma}{1 - r_c \sin \gamma} = \frac{0,4 \cos 10}{1 - 0,4 \sin 10} = 0,42,$$

resultando

$$\phi = 22,9^\circ.$$

La componente de la fuerza a lo largo del plano de deslizamiento  $F_s$  se podrá obtener como

$$F_s = \tau_s \frac{a_c b}{\sin \phi} = 40 \times 9,8 \times \frac{2 \times 8}{\sin 22,9} = 16134,7 \text{ N.}$$

Por otro lado, según la teoría de Ernst-Merchant, el ángulo medio de fricción resultará

$$\beta = 90 - 2 \times 22,9 + 10 = 54,2^\circ.$$

Así, la fuerza resultante podrá obtenerse como

$$F_r = \frac{F_s}{\cos(\phi + \beta - \gamma)} = \frac{16134,7}{\cos(22,9 + 54,2 - 10)} = 41464,2 \text{ N.}$$

Las componentes de corte y de empuje, serán

$$F_c = F_r \cos(\beta - \gamma) = 41464,2 \cos(54,2 - 10) = 29726,1 \text{ N}$$

$$F_t = F_r \sin(\beta - \gamma) = 41464,2 \sin(54,2 - 10) = 28907,4 \text{ N.}$$

Por otro lado, las componentes paralela y normal a la cara de la herramienta podrán obtenerse como

$$F_f = F_r \sin \beta = 41464,2 \sin 54,2 = 33630,1 \text{ N}$$

$$F_n = F_r \cos \beta = 41464,2 \cos 54,2 = 24254,8 \text{ N.}$$

Finalmente, la potencia de corte se podrá obtener como

$$P_m = F_c v_c,$$

donde  $v_c$  se calculará como se indica a continuación. Teniendo en cuenta que el tiempo total por pasada son 8 s, que el desplazamiento de la mesa es 600 mm y que la velocidad de retroceso es 3 veces la velocidad de corte, se puede plantear la siguiente relación

$$\frac{600}{v_c} + \frac{600}{3v_c} = 8 \text{ s.}$$

Despejando de la relación anterior la velocidad de corte, se obtiene

$$v_c = 100 \text{ mm/s} = 0,1 \text{ m/s.}$$

Por tanto, la potencia de corte resultará finalmente

$$P_m = 29726,1 \times 0,1 = 2972,6 \text{ w.}$$

# CAPÍTULO 4

---

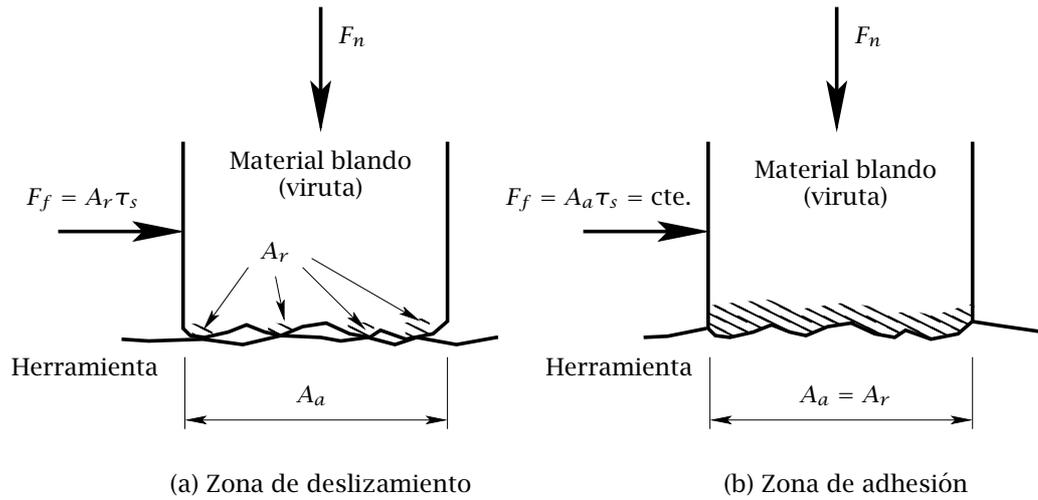
## Fenómenos de fricción y térmicos

---

En el presente capítulo se llevará a cabo un análisis de los fenómenos de fricción y térmicos que pueden tener lugar en los procesos de mecanizado. El objetivo es establecer cualitativamente la importancia de los fenómenos de fricción en los procesos de mecanizado, discutir las leyes generales del rozamiento seco e identificar sus limitaciones en los procesos de mecanizado, establecer las hipótesis básicas de un modelo de rozamiento en un proceso de mecanizado, indicar las zonas de generación y vías de disipación de la energía térmica producida en un proceso de mecanizado, establecer el orden de magnitud de energía evacuada por cada una de las vías de disipación de energía, identificar las causas y consecuencias de la aparición del filo recrecido y establecer los requerimientos funcionales de los fluidos de corte y los factores a tener en cuenta en su selección.

### 4.1 FENÓMENOS DE FRICCIÓN EN MECANIZADO

Las primeras leyes del rozamiento seco (esto es, sin lubricación o con lubricación escasa) entre superficies planas fueron enunciadas por Amontons (1699) y establecen que la fuerza necesaria para que una superficie en movimiento venza el rozamiento existente con el plano sobre el que desliza, es independiente del área aparente de contacto entre ambas superficies ya que depende del área real de contacto existente (primera ley); y que dicha fuerza de rozamiento es proporcional a la carga normal existente entre ambas superficies (segunda ley). Posteriormente Coulomb (1875) verificó experimentalmente estas leyes e hizo la siguiente observación adicional: el coeficiente de rozamiento es independiente de la velocidad de deslizamiento y del esfuerzo normal existente.



**Figura 4.1:** Fenómenos de fricción a lo largo de la cara de la herramienta. (a) Zona de deslizamiento. (b) Zona de adhesión.

En la Fig. 4.1 se representan las dos situaciones más frecuentes que se suelen presentar durante el desprendimiento de la viruta a lo largo de la cara de la herramienta. La primera situación (Fig. 4.1(a)) es la que suele presentarse en la mayoría de procesos convencionales de conformación. Puede observarse que si fuésemos capaces de amplificar suficientemente la zona de contacto entre las dos superficies (viruta y herramienta), el contacto real se produce en zonas muy localizadas con área de contacto  $A_r$  que obviamente depende de la carga normal aplicada  $F_n$  y de la resistencia a la fluencia del material más blando (viruta)  $\sigma_y$

$$A_r = \frac{F_n}{\sigma_y}. \quad (4.1)$$

Un incremento de la carga normal aplicada en la cara de la herramienta incrementará el área real de contacto hasta alcanzar el límite en el que dicha área alcanza el máximo valor correspondiente al área aparente de contacto  $A_a$  (Fig. 4.1(b)). Debe tenerse en cuenta que en mecanizado pueden alcanzarse valores de presión en la cara capaces de alcanzar el límite anteriormente mencionado.

Debido a la fluencia experimentada en la zona de contacto, se producen microsoldaduras que originan un cierto nivel de adhesión entre las superficies en contacto. Para provocar el desplazamiento relativo entre viruta y herramienta a lo largo del plano teóri-

co del contacto, será necesario cizallar las asperezas microsoldadas. Dicha fuerza de fricción vendrá dada por:

$$F_f = \tau_s A_r,$$

siendo  $\tau_s$  la resistencia a la cizalladura del material de la viruta. El coeficiente de fricción  $\mu$  resultará por tanto

$$\mu = \tan \beta = \frac{F_f}{F_n}. \quad (4.2)$$

Puede comprobarse que en la zona de deslizamiento ( $A_r < A_a$ ; Fig. 4.1(a)),  $\mu$  alcanza un valor constante

$$\mu = \frac{\tau_s}{\sigma_y} = \text{constante}, \quad (4.3)$$

ya que  $\tau_s$  y  $\sigma_y$  son propiedades intrínsecas de un mismo material (material de la viruta), lo que corrobora la segunda ley de Amontons (más conocida como ley de rozamiento de Coulomb) en la que la fuerza de fricción  $F_f$  es proporcional a la carga normal aplicada:

$$F_f = \mu F_n. \quad (4.4)$$

En la zona de adhesión ( $A_r = A_a$ ; Fig. 4.1(b)),  $F_f$  alcanza el valor constante

$$F_f = \tau_s A_a = \text{constante}, \quad (4.5)$$

proporcionando un coeficiente de fricción variable que dependerá de la carga normal aplicada, lo que explica la clara dependencia que  $\mu$  presenta de las condiciones de operación empleadas en procesos de mecanizado. Nótese que, por tanto, en este tipo de situaciones no se cumplirá la ley de rozamiento de Coulomb. Muchas veces no es posible romper las uniones de adhesión generadas por el contacto provocando lo que se conoce como recrecimiento de filo (parte endurecida pegada a la herramienta), fenómeno que será analizado en la Sección 4.3.

#### 4.1.1 Modelo de rozamiento en procesos de mecanizado

En los procesos de formación de viruta, se ha observado que el coeficiente medio de rozamiento existente entre la viruta y la herramienta puede variar considerablemente y se ve afectado por cambios en la velocidad de corte y en la geometría de la herramienta. Ello es atribuido, tal y como se ha mencionado anteriormente, a las muy elevadas presiones normales que se tienen en la zona de contacto viruta-herramienta. A modo de

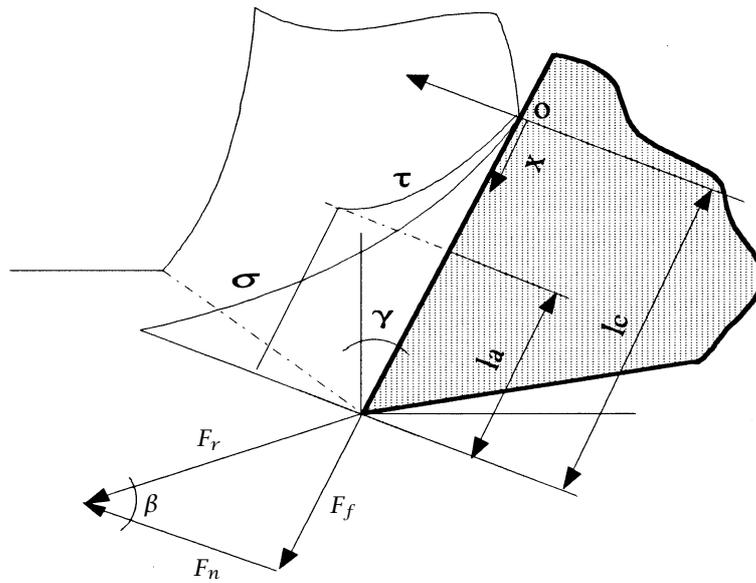


Figura 4.2: Modelo de rozamiento propuesto por Zorev [9].

ejemplo, en el mecanizado de acero son usuales valores de entre 2 y 3 GN/m<sup>2</sup>, lo que es suficiente para provocar que el área real de contacto sea prácticamente igual al área de contacto aparente. Esto conduce a la hipótesis de rozamiento de adherencia entre la viruta y la cara de desprendimiento de la herramienta. Por otro lado, a suficiente distancia de la arista de corte, donde las presiones no son tan elevadas, se tiene deslizamiento de la viruta.

El modelo de rozamiento propuesto por Zorev [9] (Fig. 4.2) admite la existencia a lo largo de la cara de la herramienta de una primera zona de rozamiento de adherencia (zona de longitud  $l_a$  desde la punta de la herramienta), seguida de otra zona de rozamiento de deslizamiento (zona de longitud  $l_c - l_a$ ), y que la distribución de la tensión normal en la cara de la herramienta sigue una ley del tipo

$$\sigma = \sigma_0 x^n \quad (4.6)$$

donde  $x$  es la distancia del punto considerado de la cara de desprendimiento al punto 'o' de separación de la viruta y la herramienta, y  $\sigma_0$  y  $n$  son constantes.

La tensión normal alcanzará el valor máximo en  $x = l_c$ , siendo igual

$$\sigma_{\max} = \sigma_0 l_c^n \quad (4.7)$$

de donde  $\sigma_0$  puede expresarse del siguiente modo

$$\sigma_0 = \frac{\sigma_{\max}}{l_c^n}. \quad (4.8)$$

Sustituyendo la Ec. (4.8) en la Ec. (4.6) se obtiene la siguiente expresión para la distribución de tensiones normales

$$\sigma = \sigma_{\max} \left( \frac{x}{l_c} \right)^n. \quad (4.9)$$

Para obtener la distribución de tensiones cortantes a lo largo de la cara de la herramienta habrá que distinguir las dos zonas de fricción existentes. En primer lugar, en la zona de adherencia donde  $A_r = A_a$ ,

$$\tau = \tau_s. \quad (4.10)$$

En segundo lugar, en la zona de deslizamiento donde  $A_r < A_a$ ,

$$\tau = \mu\sigma = \mu\sigma_{\max} \left( \frac{x}{l_c} \right)^n. \quad (4.11)$$

A continuación se obtienen las componentes de la fuerza normal  $F_n$  y tangencial  $F_f$  a la cara de la herramienta mediante ponderación de las distribuciones de tensiones normales y cortantes, respectivamente. Así,

$$F_n = \int_0^{l_c} b\sigma_{\max} \left( \frac{x}{l_c} \right)^n dx,$$

resultando

$$F_n = \frac{b\sigma_{\max}l_c}{1+n}, \quad (4.12)$$

siendo  $b$  el ancho de corte.

Del mismo modo, la componente tangencial se podrá obtener como

$$F_f = \int_0^l \tau dx = b\tau_s l_a + b \int_0^{l_c-l_a} \mu\sigma_{\max} \left( \frac{x}{l_c} \right)^n dx,$$

resultando

$$F_f = b\tau_s l_a + \frac{b\mu\sigma_{\max}}{l_c^n(1+n)} (l_c - l_a)^{n+1}. \quad (4.13)$$

Por otro lado, como en la frontera entre la zona de adherencia y la de deslizamiento ( $x = l_c - l_a$ ) se cumple que

$$\sigma = \frac{\tau_s}{\mu} = \frac{\mu\sigma_{\max}}{\mu} \left( \frac{l_c - l_a}{l_c} \right)^n = \sigma_{\max} \left( \frac{l_c - l_a}{l_c} \right)^n,$$

se puede obtener que

$$\sigma_{\max} = \frac{\tau_s}{\mu} \left( \frac{l_c}{l_c - l_a} \right)^n$$

y sustituyendo en la Ec. (4.13) resulta

$$F_f = b\tau_s l_a + \frac{b(l_c - l_a)\tau_s}{(1+n)}. \quad (4.14)$$

Cabe ahora definir el coeficiente medio de fricción  $\mu$  en la superficie de desprendimiento como:

$$\mu = \operatorname{tg}\beta = \frac{F_f}{F_n},$$

siendo  $\beta$  el ángulo medio de fricción.

Teniendo en cuenta las anteriores expresiones de  $F_n$  y  $F_f$  se puede obtener

$$\mu = \frac{b\tau_s l_a + \frac{b(l_c - l_a)\tau_s}{(1+n)}}{\frac{bl_c\sigma_{\max}}{1+n}} = \frac{\tau_s}{\sigma_{\max}} \frac{l_a + nl_a + l_c - l_a}{l_c},$$

resultando finalmente

$$\mu = \frac{\tau_s}{\sigma_{\max}} \left(1 + n \frac{l_a}{l_c}\right)$$

Se puede ahora definir la tensión media normal como:

$$\sigma^* = \frac{F_n}{bl_c} = \frac{bl_c\sigma_{\max}}{(1+n)bl_c} = \frac{\sigma_{\max}}{1+n}$$

de donde,

$$\sigma_{\max} = (1+n)\sigma^*$$

y por tanto, el coeficiente medio de rozamiento puede expresarse como:

$$\mu = \frac{\tau_s}{(1+n)\sigma^*} \left(1 + n \frac{l_a}{l_c}\right)$$

Experimentalmente se ha demostrado que el término

$$\frac{\tau_s}{(1+n)} \left(1 + n \frac{l_a}{l_c}\right)$$

permanece sensiblemente constante en un amplio rango de condiciones de corte no lubricado, por lo que se puede expresar que

$$\mu = \operatorname{tg}\beta = \frac{k}{\sigma^*}, \quad (4.15)$$

siendo  $k$  una constante. Esta última ecuación indica que el ángulo de rozamiento y el coeficiente medio de rozamiento dependen principalmente de la tensión normal en la superficie de desprendimiento. Por tanto, a medida que  $\gamma$  aumenta, la componente normal a la cara de desprendimiento  $F_n$  disminuye y con ello disminuye  $\sigma^*$ . Esto último provoca el aumento de  $\beta$ ; circunstancia acorde con los resultados experimentales obtenidos por Pugh [7] para una gran variedad de materiales.

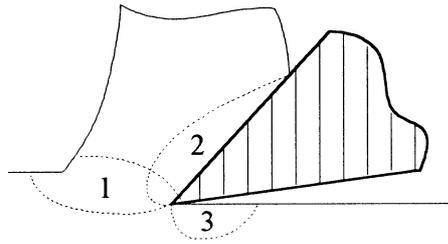


Figura 4.3: Zonas de generación de calor.

## 4.2 FENÓMENOS TÉRMICOS EN EL CORTE DE METALES

La fuerza que la herramienta ejerce sobre el material de la pieza durante el proceso de corte produce los siguientes aportes de energía.

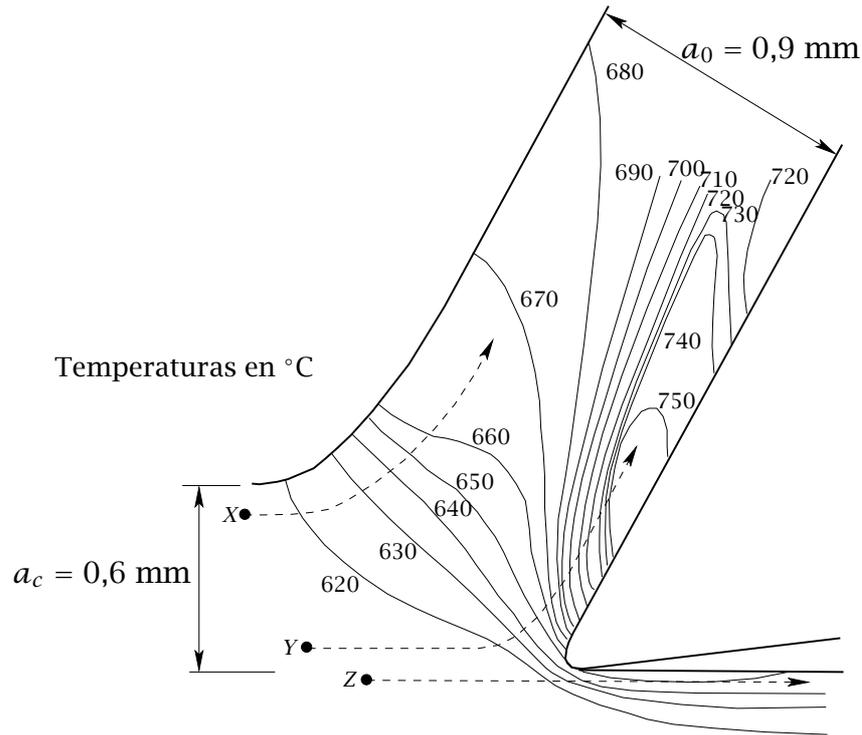
- Energía de deformación elástica.
- Energía de deformación plástica.
- Energía de rozamiento.

De ellos, el primero es almacenado por el material y no provoca la generación de calor. Los otros dos son de carácter disipativo, ya que las deformaciones plásticas provocan un rozamiento interno y originan la transformación de la energía mecánica en calorífica. Esto hace que se puedan producir elevadas temperaturas en la zona de corte lo que puede incidir en el aumento del desgaste de la herramienta de corte.

En lo que respecta al fenómeno de generación de calor, pueden distinguirse las tres zonas que se representa en la Fig. 4.3 (entre paréntesis se indica de forma aproximada el porcentaje de la energía correspondiente a cada zona).

- Zona de deformación primaria, 1 (~75 %).
- Zona de deformación secundaria, 2 (~20 %).
- Zona de rozamiento en el flanco de la herramienta, 3 (~5 %).

La generación de calor en la zona 3 suele ser sensiblemente inferior a las otras dos, salvo en el caso de que la herramienta estuviese altamente desgastada en su superficie



**Figura 4.4:** Distribución de temperaturas en un proceso de corte ortogonal de acero con bajo contenido en carbono (figura reproducida de la Referencia [2]).

de incidencia. En general, los ordenes de magnitud de las cantidades de calor generado por unidad de tiempo son los siguientes

$$Q_1 > Q_2 \gg Q_3.$$

En la Fig. 4.4 [2] se muestra la distribución de temperaturas en un proceso de corte ortogonal de acero de bajo contenido de carbono obtenida experimentalmente mediante un sistema de fotografado de infrarrojos, partiendo de la pieza con una temperatura de  $611^{\circ}\text{C}$  y bajo las siguientes condiciones de mecanizado: velocidad de corte de  $0.38\text{ m/s}$  ( $23\text{ m/min.}$ ), ancho de corte de  $6\text{ mm}$  y ángulo de desprendimiento de  $30^{\circ}$ . En la figura se marca la trayectoria (línea discontinua) de un punto X del material de la pieza que atraviesa la zona de deformación primaria donde es calentado y pasa a continuación a pertenecer a la viruta cortada. Del mismo modo, el material situado inicialmente en el punto Y pasa a través de ambas zonas (1 y 2) de deformación donde es calentado, y finalmente es ligeramente enfriado en la zona final de la viruta cortada. Asimismo, supo-

niendo la herramienta perfectamente afilada y con ángulo de incidencia suficientemente grande, el material situado inicialmente en el punto Z se calienta por conducción del calor proveniente de la zona de deformación primaria.

La energía total  $E_C$  generada por unidad de tiempo [8] durante el corte del metal podría ser expresada como

$$E_C = F_c v_c,$$

que se empleará en la deformación del metal a lo largo de la zona de deformación primaria,  $E_s = F_s v_s$ , y los efectos de fricción entre la viruta y la cara de la herramienta,  $E_f = F_f v_f$ , siendo  $v_s$  la velocidad de deformación del material y  $v_f$  la velocidad de deslizamiento de la viruta a lo largo de la cara de la herramienta. Así, podemos expresar que

$$E_C = E_s + E_f.$$

El incremento de la temperatura de la viruta en el plano de deslizamiento  $T_s$  debido a la energía de deformación  $E_s$  podría ser obtenida como

$$T_s = 0,9 \frac{F_s v_s}{\rho_w c_{p_w} a_c b v_c},$$

donde  $\rho_w$  es la densidad del material de trabajo y  $c_{p_w}$  su calor específico. El factor 0,9 que aparece en la expresión anterior tiene en cuenta que el 90% de la energía de deformación  $E_s$  se queda en la viruta y el 10% restante en la pieza.

La viruta también se calienta debido al deslizamiento de la viruta sobre la cara de la herramienta. Teniendo en cuenta de nuevo que el 90% de la energía de fricción  $E_f$  se queda en la viruta y el 10% restante en la herramienta, el incremento de la temperatura de la viruta debido a los efectos de fricción  $T_f$  podría ser obtenida como

$$T_f = 0,9 \frac{E_f}{l_c b} \frac{0,754 l_c}{2 k_w \sqrt{L}},$$

donde

$$L = \frac{v_f l_c}{4\alpha},$$

siendo  $\alpha = k_w / \rho_w c_{p_w}$  la difusividad térmica del material de la pieza (viruta). Operando adecuadamente, se obtiene finalmente

$$T_f = 0,3393 \frac{F_f}{b k_w} \left( \frac{4\alpha v_f}{l_c} \right)^{1/2}.$$

Por tanto, la temperatura promedio final de la viruta  $T_v$  podría obtenerse como

$$T_v = T_s + T_f + T_0,$$

siendo  $T_0$  la temperatura ambiente en °C. Así, se obtiene finalmente

$$T_v = 0,9 \frac{F_s v_s}{\rho_w c_{p_w} a_c b v_c} + 0,3393 \frac{F_f (v_f l_c)^{3/2}}{k_w (4\alpha)^{1/2}} + T_0. \quad (4.16)$$

**Ejemplo.** Calcular la temperatura promedio de la viruta en la zona próxima a la interfaz viruta-herramienta en una operación de corte ortogonal mediante una herramienta de carburo cementado bajo las condiciones de operación que se indican a continuación. Ángulo de desprendimiento,  $\gamma = 10^\circ$ ; resistencia a la cizalladura del material,  $\tau_s = 250$  N/mm<sup>2</sup>; espesor de viruta indeformada,  $a_c = 0,1$  mm; ancho de corte,  $b = 1$  mm; razón de corte,  $r_c = 0,3$ ; velocidad de corte,  $v_c = 1$  m/s; coeficiente medio de rozamiento,  $\mu = 0,5$ ; densidad, calor específico y conductividad térmica del material de la pieza,  $\rho_w = 7000$  kg/m<sup>3</sup>,  $c_{p_w} = 700$  Jkg<sup>-1</sup>K<sup>-1</sup> y  $k_w = 70$  Wm<sup>-1</sup>K<sup>-1</sup>, respectivamente; longitud del contacto viruta-cara de la herramienta,  $l_c = 0,3$  mm. Considérese que la temperatura ambiente es de  $T_0 = 20^\circ\text{C}$ .

El ángulo  $\phi$  del plano de deslizamiento se obtiene de la siguiente expresión

$$\tan \phi = \frac{r_c \cos \gamma}{1 - r_c \sin \gamma},$$

por lo que

$$\phi = \arctan \left( \frac{0,3 \cos 10}{1 - 0,3 \sin 10} \right) = 17,3^\circ.$$

Por otro lado, el ángulo medio de fricción  $\beta$  resulta

$$\beta = \arctan \mu = 26,6^\circ.$$

La fuerza  $F_s$  a lo largo del plano de deslizamiento podrá obtenerse como

$$F_s = \tau_s A_s,$$

donde  $A_s = A_c / \sin \phi$ , por lo que

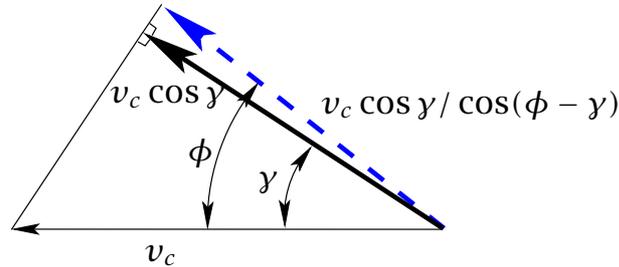
$$F_s = \tau_s a_c b / \sin \phi = \frac{250 \times 0,1 \times 1}{\sin 17,3} = 84,1 \text{ N}.$$

Teniendo en cuenta que se ha de cumplir que (véase el ejemplo de la Fig. 4.5)

$$v_s = v_c \frac{\cos \gamma}{\cos(\phi - \gamma)},$$

se obtendrá

$$v_s = 1 \times \frac{\cos 10}{\cos(17,3 - 10)} = 0,99 \text{ m s}^{-1}.$$



**Figura 4.5:** Velocidad  $v_s$  en el plano de deslizamiento (vector con línea de trazo).

Por tanto, el incremento de la temperatura debido a la deformación del material resultará

$$T_s = 0,9 \frac{F_s v_s}{\rho_w c_{p_w} a_c b v_c} = 0,9 \frac{84,1 \times 0,99}{7000 \times 700 \times 0,1 \times 10^{-3} \times 1 \times 10^{-3} \times 1} = 152,9^\circ \text{C}.$$

Para obtener el incremento de temperatura debido a los efectos de fricción, se obtendrá la velocidad de la viruta

$$v_f = v_c r_c = 1 \times 0,3 = 0,3 \text{ m s}^{-1}.$$

Por otro lado, la fuerza de fricción  $F_f$  será

$$F_f = F_r \sin \beta = F_s \cos(\phi + \beta - \gamma) \sin \beta = 84,1 \cos(17,3 + 26,6 - 10) \sin 26,6 = 31,3 \text{ N}.$$

Además, la difusividad térmica del material de la pieza resulta

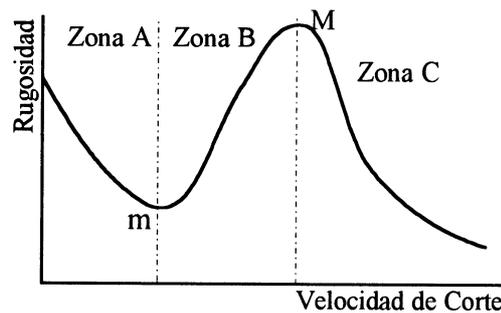
$$\alpha = \frac{k_w}{\rho_w c_{p_w}} = \frac{70}{7000 \times 700} = 1,43 \times 10^{-5} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}.$$

Así,

$$T_f = 0,3393 \times \frac{31,3}{1 \times 10^{-3} \times 70} \left( \frac{4 \times 1,43 \times 10^{-5} \times 0,3}{0,3 \times 10^{-3}} \right)^{1/2} = 36,3^\circ \text{C}.$$

Finalmente, la temperatura promedio de la viruta resultará

$$T_v = 152,9 + 36,3 + 20 = 213,2^\circ \text{C}.$$



**Figura 4.6:** Evolución de la calidad superficial de la pieza fabricada en función de la velocidad de corte.

### 4.3 FORMACIÓN DEL FILO RECRECIDO

El problema del filo recrecido (ya definido en un apartado previo) es de notable importancia ya que su existencia incide en las fuerzas de corte, en el acabado superficial y en la duración de la herramienta. Para muchos materiales, si se representa (Fig. 4.6) la curva de acabado superficial (o su inversa, la rugosidad) frente a la velocidad de corte se obtendrían las siguientes tres zonas.

- Zona A: baja velocidad de corte y progresiva mejora del acabado superficial (disminución de la rugosidad) hasta el punto m.
- Zona B: velocidades medias y progresivo empeoramiento de la calidad superficial, hasta el punto M.
- Zona C: velocidades altas y progresiva mejora del acabado superficial.

A cada una de las zonas anteriormente comentadas le corresponde un tipo determinado de viruta.

- En la zona A se produce viruta segmentada (discontinua) que deja incluso huellas en la superficie mecanizada.
- En la zona B se provoca la formación de filo recrecido o aportado.
- En la zona C tiende a desaparecer el filo recrecido y, en los materiales dúctiles, se induce la formación de viruta continua.

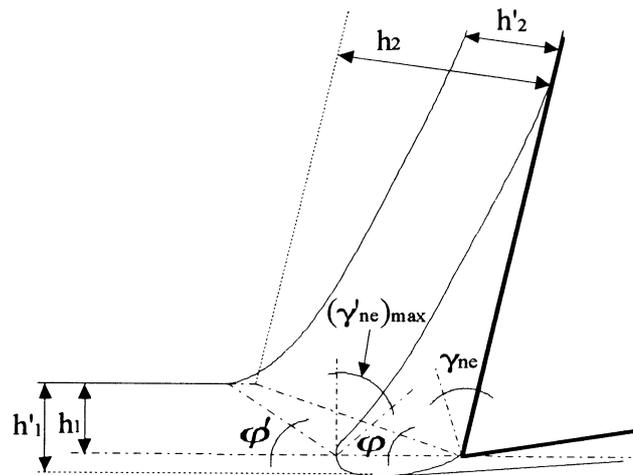


Figura 4.7: Modelo de formación de viruta con filo recreado.

Se ha comprobado que la formación del filo recreado puede estar relacionada con la temperatura y con la velocidad de corte (adviértase que ambas magnitudes crecen casi de forma proporcional). El filo recreado tiende a desaparecer cuando se alcanzan temperaturas superiores a las de recristalización del material a mecanizar. Estudios posteriores han analizado tres fenómenos relacionados con el filo recreado, apreciables en el modelo de formación de viruta con filo recreado adjunto (véase la Fig. 4.7):

- Aumento del ángulo de desprendimiento efectivo y del ángulo de deslizamiento.
- Aumento del espesor de viruta indeformada ( $h'_1 - h_1 > 0$ ).
- Acción de recalado de la superficie mecanizada.

Debe mencionarse que el fenómeno de filo recreado no es estacionario, sino periódico, ya que a intervalos de tiempo (no necesariamente regulares) se desprende, iniciándose un nuevo ciclo de formación.

#### 4.4 FLUIDOS DE CORTE

Como ya se ha mencionado, durante el proceso de corte se genera una gran cantidad de calor, principalmente en las zonas de deformación primaria y secundaria. El calor generado en la zona de deformación primaria es debido a los procesos físicos que tienen

lugar durante la deformación de la red cristalina del material y no puede por tanto ser reducido por otro procedimiento distinto del metalúrgico, es decir, logrando aleaciones de más fácil maquinabilidad. Por su parte el calor generado en la zona de deformación secundaria es debido al rozamiento existente entre la viruta y la superficie de desprendimiento de la herramienta y podría ser en parte reducido si se disminuye el coeficiente de fricción por medio de la lubricación.

Aunque se reduzca el rozamiento en la superficie de desprendimiento mediante algún agente lubricante, la cantidad de calor generado en el corte aún seguirá siendo considerable. Es importante, por tanto, facilitar la evacuación de calor generado. Este puede ser evacuado a través de la propia viruta desprendida, a través de la herramienta o la pieza o mediante los líquidos lubricantes que ejercen también una acción de refrigeración.

Las acciones de “lubricación” y de “refrigeración” se efectúan en los procesos de mecanizado mediante los denominados “fluidos de corte”, cuyo empleo fue iniciado por Taylor en 1890. Además de estas dos acciones principales, en la actualidad también se exige a los fluidos de corte, en mayor o menor medida, que efectúen las siguientes acciones complementarias:

- prevención de la formación de filo recrecido,
- ayuda a la separación y evacuación de la viruta,
- protección contra la corrosión, o
- lubricación de ciertos elementos de las máquinas-herramienta.

En lo que sigue se hará una breve clasificación de los principales fluidos de corte.

#### **4.4.1 Clasificación de los fluidos de corte**

Los fluidos de corte más utilizados pueden clasificarse como se indica a continuación.

- Aceites de corte puros. Entre estos se pueden mencionar los siguientes.

- Aceites minerales.

Se obtienen en la destilación fraccionada del petróleo y deben contener aditivos como azufre, grafito coloidal, bisulfuro de molibdeno, entre otros, a fin de soportar las elevadas presiones alcanzadas durante el proceso de corte y fijarse mejor sobre las superficies metálicas.

- Aceites vegetales.

Son sustancias orgánicas de larga cadena molecular que se adhieren a las superficies metálicas formando una capa muy delgada. Tienen escaso poder anti-soldadura y son fácilmente oxidables. El más empleado es el aceite de colza.

- Aceites compuesto o mixtos.

Son mezclas de aceites minerales y vegetales con el 10÷30% de aceite vegetal. Tienen buenas características lubricantes y presentan ventajas económicas frente a los completamente vegetales.

- Fluidos de corte con base de agua. Entre estos se pueden mencionar los siguientes.

- Emulsiones.

Están constituidas por aceites minerales en suspensión acuosa (contenido de agua de aproximadamente el 90%), añadiendo un elemento emulsionante que provoca la formación de la dispersión coloidal. Su aspecto suele ser lechoso y reciben el nombre de “taladrinas”.

- Soluciones.

Son, como su nombre indica, soluciones de aceites en agua. Generalmente se obtienen soluciones mejoradas añadiendo sulforinato de sosa.

Los fluidos de corte con base de agua son óptimos refrigerantes ya que su calor específico es próximo a 1 cal/g, mojan bien las superficies metálicas (al ser su tensión superficial menor que la del agua) y tienen buena conductibilidad térmica. Por su parte los aceites de corte puros son buenos lubricantes, pero su poder refrigerante es inferior al de los fluidos con base de agua, ya que su calor específico está alrededor de 0,5 cal/g y su conductibilidad térmica es aproximadamente 1/3 de la del agua. En general, los aceites son más caros que los fluidos con base de agua.

#### 4.4.2 Selección del fluido de corte

La eficacia de los fluidos de corte suele reducirse con el aumento de la velocidad de corte, a causa del menor tiempo de contacto del líquido con la zona del corte y al efecto de centrifugación en aquellos procesos en los que el movimiento principal sea de rotación. También el aumento del espesor de viruta indeformada, que conduce a mayores

esfuerzos, suele reducir la eficacia de los fluidos de corte. Ha sido comprobado experimentalmente que, en general, los fluidos de corte no influyen sobre las fuerzas de corte, aunque si influyen, favorablemente, en el acabado superficial por su acción sobre el filo recortado. La elección del tipo de fluido de corte a emplear depende principalmente de los factores que se indican a continuación.

■ Material de la herramienta:

- Aceros al carbono: emulsiones, ya que interesa más el efecto refrigerante.
- Aceros rápidos: depende del material a mecanizar y del mecanizado.
- Metales duros: emulsiones o se trabaja en seco.

■ Material de la pieza:

- Aceros: depende de la herramienta y del mecanizado.
- Fundición: suele trabajarse en seco.
- Aleaciones ligeras: en seco o con aceites sin azufre.
- Aleaciones de cobre: en seco o con aceites sin azufre.

■ Tipos de mecanizado:

- En operaciones de corte a baja velocidad, tales como roscado o brochado se suelen usar aceites de corte.
- En el rectificado es usual el empleo de emulsiones.
- En el taladrado, aceites de baja viscosidad.
- En trabajo de acabado es general el empleo de aceites de corte.

Para mejorar la eficacia de los fluidos de corte a altas velocidades, se ha desarrollado el procedimiento de pulverizado a alta presión o "hi-jet" mediante el cual el fluido es inyectado, desde la parte posterior de la herramienta, entre la cara de incidencia y la superficie mecanizada.

# CAPÍTULO 5

---

## Desgaste y vida de las herramientas de corte

---

El objetivo del presente capítulo es estudiar las causas y consecuencias de los distintos fenómenos asociados al desgaste de las herramientas de corte en los procesos de mecanizado, identificar los diferentes mecanismos de desgaste que pueden presentarse en estos procesos, indicar la morfología del desgaste en las herramientas de corte y establecer los principales criterios que determinan la vida de una herramienta de corte.

### 5.1 DESGASTE DE LAS HERRAMIENTAS DE CORTE

La duración de las herramientas de corte es un factor económico muy importante en las operaciones de mecanizado que ha de tenerse muy en cuenta. La pérdida de capacidad de corte de una herramienta puede producirse de las dos formas que se indican a continuación.

- De forma progresiva, debida al fenómeno de desgaste.
- De forma instantánea, por desmoronamiento o fallo catastrófico del filo de corte.

A continuación se hará una breve clasificación de los distintos mecanismos que dan lugar al desgaste progresivo de las herramientas de corte.

#### 5.1.1 Mecanismos de desgaste progresivo

La naturaleza fundamental del desgaste puede ser muy diferente en distintas situaciones. En el caso de las herramientas de corte caben considerarse tres mecanismos básicos de desgaste:

- desgaste por adhesión,
- desgaste por abrasión, y
- desgaste por difusión.

El “desgaste por adhesión” tiene lugar al romperse las microsoldaduras existentes entre el material de la viruta y el de la herramienta. Cuando estas uniones se fracturan, pequeños fragmentos del material de la herramienta son arrancados y arrastrados por la viruta. El rozamiento existente entre la superficie de incidencia y la superficie mecanizada también da lugar a desgaste por adhesión, pasando los pequeños fragmentos del material de la herramienta a la superficie mecanizada de la pieza.

El “desgaste por abrasión” ocurre cuando partículas endurecidas deslizan por la superficie de desprendimiento de la herramienta eliminando pequeñas cantidades del material de la herramienta. Estas partículas endurecidas pueden ser fragmentos de filo recortado inestable, fragmentos de material de la herramienta arrastrados por la viruta y debidos a un previo desgaste por adhesión o pueden ser constituyentes duros del material de la pieza.

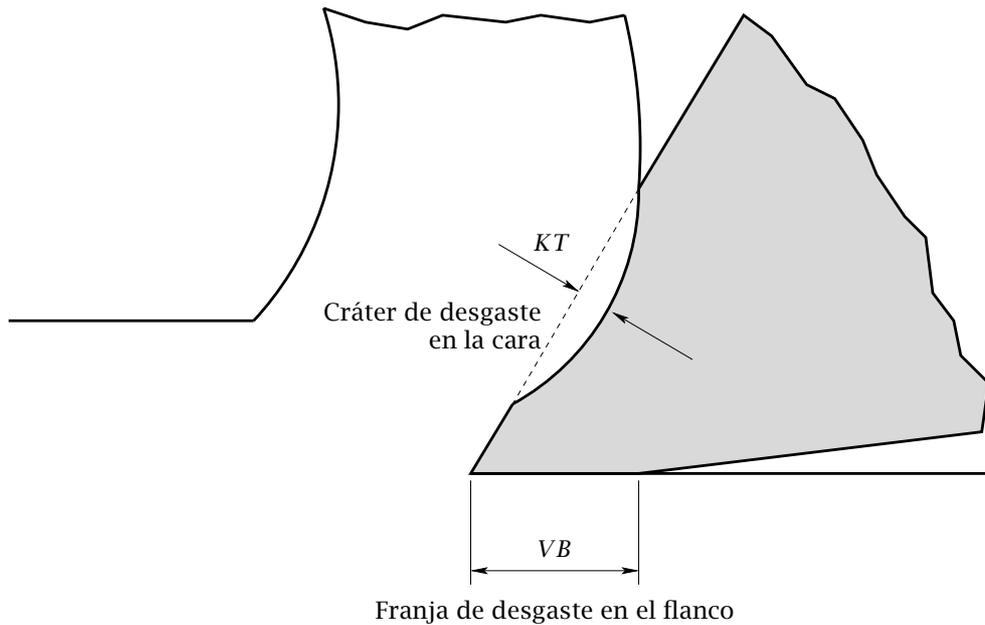
La “difusión” en estado sólido tiene lugar cuando átomos de una red cristalina de una región de alta concentración se desplazan, en presencia de altas temperaturas, a otra región de concentración atómica más baja. Es pues un fenómeno a nivel atómico a diferencia de la adhesión que es de carácter macroscópico. Este fenómeno tiene lugar en aquellas zonas en las que hay un contacto íntimo entre dos materiales y su intensidad aumenta exponencialmente con la temperatura. En el corte, esto se traduce en un debilitamiento de la estructura superficial del material de la herramienta.

### **5.1.2 Zonas de desgaste progresivo en la herramienta de corte**

El desgaste progresivo de la herramienta de corte se produce, principalmente, en las zonas siguientes que se muestran en la Fig. 5.1:

- en la superficie de incidencia, denominado como franja de desgaste, y
- en la superficie de desprendimiento, denominado como cráter.

En algunas operaciones de mecanizado, entre ellas algunas de torneado, hay una tercera zona de desgaste en la superficie de incidencia secundaria, cuyo tratamiento es simi-



**Figura 5.1:** Principales zonas de desgaste progresivo en la herramienta de corte.

lar al del desgaste en la superficie de incidencia principal y por ello aquí no va a ser considerado explícitamente.

La franja de desgaste está provocada por el rozamiento existente entre la superficie mecanizada y el flanco de la herramienta, provocando una zona de desgaste que es paralela a la dirección del movimiento principal de corte.

El cráter tiene lugar en la zona de contacto de la viruta con la cara de la herramienta y tiende a ajustarse a la forma del desprendimiento de la viruta. La parte de la cara más próxima al filo experimenta un menor desgaste, debido, en parte, a las menores temperaturas alcanzadas en dicha zona (véase la distribución térmica mostrada en el ejemplo de la Fig. 4.4).

### 5.1.3 Desmoronamiento o fallo catastrófico

Es un rápido deterioro de la arista de corte después de un período de corte bien ejecutado. Suele venir motivado por la acción combinada de los esfuerzos de corte y el incremento de la temperatura. No debe confundirse con la “rotura o fallo prematuro” de la herramienta originado por algún defecto de la misma o por algún incidente externo al

proceso de formación de la viruta.

## 5.2 DURACIÓN O VIDA DE LA HERRAMIENTA

A continuación se van a exponer algunas de las definiciones establecidas por la norma UNE 16148 de “ensayos de duración de herramientas de torno de corte único”.

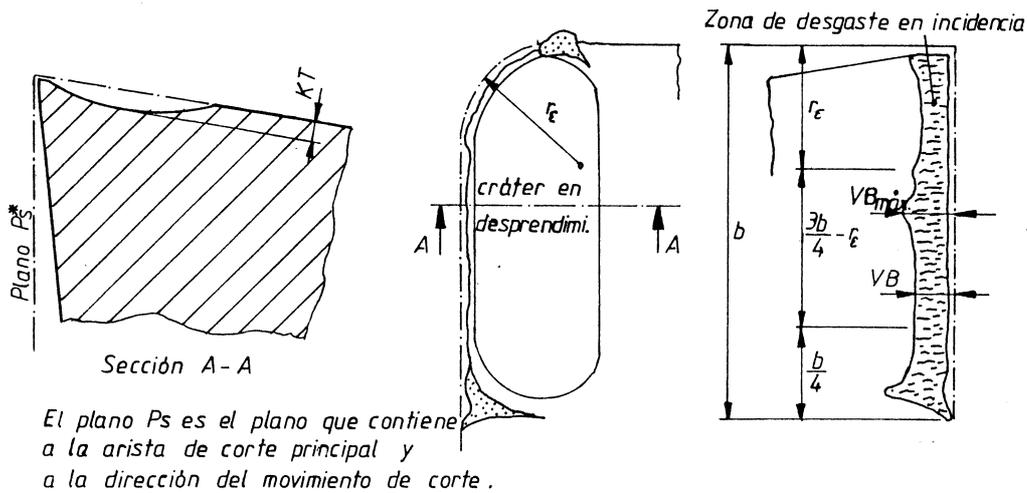
- Desgaste de la herramienta: es la modificación de la geometría de corte de la herramienta, con relación a su geometría original, que tiene lugar durante el corte y que es debida a la pérdida progresiva del material de la herramienta.
- Medida del desgaste de la herramienta: es una dimensión medible que permite cuantificar el valor del desgaste.
- Criterio de duración de la herramienta: es un valor límite preestablecido en la medida del desgaste de la herramienta o la aparición de un determinado fenómeno o circunstancia. Suele también denominarse criterio de desgaste.
- Duración o vida de la herramienta: es el tiempo de corte, en unas condiciones de mecanizado dadas, necesario para alcanzar un cierto criterio de duración de la herramienta.

En el apartado anterior se han expuesto, brevemente, los mecanismos de desgaste y las zonas de desgaste en las herramientas de corte, ahora se desarrollarán los distintos aspectos relacionados con las tres últimas definiciones dadas.

### 5.2.1 Medida del desgaste de la herramienta

El principal parámetro que se emplea para la medida del desgaste en el flanco de la herramienta es el ancho  $VB$  de la franja de desgaste, tal como se muestra en las Figs. 5.1 y 5.2.

Para evaluar el desgaste en la cara de la herramienta se emplea la profundidad del cráter  $KT$  (Figs. 5.1 y 5.2) que es la distancia máxima entre el fondo del cráter y la cara inicial de la herramienta.



**Figura 5.2:** Parámetros del desgaste en las herramientas de corte (reproducción de la Fig. 4.3 de la Referencia [2]).

### 5.2.2 Criterios de desgaste o de duración de la herramienta

La evolución del desgaste es progresiva. Se ha comprobado que en el caso del desgaste en el flanco se tiene una ley tal y como se representada en la Fig. 5.3. Puede apreciarse la existencia de tres zonas de comportamiento claramente diferenciadas.

- Zona A: al inicio del proceso de corte, la herramienta nueva o recién afilada se deteriora rápidamente apareciendo una franja de desgaste de dimensiones finitas.
- Zona B: el desgaste en incidencia progresa más lentamente siguiendo una ley aproximadamente lineal con el tiempo.
- Zona C: el desgaste aumenta muy rápidamente hasta la inutilización total de la herramienta.

Sería por tanto necesario fijar un criterio de duración de la herramienta que prevea su sustitución o reafilado antes de entrar en la zona de desgaste C, evitando así la rotura de la herramienta. Los principales criterios de desgaste de las herramientas de corte se establecen en función de los fenómenos que a continuación se indican.

- Anchura media de la franja de desgaste en la superficie de incidencia.

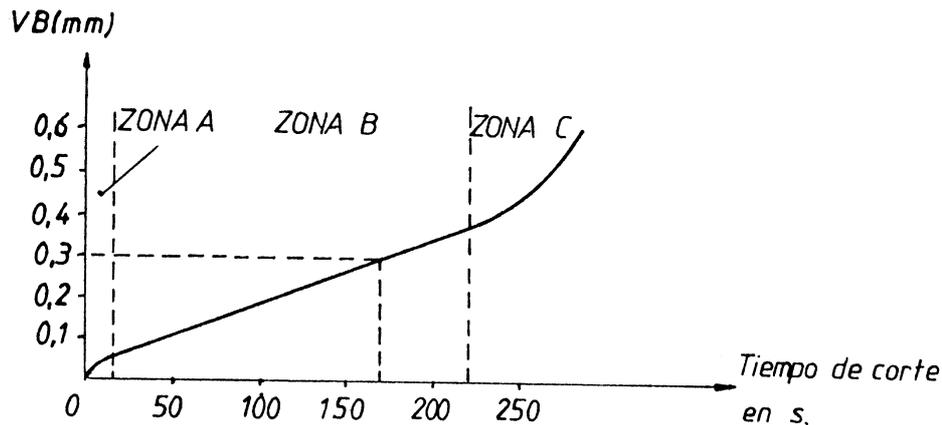


Figura 5.3: Evolución temporal del desgaste en el flanco.

- Anchura máxima de la franja de desgaste en la superficie de incidencia.
- Profundidad del cráter en la superficie de desprendimiento.
- Desmoronamiento o fallo catastrófico de la arista de corte.
- Valor de la rugosidad de la superficie mecanizada.
- Aparición de grietas en la arista de corte.
- Volumen o peso de la herramienta desgastada.
- Empeoramiento de las características macrogeométricas de la pieza.
- Incremento de las fuerzas de corte o de la potencia consumida.
- Vibraciones, mecanismo de visión artificial, etc.

De ellas las más utilizadas en operaciones de corte convencionales son las cinco primeras, pudiendo, en ocasiones, emplear conjuntamente dos o más criterios de desgaste. A continuación se van a indicar los criterios recomendados por la norma "UNE 16148" para operaciones de torneado con herramientas monofilo.

■ Criterios usuales para herramientas de acero rápido:

1. Desmoronamiento o fallo catastrófico.

2. Anchura media del desgaste sobre la cara de incidencia principal  $VB = 0,3$  mm, si el desgaste es uniforme en la zona media de la franja de desgaste.
3. Anchura máxima del desgaste sobre la cara de incidencia principal  $VB_{\max} = 0,6$  mm, si el desgaste es irregular, existe rayado, desconchado o mal estado superficial en la zona media de la franja de desgaste.

■ Criterios usuales para herramientas de metal duro:

1. Anchura media del desgaste  $VB = 0,3$  mm, si el desgaste es uniforme.
2. Anchura máxima del desgaste  $VB_{\max} = 0,6$  mm, si el desgaste es irregular.
3. Profundidad del cráter dada por la expresión

$$KT(\text{mm}) = 0,06 + 0,03f,$$

siendo  $f$  el avance en mm/rev.

■ Criterios usuales para herramientas de cerámica:

1. Anchura media del desgaste  $VB = 0,3$  mm, si el desgaste es uniforme.
2. Anchura máxima del desgaste  $VB_{\max} = 0,6$  mm, si el desgaste es irregular.
3. Desmoronamiento o fallo catastrófico.

■ Criterio usual para el torneado de acabado:

1. Que la rugosidad superficial alcance un valor determinado. Se recomienda para el valor del criterio de desgaste alguno de los siguientes valores de la desviación media aritmética del perfil  $R_a$  en  $\mu\text{m}$ : 0,4-0,8-1,6-3,2-6,3-12,5.

### 5.2.3 Duración de la herramienta

En su definición se ha considerado el tiempo de corte o tiempo en que la herramienta está arrancando material. Sin embargo, la duración de la herramienta puede interesar en otras unidades. Las unidades de vida de herramienta más empleadas son las siguientes.

- Tiempo de corte; de interés en la Oficina de Método y Tiempos.

- Tiempo total por componente o tiempo de la pieza en la máquina-herramienta; de interés para el servicio de mantenimiento.
- Volumen de material arrancado; de interés científico y en investigación.
- Cantidad de piezas producidas; de interés para el operario y para el cálculo de los costes del mecanizado.
- Velocidad de corte equivalente; para la confección de catálogos y comparación de herramientas.
- Velocidad de corte relativa o maquinabilidad relativa; para comparación de las prestaciones de las herramientas.

### 5.3 ECUACIONES DE VIDA DE LA HERRAMIENTA

Se denominan ecuaciones de duración o de vida de la herramienta a expresiones matemáticas que relacionan la duración de la herramienta con uno o varios parámetros del proceso de mecanizado. F.W. Taylor (1906) efectuó largas series de ensayos sistemáticos variando la velocidad de corte y manteniendo constantes los restantes parámetros del proceso, considerando como criterio de duración el desmoronamiento del filo de la herramienta y llegó a una ecuación de vida de la herramienta de empleo aún en la actualidad. A continuación se van a expresar las ecuaciones de vida de la herramienta más utilizadas.

#### 5.3.1 Ecuación de Taylor

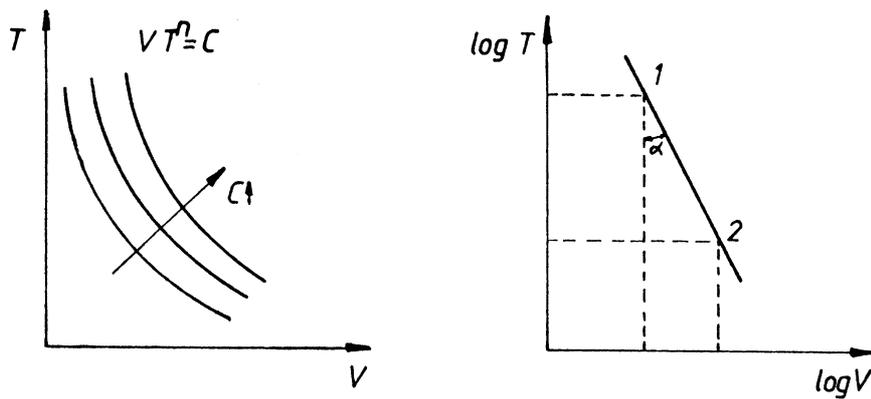
Los resultados de los ensayos de Taylor condujeron a pares de valores de velocidad de corte y vida de la herramienta, ajustables a una curva potencial en coordenadas cartesianas o a una recta en escalado doblemente logarítmico (véase el ejemplo de la Fig. 5.4). Su forma analítica es del tipo

$$vt^n = C,$$

resultando

$$\log v + n \log t = \log C,$$

donde  $v$  es la velocidad de corte,  $t$  la duración de la herramienta,  $n$  el exponente de Taylor que es función del material de la herramienta y  $C$  es una constante. El exponente



**Figura 5.4:** Variación de la duración de la herramienta con la velocidad de corte.

$n$  expresa la pendiente de la recta  $\log v / \log t$  y conociendo dos pares de valores  $(v_1, t_1)$  y  $(v_2, t_2)$  obtenidos en dos ensayos diferentes, puede determinarse como

$$n = \tan \alpha = \frac{\log v_2 - \log v_1}{\log t_1 - \log t_2}.$$

Algunos valores orientativos del exponente  $n$  son los siguientes:

- $n = 0,15 \Rightarrow$  para herramientas de acero rápido.
- $n = 0,25 \div 0,30 \Rightarrow$  para herramientas de metal duro.
- $n = 0,7 \Rightarrow$  para herramientas de cerámica.

Experimentalmente se ha comprobado que la ecuación de Taylor es válida para casos de mecanizado de aceros suaves y de aleaciones de buena maquinabilidad, tanto en desbaste como en semiacabado, siempre que se emplean velocidades de corte tales que la vida de la herramienta esté comprendida entre 10 y 50 minutos. Sin embargo, no resulta totalmente acorde con los resultados obtenidos en el caso de mecanizado de materiales de alta resistencia, sobre todo en condiciones que conduzcan a vidas de herramienta superiores a unos 60 minutos o en el caso de fuertes desbastes.

### 5.3.2 Primera generalización de la ecuación de Taylor

La ecuación de Taylor puede ser expresada de forma explícita para  $t$  como

$$t = \left( \frac{C}{v} \right)^{\frac{1}{n}},$$

y admite una generalización del tipo

$$t = \frac{K_1}{v^{\frac{1}{n}} f^{\frac{1}{n_1}} p^{\frac{1}{n_2}}}$$

Eliminando  $t$  de ambas ecuaciones se llega a

$$C = \left( \frac{K_1}{a^{\frac{1}{n_1}} p^{\frac{1}{n_2}}} \right)^n,$$

esto es, que  $C$  es función del avance y de la profundidad de pasada. Por ello, en el caso en que únicamente se varíe la velocidad de corte,  $f$  y  $p$  serán constantes y por lo tanto también lo será  $C$ . La relación entre los exponentes de esta ecuación es la siguiente

$$\frac{1}{n} > \frac{1}{n_1} > \frac{1}{n_2} > 0,$$

lo que indica que es la velocidad de corte el factor que más afecta al desgaste, seguida por el avance y finalmente por la profundidad de corte. La validez de esta ecuación generalizada es más discutible que la de la ecuación básica de Taylor, sin embargo resulta de gran utilidad para el estudio de la influencia del avance y de la profundidad de pasada en la duración de las herramientas de corte.

### 5.3.3 Segunda generalización de la ecuación de Taylor

Estudios posteriores a los de Taylor han intentado incluir, dentro de  $C$ , algunos factores de influencia que no habían sido tenidos en cuenta por Taylor. Tales factores son los siguientes.

- Ancho de la franja de desgaste  $\Rightarrow v = K' (VB)^m$ .
- Espesor de viruta indeformada,  $a_c \Rightarrow v = \frac{K''}{a_c^x}$ .
- Ancho de corte,  $b \Rightarrow V = \frac{K'''}{b^y}$

La influencia de estos factores se recoge en la siguiente ecuación

$$C = \frac{K_2 (VB)^m}{a_c^x b^y}$$

donde  $K_2 = K' K'' K'''$ , obteniéndose la siguiente generalización de la ecuación de Taylor:

$$vt^n = \frac{K_2 (VB)^m}{a_c^x b^y}$$

Por otro lado, Ahora como

$$a_c = f \sin K_r$$

y

$$b = \frac{p}{\sin K_r},$$

se puede obtener la siguiente expresión alternativa a la segunda generalización de la ecuación de Taylor

$$vt^n = \frac{K_2 (VB)^m}{f^x p^y (\sin K_r)^{x-y}}$$

Algunos valores orientativos de los exponentes de esta ecuación son los siguientes.

- Acero rápido:  $n = 0,15$ ;  $x = 0,66$ ;  $y = 0,36$ ;  $m = 0,40 \div 0,58$ .
- Metal duro:  $n = 0,25 \div 0,30$ ;  $x = 0,37 \div 0,42$ ;  $y = 0,19 \div 0,25$ ;  $m = 0,40 \div 0,48$ .

Micheletti [3] recomienda esta última expresión para la preparación del trabajo en ordenador, al reducir al mínimo los datos de los materiales y de la herramienta que han de ser introducidos en memoria.

### 5.3.4 Ecuación de Kronenberg

A continuación se describirá una nueva generalización de la ecuación de Taylor. Kronenberg (1954) [11] parte de la primera generalización expresada como

$$vt^n = \frac{K_3}{f^r p^s}$$

y efectúa las siguientes transformaciones.

$$vt^n = \frac{K_3 f^{\frac{s}{2}} p^{\frac{r}{2}}}{f^{\frac{r+s}{2}} p^{\frac{s+r}{2}} f^{\frac{r}{2}} p^{\frac{s}{2}}} = \frac{K_3 G^{\frac{r-s}{2}}}{A_c^{\frac{r+s}{2}}} = \frac{K_3 G^g}{A_c^u} \quad (5.1)$$

siendo  $G = p/f$  un factor de forma de la sección de viruta indeformada,  $A_c = fp$  el área de la sección de viruta indeformada,  $g = (r - s)/2$  y  $u = (r + s)/2$ .

A continuación Kronenberg introduce el concepto de “velocidad equivalente de corte” como “aquella velocidad de corte que en determinadas condiciones del proceso conduce a un cierto valor de vida de la herramienta”. Generalmente dicha vida de la herramienta se indica, en minutos, como subíndice de  $v$ . Sus ensayos fueron hechos para una vida

de 60 minutos, con un factor de forma de valor 5 y una sección de viruta de 1 mm<sup>2</sup>. Sustituyendo estos valores en (5.1) se obtiene

$$v_{60} (60)^n = \frac{K_3 5^g}{1^u} \quad (5.2)$$

y dividiendo miembro a miembro las Ecs. (5.1) y (5.2) se obtiene la siguiente expresión

$$\frac{v}{v_{60}} \left( \frac{t}{60} \right)^n = \frac{\left( \frac{G}{5} \right)^g}{A_c^u}$$

de donde:

$$v = \frac{v_{60} \left( \frac{G}{5} \right)^g}{A_c^u \left( \frac{t}{60} \right)^n}$$

siendo algunos valores comunes de los exponentes los siguientes.

Mecanizado de aceros	$u = 0,28$	$g = 0,14$
Mecanizado de fundiciones	$u = 0,20$	$g = 0,10$

y  $n = 0,15$  para herramientas de acero rápido y  $n = 0,25 \div 0,30$  para las de metal duro.

A continuación se facilitan tablas orientativas para la obtención de  $v_{60}$  en diferentes situaciones.

Mecanizado de acero con resistencia a tracción en daN/mm <sup>2</sup>	$v_{60}$ (m/min)	
	Herramienta de metal duro	Herramienta de acero rápido
35	282	85
44	213	64
53	169	51
61	138	42
70	113	34
79	100	30
87	85	26
96	76	23
105	67	20

Mecanizado de fundición con HB	$v_{60}$ (m/min)		
	Fundición modular con hta. de H.D.	Fundición maleable con hta. de M.D.	Fundición maleable con hta. de Ac. R.
100		240	50
125		200	40
150		160	35
175	220	130	30
200	125	100	25
225	90	80	20
250	70	60	-
275	65	45	

Material a mecanizar	$v_{60}$ (m/min)	
	Hta. de H.D.	Hta. de M.D.
Cobre	850	45
Bronce	535	60
Latón	1000	100
Aluminio (puro)	1650	77

#### 5.4 EFECTO DE LA GEOMETRÍA DE LA HERRAMIENTA

Cabe esperar que el uso de condiciones de operación ineficientes que conduzcan a un incremento de la energía específica de corte y la temperatura repercutan negativamente en la vida de la herramienta. Atendiendo a esta consideración se hará el análisis que se indica a continuación.

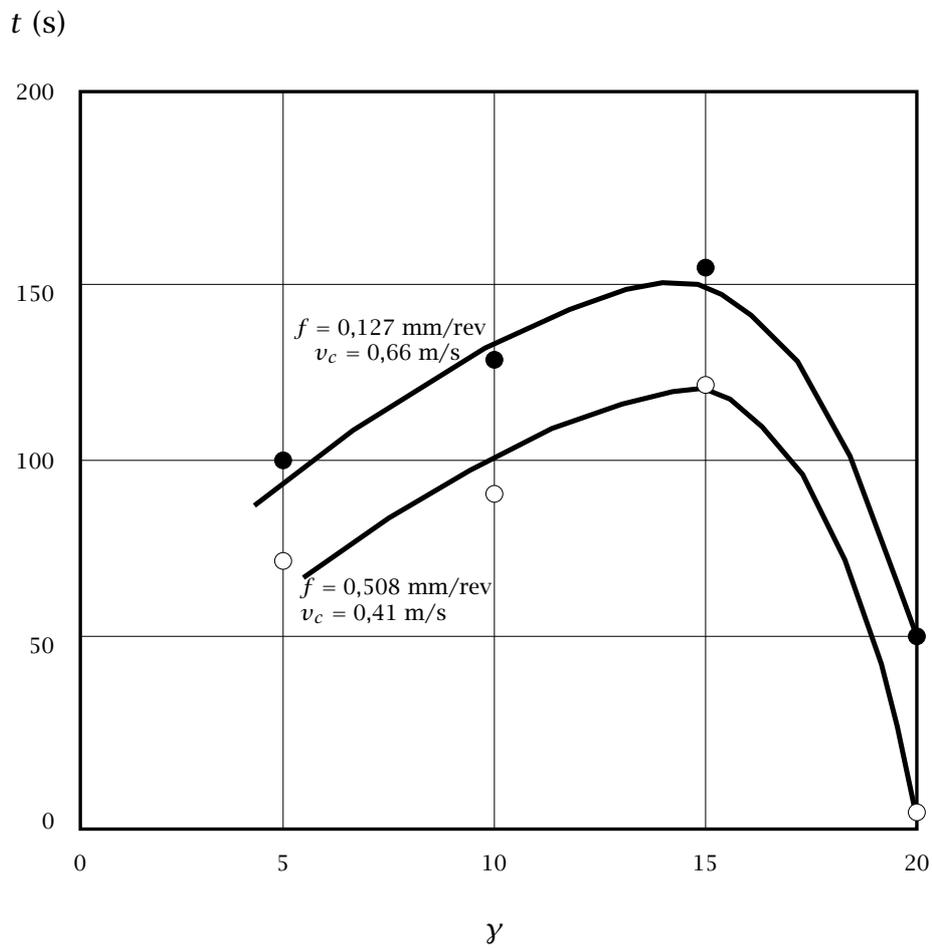
Un incremento en el ángulo de desprendimiento (herramienta más esbelta y puntiaguda), generalmente conduce a un aumento de la eficacia del proceso de corte lo que en principio repercutirá positivamente en la vida de la herramienta. También hay que tener en cuenta que un incremento de  $\gamma$  excesivamente grande provocará un debilitamiento mecánico importante de la herramienta de corte acelerando el proceso de desgaste de

Material de la pieza	Material de la herramienta	
	Acero rápido	Carburo
Hierro fundido, latón fundido	0	0
Latón y bronce	8	3,5
Latón blando y acero de alta resistencia	14	3,5
Acero dulce	27	3,5
Aleaciones ligeras	40	13

**Tabla 5.1:** Valores orientativos del ángulo de desprendimiento  $\gamma$  y óptimo para diferentes materiales en operaciones de desbaste.

la herramienta y por tanto reduciendo su vida. Según esto, cabe esperar que para unas condiciones de operación dadas exista un valor óptimo del ángulo  $\gamma$  que maximice la vida de la herramienta. En la Fig. 5.5 se muestran curvas típicas de variación de la vida de la herramienta en función del ángulo de desprendimiento para diferentes condiciones de operación. En concreto, puede apreciarse que cuando se mecaniza acero de alta resistencia con herramientas de acero rápido existe un valor óptimo del ángulo de desprendimiento  $\gamma$  en torno a  $14^\circ$  que hace máxima la vida de la herramienta. De forma orientativa, en la Tabla 5.1 se muestran algunos valores recomendados para el ángulo de desprendimiento para diferentes materiales de la pieza y de la herramienta en operaciones de desbaste.

Una discusión similar podría hacerse acerca de la influencia del ángulo de incidencia  $\alpha$  sobre la vida de la herramienta. Como conclusión, se puede mencionar que para la mayoría de materiales de la pieza, los valores óptimos del ángulo de incidencia  $\alpha$  que maximizan la vida de la herramienta son, aproximadamente,  $8^\circ$  para herramientas de acero rápido y  $5^\circ$  para herramientas de carburo. Una discusión más detallada puede encontrarse en la Referencia [2].



**Figura 5.5:** Evolución de la vida de la herramienta con el ángulo de desprendimiento para diferentes condiciones de operación. Ensayos realizados por Cherry [10] con acero de alta resistencia para la pieza y con acero rápido para la herramienta.

# CAPÍTULO 6

---

## Economía de los procesos de mecanizado

---

Los objetivos del presente capítulo son, básicamente, discutir la importancia de las consideraciones económicas en los procesos de mecanizado, establecer una relación de los principales factores a considerar en el establecimiento del coste de operación de la máquina, establecer las fórmulas básicas para la determinación del coste de la herramienta por filo, formular diferentes criterios de carácter económico para optimizar los procesos de mecanizado, justificar la relación existente entre la velocidad de máxima producción y la de mínimo coste, razonar el proceso de selección de variables como el avance y la velocidad de corte para la optimización de un proceso de mecanizado, establecer las consideraciones adicionales a tener en cuenta en el proceso de optimización de una operación de refrentado y finalmente establecer los factores a introducir en el proceso de optimización de las operaciones de corte intermitente.

### 6.1 INTRODUCCIÓN

Aunque hasta ahora no ha sido considerado explícitamente, no debe perderse de vista el hecho de que los procesos de conformado por eliminación de material desempeñan un papel económico muy importante a nivel industrial. Por ello la desvinculación de los aspectos meramente tecnológicos con los económicos impediría comprender toda la problemática existente a nivel industrial en torno al tipo de procesos considerados. El estudio económico de los procesos de mecanizado no va a ser considerado, en este apartado, únicamente desde la óptica de permitir facturar los trabajos efectuados en máquinas-herramientas, sino que se va a analizar cómo influyen los distintos aspectos

económicos en la selección optimizada de las condiciones de operación en dichos procesos de fabricación.

En el capítulo precedente se ha podido apreciar que existen multitud de opciones a la hora de seleccionar las condiciones de corte para un cierto proceso. Ahora bien, también se ha observado que el aumento indiscriminado de alguno de tales parámetros como por ejemplo la velocidad de corte, va en detrimento de la vida de la herramienta, y por ello lo que parecía que iba a ser un aspecto económico positivo queda en principio relegado a un estudio más exhaustivo y de carácter económico. Por ello a la hora de seleccionar unas condiciones de corte óptimas se hace necesario tener en cuenta los aspectos económicos, esto es, los criterios de optimización de las condiciones de mecanizado deberán ser de carácter económico. En el presente capítulo se discutirá la selección óptima de dos de las variables que más afectan a la vida de la herramienta y a la economía del proceso de corte como son el avance y la velocidad de corte.

Se puede demostrar que la temperatura que puede alcanzarse en la herramienta de corte es función de la relación  $\rho c v_c a_c / k$ , donde  $\rho$ ,  $c$  y  $k$  son, respectivamente, la densidad, calor específico y conductividad térmica del material de la herramienta. Puede observarse, por tanto, que incrementos del avance (que es proporcional a  $a_c$ ) o de la velocidad de corte afectarían en la misma proporción tanto a la temperatura de la herramienta como al tiempo de mecanizado (por ejemplo, en una operación de cilindrado,  $t_m = l_w / (f n_w)$ , siendo  $n_w$  proporcional a  $v_c$ ). Sin embargo, debe tenerse en cuenta que un incremento de la velocidad de corte, aunque reduce en la misma proporción que el avance el tiempo de mecanizado, aumenta la velocidad de deslizamiento de la herramienta sobre el material de la pieza, por lo que cabe esperar que también se vea afectada la vida de la herramienta. Un incremento del avance, por contra, no tiene un efecto tan significativo en el desgaste de la herramienta. Por tanto, el criterio para la selección del avance y velocidad de corte óptimas será el siguiente.

1. En primer lugar, seleccionar el máximo avance posible, con el fin de reducir el tiempo de mecanizado.
2. A continuación, seleccionar la velocidad de corte óptima que satisfaga alguna de las condiciones económicas que se expondrán más adelante.

## 6.2 SELECCIÓN DEL AVANCE

Para la selección del avance máximo posible se deben tener en cuenta las siguientes restricciones.

1. Capacidad de la máquina-herramienta utilizada. Obviamente, un incremento del avance supone un incremento de la sección de viruta arrancada lo que también incrementará la fuerza ejercida por la herramienta para cortar el material. El límite en el avance máximo que se podrá emplear ( $f_{\max 1}$ ) vendrá impuesto por la capacidad de la máquina-herramienta utilizada.
2. Acabado superficial requerido para la pieza mecanizada. El avance empleado para la ejecución de la operación de corte tiene una repercusión directa en la calidad superficial de la pieza fabricada. A menor avance, mejor acabado superficial. Por tanto, el máximo avance ( $f_{\max 2}$ ) que se podría utilizar en una operación de acabado estará limitado por la especificación de acabado superficial requerido.

Por tanto, el avance óptimo que deberá emplearse será el menor de los dos límites anteriores

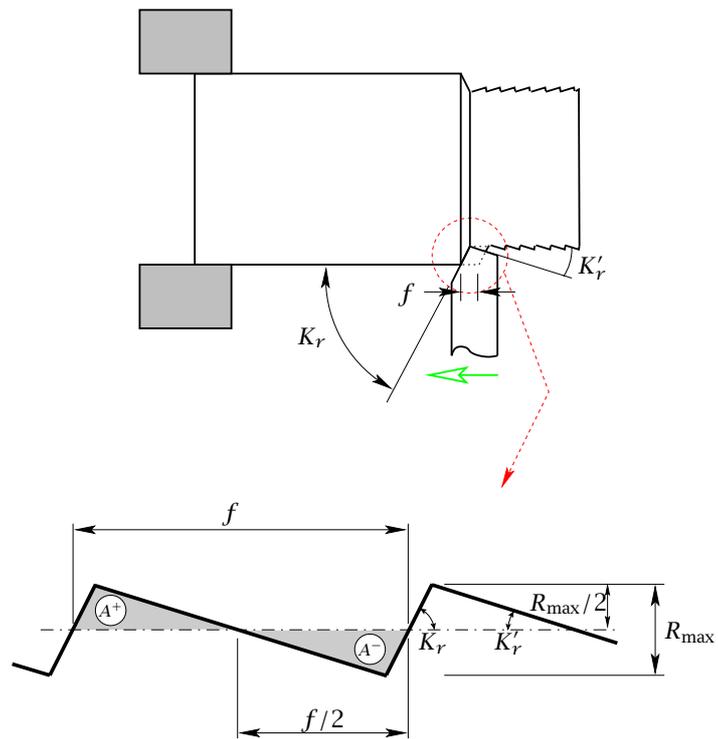
$$f_{\text{optimo}} = \min(f_{\max 1}, f_{\max 2}). \quad (6.1)$$

A continuación se analizará en detalle la influencia del avance en el acabado superficial de varias operaciones de corte.

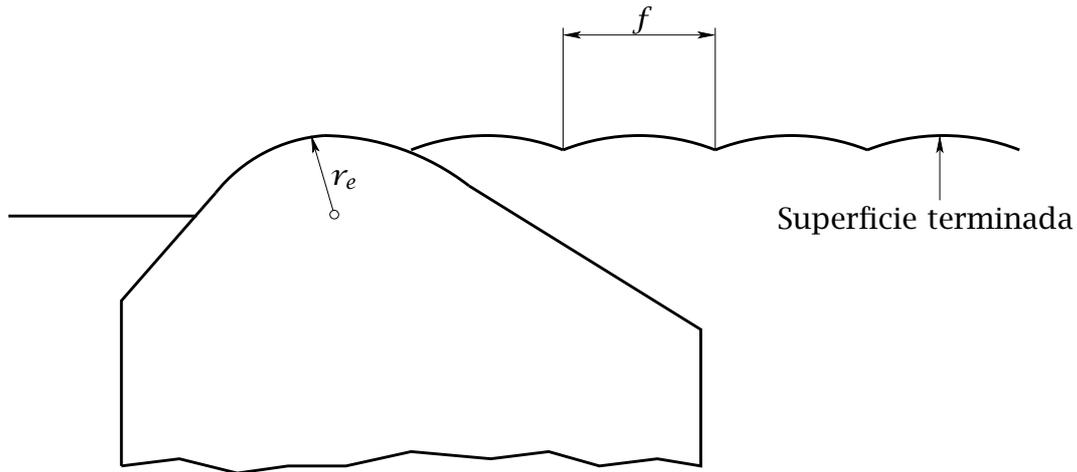
### 6.2.1 Influencia del avance en el acabado superficial

En primer lugar se analizará la influencia del avance  $f$  en operaciones de torneado con radio de acuerdo en la punta de la herramienta despreciable (arista viva). En la Fig. 6.1 se muestra una operación típica de torneado con herramienta en arista viva. La desviación media aritmética del perfil  $R_a$  es uno de los parámetros más utilizados para medir la calidad superficial de una pieza. Dada la periodicidad (con longitud de onda igual a  $f$ ) del perfil representado en la Fig. 6.1, este parámetro puede expresarse como

$$R_a = \frac{A^+ + A^-}{f}, \quad (6.2)$$



**Figura 6.1:** Operación de torneado con herramienta en arista viva. Detalle del acabado superficial de la pieza.



**Figura 6.2:** Operación de torneado con herramienta con punta con radio de acuerdo  $r_e$ . Detalle del acabado superficial de la pieza.

donde, por la simetría del perfil,  $A^+ = A^- = fR_{\max}/4$ , siendo  $R_{\max}$  la altura máxima del perfil que puede ser obtenido a partir de la siguiente relación

$$\frac{f}{2} = \frac{R_{\max}}{2 \tan K_r} + \frac{R_{\max}}{2 \tan K'_r}, \quad (6.3)$$

obteniéndose

$$R_{\max} = \frac{f}{\cot K_r + \cot K'_r}. \quad (6.4)$$

Por tanto, teniendo en cuenta las expresiones anteriores, la relación entre el avance  $f$  y  $R_a$  resulta finalmente

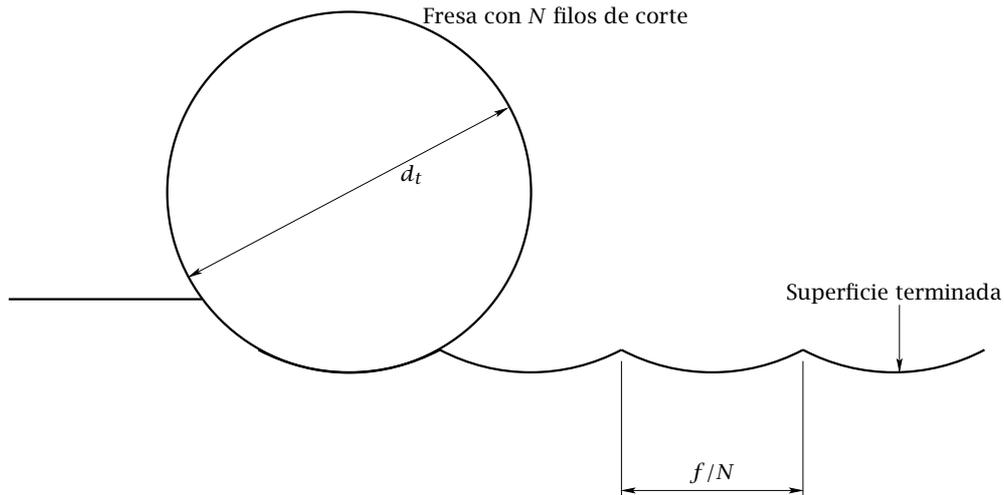
$$R_a = \frac{f}{4(\cot K_r + \cot K'_r)}, \quad (6.5)$$

por lo que el avance máximo que podría emplearse para obtener un acabado superficial correspondiente al valor  $R_a$  especificado será

$$f_{\max 2} = 4R_a(\cot K_r + \cot K'_r). \quad (6.6)$$

Siguiendo un razonamiento análogo podría obtenerse una expresión similar para el caso de herramientas con un cierto radio de acuerdo  $r_e$  en la punta de la herramienta (véase el ejemplo de la Fig. 6.2)

$$R_a = \frac{0,032f^2}{r_e}. \quad (6.7)$$



**Figura 6.3:** Operación de fresado con herramienta de diámetro  $d_t$  y  $N$  filos de corte. Detalle del acabado superficial de la pieza.

Las expresiones anteriores son de aplicación general para el resto de operaciones de mecanizado descritas en capítulos anteriores (en cualquier caso, un procedimiento análogo podría emplearse para otro tipo de configuración geométrica). Por ejemplo, en una operación de fresado como la representada en la Fig. 6.3 se obtendría un perfil similar al de la Fig. 6.2 con radio de acuerdo igual al radio de la fresa  $d_t/2$  y longitud de onda del perfil igual al avance por filo  $f/N$ . De este modo, la expresión equivalente a la Ec. (6.7) resultaría

$$R_a = \frac{0,032(f/N)^2}{d_t/2}. \quad (6.8)$$

### 6.3 SELECCIÓN DE LA VELOCIDAD DE CORTE

Una vez seleccionado el avance que mejor se ajusta a la capacidad de la máquina o a las especificaciones de acabado superficial exigidas para la pieza, se debe seleccionar la velocidad de corte más apropiada a las condiciones económicas que se establezcan. Estas condiciones económicas suelen ser generalmente las siguientes:

- mínimo tiempo de producción,
- mínimo coste de producción o

- máximo beneficio.

Aunque en el presente texto no se considerará la condición de máximo beneficio, se podría seguir sin pérdida de generalidad el mismo procedimiento de optimización que se describirá más adelante. A continuación se establecerá la nomenclatura de tiempos y costes que se empleará en este capítulo.

### 6.3.1 Nomenclatura de tiempos

- $t_m$  = tiempo de mecanizado por componente. Es el tiempo que la máquina está trabajando para completar la fabricación de la pieza.
- $t_c$  = tiempo de corte por componente. Es el tiempo que la herramienta emplea en arrancar la viruta. En herramientas de filos múltiples, el tiempo de corte de un filo concreto puede ser varias veces inferior al tiempo de corte total de la herramienta.
- $t_{ch}$  = tiempo de reposición de filo o de cambio de herramienta. Es el tiempo empleado en reacondicionar la herramienta sobre la máquina con un nuevo filo o con un nuevo juego de filos.
- $t_{np}$  = tiempo no productivo por componente. Es el tiempo utilizado en la fijación y liberación de la pieza, detenciones y cualquier otra operación no indicada expresamente en los tiempos anteriores.
- $t$  = duración o vida del filo de la herramienta.

### 6.3.2 Tiempo total de producción

En base a los tiempos descritos en la sección anterior, el tiempo total de producción por pieza podrá obtenerse del siguiente modo

$$t_{pr} = t_{np} + t_m + t_{ch} \frac{t_c}{t}. \quad (6.9)$$

Nótese que la relación  $t_c/t$  se corresponde con el número de filos empleados en la fabricación de una pieza. Obviamente, la relación inversa ( $t/t_c$ ) representará el número de piezas que podrán construirse por filo de corte empleado.

### 6.3.3 Nomenclatura de costes

- $M$  = coste por unidad de tiempo de operación de la máquina (comprende costes fijos, costes directos y los indirectos).
- $C_h$  = coste atribuido a la herramienta por filo en herramientas de filo único o por juego de fillos en herramientas de varios fillos.

### 6.3.4 Coste total de producción

En base a los tiempos y costes descritos en secciones anteriores, el coste total de producción por pieza podrá obtenerse del siguiente modo

$$C_{pr} = Mt_{pr} + C_h \frac{t_c}{t} = M(t_{np} + t_m) + (Mt_{ch} + C_h) \frac{t_c}{t}. \quad (6.10)$$

### 6.3.5 Tasa de beneficio

La tasa de beneficio  $B$  o beneficio por componente y unidad de tiempo podrá obtenerse como se indica a continuación

$$B = \frac{I_t - C_{pr}}{t_{pr}} = \frac{I_t - Mt_{pr} - C_h \frac{t_c}{t}}{t_{pr}} = \frac{I_t - C_h \frac{t_c}{t}}{t_{pr}} - M = \frac{I_t - C_h \frac{t_c}{t}}{t_{np} + t_m + t_{ch} \frac{t_c}{t}} - M, \quad (6.11)$$

siendo  $I_t$  los ingresos totales por componente.

Como se indicó anteriormente, en el presente texto no será considerada la condición de máximo beneficio. En la Referencia [2] puede encontrarse un análisis detallado de la aplicación de dicha condición.

### 6.3.6 Determinación del coste de operación de la máquina

La determinación de  $M$  (coste por unidad de tiempo de operación de la máquina) es difícil de establecer. Conceptualmente se forma a partir de los costes fijos, costes directos y costes indirectos, incluyéndose en cada uno de ellos los conceptos que se indican a continuación.

- Costes fijos. No dependen del volumen de producción y se producen por la repercusión de la compra de la máquina sobre la que se trabaja:
  - amortización

- interés del capital
- impuestos
- seguros
- Costes directos. Varían con el volumen de producción y se originan con la operación particular de mecanizado que se considera:
  - salarios
  - materiales
  - energía
  - accesorios (sin incluir herramientas)
- Costes indirectos. Varían con el volumen de producción y se originan al prorratear los costes no fácilmente asignables a una operación concreta:
  - mantenimiento
  - manejo y almacenamiento de materiales
  - edificios
  - inspección
  - departamentos técnicos
  - administración
  - etc..

A continuación se darán algunas ideas de cómo puede establecerse el valor de  $M$ , referido al período de un año.

A medida que el tiempo transcurre, la máquina se va depreciando y se puede admitir que su valor al inicio de cada año es el siguiente

$$C_a = C_0 \left(1 - \frac{a-1}{A}\right),$$

donde  $C_0$  es el valor inicial de la máquina instalada,  $a$  es el número entero que indica la edad de la máquina en años y  $A$  es el número entero que indica el periodo de amortización en años.

Parece razonable establecer los costes de seguros e impuestos sobre  $C_a$  a través de un cierto porcentaje, que expresado en tanto por uno se va a designar por  $r_s$ . Al mismo tiempo, si la inversión inicial se va restituyendo cada año en la cantidad  $C_0/A$ , la tasa de interés sólo deberá aplicarse a la cantidad pendiente,  $C_a$ . En estas condiciones, los costes fijos repercutirán sobre el año  $a$  de vida de la máquina en la cuantía

$$C_f = \frac{C_0}{A} + C_a (r_s + r_i) = C_0 \left[ \frac{1}{A} + \left(1 - \frac{a-1}{A}\right) (r_s + r_i) \right].$$

Con objeto de que esta cantidad sea la misma cada año, suele trabajarse con el valor medio correspondiente, lo que conduce a:

$$r_s^* = \frac{1}{2} \left[ 1 - \frac{1-1}{A} + 1 - \frac{A-1}{A} \right] r_s = \frac{A+1}{2A} r_s,$$

e idénticamente,

$$r_i^* = \frac{A+1}{2A} r_i,$$

resultando los siguientes costos fijos anuales:

$$C_f = C_0 \left[ \frac{1}{A} + r_s^* + r_i^* \right].$$

El tratamiento anterior se simplifica a veces calculando  $C_f$  a través de la depreciación anual, afectada de un cierto coeficiente que representa el tanto por uno de los costes fijos de la máquina sobre dicho valor. Es decir

$$C_f = \frac{C_0}{A} + \frac{C_0}{A} r_m = \frac{C_0}{A} (1 + r_m).$$

En cuanto a los costes variables, es muy frecuente aplicarles un procedimiento análogo a este último de los costes fijos, de manera que

$$C_v = s (1 + r_{op}),$$

donde  $s$  es el salario anual del operario y  $r_{op}$  es el tanto por uno que sobre  $s$  recoge los restantes costes variables. Finalmente se tiene que

$$M = C_f + C_v,$$

estando  $M$  referido a un año. Para la obtención de  $M$ , generalmente referido a una hora habrá que dividir  $M$  por el número de horas productivas por año.

### 6.3.7 Determinación del coste de la herramienta por filo

En relación con la determinación del coste de la herramienta por filo (o juego de fillos) cabe distinguir entre herramientas reafilables y herramientas con plaquitas desechables.

Para “herramientas reafilables” puede establecerse que

$$C_h = \frac{\text{Coste inicial herramienta}}{\text{promedio } n^o \text{ reafilados} + 1} + \frac{\text{promedio } n^o \text{ reafilados}}{\text{promedio } n^o \text{ reafilados} + 1} (\text{coste operación reafilado})$$

Para “herramientas con plaquitas desechables” se tiene que

$$C_h = \frac{\text{Coste inicial portaherramientas} + \text{accesorios}}{n^o \text{ de fillos en la vida del portah.}} + \frac{\text{coste juego de plaquitas}}{\text{promedio } n^o \text{ fillos efectivos/plaquitas}}$$

Por otro lado, se establecen las siguientes relaciones. El  $n^o$  de fillos en la vida del portaherramientas es igual al  $n^o$  de juegos de plaquitas en la vida del portaherramientas por el  $n^o$  de fillos por plaquita. El coste del juego de plaquitas es igual al coste de una plaquita por el  $n^o$  de plaquitas por juego.

El concepto de fillos efectivos se introduce por el hecho de que algunas plaquitas se rompen, total o parcialmente, quedando inservibles uno o varios fillos. En el caso de herramientas de varios fillos, el coste de la operación de reafilado se refiere a todos los fillos de la herramienta. En el caso de herramientas de filo único, las fórmulas anteriores siguen siendo válidas si se considera que cada juego de plaquitas sólo se compone de una plaquita.

### 6.3.8 Criterios económicos

En esta sección se aplicarán los criterios económicos mencionados al principio de esta sección para la selección óptima de la velocidad de corte. La aplicación de los criterios se llevará a cabo en primer lugar para operaciones de corte continuo ( $t_m \simeq t_c$ ), con o sin velocidad de corte constante, y posteriormente para operaciones de corte intermitente.

#### Operaciones de corte continuo con velocidad constante

En las operaciones de corte continuo, el tiempo en el que la máquina está trabajando es prácticamente igual al tiempo en el que la herramienta corta material, es decir, se

cumple la condición  $t_m \simeq t_c$ . Las operaciones en las que además la velocidad de corte es constante son el cilindrado, roscado o taladrado, entre otras, cumpliéndose, por tanto que

$$t_m = t_c = \frac{l_m}{v_c}, \quad (6.12)$$

siendo  $l_m$  la longitud que la herramienta recorre sobre la pieza para completar el corte de todo el material. Para la aplicación de los criterios económicos, y una vez seleccionado el avance óptimo en la sección anterior, se supondrá válida la relación de Taylor entre la vida de la herramienta  $t$  y la velocidad de corte  $v_c$ , expresada del siguiente modo

$$t = \left( \frac{k}{v_c} \right)^{1/n}. \quad (6.13)$$

Por tanto, el tiempo y coste total de producción por pieza podrán expresarse, respectivamente, para este tipo de operaciones como

$$t_{pr} = t_{np} + l_m v_c^{-1} + l_m k^{-\frac{1}{n}} v_c^{\frac{1}{n}-1} t_{ch}, \quad y \quad (6.14)$$

$$C_{pr} = M(t_{np} + l_m v_c^{-1}) + l_m k^{-\frac{1}{n}} v_c^{\frac{1}{n}-1} (M t_{ch} + C_h). \quad (6.15)$$

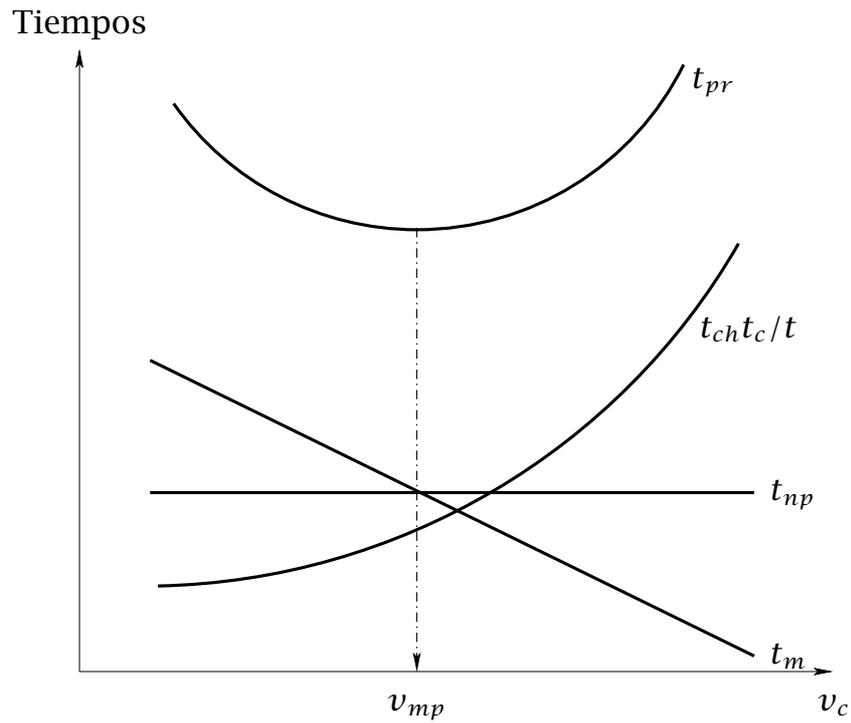
Si se representan los diferentes componentes de tiempos y costes en función de la velocidad de corte, se pueden obtener gráficos similares a los de las Figs. 6.4 y 6.5. Para la representación de las curvas anteriores se ha tenido en cuenta que  $t_{ch}$ ,  $t_{np}$ ,  $M$  y  $C_h$  son independientes de  $v_c$ . Puede observarse que para las velocidades de corte óptimas  $v_{mp}$  y  $v_{mc}$  se maximiza la producción y se minimiza el coste, respectivamente. En los procesos de mecanizado  $v_{mp} > v_{mc}$  y la zona de velocidades comprendida entre ambas ( $v_{mc} \leq v_c \leq v_{mp}$ ) presenta notables ventajas al utilizarlos sobre todo en casos en que las curvas  $t_{pr} = t_{pr}(v_c)$  y  $C_{pr} = C_{pr}(v_c)$  sean lo suficientemente planas en las proximidades de sus mínimos respectivos.

**Criterio de máxima producción.** Para obtener la velocidad óptima correspondiente a la máxima producción o mínimo tiempo de producción, se deberá de imponer la siguiente condición

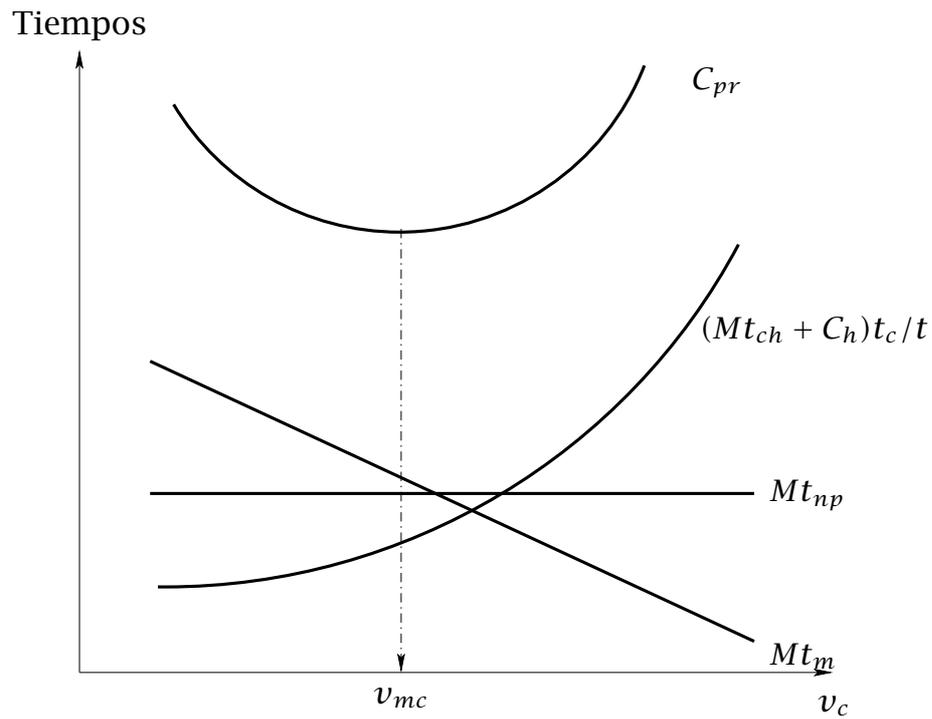
$$\frac{\partial t_{pr}}{\partial v_c} = 0, \quad (6.16)$$

obteniéndose la siguiente expresión

$$-l_m v_{mp}^{-2} + \left( \frac{1}{n} - 1 \right) l_m \frac{v_{mp}^{1/n-2}}{k^{1/n}} t_{ch} = 0. \quad (6.17)$$



**Figura 6.4:** Evolución de los tiempos involucrados en la fabricación de una pieza en función de la velocidad de corte ( $v_{mp}$  es la velocidad correspondiente a máxima producción).



**Figura 6.5:** Evolución de los costes involucrados en la fabricación de una pieza en función de la velocidad de corte ( $v_{mc}$  es la velocidad correspondiente a mínimo coste).

Introduciendo en la ecuación anterior la expresión  $t_{mp} = k^{1/n}/v_{mp}^{1/n}$  obtenida a partir de la ecuación de Taylor, se puede obtener

$$t_{mp} = \left(\frac{1}{n} - 1\right) t_{ch}, \quad (6.18)$$

por lo que la velocidad de corte correspondiente a condiciones de máxima producción se puede expresar como

$$v_{mp} = \frac{k}{\left[\left(\frac{1}{n} - 1\right) t_{ch}\right]^n}. \quad (6.19)$$

**Criterio de mínimo coste.** Para obtener la velocidad óptima correspondiente al mínimo coste de producción, se deberá de imponer la siguiente condición

$$\frac{\partial C_{pr}}{\partial v_c} = 0, \quad (6.20)$$

obteniéndose la siguiente expresión

$$-Ml_m v_{mc}^{-2} + \left(\frac{1}{n} - 1\right) l_m \frac{v_{mc}^{1/n-2}}{k^{1/n}} (Mt_{ch} + C_h) = 0. \quad (6.21)$$

Introduciendo en la ecuación anterior la expresión  $t_{mc} = k^{1/n}/v_{mc}^{1/n}$  obtenida a partir de la ecuación de Taylor, se puede obtener

$$t_{mc} = \left(\frac{1}{n} - 1\right) \left(t_{ch} + \frac{C_h}{M}\right), \quad (6.22)$$

por lo que la velocidad de corte correspondiente para condiciones de mínimo coste se puede expresar como

$$v_{mc} = \frac{k}{\left[\left(\frac{1}{n} - 1\right) \left(t_{ch} + \frac{C_h}{M}\right)\right]^n}. \quad (6.23)$$

### Operaciones de corte continuo con velocidad variable

Entre este tipo de operaciones se pueden mencionar el refrentado (véase, p. ej., Fig. 6.6), el tronzado o el cilindrado cónico. En una operación de este tipo, se cumple la condición de corte continuo  $t_m \simeq t_c$  y la velocidad de corte varía linealmente con el radio de corte,  $r$  (velocidad máxima en la periferia y mínima al final de la operación), por lo que el desgaste de la herramienta por unidad de tiempo o velocidad de desgaste será máximo al iniciar el corte y decrece según avanza el proceso (Fig. 6.7). Suponiendo que la herramienta tiene una vida  $t$  durante la cual se ha desgastado  $VB_m$  (Fig. 6.8), entonces se puede escribir la siguiente expresión

$$\frac{VB_0}{VB_m} = \frac{t_m}{t}, \quad (6.24)$$

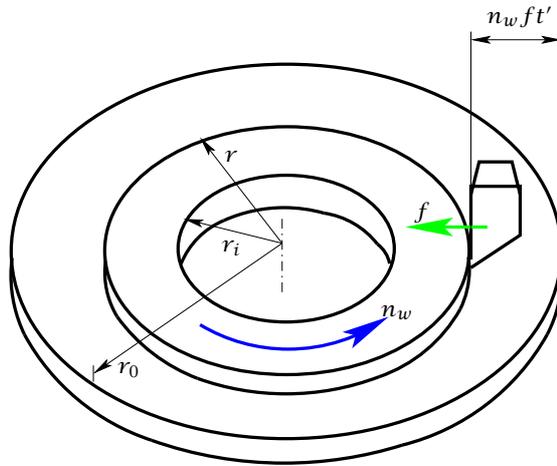


Figura 6.6: Operación de refrentado

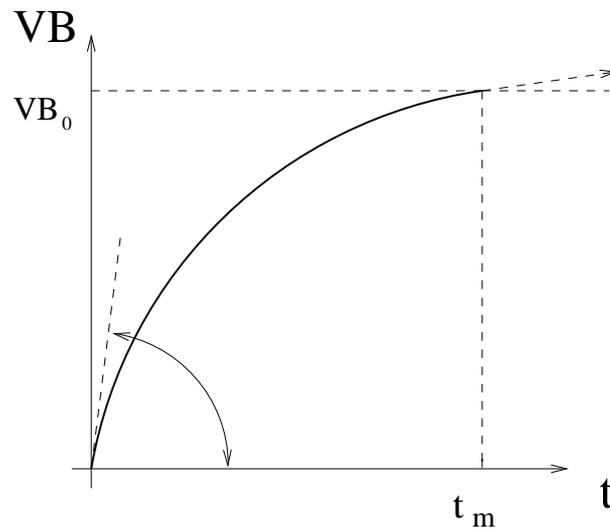
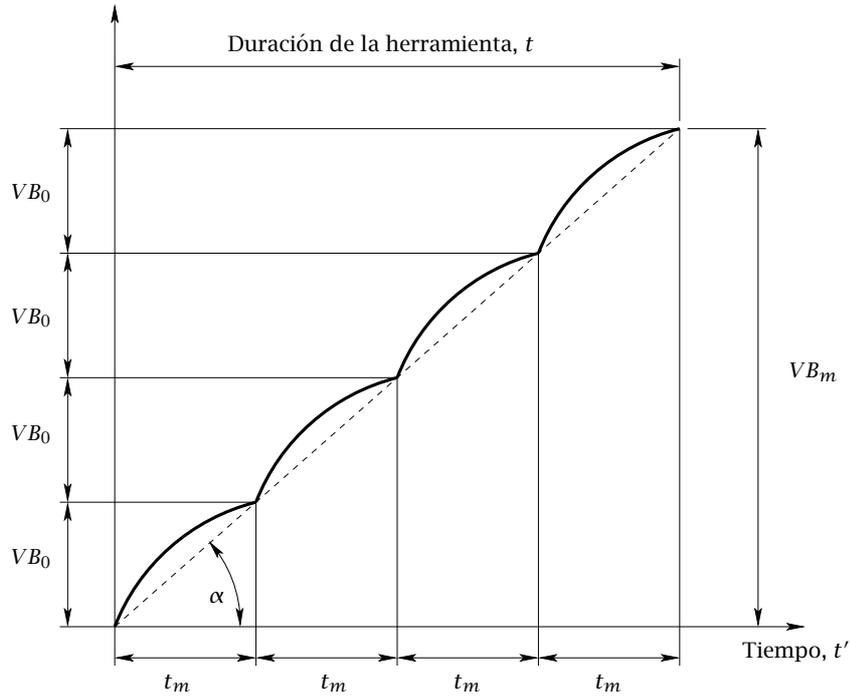


Figura 6.7: Evolución del ancho de la franja del desgaste durante el mecanizado de una pieza en una operación de refrentado.



**Figura 6.8:** Evolución del desgaste  $VB$  durante toda la vida de la herramienta de corte en una operación de refrentado.

donde  $VB_0$  es el incremento en el ancho de la zona de desgaste del flanco durante el mecanizado de cada pieza y  $VB_m$  es el ancho de la zona de desgaste cuando la herramienta debe reafilarse o reemplazarse. Suponiendo una tasa de desgaste uniforme de la herramienta para una velocidad de corte dada, la ecuación de Taylor puede expresarse del siguiente modo

$$t = t_r \left( \frac{v_{c_r}}{v_c} \right)^{\frac{1}{n}},$$

y como

$$\tan \alpha = \frac{VB_m}{t} = \frac{dVB}{dt'},$$

, siendo  $t'$  el tiempo transcurrido, resulta

$$dVB = VB_m \frac{1}{t_r} \left( \frac{v_c}{v_{c_r}} \right)^{\frac{1}{n}} dt'.$$

La velocidad de corte instantánea  $v_c$  se puede obtener como

$$v_c = 2\pi n_w r,$$

donde

$$r = r_0 - n_w f t',$$

luego

$$dr = -n_w f dt',$$

donde  $f$  es el avance por vuelta. Así,

$$\int_0^{VB_0} dVB = \int_0^{t_m} \frac{VB_m}{t_r} \left( \frac{2\pi n_w r}{v_{cr}} \right)^{\frac{1}{n}} dt' = \int_{r_0}^{r_i} -\frac{VB_m}{f n_w t_r} \left( \frac{2\pi n_w}{v_{cr}} \right)^{\frac{1}{n}} r^{\frac{1}{n}} dr.$$

Integrando y ordenando los términos, se puede obtener la siguiente relación

$$\frac{VB_0}{VB_m} = \frac{t_m}{t} = \left( \frac{2\pi n_w}{v_{cr}} \right)^{\frac{1}{n}} \frac{n}{f n_w t_r (n+1)} \left( r_0^{\frac{n+1}{n}} - r_i^{\frac{n+1}{n}} \right),$$

donde el tiempo de mecanizado se puede obtener como

$$t_m = \frac{r_0 - r_i}{n_w f}.$$

Para encontrar la velocidad óptima de giro del husillo para condición de mínimo coste,  $n_{w_{mc}}$ , se puede expresar

$$t = \frac{r_0 - r_i}{f n_w} \left( \frac{v_{cr}}{2\pi n_w} \right)^{\frac{1}{n}} t_r f n_w \frac{n+1}{n} \frac{1}{r_0^{\frac{n+1}{n}} - r_i^{\frac{n+1}{n}}} = \left( \frac{v_{cr}}{2\pi r_0} \right)^{\frac{1}{n}} \frac{1 - a_r}{1 - a_r^{\frac{n+1}{n}}} t_r \frac{n+1}{n} \left( \frac{1}{n_w} \right)^{\frac{1}{n}}$$

siendo  $a_r = \frac{r_i}{r_0}$ . Por otro lado, la relación entre  $t$  y  $n_w$  se puede expresar como

$$t = \left[ \left( \frac{v_{cr}}{2\pi r_0} \right)^{\frac{1}{n}} \left( \frac{n+1}{n} \right) \left( \frac{1 - a_r}{1 - a_r^{\frac{n+1}{n}}} \right) t_r \right] \left[ \frac{1}{n_w} \right]^{\frac{1}{n}} = [k] \left( \frac{1}{n_w} \right)^{\frac{1}{n}}.$$

Como

$$C_{pr} = M t_{np} + M t_m + M \frac{t_m}{t} t_{ch} + \frac{t_m}{t} C_h,$$

resulta

$$C_{pr} = M t_{np} + M \left( \frac{r_0 - r_i}{f} \right) \frac{1}{n_w} + (M t_{ch} + C_h) \frac{r_0 - r_i}{f} \frac{1}{n_w t},$$

o

$$C_{pr} = M t_{np} + M \left( \frac{r_0 - r_i}{f} \right) \frac{1}{n_w} + (M t_{ch} + C_h) \frac{r_0 - r_i}{f} \frac{1}{k} n_w^{\left(\frac{1}{n}-1\right)},$$

y derivando con respecto a la velocidad de rotación del husillo e igualando a cero

$$\frac{dC_{pr}}{dn_w} = 0,$$

resulta

$$\frac{dC_{pr}}{dn_w} = -M \left( \frac{r_0 - r_i}{f} \right) \frac{1}{n_w^2} + (Mt_{ch} + C_h) \left( \frac{r_0 - r_i}{f} \right) \frac{1}{k} \left( \frac{1}{n} - 1 \right) n_w^{\left(\frac{1}{n}-2\right)} = 0.$$

Reagrupando términos se obtiene

$$M = (Mt_{ch} + C_h) \frac{1}{k} \frac{1-n}{n} n_w^{\frac{1}{n}}.$$

Por lo que:

$$n_{w_{mc}} = \left( \frac{M}{Mt_{ch} + C_h} \right)^n k^n \left( \frac{n}{1-n} \right)^n,$$

$$n_{w_{mc}} = \left( \frac{M}{Mt_{ch} + C_h} \right)^n \frac{v_{cr}}{2\pi r_0} \left( \frac{n+1}{n} t_r \frac{1-a_r}{1-a_r^{\frac{n+1}{n}}} \right)^n \left( \frac{n}{1-n} \right)^n,$$

$$n_{w_{mc}} = \frac{v_{cr}}{2\pi r_0} \left[ \frac{Mt_r}{Mt_{ch} + C_h} \frac{1+n}{1-n} \frac{1-a_r}{1-a_r^{\frac{n+1}{n}}} \right]^n,$$

y sustituyendo en  $t = k \left( \frac{1}{n_w} \right)^{\frac{1}{n}}$  se llega a la siguiente relación

$$t_{mc} = \frac{1-n}{n} \left( t_{ch} + \frac{C_h}{M} \right),$$

que como puede comprobarse coincide con la expresión correspondiente para operaciones de corte continuo y velocidad de corte constante.

Siguiendo un razonamiento análogo se puede demostrar que la vida para tiempo de máxima producción es también idéntica a la de una operación con velocidad de corte constante.

La velocidad correspondiente al husillo para condiciones de mínimo coste o máxima producción podría obtenerse como

$$n_{w_{mc,mp}} = \frac{v_{mc,mp}}{2\pi r_0} \left[ \left( 1 + \frac{1}{n} \right) \left( \frac{1-a_r}{1-a_r^{\frac{n+1}{n}}} \right) \right]^n \quad (6.25)$$

donde  $v_{mc,mp}$  son las velocidades de corte que se obtendrían a partir de la ecuación de Taylor para una operación de corte constante correspondientes a las vidas  $t_{mc,mp}$ , respectivamente.

### Operaciones de corte intermitente

En las operaciones de fresado, limado o cepillado, el filo está en contacto con la pieza solo una porción  $t_c$  del tiempo de mecanizado  $t_m$  (en todos los casos, la velocidad de corte es constante). Si se define la relación entre ambos tiempos como

$$Q = \frac{t_c}{t_m}, \quad (6.26)$$

los tiempos y costes de producción por pieza pueden expresarse para este tipo de operaciones de corte intermitente como

$$t_{pr} = t_{np} + \frac{l_m v_c^{-1}}{Q} + l_m k^{-\frac{1}{n}} v_c^{\frac{1}{n}-1} t_{ch}, \quad y \quad (6.27)$$

$$C_{pr} = M \left( t_{np} + \frac{l_m v_c^{-1}}{Q} \right) + l_m k^{-\frac{1}{n}} v_c^{\frac{1}{n}-1} (M t_{ch} + C_h). \quad (6.28)$$

**Criterio de máxima producción.** Para obtener la velocidad óptima correspondiente a la máxima producción o mínimo tiempo de producción, se deberá de imponer la siguiente condición

$$\frac{\partial t_{pr}}{\partial v_c} = 0, \quad (6.29)$$

obteniéndose la siguiente expresión

$$-\frac{l_m v_{mp}^{-2}}{Q} + \left( \frac{1}{n} - 1 \right) l_m \frac{v_{mp}^{1/n-2}}{k^{1/n}} t_{ch} = 0. \quad (6.30)$$

Introduciendo en la ecuación anterior la expresión  $t_{mp} = k^{1/n} / v_{mp}^{1/n}$  obtenida a partir de la ecuación de Taylor, se puede obtener

$$t_{mp} = Q \left( \frac{1}{n} - 1 \right) t_{ch}, \quad (6.31)$$

por lo que la velocidad de corte correspondiente a condiciones de máxima producción se puede expresar como

$$v_{mp} = \frac{k}{\left[ Q \left( \frac{1}{n} - 1 \right) t_{ch} \right]^n}. \quad (6.32)$$

**Criterio de mínimo coste.** Para obtener la velocidad óptima correspondiente al mínimo coste de producción, se deberá de imponer la siguiente condición

$$\frac{\partial C_{pr}}{\partial v_c} = 0, \quad (6.33)$$

obteniéndose la siguiente expresión

$$-M \frac{l_m v_{mc}^{-2}}{Q} + \left(\frac{1}{n} - 1\right) l_m \frac{v_{mc}^{1/n-2}}{k^{1/n}} (M t_{ch} + C_h) = 0. \quad (6.34)$$

Introduciendo en la ecuación anterior la expresión  $t_{mc} = k^{1/n} / v_{mc}^{1/n}$  obtenida a partir de la ecuación de Taylor, se puede obtener

$$t_{mc} = Q \left(\frac{1}{n} - 1\right) \left(t_{ch} + \frac{C_h}{M}\right), \quad (6.35)$$

por lo que la velocidad de corte correspondiente a condiciones de mínimo coste se puede expresar como

$$v_{mc} = \frac{k}{\left[Q \left(\frac{1}{n} - 1\right) \left(t_{ch} + \frac{C_h}{M}\right)\right]^n}. \quad (6.36)$$

Puede observarse que las expresiones para la vida óptima en operaciones de corte intermitente son las mismas que para operaciones de corte continuo multiplicadas por el factor  $Q$ .

**Aplicación a algunas operaciones.** A modo de ejemplo, a continuación se indica cómo podría determinarse dicho factor para las diferentes operaciones de corte intermitente.

En una operación de fresado cilíndrico como la mostrada en la Fig. 6.9, el factor  $Q$  podría ser calculado del siguiente modo

$$Q = \frac{t_c}{t_m} = \frac{\theta_{\max}}{2\pi} = \frac{1}{2\pi} \arccos \left(1 - \frac{2a_e}{d_t}\right). \quad (6.37)$$

En una operación de fresado frontal como la de la Fig. 6.10,

$$Q = \frac{t_c}{t_m} = \frac{\theta_{\max}}{2\pi} = \frac{1}{\pi} \arcsen \left(\frac{a_e}{d_t}\right). \quad (6.38)$$

Otras configuraciones geométricas podrán ser tratadas de forma análoga.

En una operación de limado o cepillado como la de la Fig. 6.11 en la que  $v_c$  es la velocidad relativa pieza-herramienta durante la carrera activa (trayectoria hacia la izquierda en la que se corta material) y  $v_r$  es la velocidad de retroceso (trayectoria hacia la derecha en la que la herramienta se posiciona para iniciar una nueva pasada), el factor  $Q$  podría calcularse como

$$Q = \frac{t_c}{t_m} = \frac{l_w}{l_t} \frac{1/v_c}{1/v_c + 1/v_r}. \quad (6.39)$$

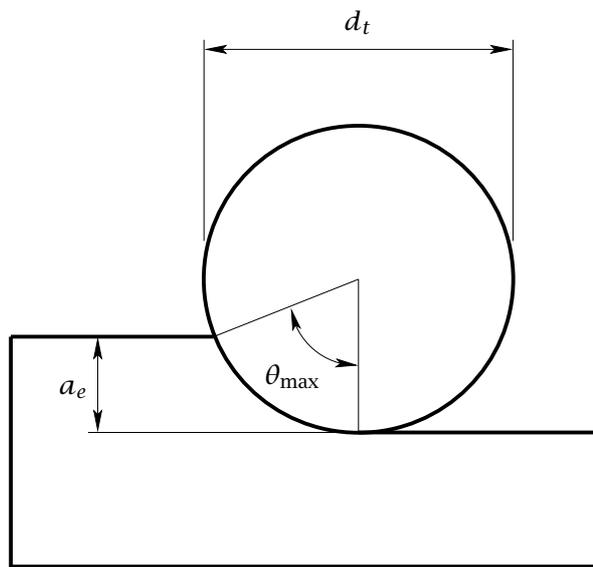


Figura 6.9: Ejemplo de operación de fresado cilíndrico.

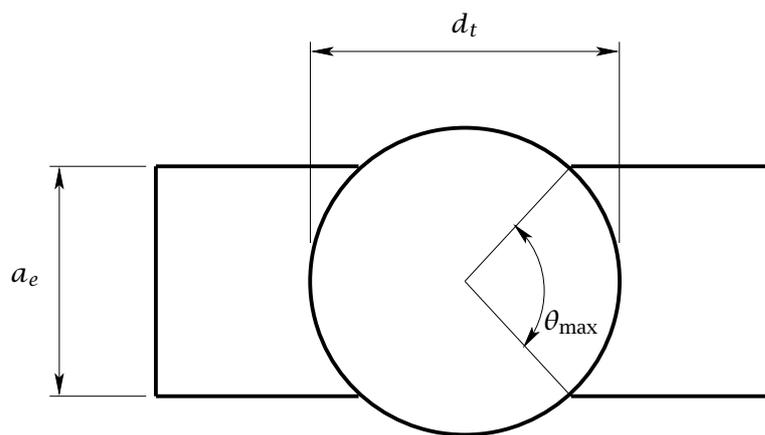


Figura 6.10: Ejemplo de operación de fresado frontal.

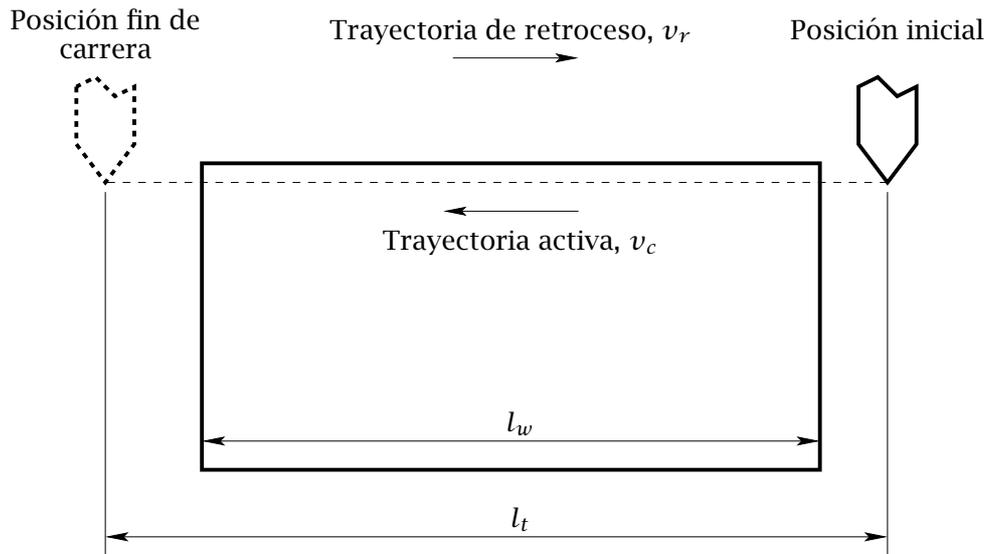


Figura 6.11: Ejemplo de operación de limado o cepillado.

**Ejemplo 1.** En una operación de cilindrado sobre una pieza de 80 mm de diámetro y 200 mm de longitud, se utiliza una herramienta de corte en arista viva con ángulos de corte principal y secundario iguales a  $45^\circ$  y  $30^\circ$ , respectivamente. Se realiza una única pasada con profundidad de corte igual a 2 mm. Teniendo en cuenta los siguientes datos:

- tiempo no productivo: 2 min/pieza,
- tiempo de cambio de herramienta: 1 min/filo,
- coste de herramienta por filo: 1 euro/filo,
- tasa horaria: 20 euros/hora,
- ecuación de Taylor:  $vt^{0,3} = 150$  con  $v$  en m/min y  $t$  en min,

determinéense:

1. Avance óptimo que ha de utilizarse para conseguir un acabado superficial  $R_a$  igual a  $15 \mu\text{m}$ .
2. Velocidad óptima de corte para condiciones de máxima producción.
3. Número de piezas construidas en la vida de la herramienta.
4. Tiempo y coste de producción por pieza.

Para conseguir un determinado valor de acabado superficial, establecido por la desviación media aritmética del perfil  $R_a$ , se ha de satisfacer la siguiente condición

$$f \leq 4R_a (\cot K_r + \cot K'_r),$$

por lo que usando el valor máximo del avance posible, se obtiene

$$f = 4 \times 15 \times 10^{-3} \times (\cot 45 + \cot 30) = 0,16 \text{ mm/rev.}$$

La duración óptima de la herramienta para condiciones de máxima producción es para esta operación

$$t_{mp} = \left(\frac{1}{n} - 1\right) t_{ch} = \left(\frac{1}{0,3} - 1\right) \times 1 = 2,33 \text{ min.}$$

y la velocidad de corte correspondiente resultará de la ecuación de Taylor igual a

$$v_{mp} = \frac{150}{t_{mp}^{0,3}} = \frac{150}{2,33^{0,3}} = 116,33 \text{ m/min.}$$

La velocidad de giro del cabezal para obtener la velocidad de corte anterior podrá obtenerse como

$$n_{mp} = \frac{v_{mp}}{\pi(d_w - p)} = \frac{116,33 \times 10^3}{\pi \times (80 - 2)} = 474,74 \text{ rev/min.}$$

En esta operación de velocidad de corte constante y corte continuo, los tiempos de corte y de mecanizado resultan igual

$$t_c = t_m = \frac{l_w}{fn_{mp}} = \frac{200}{0,16 \times 474,74} = 2,63 \text{ min.}$$

Así, el número de piezas que podrán fabricarse con una herramienta nueva será

$$\text{Num. piezas} = \frac{t_{mp}}{t_c} = \frac{2,33}{2,63} = 0,89 \text{ piezas,}$$

es decir, habrá que reacondicionar la herramienta antes de completar el mecanizado de una pieza.

Por otro lado, el tiempo de producción por pieza podrá calcularse como

$$t_{pr} = t_{np} + t_m + \frac{t_c}{t_{mp}} t_{ch} = 2 + 2,63 + \frac{2,63}{2,33} \times 1 = 5,76 \text{ min/pieza,}$$

y el coste de producción será

$$C_{pr} = Mt_{pr} + \frac{t_c}{t_{mp}} C_h = \frac{20}{60} \times 5,76 + \frac{2,63}{2,33} \times 1 = 3,05 \text{ euros/pieza.}$$

**Ejemplo 2.** Admítase que la vida de una herramienta de corte satisface la siguiente relación:  $t = \frac{C}{v^3 f^{1,8} p^{1,2}}$ . Se ha medido, para una velocidad de corte de 40 m/min, un valor de 10 min de duración. Manteniendo el avance y la profundidad de corte, se ha alcanzado, con una velocidad de corte de 50 m/min, un ancho de la franja de desgaste de 0,11 mm a los 2 minutos de comenzar a operar con herramienta nueva.

1. Suponiendo que el ancho de la franja de desgaste crece proporcionalmente con el tiempo de uso, determínese el valor del ancho de dicha franja que establece el criterio de inutilidad.
2. Si se utiliza una herramienta de este tipo para cilindrar en un torno en pasada única una serie de componentes con las siguientes características:
  - diámetro: 75 mm,
  - longitud: 150 mm,
  - avance: 0,15 mm/rev,
  - profundidad de corte: 1,3 mm,
  - $C = 9,6 \times 10^5$  para  $v$  en m/min,  $f$  en mm/rev y  $p$  en mm;  $t$  en min,
  - tasa horaria: 1,8 euros/hora,
  - coste por filo: 0,12 euros/filo,
  - tiempo no productivo: 2 min/pieza,
  - tiempo de reposición del filo: 5 min/filo,

determínese el tiempo total empleado en la mecanización de una pieza cuando se desea obtener la máxima producción, así como el coste resultante.

Si el avance y la profundidad de corte permanecen constantes en el ensayo de duración de herramientas que se lleva a cabo, la ecuación de vida podrá expresarse del siguiente modo

$$tv^3 = K,$$

pudiéndose establecer la siguiente relación

$$10 \times 40^3 = t_{50} \times 50^3,$$

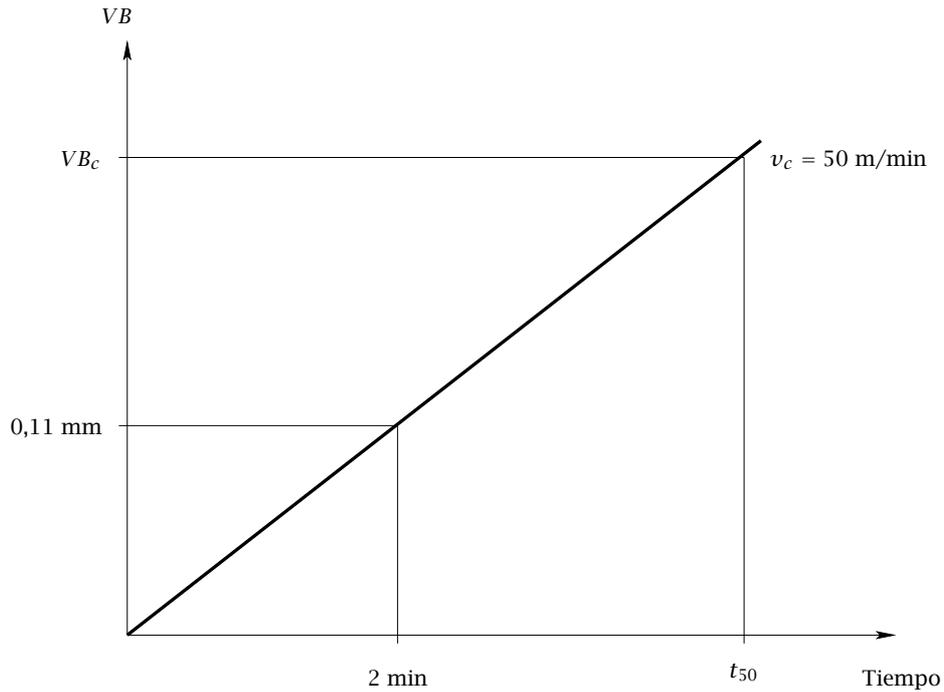


Figura 6.12: Evolución del desgaste  $VB$  con el tiempo.

de donde

$$t_{50} = 5,12 \text{ min.}$$

Así, teniendo en cuenta que la evolución del ancho de la franja de desgaste  $VB$  es lineal con el tiempo (véase la Fig. 6.12), el valor crítico que determina la inutilidad del filo podrá obtenerse como

$$VB_c = t_{50} \frac{VB_{2\text{min}}}{2} = 5,12 \times \frac{0,11}{2} = 0,282 \text{ mm.}$$

Para condiciones de máxima producción, la duración óptima de la herramienta resultará

$$t_{mp} = \left( \frac{1}{n} - 1 \right) t_{ch} = (3 - 1) 5 = 10 \text{ min,}$$

y la velocidad de corte correspondiente

$$v_{mp} = \left( \frac{C}{t_{mp} f^{1,8} p^{1,2}} \right)^{1/3} = \left( \frac{9,6 \times 10^5}{10 \times 0,15^{1,8} \times 1,3^{1,2}} \right)^{1/3} = 128,68 \text{ m/min.}$$

La velocidad de giro del cabezal de la máquina correspondiente a dicha velocidad de

corte se podrá obtener como

$$n_{mp} = \frac{v_{mp}}{2\pi r_m} = \frac{v_{mp}}{2\pi \times \frac{1}{2} \left( \frac{d_m}{2} + \frac{d_m}{2} - p \right)} = \frac{128,68 \times 1000}{2\pi \times \frac{1}{2} \left( \frac{75}{2} + \frac{75}{2} - 1,3 \right)} = 555,77 \text{ rpm.}$$

El tiempo de corte y de mecanizado en esta operación resultará

$$t_c = t_m = \frac{l_w}{f n_{mp}} = \frac{150}{0,15 \times 555,77} = 1,8 \text{ min.}$$

Por tanto, el tiempo de producción por pieza será

$$t_{pr} = t_{np} + t_m + \frac{t_c}{t_{mp}} t_{ch} = 2 + 1,8 + \frac{1,8}{10} \times 5 = 4,7 \text{ min/pieza,}$$

y el coste de producción

$$C_{pr} = M t_{pr} + \frac{t_c}{t_{mp}} C_h = \frac{1,8}{60} \times 4,7 + \frac{1,8}{10} 0,12 = 0,16 \text{ euros/pieza.}$$

**Ejemplo 3.** Se considera una operación simple de cepillado sobre una superficie plana de longitud  $l_w$  (mm) y ancho  $a_w$  (mm), con un avance  $f$  (mm/pasada) y velocidades medias de corte  $v_c$  (m/min) en la carrera activa y  $v_r$  (m/min) en la carrera de retroceso. Para una profundidad de corte determinada, se acepta como vida de la herramienta de corte

$$t = \frac{C}{v_c^{1/n} f^{1/n_1}}.$$

1. Demuéstrese que, para una profundidad de corte determinada, la vida de la herramienta para mínimo coste es:

$$t_{mc} = \frac{1}{1+m} \left( \frac{1}{n} - 1 \right) \frac{M t_{ch} + C_h}{M},$$

donde  $m = v_c / v_r$ .

2. Determínese el tiempo total de cepillado en condiciones de mínimo coste sabiendo que  $l_w = 100$  mm,  $a_w = 200$  mm,  $f = 2$  mm/pasada,  $m = 0,6$ ,  $C = 5 \times 10^5$  (para  $v_c$  en m/min,  $t$  en min y  $f$  en mm/pasada),  $n = 0,3$ ,  $n_1 = 0,6$ ,  $M = 2,4$  euros/hora,  $C_h = 0,18$  euros/filo,  $t_{ch} = 4$  min/filo y  $t_{np} = 6$  min/pieza.

El tiempo de producción por pieza y el coste se calculan como

$$t_{pr} = t_{np} + t_m + \frac{t_c}{t} t_{ch},$$

$$C_{pr} = M t_{pr} + \frac{t_c}{t} C_h,$$

donde el tiempo de corte de material es

$$t_c = \frac{a_w l_w}{f v_c},$$

el tiempo de retroceso de la herramienta es

$$t_r = \frac{a_w l_w}{f v_r},$$

y el tiempo de mecanizado es

$$t_m = t_c + t_r = \frac{a_w l_w}{f} \left( \frac{1}{v_c} + \frac{1}{v_r} \right) = \frac{a_w l_w}{f} (1 + m) v_c^{-1}.$$

Nótese que la relación  $a_w/f$  representa el número de pasadas (carrera activa más retroceso) necesarias para completar el mecanizado de la pieza. Introduciendo los tiempos anteriores y la ecuación de vida de la herramienta en las ecuaciones del tiempo y coste de producción, resultará

$$t_{pr} = t_{np} + \frac{a_w}{f} l_w (1 + m) v_c^{-1} + \frac{a_w}{C} l_w f^{1/n_1 - 1} v_c^{1/n_1 - 1} t_{ch}.$$

$$C_{pr} = M t_{np} + M \frac{a_w}{f} l_w (1 + m) v_c^{-1} + \frac{a_w}{C} l_w f^{1/n_1 - 1} v_c^{1/n_1 - 1} (M t_{ch} + C_h).$$

Derivando el coste con respecto a la velocidad de corte e igualando a cero, se obtendrá

$$\frac{\partial C_{pr}}{\partial v_c} = -M \frac{a_w}{f} l_w (1 + m) v_c^{-2} + \left( \frac{1}{n} - 1 \right) \frac{a_w}{C} l_w f^{1/n_1 - 1} v_c^{1/n_1 - 2} (M t_{ch} + C_h) = 0.$$

Simplificando la expresión anterior e introduciendo la ecuación de vida en el segundo sumando, se obtendrá finalmente

$$t_{mc} = \frac{1}{1 + m} \left( \frac{1}{n} - 1 \right) \frac{M t_{ch} + C_h}{M}.$$

Para el caso particular del segundo apartado del problema, la duración óptima de la herramienta resultará

$$t_{mc} = \frac{1}{1 + 0,6} \left( \frac{1}{0,3} - 1 \right) \frac{\frac{2,4}{60} \times 4 + 0,18}{\frac{2,4}{60}} = 12,4 \text{ min.}$$

A continuación, de la ecuación de vida de la herramienta se obtendrá la velocidad de corte correspondiente

$$v_{mc} = \left( \frac{5 \times 10^5}{12,4 \times 2^{1/0,6}} \right)^{0,3} = 17,03 \text{ m/min} = 17030 \text{ mm/min.}$$

Por tanto,

$$t_m = \frac{200}{2} \times 100 \times (1 + 0,6) \times 17030^{-1} = 0,94 \text{ min/pieza,}$$

$$t_c = \frac{200}{2} \times 100 \times 17030^{-1} = 0,59 \text{ min/pieza,}$$

y finalmente

$$t_{pr} = 6 + 0,94 + \frac{0,59}{12,4} \times 4 = 7,13 \text{ min/pieza.}$$

**Ejemplo 4.** En el caso de cepillado del Ejemplo 4 del Capítulo 3 la pieza tiene un ancho  $a_w$  de 100 mm siendo el avance empleado  $f = 2$  mm/pasada. Obténgase el tiempo y coste de producción para las condiciones especificadas en el Ejemplo 4 del Capítulo 3 ( $v_c = 100$  mm/s;  $v_r = 3v_c$ ; longitud de la pieza  $l_w = 500$  mm; longitud de carrera  $l_t = 600$  mm) y determínense las condiciones óptimas de corte para máxima producción y mínimo coste, así como los tiempos y costes de producción correspondientes. La ecuación de vida de la herramienta es de la forma  $v_c t^{1/3} = 1$  (con  $v_c$  en m/s y  $t$  en s),  $M = 0,01$  euros/s,  $C_h = 0,5$  euros/filo y  $t_{ch} = 25$  s/filo. Considérese el tiempo no productivo  $t_{np}$  despreciable.

Para las condiciones de corte del Ejemplo 4 del Capítulo 3, siendo  $v_c = 100$  mm/s, el tiempo de corte resultará

$$t_c = \frac{l_w a_w}{v_c f} = \frac{500}{100} \times \frac{100}{2} = 250 \text{ s.}$$

Por otro lado, el tiempo de mecanizado resultará

$$t_m = \left( \frac{l_t}{v_c} + \frac{l_t}{3v_c} \right) \frac{a_w}{f} = \left( \frac{600}{100} + \frac{600}{3 \times 100} \right) \times \frac{100}{2} = 400 \text{ s.}$$

La vida de la herramienta para estas condiciones es

$$t = \left( \frac{k}{v_c} \right)^3 = \left( \frac{1}{0,1} \right)^3 = 1000 \text{ s.}$$

Así, el tiempo total de producción por pieza será

$$t_{pr} = t_m + \frac{t_c}{t} t_{ch} = 400 + \frac{250}{1000} \times 25 = 406,25 \text{ s/pieza,}$$

y el coste de producción

$$C_{pr} = t_{pr} M + \frac{t_c}{t} C_h = 406,25 \times 0,01 + \frac{250}{1000} \times 0,5 = 4,19 \text{ euros/pieza.}$$

Para calcular las condiciones óptimas de corte, debe tenerse en cuenta que ésta es una operación de corte intermitente. Así, la vida de la herramienta para condiciones de máxima producción debe calcularse como

$$t_{mp} = Q \left( \frac{1}{n} - 1 \right) t_{ch},$$

donde  $Q = t_c/t_m$ . Puede demostrarse fácilmente que si la relación  $v_r/v_c$  se mantiene constante e independiente de la velocidad de corte utilizada, el factor  $Q$  tampoco depende de  $v_c$ , por lo que éste podrá calcularse como

$$Q = \frac{250}{400} = 0,625.$$

Así,

$$t_{mp} = 0,625 (3 - 1) 25 = 31,25 \text{ s},$$

y de la ecuación de Taylor, la velocidad correspondiente será

$$v_{mp} = \frac{1}{31,25^{1/3}} = 0,317 \text{ m/s}.$$

El tiempo de corte correspondiente resultará

$$t_c = \frac{500}{317} \times \frac{100}{2} = 78,9 \text{ s},$$

y el tiempo de mecanizado será

$$t_m = \frac{t_c}{Q} = 126,2 \text{ s}.$$

Así,

$$t_{pr} = 126,2 + 25 \times \frac{78,9}{31,25} = 189,3 \text{ s/pieza},$$

y

$$C_{pr} = 0,01 \times 189,3 + 0,5 \times \frac{78,9}{31,25} = 3,16 \text{ euros/pieza}.$$

Del mismo modo, para condiciones de mínimo coste, la vida de la herramienta será

$$t_{mc} = Q \left( \frac{1}{n} - 1 \right) \left( t_{ch} + \frac{C_h}{M} \right) = 0,625 (3 - 1) \times \left( 25 + \frac{0,5}{0,01} \right) = 93,75 \text{ s},$$

y de la ecuación de Taylor, la velocidad correspondiente resultará

$$v_{mc} = \frac{1}{93,75^{1/3}} = 0,22 \text{ m/s}.$$

El tiempo de corte correspondiente resultará

$$t_c = \frac{500}{220} \times \frac{100}{2} = 113,6 \text{ s,}$$

y el tiempo de mecanizado será

$$t_m = \frac{t_c}{Q} = 181,8 \text{ s.}$$

Así,

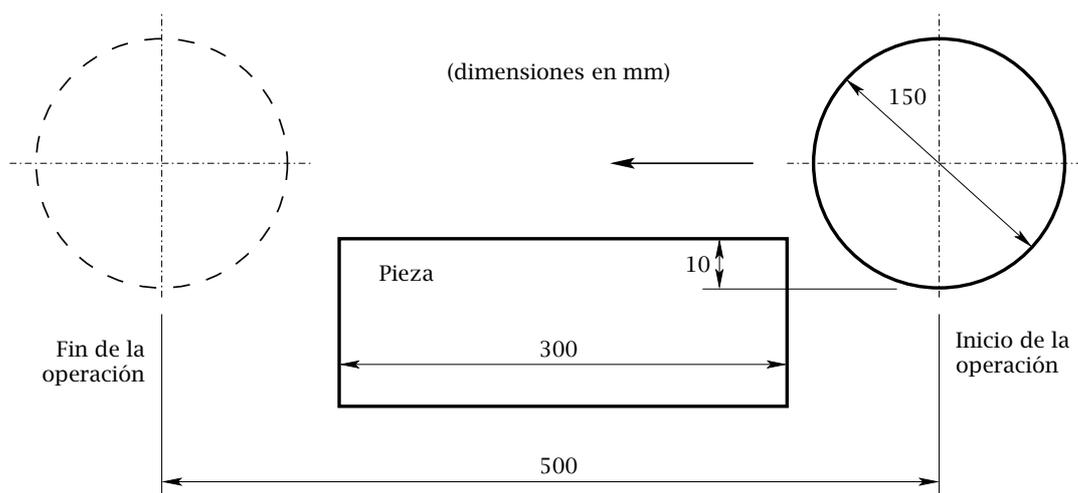
$$t_{pr} = 181,8 + 25 \times \frac{113,6}{93,75} = 212,1 \text{ s/pieza,}$$

y

$$C_{pr} = 0,01 \times 212,1 + 0,5 \times \frac{113,6}{93,75} = 2,73 \text{ euros/pieza.}$$

**Ejemplo 5.** En una operación de fresado cilíndrico se mecaniza una pieza en una sola pasada, tal y como se indica en la figura adjunta (en la figura se muestran las dimensiones del problema). Si se emplea un avance  $f = 2 \text{ mm/rev}$  y se desean conseguir condiciones de mínimo coste, determínese:

1. Vida de la herramienta y velocidad óptima de corte.
2. Tiempo de producción.
3. Coste de producción.



Datos: tiempo no productivo: 1 min; tiempo de cambio de herramienta: 2 min; coste de herramienta: 10 euros; tasa horaria: 30 euros/hora;  $vt^{0,3} = 100$  ( $v$  en m/min y  $t$  en min).

La duración óptima de la herramienta para condiciones de mínimo coste se podrá obtener como

$$t_{mc} = Q \left( \frac{1}{n} - 1 \right) \left( t_{ch} + \frac{C_h}{M} \right),$$

donde el factor  $Q$  se podrá obtener en esta operación como

$$Q = \frac{t_c}{t_m} = \frac{\theta_{\max}}{2\pi} \times \frac{300}{500}.$$

La relación  $\frac{300}{500}$  introducida en la expresión anterior tiene en cuenta, siempre que la velocidad de avance sea constante, la relación entre el tiempo que la fresa está realmente interaccionando con la pieza y el tiempo total que la máquina está funcionando. Por otro lado, el ángulo  $\theta_{\max}$  se podrá obtener como

$$\cos \theta_{\max} = 1 - \frac{2a_e}{d_t} = 1 - \frac{2 \times 10}{150} = 0,8667,$$

por lo que

$$\theta_{\max} = 0,52 \text{ rad.}$$

Luego,

$$Q = \frac{0,52}{2\pi} \times \frac{300}{500} = 0,05,$$

y finalmente, la duración óptima de la herramienta resultará

$$t_{mc} = 0,05 \left( \frac{1}{0,3} - 1 \right) \left( 2 + \frac{10}{30/60} \right) = 2,57 \text{ min.}$$

De la ecuación de Taylor, la velocidad de corte correspondiente resultará

$$v_{mc} = \frac{100}{t_{mc}^{0,3}} = \frac{100}{2,57^{0,3}} = 75,37 \text{ m/min,}$$

y la velocidad de giro de la herramienta correspondiente

$$n_{mc} = \frac{v_{mc}}{\frac{1}{2}d_t} \frac{1}{2\pi} = \frac{75,37}{\frac{1}{2} \times 0,15} \frac{1}{2\pi} = 159,9 \text{ rpm.}$$

La velocidad de avance  $v_f$  se podrá obtener como

$$v_f = f n_{mc} = 2 \times 159,9 = 319,87 \text{ mm/min} \approx 0,32 \text{ m/min.}$$

Así, los tiempos de mecanizado y de corte podrán calcularse, respectivamente, como

$$t_m = \frac{l_t}{v_f} = \frac{500}{319,87} = 1,563 \text{ min/pieza,}$$

y

$$t_c = Qt_m = 0,05 \times 1,563 = 0,078 \text{ min/pieza.}$$

Por tanto, el tiempo de producción resultará

$$t_{pr} = t_{np} + t_m + \frac{t_c}{t_{mc}} t_{ch} = 1 + 1,563 + \frac{0,078}{2,57} \times 2 = 2,62 \text{ min/pieza.}$$

Finalmente, el coste de producción resultará

$$C_{pr} = Mt_{pr} + \frac{t_c}{t_{mc}} C_h = \frac{30}{60} \times 2,62 + \frac{0,078}{2,57} \times 10 = 1,62 \text{ euros/pieza.}$$

---

## Bibliografía

---

- [1] A. Charola. “Técnicas de mecanizado”. Ed.: ICAI, 1986.
- [2] G. Boothroyd. “Fundamento del corte de metales y de las máquinas-herramientas”. Ed.: McGraw Hill, pág. 108-126 y 144-166, 1975.
- [3] G.F., Micheletti. “Mecanizado por arranque de viruta”. Ed. Blume, Barcelona, 1980.
- [4] Varios. “Ejercicios de Tecnología Mecánica”. E.T.S.I.I., Univ. Politécnica de Madrid, Madrid 1992.
- [5] H. Ernst, M.E. Merchant, Chip Formation, Friction, and High Quality Machined Surfaces, in Surface Treatment of Metals, Vol. 29, American Society of Metals, New York, 1941, 299.
- [6] E.H. Lee, B.W. Shaffer, The Theory of Plasticity Applied to a Problem of Machining, J. Appl. Physics, Vol. 18(4), 405, 1951.
- [7] H.D. Pugh, Mechanics of the Cutting Process, Proc. Inst. Mech. Eng. Conf. Technol. Eng. Manuf., London, 1958, 235.
- [8] P.C. Pandey, C.K. Singh, Production Engineering Science, Delhi, India: Standard Publishers Distributors, 1999.
- [9] N.N. Zorev, Interrelation between Shear Process Occurring along Tool Face and on Shear Plane in Metal Cutting, Internat. Res. in Prod. Engrg. 1963, pág. 42. Internat. Prod. Engrg. Res. Conf., Pittsburgh, Pe., 1963.
- [10] J. Cherry, Practical Investigation in Metal Cutting, The Production Engineer (Londres), vol. 41, No. 2, pp. 90, 1962.

- [11] M. Kronenberg, Grundzüge der Zerspanungslehre. Berlin, Berlin, Heidelberg, New-York, Springer, 1954.
- [12] M. Sánchez Carrilero, M. Marcos Bárcena, Relaciones Paramétricas en el Mecanizado, Servicio de Publicaciones, Universidad de Cádiz, 1994.

## **Parte II**

# **Fundamentos de Conformación por Deformación Plástica**

# CAPÍTULO 7

---

## Introducción a la Deformación de Metales

---

Se denominan procesos de conformación por deformación plástica a aquellos procedimientos de obtención de componentes mecánicos que aprovechan el comportamiento plástico de los materiales para cambiar de forma mediante la aplicación de esfuerzos exteriores suficientemente grandes. Este tipo de procesos convencionales de fabricación se enmarcarían dentro de los “procesos de conformado sin eliminación de material”, ya que durante su ejecución las pérdidas de material del componente obtenido con respecto al elemento de partida son, en general, prácticamente despreciables. Los procesos de conformado por deformación plástica tienen unos orígenes muy remotos y mantienen en el conjunto de la fabricación un papel muy destacado ya que un porcentaje elevado de los componentes que se fabrican han sufrido en algún momento dado de su proceso de fabricación alguna operación de conformado por deformación plástica.

Para abordar el análisis de los procesos de conformación por deformación plástica en los siguientes capítulos se hará una breve descripción de la teoría básica de plasticidad. El objetivo fundamental de la teoría de la plasticidad, desde el punto de vista del análisis de procesos de fabricación, es el cálculo de las tensiones y deformaciones que se producen en los cuerpos que se deforman permanentemente por alguna de los procesos de fabricación que se describirán más adelante. Esto permitirá prever posibles dificultades durante la puesta a punto de dichos procesos y minimizar el tiempo necesario para esta actividad, haciéndolos más flexibles y competitivos. Este análisis se aplicará también para la obtención de los esfuerzos necesarios para la conformación y por tanto para el dimensionado de los equipos utilizados para el desarrollo de estos procesos. Así,

el análisis teórico de los procesos de conformado contribuirá a racionalizar la toma de decisiones y optimizar las condiciones de operación en estos procesos.

En lo que sigue se hará una breve introducción a la deformación plástica de los metales, se analizará la influencia de la temperatura de trabajo en la deformación del metal y se clasificarán las principales tecnologías que existen hasta la fecha en el ámbito de estos procesos.

## **7.1 CONCEPTOS BÁSICOS DE DEFORMACIÓN PLÁSTICA DE LOS METALES**

La estructura de la red cristalina de los átomos de los metales en estado sólido depende de las fuerzas interiores de cohesión. Si se somete a la pieza metálica a fuerzas exteriores, se altera el equilibrio interno y se producen desplazamientos atómicos que originan deformaciones. Estas deformaciones pueden ser de dos tipos (Fig. 7.1):

- elásticas, si los átomos recuperan la posición inicial de equilibrio cuando cesan las fuerzas exteriores, y
- plásticas o permanentes, en caso contrario.

El primer tipo de deformaciones forman la base de la Resistencia de Materiales, mientras que el segundo tipo, forman la base de los diferentes procesos de conformación de metales (excepto los de fundición, que se tratarán en la última parte de este texto, y pulvimetalurgia), debido a la gran capacidad que para la deformación plástica presentan los metales.

Todo material sometido a la acción de fuerzas exteriores reacciona en contra de ellas con otras interiores que las equilibran. A las fuerzas externas por unidad de sección se las denotará en lo que sigue como esfuerzos, y a sus equivalentes internas, tensiones, que a su vez pueden ser normales o estar contenidas en un plano determinado (tensiones tangenciales o de cizallamiento). Las tensiones normales ( $\sigma$ ) producirán tracción o compresión axial, mientras que las tensiones de cizalladura ( $\tau$ ) tenderán a deslizar una sección plana sobre otra paralela. Cuando la tensión normal supera un cierto valor crítico se produce la rotura o despegue, mientras que con tensiones tangenciales aparece el cizallamiento o deslizamiento de unos planos sobre otros.

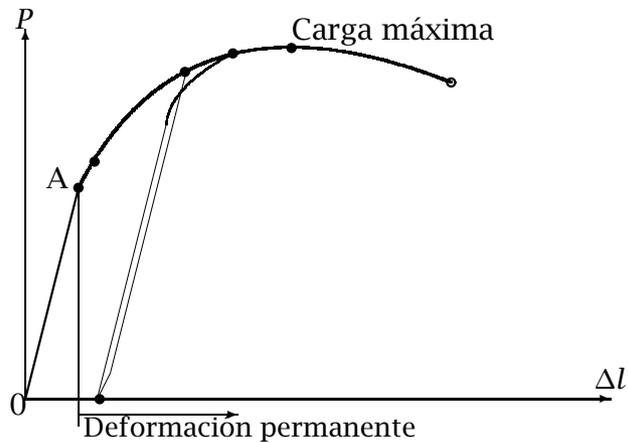
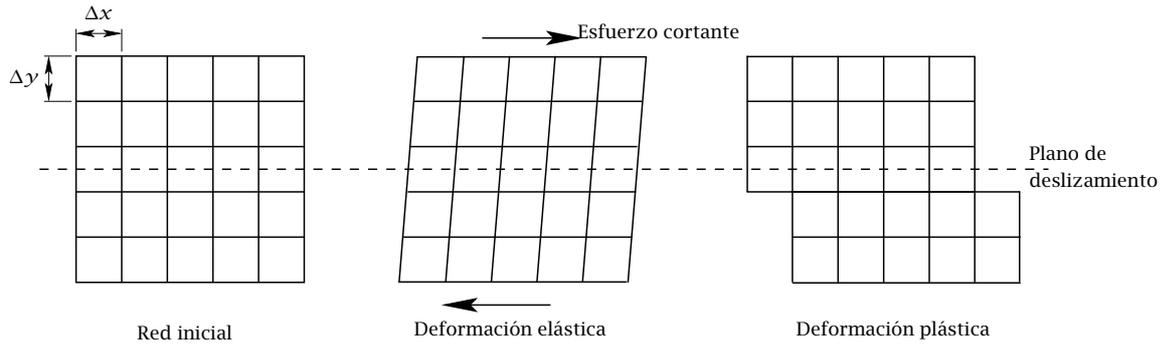


Figura 7.1: Curva carga-alargamiento.

### 7.1.1 Deformación de una estructura monocristalina

En un metal al solidificarse, los átomos se agrupan en diferentes configuraciones estructurales llamadas cristales. Las tres estructuras básicas encontradas en la mayoría de los metales son la cúbica centrada en el cuerpo, típica del tantalio, cromo, molibdeno, wolframio o el hierro en el estado alfa, cúbica centrada en las caras, típica del aluminio, cobre, níquel, plomo, plata, oro, platino o el hierro en el estado gamma, y hexagonal compacta, típica del berilio, cadmio, cobalto, magnesio, titanio, zinc o circonio. En lo que sigue se considerará la deformación de una estructura monocristalina sometida a un esfuerzo.

Si las tensiones tangenciales en los planos cristalográficos sobrepasan un determinado valor límite  $\tau_c$ , característico de cada metal, los átomos se alejarán demasiado de su posición normal de equilibrio provocando modificaciones apreciables en la estructura y en la forma exterior del cristal, lo que impedirá que se recupere la forma inicial del monocristal cuando desaparece la causa y se produzca la deformación permanente o plástica. Las tensiones tangenciales provocan el deslizamiento de una parte del cristal a lo largo de un plano cristalográfico.

El cálculo teórico del valor límite  $\tau_c$  para un cristal ideal, obtenido a partir de los valores de las fuerzas interatómicas, conduce a valores de entre 1000 y 10000 veces superiores a los que se obtienen en la práctica. Esto significa que el deslizamiento no se produce por un simple movimiento de una capa de átomos con respecto a otra, sino que debe existir algún tipo de debilidad mecánica en los cristales reales que sean la causa de que el deslizamiento se produzca con esfuerzos aplicados inferiores a los teóricos calculados. Esta debilidad del cristal es debida fundamentalmente a la existencia de imperfecciones en la red cristalina tales como defectos puntuales, lineales o de superficie. De entre ellos, los que más influyen en la debilidad estructural de la red son los defectos lineales denominados dislocaciones (Fig. 7.2). Se admite que la deformación plástica es debida al movimiento de las dislocaciones a través de los planos de cizallamiento de un cristal bajo la acción de una tensión (Fig. 7.3).

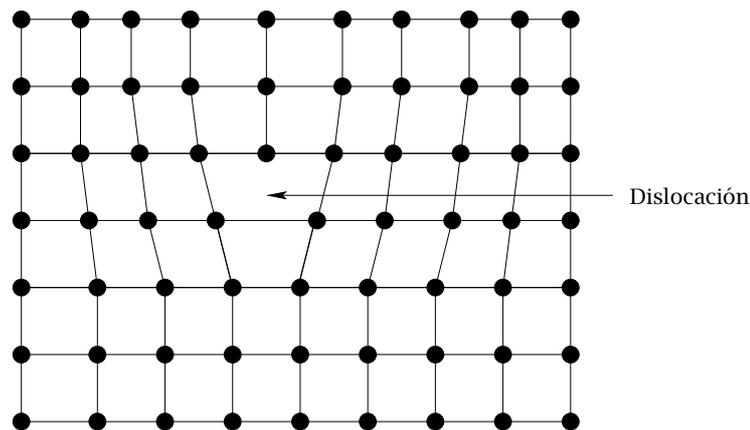
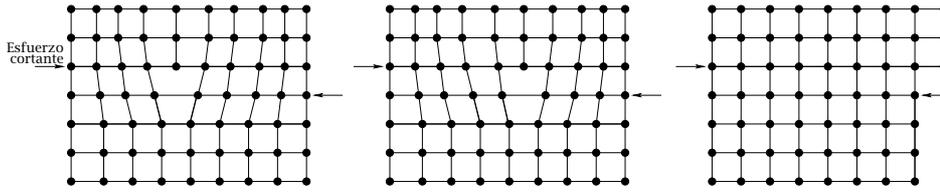


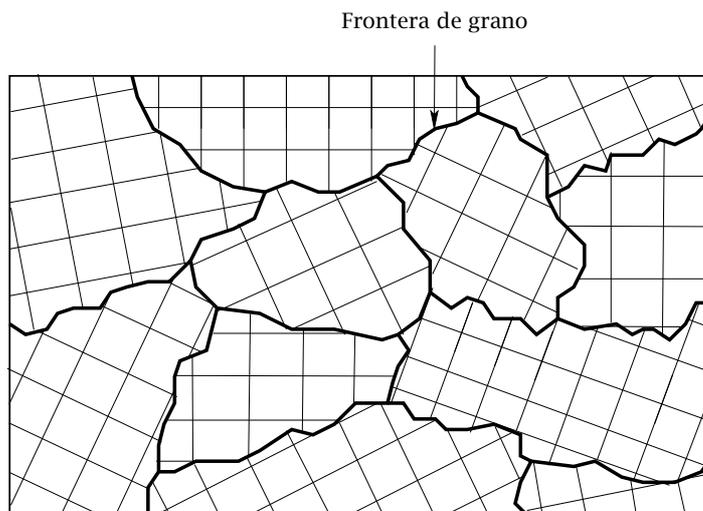
Figura 7.2: Dislocaciones en un monocristal.



**Figura 7.3:** Movimiento de una dislocación a través de los planos de cizallamiento de un cristal bajo la acción de una tensión.

### 7.1.2 Deformación de un conjunto de cristales: policristales

La mayoría de los metales industriales están formados por estructuras policristalinas que son la unión de una gran cantidad de pequeños cristales o granos orientados al azar, lo que hace que su comportamiento sea pseudo-isótropo, aunque los cristales, tal y como se ha descrito en la sección anterior, tengan un comportamiento individualmente anisótropos (véase el ejemplo de la Fig. 7.4). La deformación del policristal es



**Figura 7.4:** Estructura policristalina.

mucho más compleja que la del monocristal, aunque el origen sea el mismo. Puesto que cualquier esfuerzo que actúe sobre la pieza se transmite por el interior a través de los granos, cada uno de éstos queda sometido a la acción de varias fuerzas, transmitidas a través de los granos adyacentes. Si la componente tangencial supera el valor crítico de cizallamiento en un determinado plano cristalográfico, en él se iniciará la deformación

plástica. En un policristal habrán planos de deslizamiento de ciertos cristales que presentarán una posición favorable al deslizamiento bajo la acción de los esfuerzos externos y otros que no. Por otra parte, la deformación plástica de los cristales que presentan la posición favorable, puede estar dificultada, e incluso impedida, por los adyacentes situados desfavorablemente, lo cual hace que en el policristal no exista un límite preciso entre la deformación elástica y la plástica. Además, los límites de grano también obstaculizan la deformación plástica. Estos límites, suelen estar formados por átomos que no poseen planos cristalinos regulares y que actúan como barreras al movimiento de las dislocaciones. Por tanto, en un metal puro los límites de grano tienden a ser más fuertes que los cristales y en general una muestra de muchos pequeños cristales será más fuerte que otra del mismo metal que contenga un número inferior de granos. En las aleaciones metálicas esto puede no ser cierto debido a las segregaciones.

## **7.2 EFECTO DE LA TEMPERATURA DE TRABAJO**

La conformación por deformación plástica puede realizarse en caliente o en frío, según que la temperatura de trabajo se encuentre por encima o por debajo de la temperatura de recristalización, respectivamente. A continuación se describe el efecto de la temperatura de trabajo en la deformación del metal.

### **7.2.1 Deformación en frío**

La conformación en frío es la que se realiza a temperatura inferior a la de recristalización. Cuando se somete al metal a tensiones superiores a su tensión crítica, se produce el desplazamiento de las dislocaciones y tiene lugar la deformación plástica. Como consecuencia de la gran diversidad de orientaciones de los distintos granos, no todos estarán en ese momento en posición favorable para que se inicie el desplazamiento de la dislocación, por lo que ésta se producirá sólo en algunos de ellos, alcanzándose un cierto grado de deformación plástica. Para aumentar la deformación debemos ahora producir el desplazamiento de la dislocación en cristales que por su orientación o impedimentos de los adyacentes, requieren una mayor tensión crítica, es decir debemos aumentar los esfuerzos aplicados para seguir deformándolo. Por tanto, cuanto mayor sea la deformación producida, mayor ha de ser la fuerza aplicada para que continúe deformándose. Este fenómeno se conoce con el nombre de endurecimiento por deformación en frío y es

utilizado en la práctica para aumentar la resistencia de los metales a base de una pérdida de ductilidad.

Las distintas orientaciones de los cristales y la baja movilidad atómica a las temperaturas de trabajo, hacen que no haya homogeneización y por tanto las diferentes zonas del cristal pueden soportar distintas tensiones. El desequilibrio de éstas dará origen a tensiones conocidas como macrotensiones o tensiones de Heyn, cuyos efectos se pueden manifestar de las siguientes formas:

- Produciendo deformaciones en las piezas mecanizadas, haciendo imposible su acabado final cuando las tolerancias son estrechas.
- Haciendo surgir esfuerzos superficiales de tracción que tienden a acentuar los defectos superficiales y aumentan la sensibilidad de entallas, reduciendo la resistencia a la fatiga y favoreciendo los procesos de corrosión.
- Aumento de la dureza y fragilidad.

Las ventajas de estos procesos frente a los de conformado en caliente que se describirán en la siguiente sección son:

- mejores superficies y tolerancias dimensionales
- mejores propiedades mecánicas
- mejor reproducibilidad
- confieren al material anisotropía (en caso de que esta característica suponga una ventaja para la aplicación de que se trate).

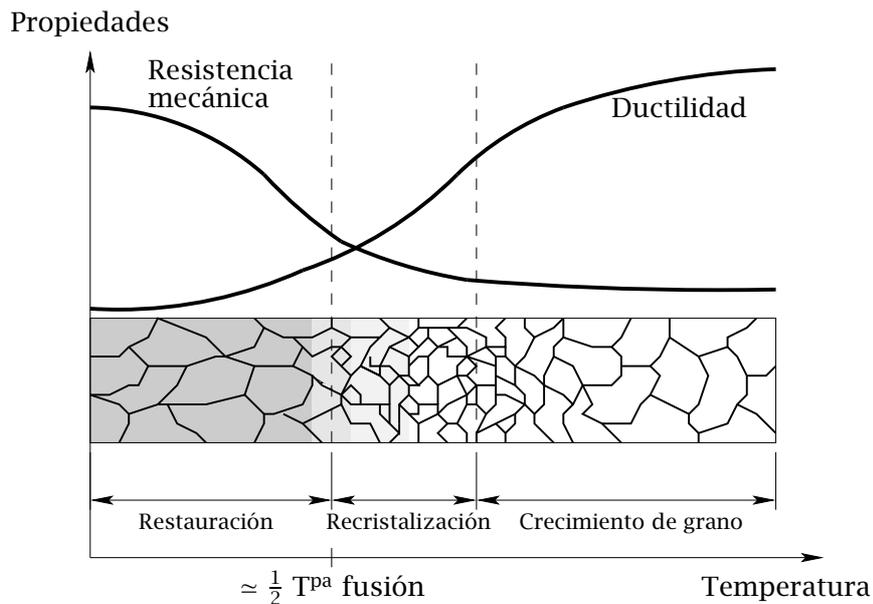
Por otro lado, las desventajas de estos procesos son:

- mayor necesidades de fuerza y energía debido al endurecimiento por deformación lo que requiere de un equipo más pesado y potente
- menor ductilidad
- se produce anisotropía en el material (en caso de que sea una circunstancia desfavorable)
- y es necesario que la pieza de partida presente unas superficies limpias.

Para producir grandes deformaciones es necesario realizar el proceso en varias etapas y someter el material al final de cada etapa a un tratamiento de recocido para eliminar las tensiones residuales.

### 7.2.2 Deformación en caliente

Cuando un metal se deforma, se incrementa su energía interna pasando a un estado de inestabilidad estructural. A la temperatura ambiente, la velocidad de estabilización estructural es muy lenta, aunque es posible aumentarla elevando la temperatura. Con un aumento de temperatura se incrementa la agitación térmica y, en consecuencia, la movilidad atómica, dando lugar a la aparición de las siguientes tres etapas en orden creciente con la temperatura: restauración, recristalización y crecimiento de grano. Los efectos de la temperatura en los cambios estructurales del metal deformado pueden verse de forma esquemática en la Fig. 7.5. A continuación se hace una breve descripción



**Figura 7.5:** Efectos de la temperatura en las propiedades mecánicas, y en la forma y tamaño de los granos durante las etapas de restauración, recristalización y crecimiento de grano.

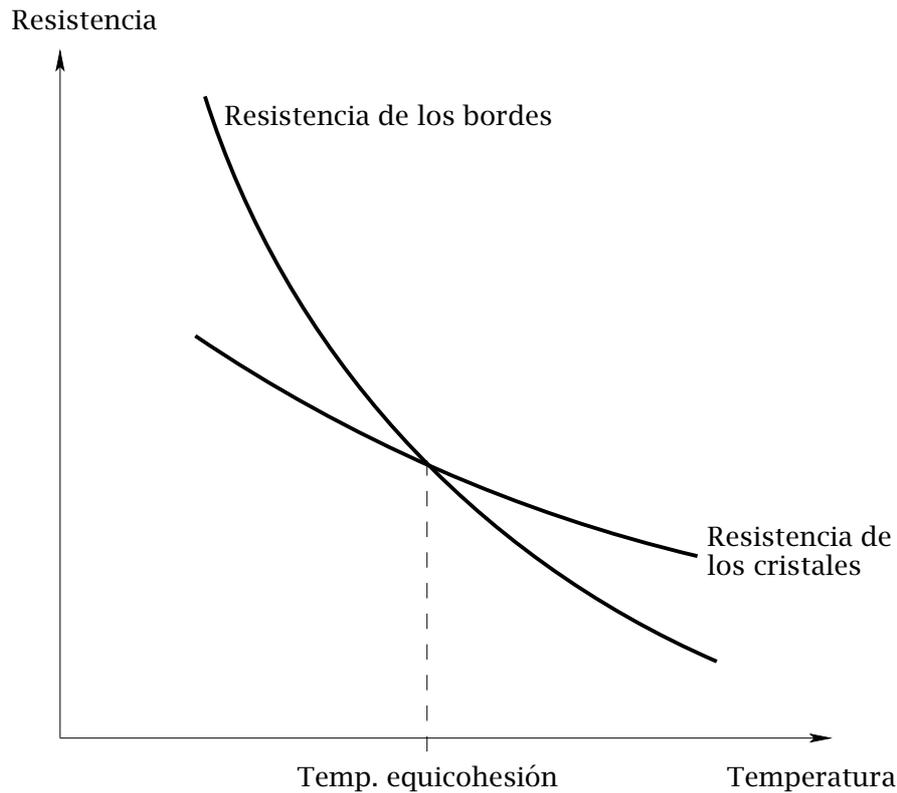
de cada una de ellas.

**Restauración.** Esta etapa se caracteriza por la tendencia de los átomos a pasar a sus posiciones de equilibrio estable sin que haya movimiento aparente de los contornos de los granos. Durante esta etapa se contrarresta la consolidación, desaparecen en el metal las tensiones internas, y disminuye ligeramente la dureza y el límite elástico.

**Recristalización.** En esta etapa se forman cristales nuevos de entre los antiguos deformados. A partir de una determinada temperatura se inicia la formación de gérmenes que aparecen en los lugares de mayor acritud, en los límites de grano y en los planos de deslizamiento y maclado. Estos gérmenes crecen a expensas de los átomos que les rodean y, finalmente, sustituyen al edificio cristalino deformado. Paralelamente a estos cambios estructurales el metal recupera su plasticidad y las propiedades físicas tienden a alcanzar los valores que tenían antes de producirse la deformación. Suele tomarse como valor de referencia para la temperatura de recristalización aproximadamente la mitad de la de fusión del metal en grados Kelvin.

**Crecimiento de grano.** Si continua el calentamiento por encima de la temperatura de recristalización, se inicia otra etapa durante la cual el grano recristalizado continúa creciendo conforme aumenta la temperatura. El crecimiento de grano, llamado también coalescencia, por encima de la temperatura de recristalización depende de la temperatura y del tiempo de calentamiento, aumentando el tamaño de grano conforme aumentan estos dos factores.

Si se deforma un metal calentado, conforme se incrementa la temperatura, aumenta la agitación térmica y disminuye la tensión crítica de cizallamiento, por lo que también se aumenta la capacidad de deformación de los granos. Además también se produce una disminución de la resistencia de los bordes de grano, por lo que aparecen los siguientes dos factores, ambos dependientes de la temperatura: la resistencia de los bordes de grano y la resistencia de los cristales, los cuales varían con la temperatura de la forma que se indicada en la Fig. 7.6. Ambas curvas se cortan en un punto al que le corresponde una temperatura llamada de equicohesión, en la que se igualan las resistencias de los bordes de grano y de los cristales. Cuando el material se trabaja a temperaturas inferiores a la de equicohesión las deformaciones se producen en el interior de los granos (transcristalina) y se origina acritud. Por el contrario, a temperaturas superiores, la deformación es intergranular de tipo fluido y no se origina acritud.



**Figura 7.6:** Resistencia de los bordes de grano y de los cristales en función de la temperatura.

Como ya se indicó, en el trabajo en caliente hay que mantener la temperatura de trabajo por encima de la temperatura de recrystalización. Por otro lado, como durante la deformación del metal tienen lugar simultáneamente las deformaciones plásticas y la recrystalización de los granos deformados, para que el metal no tenga acritud después de ser deformado, se requiere que la velocidad de recrystalización sea suficientemente elevada para que todos los granos hayan recrystalizado al terminar el proceso de fabricación. Por tanto, no basta con efectuar el trabajo por encima de la temperatura de recrystalización sino que hay que mantener al metal con dicha temperatura el tiempo suficiente para que la recrystalización haya sido completada. Debe mencionarse que la temperatura de trabajo tiene también un límite superior. Obviamente ha de ser inferior a la temperatura de fusión del metal y de las impurezas que lo componen, y en caso de que haya eutéctico, por debajo de la temperatura de formación de éste.

Las ventajas de los procesos de conformación en caliente frente a los procesos de conformación en frío son las siguientes:

- Permite obtener la misma deformación que en frío con menores esfuerzos.
- Puesto que se producen simultáneamente la deformación y la recristalización, es posible obtener:
  - a) un grano más fino
  - b) materiales más blandos y dúctiles
  - c) aumenta la resistencia al impacto
  - d) ausencia de tensiones residuales
  - e) estructura más uniforme, ya que las impurezas se eliminan fluyendo al exterior del material
  - f) se pueden obtener grandes deformaciones
- Mayor densidad
- Estructura fibrosa y, por tanto, una mejor resistencia mecánica en la dirección de la fibra.

Por otro lado, las desventajas del conformado en caliente son

- Oxidación rápida, formándose escamas que dan por resultado superficies rugosas.
- Tolerancias relativamente amplias (2-5%) debido a las superficies rugosas y dilataciones térmicas.
- La maquinaria de trabajo en caliente es costosa y requiere de un mayor mantenimiento.

### **7.3 CLASIFICACIÓN DE LOS PROCESOS DE CONFORMACIÓN METÁLICA**

En lo que sigue, los procesos de conformación serán clasificados en dos grandes grupos (véanse los ejemplos de la Fig. 7.7).

#### ■ Procesos de conformación masiva.

La entrada de material se realiza en forma de tochos redondos metálicos o placas metálicas, experimentando durante el proceso de deformación una variación considerable en la relación superficie-volumen de la pieza que se deforma. Los procesos de conformación masiva presentan las siguientes características distintivas:

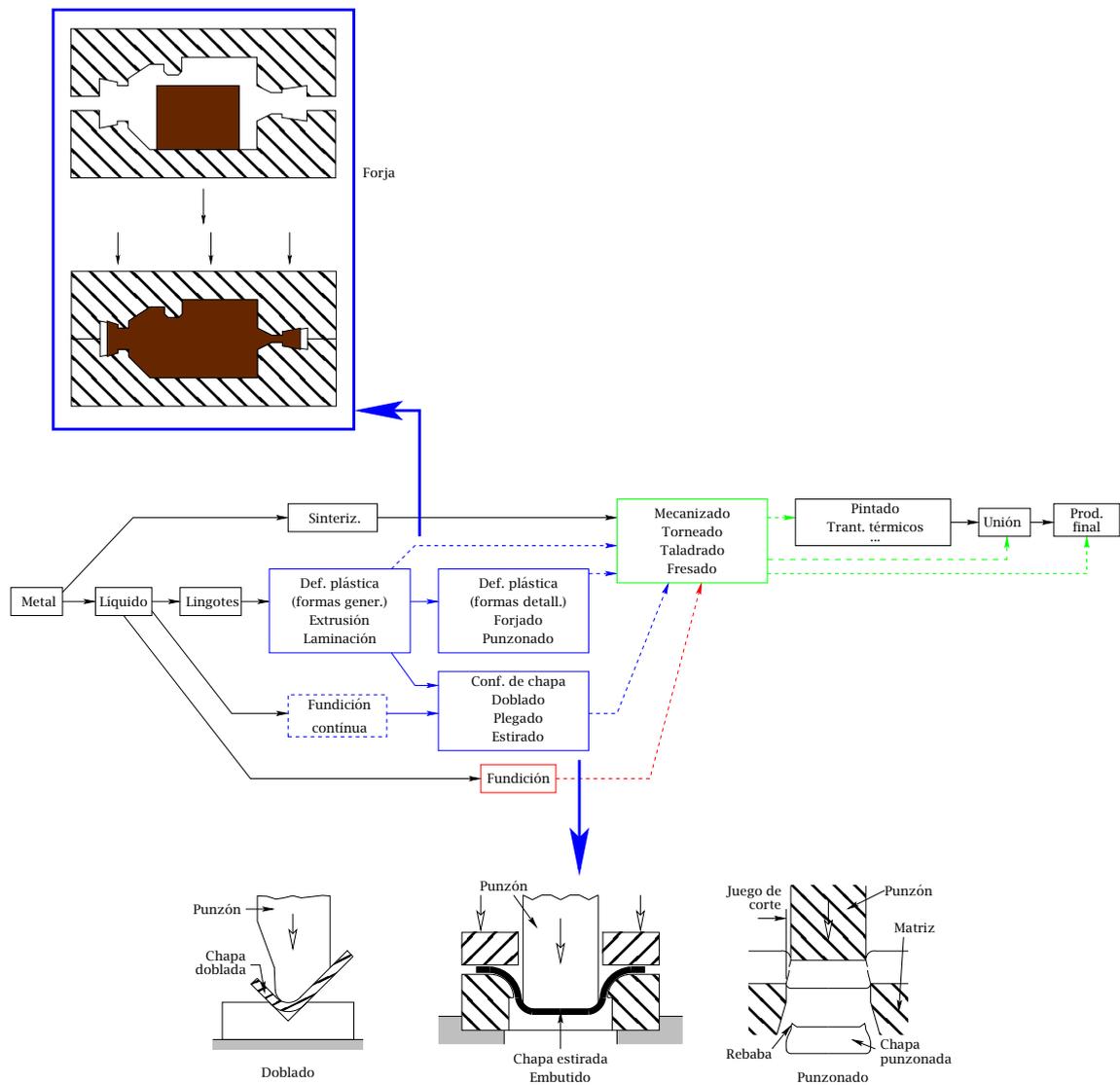
- La pieza de trabajo experimenta una gran deformación plástica produciéndose un cambio apreciable tanto en la forma como en la sección de la misma.
- El grado de deformación permanente es mucho mayor que el grado de deformación elástica, siendo esta última prácticamente despreciable.

■ **Procesos de conformación de chapa metálica.**

En los procesos de conformación de chapa metálica, la deformación plástica se produce sin ningún cambio significativo tanto en el espesor de la chapa como en el aspecto superficial. Las características distintivas de los procesos de conformación de chapa metálica son las siguientes:

- El material de trabajo es chapa metálica o piezas obtenidas de la misma.
- La deformación normalmente causa cambios significativos en la forma pero no en la sección de la chapa.
- En algunos casos las magnitudes de deformación permanente y deformación elástica son comparables, pudiendo ser la última bastante significativa.

En los siguientes capítulos se describirán de forma muy breve algunos de los procesos de conformación más significativos (en el Capítulo 8 los de conformación masiva y en el Capítulo 9 los de conformación de chapa). La idea de los siguientes dos capítulos es recopilar de forma muy escueta y descriptiva los procesos de deformación plástica más relevantes, sin entrar en detalle de la tecnología involucrada en cada caso (para ello se pueden consultar los textos más específicos que se relacionan en la lista de bibliografía básica incluida al final de la parte correspondiente a procesos de conformación por deformación plástica del presente libro).



**Figura 7.7:** Clasificación de los procesos de conformación metálica.

# CAPÍTULO 8

---

## Procesos de conformación masiva

---

En el presente capítulo se hará una breve descripción de las tecnologías de conformación masiva más relevantes, tales como

- forja,
- laminación,
- extrusión,
- estirado y trefilado, y
- repujado por deslizamiento.

También se enumerarán las variantes, los materiales más utilizados y las principales aplicaciones en cada caso.

### 8.1 FORJA

La forja es un proceso de conformación plástica en el que se somete al material de trabajo a grandes fuerzas de compresión que actúan unas veces en forma continua con prensas y otras de modo intermitente con martillos. Las piezas así obtenidas son, en unos casos, productos acabados (bielas, manivelas, etc.) y, en otros, sirven como preforma para un posterior mecanizado (ejes, cigüeñales, etc.). La forja es uno de los procesos de conformación plástica más antiguos que se conocen.

Generalmente, la forja se realiza en caliente. En ocasiones también puede realizarse en frío, cuando se desea conseguir aumentos apreciables de dureza y resistencia del mate-

rial de trabajo. La forja en frío se aplica a metales que no son susceptibles de tratamiento térmico, bien porque no lo admiten, porque no sea deseable o porque sea muy costoso. Otras veces, debido al tamaño excesivamente pequeño de las piezas (pernos, roblones o tornillos), se produce un enfriamiento muy rápido de las mismas, con los consiguientes inconvenientes que esto puede ocasionar. En caliente, la acción conjunta de la energía calorífica y mecánica permite conseguir considerables reducciones de sección, modifica la macroestructura del material y crea un efecto de fibra deseable.

Además de los aspectos comentados en el capítulo anterior sobre el conformado en caliente, conviene resaltar también los siguientes efectos de la forja sobre las piezas deformadas:

- Elimina cavidades internas. Los altos esfuerzos a los que se somete el material, producen una condensación del mismo y por lo tanto la eliminación de poros, sopladuras, burbujas, etc.
- Afina el grano. Durante la forja entran en juego dos efectos complementarios: la deformación plástica de los cristales y la posterior recristalización que da lugar a la formación de granos de menor tamaño.

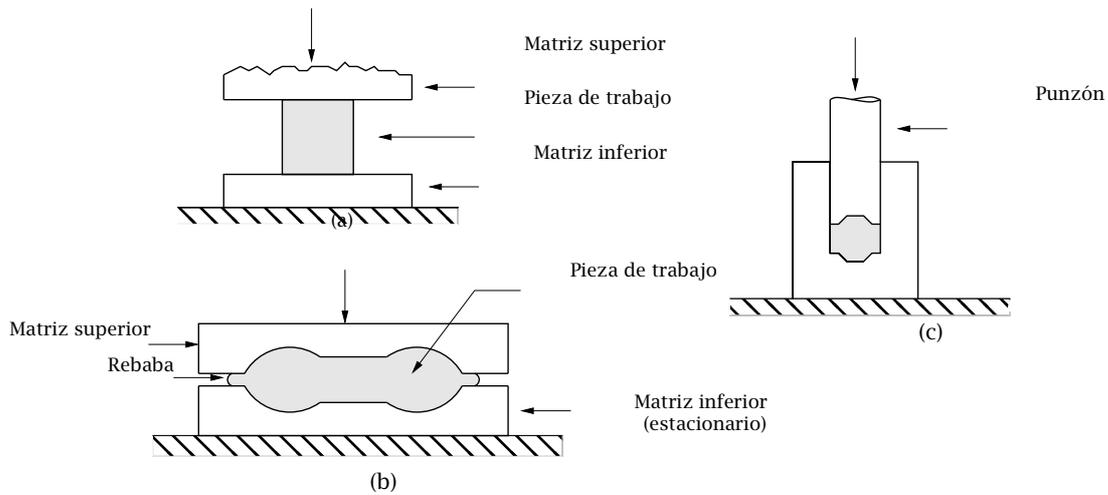
Dado que en la mayoría de los casos el proceso de forja está basado en la aptitud de recristalización y crecimiento de grano, en tales casos sólo podrán forjarse los materiales que cumplan esos requisitos.

- Metales puros: Al, Cu, Fe, Ti, Zn.
- Aleaciones formadas por una o varias soluciones sólidas: Acero, aleaciones del aluminio (Al-Cu, Al-Mg, Al-Zn, Al-Mn), de magnesio (Mg-Al, Mg-Zn, Mg-Mn), de cobre (latones Cu-Zn, Cu-Zn-Sn, Cu-Zn-Pb, Cu-Zn-Ni y broncees, Cu-Al, Cu-Ni, Cu-Si).

Básicamente, las fases del proceso de forja son las siguientes:

- Calentamiento en hornos específicos para forja también conocidos como fraguas.
- Deformación.
- Enfriamiento, que no debe ser brusco para evitar grietas por contracciones rápidas.

Las operaciones de forja más comunes se pueden clasificar del siguiente modo (véase la Fig. 8.1):



**Figura 8.1:** Tres tipos de operación de forja: a) forja libre, b) forja con estampa semicerrada y c) forja con estampa cerrada.

- Forja libre.
- Forja con estampa semicerrada, para lo que se utiliza una matriz de impresión semicerrada.
- Forja con estampa cerrada, para lo que se utiliza una matriz de impresión cerrada.
- Forja por recalado.
- Forja en frío.

A continuación se describirán brevemente cada una de estas operaciones.

### 8.1.1 Forja libre

La forja libre es el proceso más antiguo de conformado de metales que se conoce (Fig. 8.1(a)). En este proceso se emplea una matriz abierta y no hay restricción de la herramienta en cuanto a forma y masa, por lo que no se confina el flujo del metal), a diferencia de lo que ocurre en la forja con matrices que contienen la forma y dimensiones de la pieza a fabricar. Se trata de un proceso de conformación en caliente. El metal se calienta hasta alcanzar la temperatura correcta de trabajo, antes de colocarse en el

yunque donde se golpea el metal con un martillo accionado mecánicamente. La forma deseada la obtiene el operario cambiando entre golpes la posición de la pieza.

A pesar de ser una operación sencilla y flexible, no es practicable para la producción a gran escala debido a su lentitud de procesamiento. Las dimensiones y formas de las piezas que se pueden fabricar de esta forma dependen de la destreza del operario. La forja libre se emplea en general para la fabricación de piezas únicas o series muy pequeñas, sobre todo de gran tamaño, tales como ejes de turbinas o ejes de cola de grandes barcos, pudiendo alcanzarse hasta un peso del tocho de partida de unas 300 toneladas.

### **8.1.2 Forja con estampa**

Con este tipo de proceso se eliminan las dificultades de la forja libre empleando matrices cerradas que controlan el flujo plástico del metal conformado. La pieza de trabajo se coloca en la matriz inferior (Figs. 8.1(b) y 8.1(c)) y se deforma plásticamente llenando completamente la cavidad formada por las matrices. Suele ser común que la pieza tenga que ser extraída con un eyector o expulsor.

Se puede distinguir entre forja con estampa semicerrada (Fig. 8.1(b)), cuando una parte del metal fluye más allá de la matriz de impresión formando una rebaba, y forja con estampa cerrada (Fig. 8.1(c)), cuando no se produce rebaba excedente. La rebaba que se origina entre las caras de las matrices debido al material excedente se debe recortar con un troquel especial.

Existen diferentes máquinas para realizar este tipo de trabajos, como por ejemplo: martillos de vapor, martillos de tabla, prensas hidráulicas y mecánicas, etc. La forja con estampa es un proceso que generalmente se realiza en varias etapas, a partir de un producto semielaborado, con el que se obtiene una preforma de acuerdo a la forma definitiva a fabricar. La forja en etapas se emplea sobre todo para formas complicadas consiguiéndose una mejor distribución del material hasta llegar a la forma final.

La forja con estampa se usa en la producción de una gran variedad de piezas de forma diversa tales como bielas, engranajes en bruto, palancas, etc., limitada solamente por los requerimientos de la prensa o de la matriz. En general, el resultado es una estructura fibrosa favorable. Las medidas alcanzables en este proceso oscilan entre amplios límites. Por ejemplo, se pueden forjar piezas de acero desde 10 g de peso y 10 mm de longitud, hasta 2000 kg y 3,5 m. En el caso de aleaciones de aluminio, se pueden llegar a

forjar hasta 10 m de longitud para cabeceras de alas de avión y 1,5 m para ruedas. Las tolerancias son aceptables. La calidad de las superficies es razonablemente buena, aunque en general se requiere un procesamiento adicional para obtener mejores acabados superficiales.

### 8.1.3 Forja por recalado

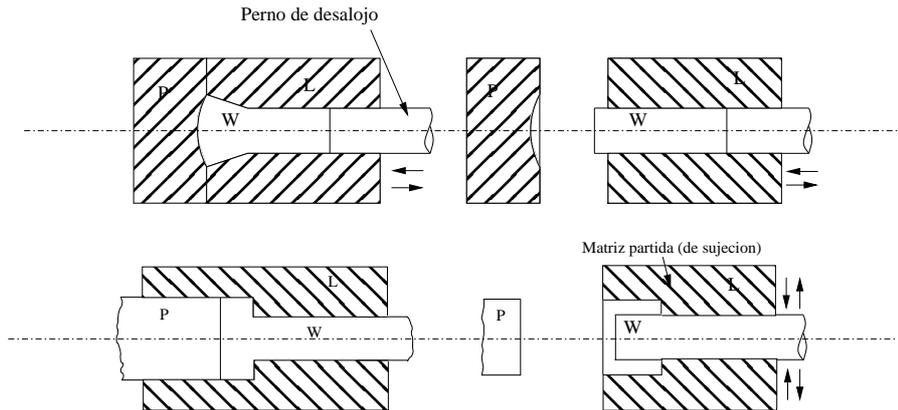


Figura 8.2: Forja por recalado.

En la forja por recalado (Fig. 8.2) el material se deforma en una zona limitada de la pieza que generalmente tiene forma redondeada o incluso con sección poligonal. El proceso se realiza por compresión axial, produciéndose un acortamiento de la pieza. La pieza de trabajo se coloca en una matriz estacionaria apoyada en un perno de desalajo o aprisionada en una matriz de desalajo. A continuación, la herramienta se mueve longitudinalmente deformando la pieza en la cavidad de la matriz. Los materiales más apropiados para este tipo de conformado son aceros de bajo contenido en carbono, cobre, aluminio y sus aleaciones.

Este tipo de procesos tiene aplicación para forjar cabezas de pernos, tornillos, válvulas, acoplamientos y muchos otros componentes de pequeño tamaño. Las tolerancias y la calidad de las superficies están determinados principalmente por las oxidaciones y lubricantes empleados.

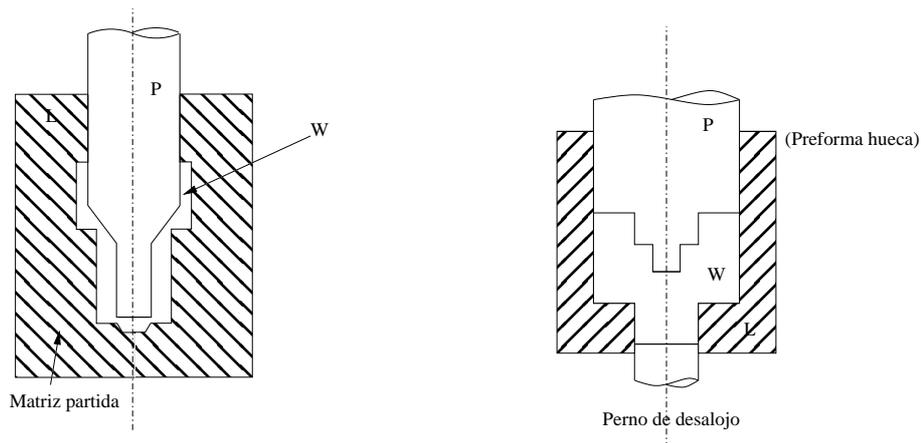


Figura 8.3: Forja en frío.

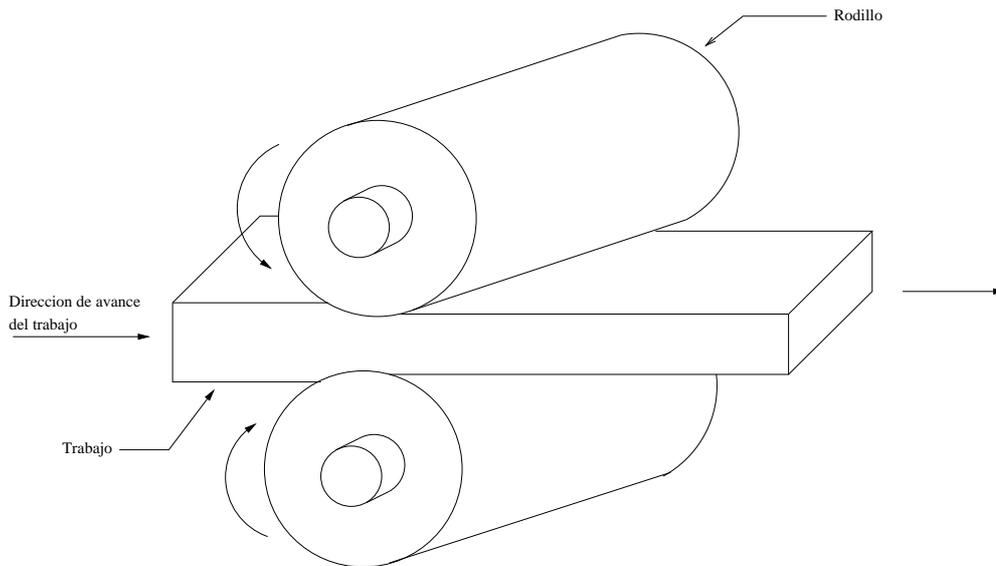
#### 8.1.4 Forja en frío

En la forja en frío se obtienen cantidades de producción enormes ya que la fase de calentamiento es eliminada y las piezas fabricadas suelen ser de tamaño reducido empleando altas velocidades de deformación. Con esta operación el metal es comprimido dentro de la matriz que le confiere la forma deseada a la pieza (Fig. 8.3).

Este tipo de procesos presentan como ventaja principal el alto aprovechamiento del material así como las excelentes propiedades mecánicas que resultan. Este proceso se usa extensamente en la fabricación de clavos y en general, como se acaba de mencionar, piezas muy pequeñas que no requieren del trabajo en caliente para ser conformadas. Se obtiene excelentes acabados superficiales y las tolerancias dimensionales se encuentran en torno a  $\pm 0,05$  mm para diámetros y  $\pm 0,2$  mm para longitudes.

### 8.2 LAMINACIÓN

La laminación es un proceso de conformado por deformación plástica en el que el material fluye de modo continuo y en una dirección preferente mediante fuerzas de compresión, ejercidas al pasar el metal entre cilindros, y de cizallamiento, originadas por el rozamiento entre los cilindros y el metal. A diferencia de la forja, que se conoce desde muy antiguo, la laminación es un proceso relativamente reciente, pues aunque los primeros ensayos datan del siglo XV, fue realmente en el siglo XVIII cuando se empezó



**Figura 8.4:** Proceso de laminación (laminado plano).

a aplicar este proceso a la fabricación de piezas de acero. Esencialmente la laminación consiste en hacer pasar un metal entre dos rodillos que rotan en sentido contrario separados por un hueco de espesor inferior al del metal entrante (véase el ejemplo de la Fig. 8.4). Los rodillos giran con una velocidad superficial superior a la del metal entrante. El rozamiento entre las superficies en contacto de los rodillos y del material que se deforma actúa impulsando la pieza deformada hacia delante. Generalmente la anchura del material que se deforma casi se mantiene constante durante el proceso, por lo que la reducción de espesor da como resultado un incremento correspondiente de la longitud de la pieza ya que el volumen del material se mantiene constante.

Debe tenerse en cuenta que la laminación no está limitada a la fabricación de láminas, planchas o a la simple variación de forma o espesor de lingotes fundidos para transformarlos en productos semielaborados o acabados. Esto es lo que actualmente se considera como laminación clásica o convencional, para distinguirlo de aquellos casos en los que, sobre todo por laminación en frío, se consiguen piezas totalmente acabadas tales como tornillos o álabes de turbinas, con excelentes acabados y propiedades mecánicas.

Los procesos de laminación en caliente se aplican a la conformación inicial de grandes lingotes, en los que las considerables deformaciones que sufren sólo son posibles con el empleo simultáneo de energía mecánica y térmica. Los productos más comunes son

placas, barras, varillas o perfiles estructurales, entre otros.

La laminación en frío se aplica cuando se desean obtener en el material características propias de estos tratamientos con mejores propiedades mecánicas, un acabado superficial más fino y mayores precisiones dimensionales. Algunos ejemplos de laminación en frío son la fabricación de láminas, largueros o varillas, entre otros.

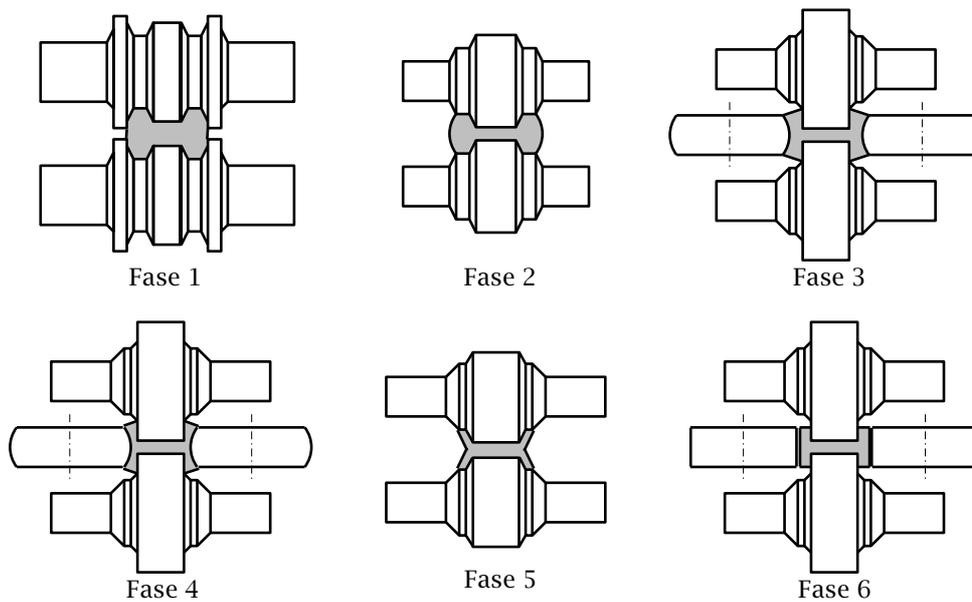
Debe mencionarse que para la laminación se requiere de un equipo pesado y muy especializado en función de que la conformación se realice en frío o en caliente. Los productos laminados en caliente presentan superficies ligeramente rugosas cubiertas de óxido conocido como cascarilla ó batidura. Las tolerancias dimensionales se sitúan entre el 2 y 5%. Por otro lado, la laminación en frío produce superficies lisas y mejores tolerancias dimensionales que se encuentre entre 0,5 y 1%.

Entre los metales y aleaciones que pueden ser laminados se encuentran todos los que pueden ser forjables además de otros que por su buena maleabilidad y ductilidad lo permiten. Son laminables por lo tanto, los aceros, aluminio, cobre, magnesio, plomo, estaño, cinc y sus aleaciones. Algunos lingotes destinados a la producción de chapa de acero pueden llegar a pesar más de 20 toneladas y tener un espesor superior a 300 mm. Algunos trenes de laminación pueden producir 50000 toneladas de de acero por semana con anchura de hasta 180 cm, mientras que en aluminio se pueden laminar bandas de hasta 440 cm y conseguir hojas de aluminio de hasta 0,025 mm de espesor. La laminación es en general un sistema de fabricación de una alta productividad.

A continuación se describirán alguno de los ejemplos de laminación más significativos.

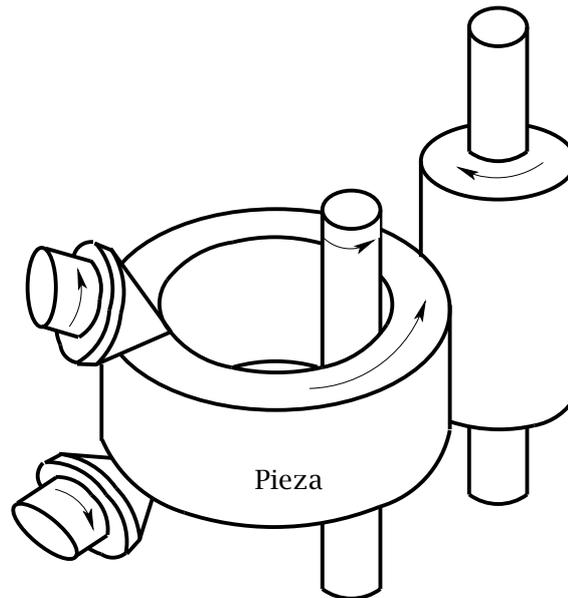
- Laminado plano (Fig. 8.4). En general involucra el laminado de planchas, tiras, láminas y placas, es decir, piezas de trabajo de sección transversal rectangular con un ancho mayor que el espesor.
- Laminado de perfiles (Fig. 8.5). En el laminado de perfiles el material de trabajo se deforma para generar un contorno determinado en la sección transversal de la pieza. Ente los productos obtenidos mediante este procedimiento se pueden mencionar los perfiles de construcción (vigas en I, en L o canales en U), rieles para vías de ferrocarril, barras redondas o cuadradas, varillas, entre otros. El proceso se realiza haciendo pasar el material de trabajo a través de rodillos que tienen impreso el

negativo de la forma que se desea fabricar.

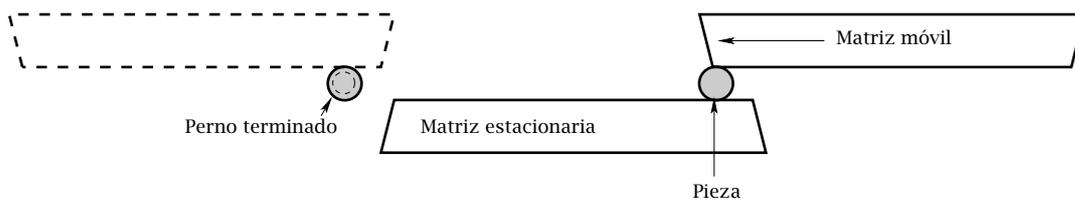


**Figura 8.5:** Fases del conformado de un perfil en doble T.

- Laminado de anillos (Fig. 8.6). Este proceso se emplea para deformar las paredes gruesas de un anillo y obtener anillos de paredes más delgadas pero de un diámetro mayor. Algunas aplicaciones son por ejemplo, los collares para rodamientos de bolas y rodillos, las llantas de acero para ruedas de ferrocarril o los cinchos para tubos, recipientes a presión y máquinas rotatorias.
- Laminado de roscas (Fig. 8.7). Este proceso se usa para fabricar roscas en piezas cilíndricas mediante su laminación entre dos matrices. Es un proceso de conformado en frío y alguna de las aplicaciones más características son, por ejemplo, la fabricación de pernos o tornillos de altas prestaciones mecánicas.
- Laminado de engranajes. Es un proceso de conformado en frío muy usado en la industria automotriz para la fabricación de engranajes de características mecánicas elevadas.
- Laminación de tubos sin costura o perforado (Fig. 8.8). Es un proceso especializado de trabajo en caliente para hacer tubos sin costura de paredes gruesas. Como puede



**Figura 8.6:** Esquema del proceso de laminación de anillos.



**Figura 8.7:** Laminación de tornillos.

verse en la figura se emplean dos rodillos opuestos y por tanto se agrupa entre los procesos de laminado.

- Laminación de tubos. Este proceso permite obtener tubos de diferentes diámetros mediante la reducción del diámetro de un tubo de partida. Para ello, se pueden emplear sistemas similares a los de la Fig. 8.8.
- Laminación de tubos con costura. Este proceso consiste en obtener tubos a partir de una chapa que es curvada por la acción de unos rodillos con la forma apropiada.

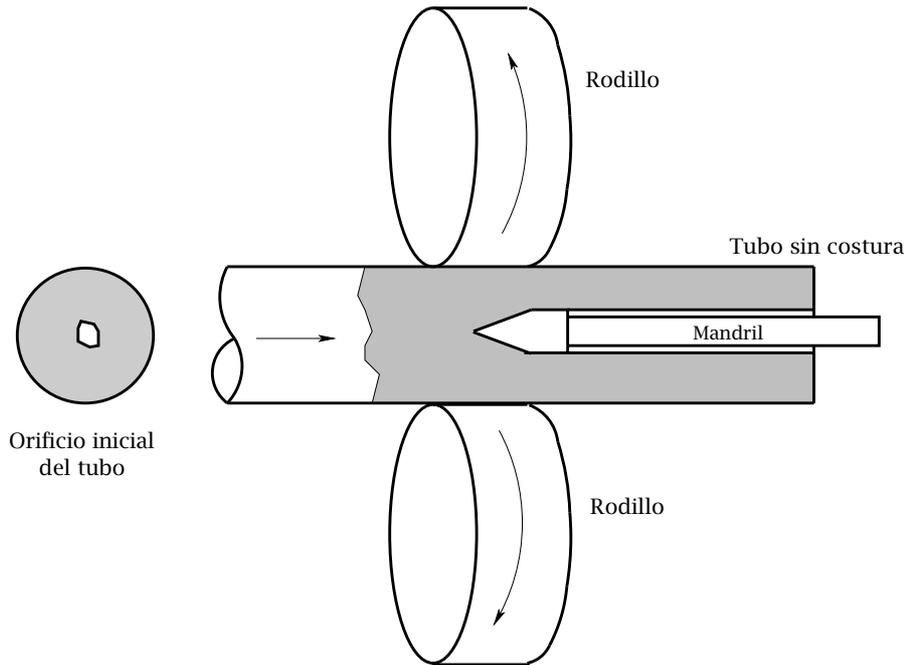
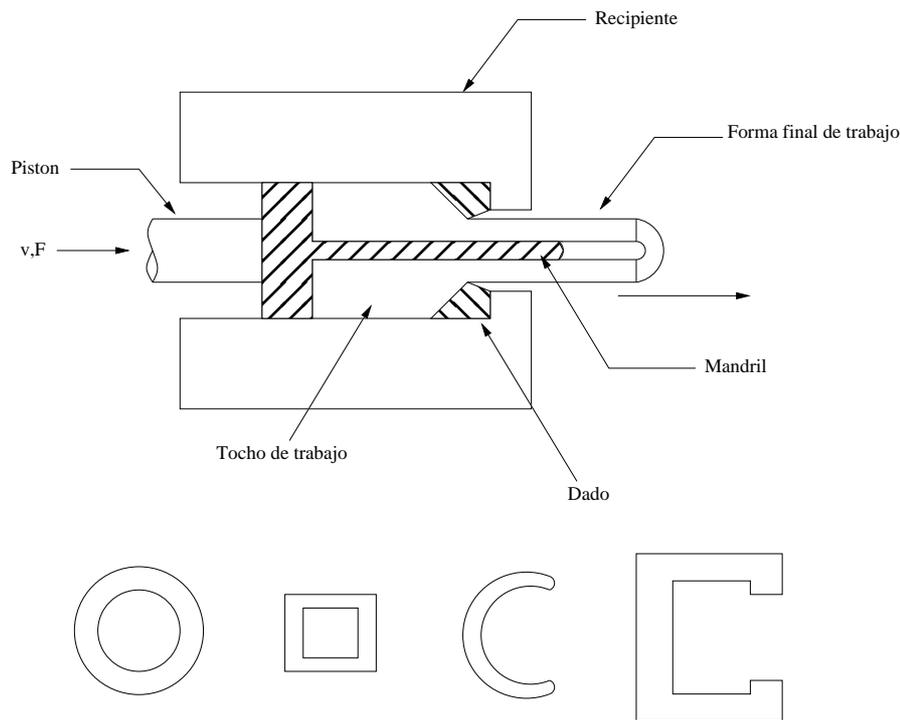


Figura 8.8: Laminación de tubos sin costura.

### 8.3 EXTRUSIÓN

La extrusión es un proceso de conformación metálica relativamente moderno. La extrusión comercial de tubos de plomo empezó a principios de siglo XIX, pero hasta finales de siglo no fue posible extruir latón, debido a que no se disponían de medios para alcanzar las grandes presiones requeridas. Esta limitación en el equipamiento disponible hasta la fecha se superó calentando los tochos a alta temperatura para reducir su tensión de fluencia, aunque ésto supuso tener que construir recipientes para los tochos de las prensas de extrusión que soportasen las severas condiciones de alta temperatura y presión. La extrusión del acero no fue comercialmente practicable hasta el año 1930. Uno de los inconvenientes de este proceso es la necesidad de lubricación para reducir los altos efectos de fricción que se producen. La introducción de la lubricación con vidrio fundido permitió el avance de esta técnica de conformado por deformación plástica. Esta lubricación supuso una gran ventaja sobre la realizada anteriormente con grafito, consiguiéndose así presiones de extrusión menores, una vida de la matriz más larga y la posibilidad de utilizar tochos más grandes. Actualmente existen otros materiales que

compiten con el vidrio como lubricantes.



**Figura 8.9:** Extrusión directa para producir una sección transversal hueca o semihueca.

Es un proceso que se realiza generalmente en caliente, en el que mediante un émbolo o punzón se presiona al material obligándolo a fluir por compresión a través del orificio de una matriz que da su forma a la pieza. De este modo se obtiene un producto de sección transversal reducida. En este tipo de operaciones es más común el trabajo en caliente con el fin de reducir la fuerza necesaria, eliminar los efectos del trabajo en frío y disminuir las propiedades direccionales. Un ejemplo de proceso de extrusión lo tenemos en la Fig. 8.9 con alguna de las secciones más características que nos permite producir.

En principio se pueden conformar por extrusión todos los metales y aleaciones siempre que posean una buena capacidad de deformación y presenten un bajo grado de acritud. Deben tener un límite elástico bajo, un gran alargamiento y poca dureza. Los metales que más se extruyen son, por ejemplo, el plomo, cobre, aluminio y magnesio, y sus aleaciones. Los aceros resultan más difíciles de extruir ya que al presentar límites elásticos mayores tienden a soldarse en las paredes de la hilera a causa de las condiciones de

presión y temperatura que se originan. En el cuadro de la figura 8.1 se presentan los materiales más utilizados.

Extrusión en frío	Extrusión en caliente
Estaño, Zinc, Cobre, Latones con 15 a 30% de Zn, Aluminio y sus aleaciones, acero al carbono hasta $C < 0,4\%$ y ligeramente aleados con Mn, Si, Cr, Ni o Mo.	Plomo, Zinc, Cobre, Latones con más del 30% de Zn, Aluminio y sus aleaciones, aceros al carbono con hasta un 1,5% de C y altamente aleados con Cr, Mn, Si, Ni o Mo.

**Tabla 8.1:** Materiales más utilizados en la extrusión.

	En frío	En caliente	
Metales:	Pesados (acero ...)	Ligeros (Al ...)	Pesados
Diámetro máx.:	150 mm	400 mm	250 mm
Peso máx.:	5 kg	20 kg	50 kg

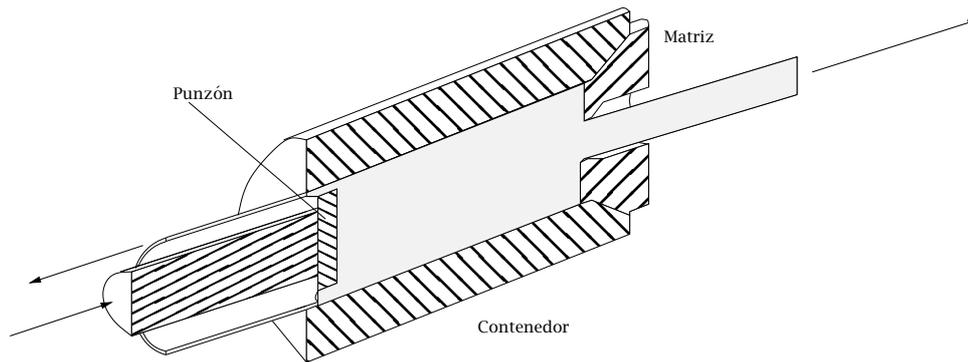
**Tabla 8.2:** Características aproximadas de las piezas obtenidas por extrusión.

Las piezas obtenidas por este tipo de conformado pueden ser macizas o huecas asimétricas, pero con superficies laterales paralelas e incluso, antisimétricas con cabeza, fondo y elementos laterales de cualquier forma. En cuanto a las dimensiones, la longitud de una pieza extruida no debe sobrepasar 15 veces el diámetro de la pieza inicial. La Tabla 8.2 resume algunas dimensiones características en estos casos.

La extrusión se puede llevar a cabo de varias formas atendiendo al sentido del movimiento del material extrusionado con relación al movimiento del émbolo:

- directa,
- inversa o
- mixta.

A continuación se describirá brevemente cada caso.



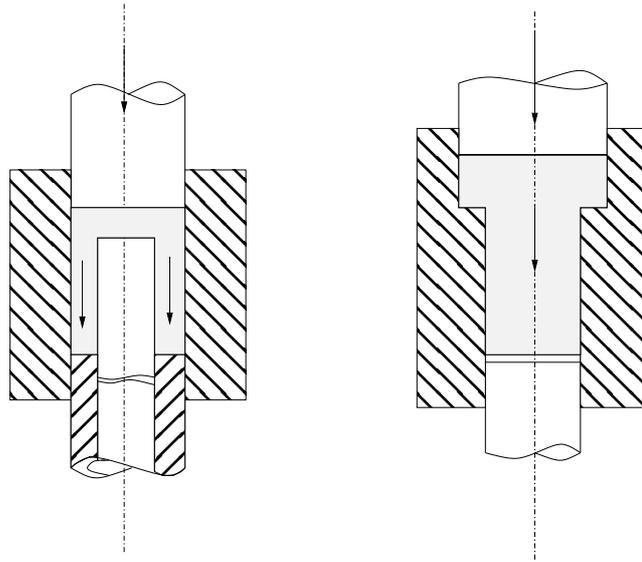
**Figura 8.10:** Extrusión directa.

### 8.3.1 Extrusión directa

En el proceso de extrusión directa, el material a conformar se coloca en una matriz y por la acción de un punzón o émbolo, se hace pasar el material a través del orificio de la matriz en el sentido de la fuerza aplicada. Así, el material fluye en el mismo sentido que el émbolo que lo impulsa. La Fig. 8.10 muestra un esquema con un ejemplo de extrusión directa. Al presionar el émbolo, fluye el material por la matriz hacia la derecha a la vez que las heterogeneidades superficiales de la palanquilla lo hacen en dirección opuesta a través del espacio comprendido entre el contenedor y émbolo, formando un casquillo de material sobrante que al final debe ser eliminado, al igual que la parte última de la palanquilla o culote que tampoco se puede extruir.

Debe mencionarse que en este tipo de extrusión se requiere un gran esfuerzo, en primer lugar, para conseguir deformar plásticamente el metal y, en segundo lugar, para vencer el fuerte rozamiento entre aquél y las paredes de la matriz. En los procesos en caliente se usan prensas hidráulicas especialmente diseñadas, mientras que en los procesos en frío se emplean prensas hidráulicas y mecánicas de uso general. En la Fig. 8.11 se muestran dos ejemplos de extrusión directa.

Como proceso de trabajo en caliente, se usa extensamente para producir una gran variedad de perfiles estructurales, tanto regulares como irregulares, tales como ángulos, vigas en I y en U, tuberías de secciones variadas, entre otros. Como proceso de trabajo en frío, es una variante de la forja en frío usada o combinada con cabeceado en frío, extrusión inversa o con otros procesos. El trabajo en frío proporciona excelentes toleran-

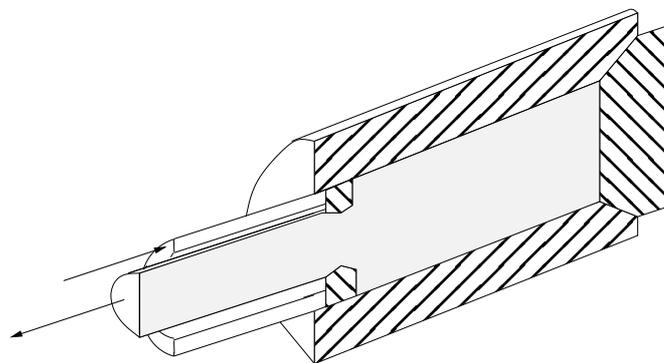


**Figura 8.11:** Ejemplos de extrusión directa.

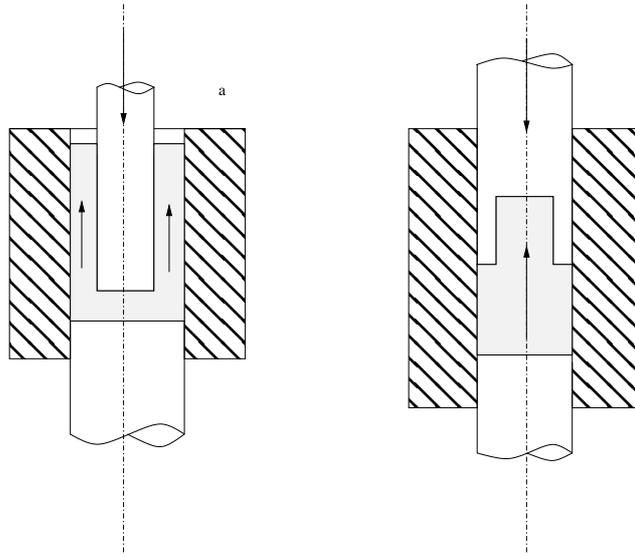
cias dimensionales (entre 0,1 y 1%) y acabados superficiales. En el trabajo en caliente, las tolerancias y las superficies son aceptables.

### 8.3.2 Extrusión inversa

En la extrusión inversa (Fig. 8.12), el contenedor está cerrado en un extremo y el metal se deforma en sentido opuesto al de aplicación del esfuerzo, pasando por la matriz, que se situada en el extremo del émbolo. En este proceso, el pistón o émbolo debe ser hueco para permitir la salida del metal. El material fluye plásticamente alrededor del punzón



**Figura 8.12:** Extrusión inversa.



**Figura 8.13:** Ejemplos de extrusión inversa.

o dentro de él. Aquí el rozamiento es menor, ya que la palanquilla no se mueve en el contenedor, sin embargo, al ser hueco el pistón, las presiones no pueden ser tan grandes como en el caso directo. En la Fig. 8.13 se muestran dos ejemplos de extrusión inversa.

Este proceso se utiliza para producir perfiles estructurales, tanto regulares como irregulares, tubos y componentes tubulares, entre otros. Una aplicación bastante común de este tipo de procesos es la extrusión de envases. Esta aplicación se utiliza en la producción en serie ya que el equipo necesario es bastante costoso. Cuando se trata de un proceso de trabajo en frío, las tolerancias dimensionales ( $0,05 \div 0,2$  mm) y los acabados superficiales son bastante aceptables.

### 8.3.3 Extrusión mixta

Existe un tercer tipo de extrusión que es combinación de los dos anteriores. En este caso, el material fluye simultáneamente tanto en el mismo sentido como en el sentido opuesto al movimiento del émbolo, pudiéndose obtener así cuerpos huecos y macizos, y paredes de distinto espesor, e incluso escalonadas y con rebordes. La Fig. 8.14 muestra ejemplos de este tipo.

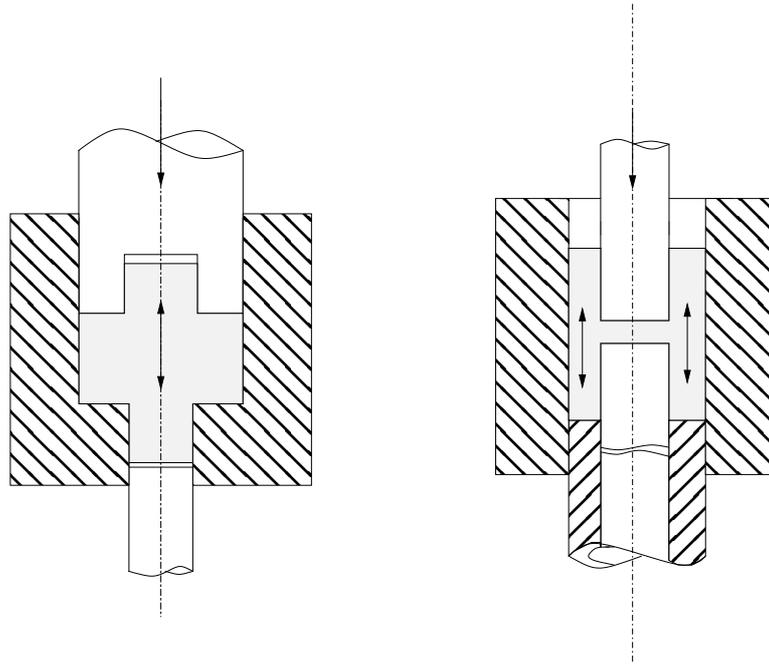


Figura 8.14: Ejemplos de extrusión mixta.

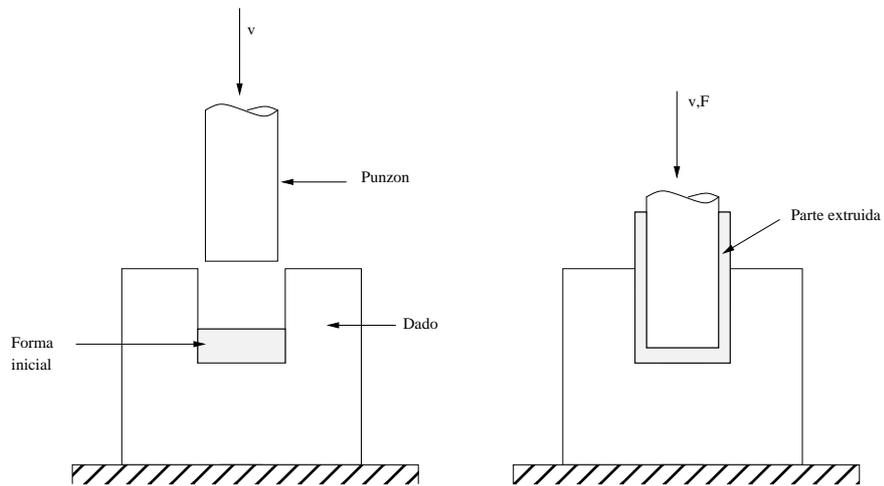
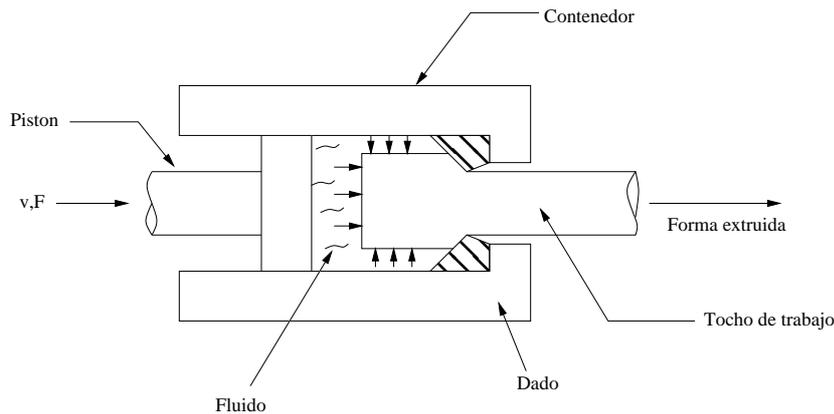


Figura 8.15: Extrusión por impacto.



**Figura 8.16:** Extrusión hidrostática.

### 8.3.4 Extrusión por impacto

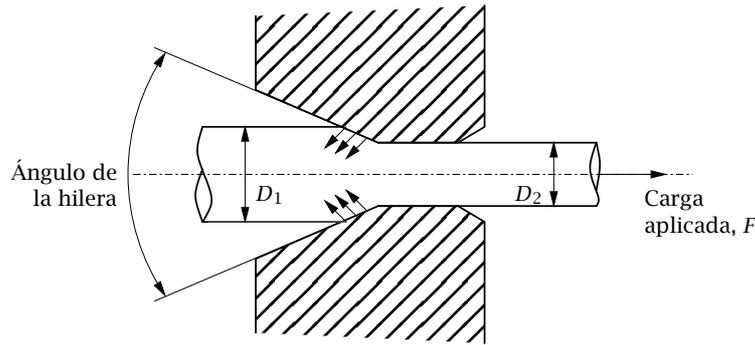
Este tipo de extrusión se caracteriza por una gran velocidad de deformación. El ejemplo típico es la fabricación de tubos de paredes finas. Debe mencionarse que la extrusión por impacto se realiza a altas velocidades y con carreras más cortas que la extrusión convencional. Como su nombre indica, el punzón golpea a la pieza de trabajo en lugar de aplicar la presión de forma progresiva. La extrusión por impacto se realiza normalmente en frío y mediante extrusión inversa. Las características de alta velocidad del proceso permite altas velocidades de producción, de ahí su importancia comercial.

### 8.3.5 Extrusión hidrostática

Como se ha indicado anteriormente, un problema de la extrusión directa es la fricción a lo largo de la interfaz tocho-contenedor. Este problema se puede solucionar al poner en contacto el tocho de trabajo con un fluido en el interior del recipiente y presionar el fluido por el movimiento hacia delante del pistón, como se muestra en la Fig. 8.16.

## 8.4 ESTIRADO Y TREFILADO

El estirado y el trefilado son dos procesos de conformación por deformación plástica (Fig. 8.17) en los que la deformación se lleva a cabo mediante fuerzas de tracción, con el consiguiente alargamiento del material que pasa a través de orificios calibrados denominados comúnmente como hileras. El proceso se suele aplicar como fase de aca-



**Figura 8.17:** Descripción esquemática de un proceso de estirado.

bado para fabricar perfiles previamente laminados o extruidos y, generalmente, en frío, lo cual confiere al material las propiedades inherentes a estos procesos; es decir, mayor dureza, aumento de la resistencia mecánica, mejor acabado superficial y tolerancias dimensionales más ajustadas. Debe mencionarse que los procesos de estirado y trefilado son operativamente iguales y la diferencia entre ellos está relacionada con su aplicación. En lo que sigue se hará una descripción más detallada de ambos procedimientos. Por ejemplo, en el estirado se llevan a cabo reducciones de sección para conseguir formas o calibres determinados, así como para mejorar la calidad superficial de las piezas fabricadas. Generalmente se realiza en una única pasada y el material de trabajo que se deforma suele venir en forma de barras de 4 a 6 metros de longitud y diámetro superior a 10 mm o en forma de tubos. En el trefilado el interés se centra en conseguir grandes reducciones de sección, lo que exige realizar el trabajo en más de una etapa. El material de trabajo que se utiliza en el trefilado suele venir en forma de redondos obtenidos previamente por laminación de 5 a 8 mm de diámetro. El trefilado tiene como finalidad normalmente la fabricación de alambre a partir de la reducción del diámetro de un perfil redondo de metal, sometido a un esfuerzo de tracción, que pasa a través de una matriz circular.

En los procesos de estirado en frío (Fig. 8.18) se obtienen grandes cantidades de varillas, tubos, alambres y perfiles especiales. Por otro lado, cuando se pretende producir piezas cilíndricas de paredes relativamente gruesas, tales como tanques de oxígeno, proyectiles de artillería, torretas de tanques o tubos cortos, se suele emplear el estirado en caliente (Fig. 8.19).

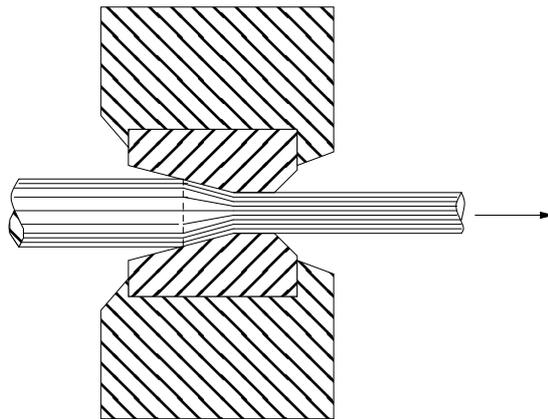


Figura 8.18: Proceso de estirado o trefilado en frío.

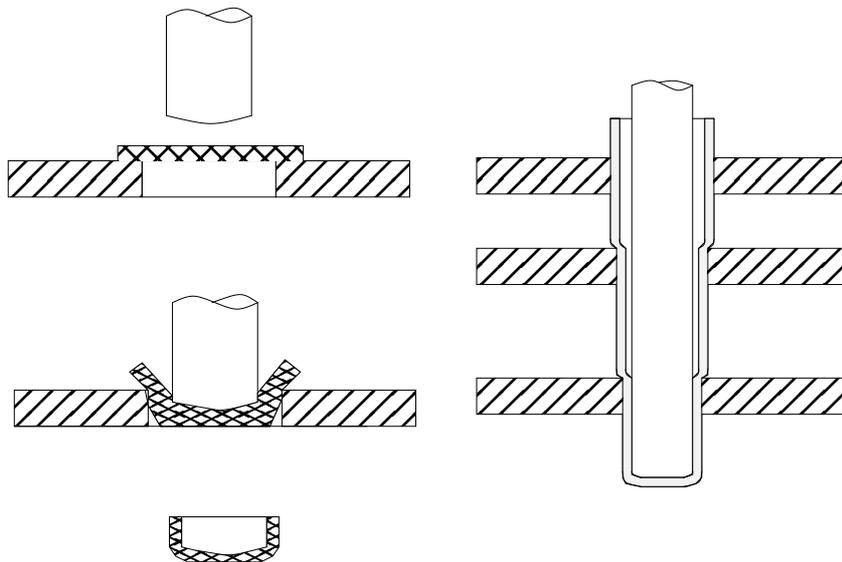


Figura 8.19: Proceso de estirado en caliente.

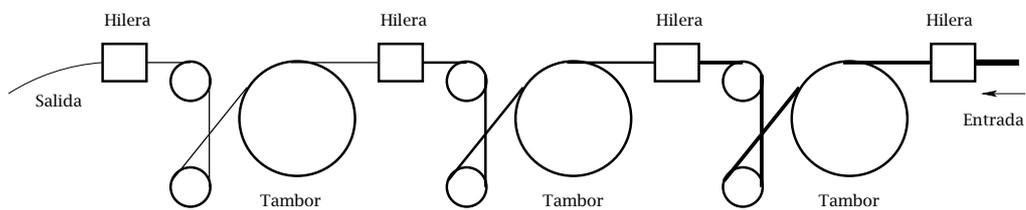
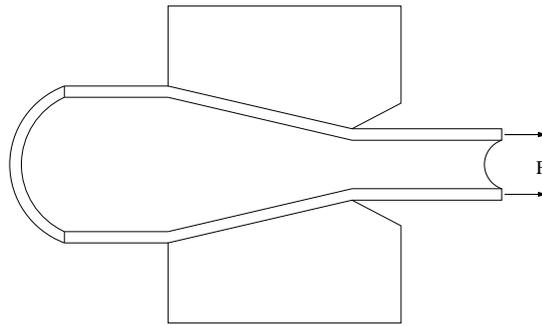
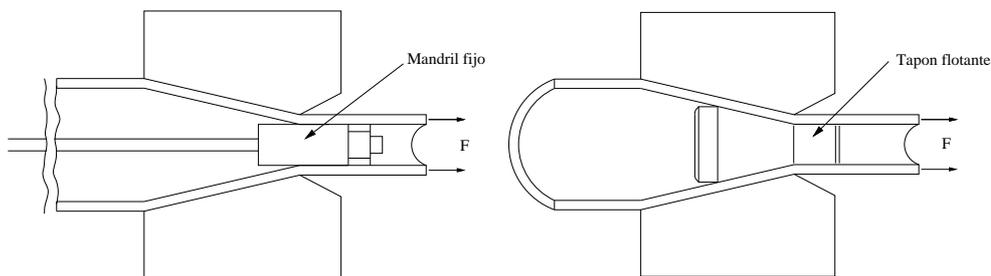


Figura 8.20: Proceso de trefilado para la fabricación de alambres.



**Figura 8.21:** Proceso de estirado de tubo sin mandril.



**Figura 8.22:** Proceso de estirado de tubo con mandril o tampón.

A las barras grandes de hasta 150 mm de diámetro, e incluso mayores, se les suele aplicar con frecuencia una ligera pasada que reduce su diámetro en unos 1,5 mm aproximadamente para mejorar el acabado superficial y las tolerancias dimensionales. En otros casos, con tamaños menores, se pueden conseguir reducciones de área de hasta el 50%, y en los alambres se pueden alcanzar reducciones del 90% en pasadas sucesivas, partiendo de material en estado recocido y usando etapas intermedias de recocido en los casos que sea necesario para reducir la acritud del material deformado. Así, se pueden fabricar alambres con diámetros de 0,025 mm e incluso menores, haciéndoles pasar a través de un gran número de hileras antes de conseguir el tamaño final y con varios recocidos intermedios durante todo el proceso (Fig. 8.20).

Otro tipo de aplicaciones del proceso de estirado que se pueden mencionar son, por ejemplo, el estirado de perfiles, barras y tubos. El proceso de estirado se puede usar para reducir el diámetro o el espesor de la pared de tubos sin costura, tras la fabricación del

tubo inicial por medio de alguna otra operación como la extrusión. El estirado del tubo se puede llevar a cabo con o sin mandril, tal y como se muestra en las Figs. 8.21 y 8.22. El estirado es también un término que se utiliza para el trabajo de láminas metálicas.

Los materiales y aleaciones que se someten a conformación por estirado deben presentar las siguientes características básicas:

1. Suficientemente dúctiles.
2. De suficiente resistencia a la tracción, para que no se rompan al estirar.
3. De excelente calidad en cuanto a la uniformidad de composición y estructura, ya que cualquier defecto puede provocar la rotura de la barra.

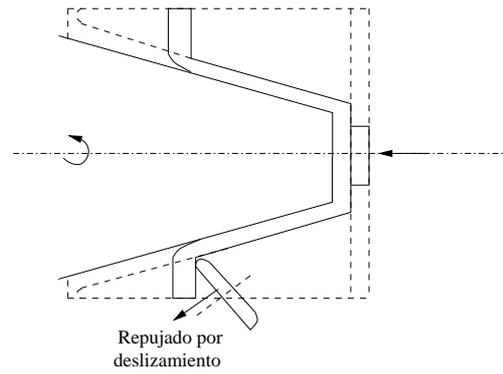
Los materiales más indicados para este tipo de procesos suelen ser los aceros, latones, cobre, aluminio y sus aleaciones, y magnesio y sus aleaciones.

Las operaciones realizadas durante estos procesos son básicamente las siguientes:

- Decapado. Consiste en limpiar y preparar el material, eliminando las escamas y óxidos que pueden haberse formado en la superficie durante, por ejemplo, su laminación previa. En general suele hacerse por ataques químicos con una posterior limpieza mediante agua a presión.
- Deformación. Los factores decisivos durante esta fase del proceso son los lubricantes y tipos de máquinas. Como lubricantes se utilizan normalmente, parafinas, grafito finamente dividido o grafito en solución coloidal.
- Acabado. Una vez que el material sale de la hilera, generalmente se le somete a las operaciones de enderezamiento, recocido para afinar el grano y eliminar tensiones, y algunas veces tratamientos isotérmicos con el fin de conseguir mejorar las características mecánicas del producto.

## **8.5 REPUJADO POR DESLIZAMIENTO**

En el repujado por deslizamiento (Fig. 8.23), la deformación se realiza mediante un disco plano en rotación y una aplicación localizada de presión mediante un mandril en una de las caras del mismo. Esto provoca una reducción del espesor de la lámina según el ángulo agudo de aplicación de la carga. La deformación plástica del metal se efectúa



**Figura 8.23:** Proceso de repujado por deslizamiento.

totalmente bajo cizalladura, siendo el espesor de la pared final función de la inclinación de aplicación de la carga.

Se suelen repujar espesores de hasta varios centímetros para conformar tapas abombadas de recipientes a presión y cisterna. Las planchas gruesas de metales de conformación difícil, tales como las de materiales como el Titanio, se trabajan de este modo. En general presentan buenas tolerancias dimensionales y acabados superficiales.

# CAPÍTULO 9

---

## Procesos de conformación de chapa metálica

---

En los procesos descritos en el presente capítulo, el material de partida es chapa metálica. En estos procesos se trata de transformar la chapa en piezas conformadas por estirado, compresión o corte. La importancia comercial del trabajo con láminas es significativa. Basta con observar a nuestro alrededor para comprobar el gran número de productos industriales y de consumo que incluyen piezas de lámina metálica: carrocerías de automóviles y camiones, aeroplanos, carros de ferrocarril y locomotoras, equipo de construcción, equipos agrícolas, muebles para oficina, computadoras, entre otros muchos. Las piezas de láminas de metal se caracterizan generalmente por su alta resistencia, buena precisión dimensional, buen acabado superficial y bajo costo relativo. La mayoría de los procesos con láminas metálicas se realizan a temperatura ambiente (trabajo en frío). Para su estudio podemos agruparlos en dos tipos:

1. Procesos en los que hay separación de material.
2. Procesos en los que hay deformación de material.

### **9.1 CONFORMACIÓN CON SEPARACIÓN DE MATERIAL**

Entre este tipo de operaciones se incluyen todas aquellas en las que el material se separa total o parcialmente por cizallamiento. Cuando la separación se realiza a lo largo de una línea que no se cierra sobre sí misma se llama simplemente corte, denominándose punzonado cuando la línea de corte es cerrada.

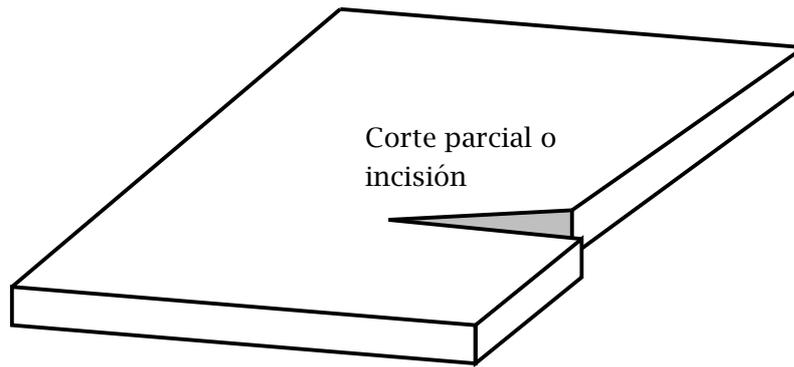


Figura 9.1: Incisión en una chapa metálica.

### 9.1.1 Corte

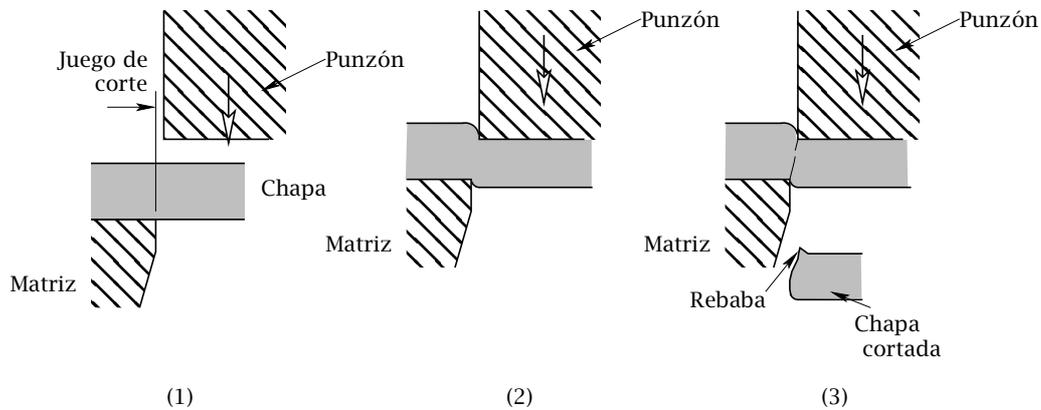
El proceso de corte se ejecuta en flejes, pletinas o chapas de pequeño espesor, mediante tijeras, cizallas, guillotinas o cizallas rotativas de disco. Cuando la separación del material es parcial, en piezas que han de doblarse posteriormente, se llama comúnmente incisión (Fig. 9.1). En cualquiera de los casos anteriormente mencionados la herramienta o cizalla consta de dos hojas o cuchillas: una superior y otra inferior con bordes afilados formando entre sí un determinado ángulo. Colocada la chapa a cortar entre ambas, las cuchillas actúan como cuñas, provocando una deformación plástica hasta que en un determinado instante se produce la rotura y separación del material. La Fig. 9.2 describe esquemáticamente los distintos pasos durante la acción de cizalla.

### 9.1.2 Punzonado y perforado

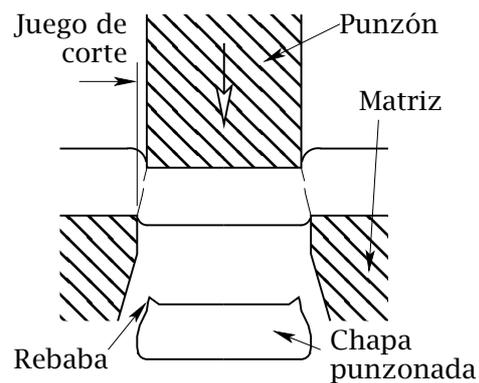
El punzonado implica el corte de una lámina de metal a lo largo de una línea cerrada en un solo paso para separar la pieza del material circundante. La parte que se corta es el producto deseado en la operación. El perforado es muy similar al punzonado, excepto que la pieza que se corta se desecha. El corte se realiza (Fig. 9.3) apoyando la chapa en una matriz y presionando con un punzón.

## 9.2 CONFORMACIÓN SIN SEPARACIÓN DE MATERIAL

Este tipo de operaciones aplicadas a la chapa recibe el nombre genérico de estampación, incluyéndose bajo esta denominación un conjunto de procesos sencillos que se



**Figura 9.2:** Cizallado o corte de una lámina metálica entre dos bordes cortantes (punzón y matriz): (1) inmediatamente antes de que el punzón entre en contacto con el material, (2) el punzón comienza a penetrar y causar deformación plástica en el material y (3) se inicia la fractura entre los dos bordes de corte que separan la lámina.



**Figura 9.3:** Aspecto esquemático del proceso de punzonado.

realizan por compresión, tracción o compresión y tracción simultáneas (doblado, embutido, estirado o entallado, entre otros). La estampación se produce por deformación permanente del material para cuyo fin es necesario superar el límite de fluencia. Es necesario, sin embargo, tener en cuenta que en este tipo de procesos la deformación elástica tiene mayor importancia que en los procesos de conformación masiva, por lo que el material no conserva exactamente la forma que tenía al final de la deformación, debido a la recuperación elástica que se produce cuando cesan las cargas aplicadas durante el proceso. A continuación se describirán alguna de las aplicaciones de estampación más significativas que se pueden encontrar a nivel industrial.

### 9.2.1 Doblado

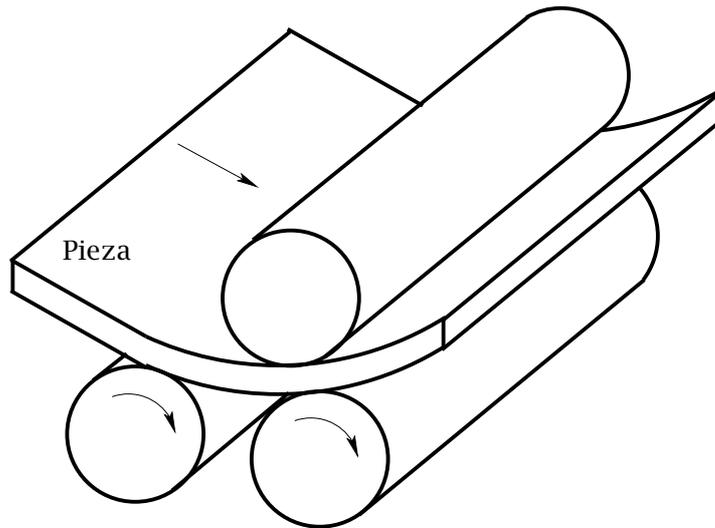
La operación de doblado provoca un alargamiento en las fibras exteriores (tracción) y un acortamiento en las interiores (compresión) en éstas. Por tanto,

1. la resistencia del material doblado, medida en su punto más débil, es menor que la esperada de las dimensiones originales,
2. el ángulo de doblado ha de calcularse teniendo en cuenta que el material produce una cierta recuperación elástica, por lo que la pieza trata de recuperar la forma primitiva y se abre resultando un ángulo de doblado menor que el esperado, y
3. la longitud de la pieza resulta modificada como consecuencia de la deformación.

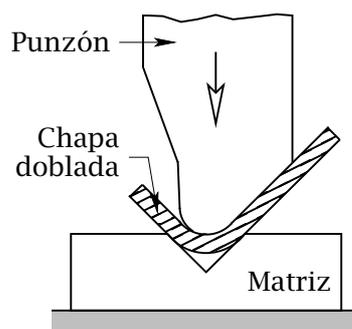
Según la forma de realizarse el doblado podemos distinguir entre los siguientes procesos particulares.

#### Doblado por rodillos

Consiste en deformar la chapa metálica haciéndola pasar entre un rodillo superior ajustable y dos rodillos inferiores fijos. El grado de deformación de la chapa dependerá de la posición del rodillo ajustable con relación a los otros dos fijos (véase el ejemplo de la Fig. 9.4). Este tipo de procesos se utiliza para producir anillos, recipientes, etc. El equipo utilizado se puede controlar de forma automática para facilitar la producción de formas irregulares. Las tolerancias se sitúan entre 0,1 y 0,2% del diámetro, y las calidades superficiales obtenidas generalmente coinciden con las de la chapa original.



**Figura 9.4:** Doblado por rodillos.

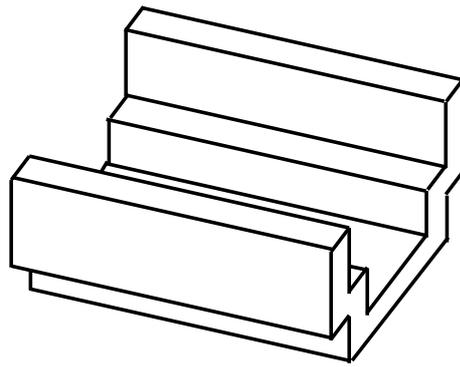


**Figura 9.5:** Doblado de chapa con prensa plegadora.

### **Doblado con prensas plegadoras**

El doblado con prensa plegadora se emplea para los curvados angulares de chapa. En este tipo de prensas, el material de trabajo se sitúa en una matriz y el punzón baja deformando la chapa según la geometría de la matriz y el punzón (véase el ejemplo de la Fig. 9.5).

Este proceso se utiliza para la producción de una gran diversidad de perfiles estructurales. Se usa extensamente en la industria aeronáutica y automotriz, y en las industrias eléctrica y mecánica más ligeras. En los talleres pequeños existen plegadoras accionadas manualmente que habitualmente miden menos de 2,5 m de longitud. Las tolerancias son



Pieza plegada en sucesivas etapas

**Figura 9.6:** Rebordonado. Los distintos pliegos se obtienen en sucesivas deformaciones en prensa.

función del espesor de la chapa y la geometría del plegado, y las calidades superficiales coinciden con las de la chapa original.

Según el fin al que se destinan y la forma en que se realiza la deformación, se pueden encontrar, entre otros, los ejemplos que se indican a continuación.

- **Rebordonado.** Es un doblado que se realiza en sucesivas presas plegadoras a lo largo de toda la anchura del producto acabado, y que fue sometido previamente a un proceso de estampado o embutición. En la Fig. 9.6 se muestra un ejemplo.
- **Redondeado.** Es un doblado progresivo de la chapa en sentido axial (Fig. 9.7). En general es necesario hacer un trabajo de estampado previo en los bordes de las entradas con el fin de que estas tengan la curvatura precisa. Se suele realizar con rodillos (Fig. 9.4). Estas máquinas pueden utilizarse para enderezar la chapa utilizando un número mayor de rodillos superiores.
- **Plegado.** Consiste en un doblado continuo que se utiliza para unir chapas en recipientes o para darles más rigidez (Fig. 9.8(a)).
- **Arrollado.** Es un proceso de curvado o redondeado en una pletina o banda con objeto de obtener un borde cilíndrico hueco (Fig. 9.8(b)).
- **Engargolado.** Consiste en producir en la chapa ondulaciones longitudinales con objeto de darles más rigidez (cajas, recipientes, carrocerías, etc.) o en tubos, unas

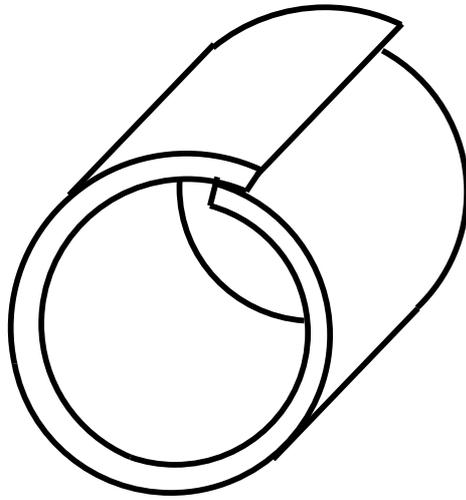


Figura 9.7: Redondeado.

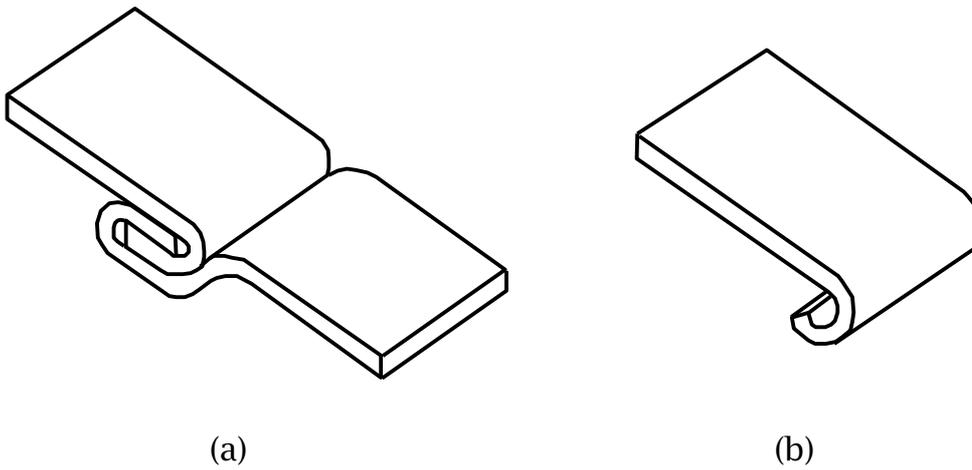
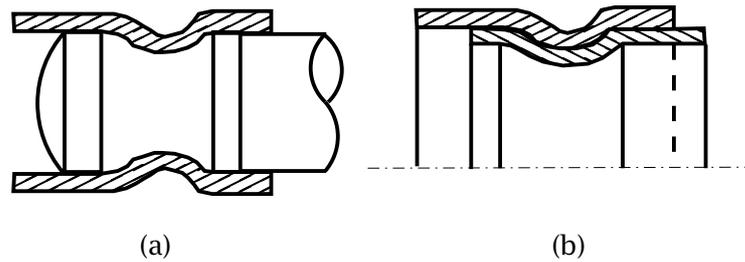


Figura 9.8: Plegado (a) y arrollado (b).



**Figura 9.9:** Engargolado.

veces para sujetar en ellos otra pieza interiormente (Fig. 9.9(a)) y otras para unir tubos (Fig. 9.9(b)).

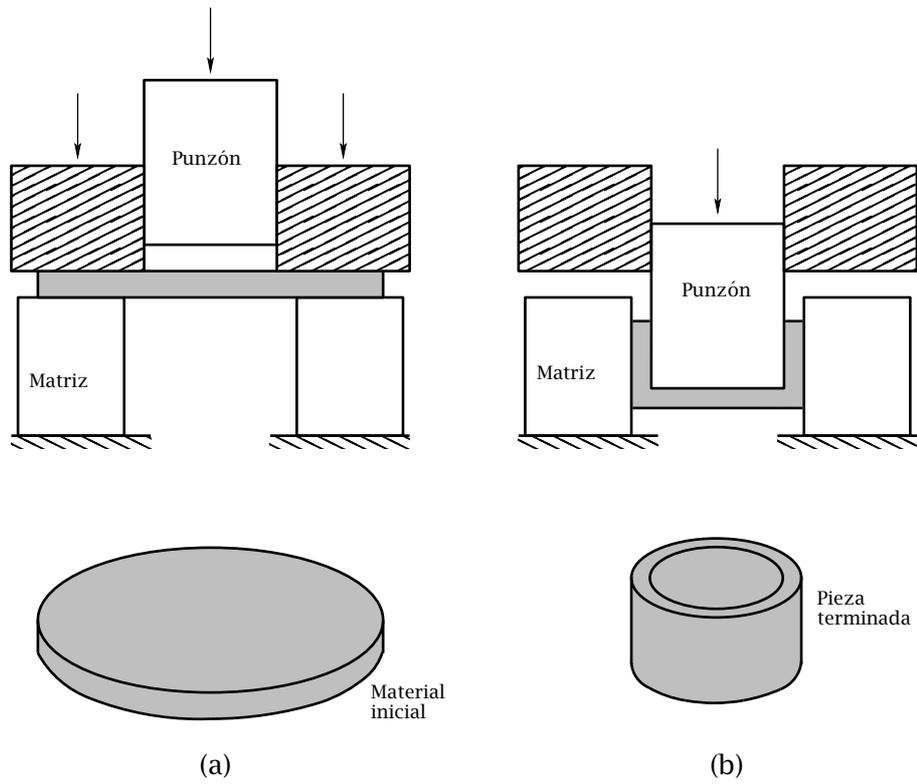
### 9.2.2 Embutición

La embutición es una operación de conformación plástica mediante la cual una chapa metálica adopta una forma ahuecada tridimensional de una profundidad varias veces superior al espesor del metal original (Fig. 9.10).

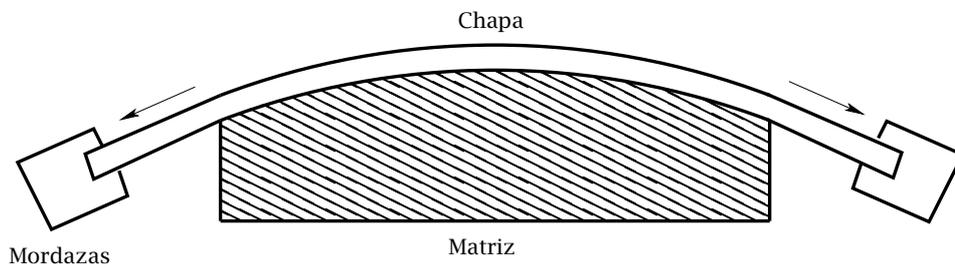
En este tipo de procesos se emplean extensamente las prensas hidráulicas de doble acción, aunque también se pueden utilizar otros tipos de prensas dependiendo del propósito. La embutición en caliente se utiliza para conformar piezas de paredes relativamente gruesas y geometría sencilla (habitualmente cilíndrica). En la embutición en frío se emplean chapas relativamente finas consiguiendo piezas de gran diversidad de formas. Se usa para producir una amplia variedad de blindajes o carcasas, piezas cilíndricas o prismáticas, formas de botella, paneles de automóvil, tanques, cubiertas y cajas de aparatos, latas para alimentos, etc. Las tolerancias dimensionales son buenas y la calidad superficial corresponde casi exactamente a la de la chapa original.

### 9.2.3 Conformado por estirado

El proceso de estirado de chapa consiste en someter a la pieza de trabajo a un estado traccional de esfuerzos mediante dos mordazas que estiran y doblan la chapa sobre una matriz hasta alcanzar la forma final deseada (Fig. 9.11). Este tipo de procesos se suele utilizar en la industria aeronáutica para conformar pequeñas cantidades de determinadas piezas de chapa, especialmente de gran tamaño, en condiciones económicas, como



**Figura 9.10:** Embutición de una pieza acopada: (1) inicio de la operación (parte superior) y forma inicial (parte inferior), y (2) cerca del final de carrera (parte superior) y pieza embutida (parte inferior).



**Figura 9.11:** Conformación de chapa por estirado.

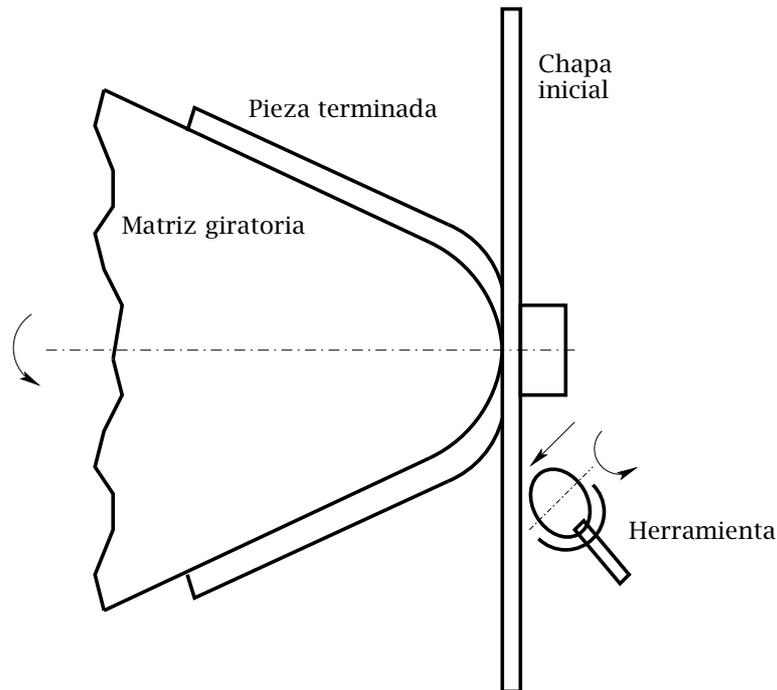


Figura 9.12: Repujado convencional.

por ejemplo extremidades de alas, alerones o grandes secciones de fuselaje de aviones. También se puede emplear para producir grandes paneles curvados de formas variadas, tales como cubiertas de motor, marcos de puertas o ventanas. Las tolerancias son función del esfuerzo (recuperación elástica), de la geometría y del material utilizado. Las calidades superficiales corresponden aproximadamente a la de la chapa original.

#### 9.2.4 Repujado al torno convencional

El repujado al torno convencional se trata de una operación de trabajo en frío en la que se estira un disco plano de chapa giratorio que se deforma por la aplicación de una presión localizada mediante una herramienta de punta redondeada (de madera o metálica), sobre un molde que gira también a gran velocidad. De este modo, la chapa original se transforma en una pieza hueca similar a la del ejemplo de la Fig. 9.12. En general, los costes de utillaje son bajos y el proceso resulta económico incluso para cantidades reducidas. Para aprovechar estas ventajas económicas han aparecido máquinas de repujar en las que la herramienta está controlada automáticamente con un programa para cada pieza concreta. Es un proceso que se aplica en numerosas ocasiones en producción

continua para obtener piezas tales como reflectores de lámparas, utensilios de cocina o cuencos y palanganas. Las tolerancias dimensionales son buenas (0,1-0,2% del diámetro) y las características superficiales dependen de parámetros como avance, velocidad o geometría de los rodillos.

# CAPÍTULO 10

---

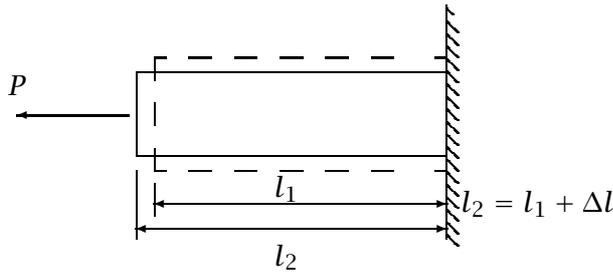
## Curvas de tensión y deformación

---

Los objetivos de este capítulo son, por un lado, conocer el grado de deformación que experimenta una pieza sometida a esfuerzos externos, y por otro, a partir de la capacidad del equipamiento utilizado para producir esfuerzos, calcular la deformación que podemos alcanzar en una pieza de un material específico. Para alcanzar estos objetivos, lo primero que hay que conocer son las características de deformación del material. Estas características se pueden determinar a partir de ensayos con sistemas de tensión sencillos, como son, por ejemplo, los de tracción y compresión uniaxial, de deformación plana o de torsión. Con la información obtenida en el ensayo y aplicando la teoría de plasticidad que se describirá en el siguiente capítulo, se podrán estudiar sistemas más complejos. Las curvas de esfuerzo-deformación son la fuente de información más importante al evaluar la idoneidad de un material para ser sometido a deformación plástica. En el presente capítulo se definirán los conceptos de tensión y deformación y se describirán los resultados de los ensayos de deformación más empleados en el ámbito de los procesos de conformación por deformación plástica.

### 10.1 CURVAS DE TENSIÓN Y DEFORMACIÓN NOMINAL

La Fig. 10.1 muestra una barra de sección transversal uniforme en condiciones de ausencia de carga (línea discontinua) y con carga (línea continua). Sin carga, la longitud de la barra es  $l_1$  y su sección transversal es  $A_1$ . Cuando se carga con la fuerza  $P$  la longitud se convierte en  $l_2$ , lo cual significa un alargamiento de  $\Delta l = l_2 - l_1$ . El alargamiento por unidad de longitud será denotado en adelante como deformación unitaria o nominal y



**Figura 10.1:** Alargamiento de una barra de sección transversal uniforme por la aplicación de una carga  $P$

se designará con la letra  $e$ :

$$e = \frac{l_2 - l_1}{l_1} = \frac{\Delta l}{l_1} = \frac{l_2}{l_1} - 1 \quad (10.1)$$

La tensión nominal  $\sigma_{\text{nom}}$  es la carga  $P$  dividida por el área de la sección transversal original  $A_1$

$$\sigma_{\text{nom}} = \frac{P}{A_1} \quad (10.2)$$

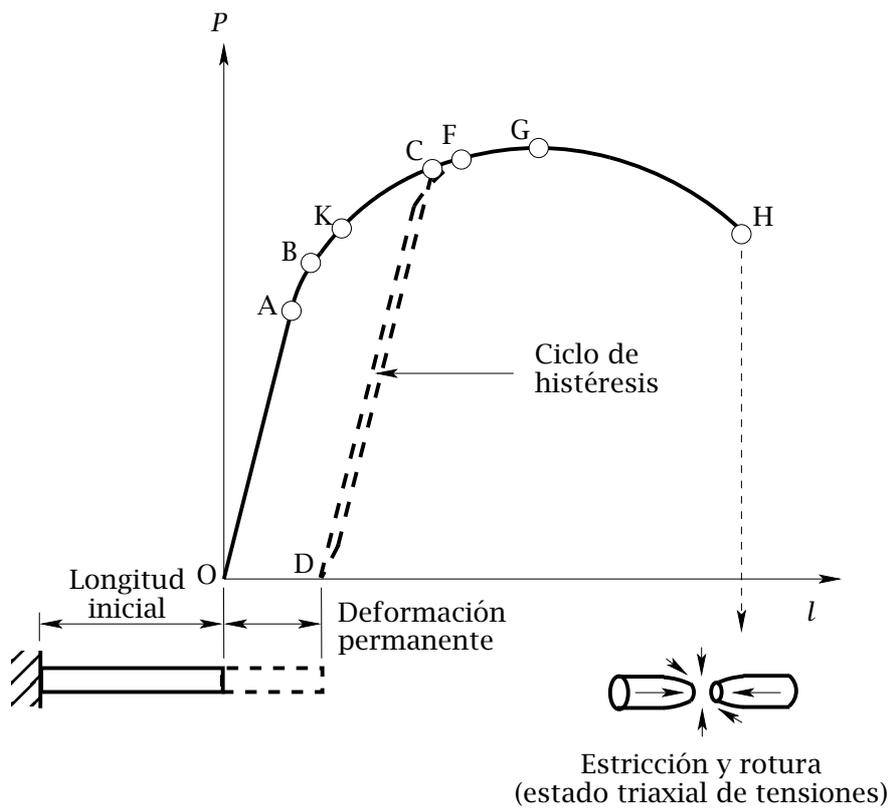
Cuando la carga aplicada tiende a alargar la probeta, la tensión es positiva y se denomina de tracción y cuando la carga tiende a comprimir la probeta la tensión es negativa y se denomina de compresión.

El diagrama de fuerza-alargamiento de la Fig. 10.2, obtenido en un ensayo de tracción, puede ser transformado en un diagrama de tensión-deformación simplemente haciendo el siguiente cambio en los ejes:  $\sigma_{\text{nom}} = P/A_1$  y  $e = \Delta l/l_1$ . Por tanto, el diagrama de la Fig. 10.2 puede ser usado tanto como diagrama  $P - \Delta l$  o como diagrama  $\sigma_{\text{nom}} - e$ . A continuación se hará un análisis de los distintos tramos y puntos característicos que aparecen en este tipo de curvas.

Cuando se carga una probeta, la deformación será elástica hasta el punto B de la figura. Esto significa que cuando cesa la carga en esta región, la probeta regresará a su longitud original  $l_1$ . El esfuerzo es proporcional a la deformación hasta el punto A, es decir, que el material cumple la ley de Hooke, la cual se puede expresar mediante la siguiente expresión

$$\sigma = Ee, \quad (10.3)$$

donde  $E$  suele ser conocido como módulo de elasticidad o módulo de Young. Este parámetro es un número característico para cada material o grupo de materiales. Si la deforma-



**Figura 10.2:** Diagrama de fuerza alargamiento/esfuerzo de deformación derivado de una prueba de tracción.

ción continúa de A a B, ésta seguirá siendo elástica, pero ya no será válida la proporcionalidad definida por la Ecuación (10.3). El punto A se suele denotar como límite de proporcionalidad y el punto B límite de elasticidad. Debe mencionarse que para la mayoría de materiales el límite de elasticidad está ligeramente por encima del límite de proporcionalidad.

Cuando la deformación rebasa el punto B, la probeta no regresará a su longitud original debido a que ya ha sido deformada plásticamente (esto es, la longitud ha sido incrementada permanentemente). El límite elástico B se define en la práctica como la tensión necesaria para alcanzar una deformación permanente de entre 0,001 y 0,03% de la longitud inicial. Si la deformación continúa hasta el punto C, la deformación permanente o plástica después de cesar la carga será OD. Si la probeta se carga nuevamente se obtendrá la curva DF, y después del punto F se generará la curva que se hubiera obtenido de no interrumpirse la carga. La línea DF tiene la misma pendiente que OA. Esta pendiente es igual al módulo  $E$  de Young sobre un diagrama de tensión-deformación. Normalmente se pierde una pequeña cantidad de energía en el proceso de carga y descarga, lo cual se puede observar en la figura mediante el exagerado ciclo de histéresis entre D y C. Como se muestra en la figura, la probeta inicia nuevamente su deformación plástica en el punto F, lo cual significa que el material se ha vuelto más duro y menos dúctil que en su estado inicial. Si la deformación continúa más allá del punto F, la carga crece hasta el punto G donde alcanza su máximo valor, después de lo que disminuye hasta el punto H donde se produce la fractura del material.

Se ha verificado experimentalmente que durante la deformación plástica de los metales no ocurren cambios volumétricos apreciables. Esto significa que el alargamiento plástico debe ir acompañado por una disminución correspondiente en la sección transversal (o una contracción en la dimensión lateral). Para deformaciones menores que la del punto G (Fig. 10.2), la sección transversal disminuye continuamente mientras aumenta la carga necesaria para continuar la deformación debido al endurecimiento por trabajo en frío. En el punto G, el incremento de carga debido al endurecimiento por trabajo en frío se equilibra exactamente con la disminución de carga debida a la reducción de área transversal (esto es, los efectos de la reducción de área y el endurecimiento por trabajo en frío se equilibran entre sí). Para deformaciones más grandes que la del punto G domina la contracción de área, la deformación se vuelve inestable y ocurre una estricción

localizada (reducción de la sección transversal). La estricción o cuello se presenta en la parte más débil de la probeta y los alargamientos posteriores de la longitud calibrada se deben totalmente al alargamiento local del cuello (Fig. 10.2).

Es evidente que la tensión real o verdadera  $\sigma$  en la probeta se obtendrá dividiendo la carga  $P$  entre el área  $A$ , de la sección transversal verdadera. Así,

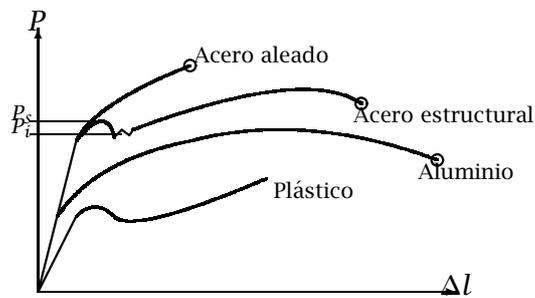
$$\sigma = \frac{P}{A}. \quad (10.4)$$

Por tanto, la tensión verdadera  $\sigma$  es más grande que la tensión nominal  $\sigma_{\text{nom}}$  (Fig. 10.3), puesto que  $A < A_1$ . Para deformaciones mayores que la del punto G, la tensión deja de ser uniaxial debido a la estricción y en consecuencia la ecuación anterior no se podría usar sin una corrección.

El diagrama para acero aleado que se muestra en la figura 10.3 es típico de los materiales que no se pueden deformar plásticamente, o que sólo se pueden deformar ligeramente (esto es, la fractura ocurre antes de que surja la estricción o la inestabilidad). Por otro lado, en muchos materiales plásticos la inestabilidad no origina estricción (esto es, la probeta se deforma uniaxialmente hasta que ocurre la fractura). La Fig. 10.3 muestra algunos diagramas típicos de carga-alargamiento, obtenidos a temperatura ambiente y con baja velocidad de alargamiento (condiciones estáticas), para diferentes materiales. Los cuatro ejemplos de la Fig. 10.3 ilustran cómo varía con el material la relación entre carga y alargamiento. La curva para el acero dulce o estructural es poco usual en los materiales metálicos, en el sentido de que una vez desviada del comportamiento elástico a una carga  $P_u$ , se presenta una fluencia no uniforme a una carga inferior  $P_l$ . La mayoría de metales presentan un comportamiento similar al del aluminio, donde en la fluencia no ocurre ninguna reducción de carga. La gráfica mostrada en la Fig. 10.2 es típica para materiales plásticos.

### 10.1.1 Otros ensayos de tensión-deformación

A menudo es conveniente determinar las propiedades del material en una prueba de compresión, debido a que numerosos procesos de fabricación se realizan bajo cargas de compresión, con lo cual la prueba da información más cercana a la realidad. La prueba de compresión también es útil para materiales de baja ductilidad (materiales frágiles tales como hormigón, vidrio, madera y fundición), para los cuales la prueba de tracción

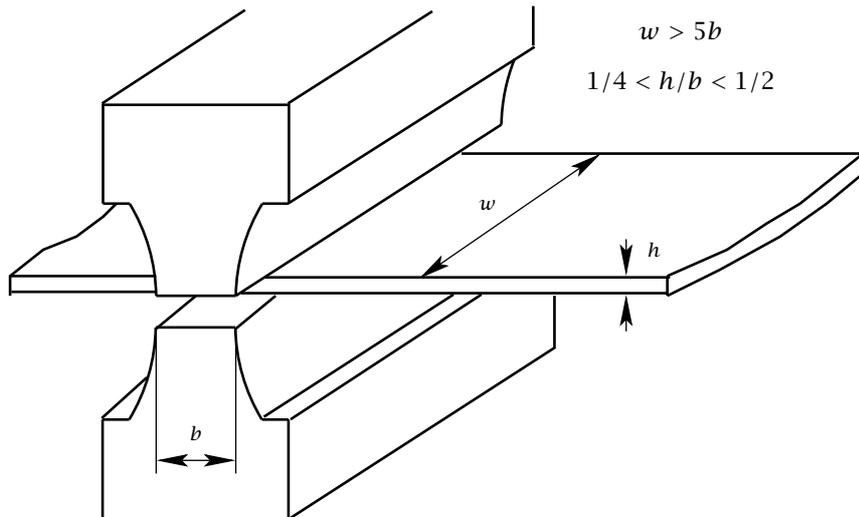


**Figura 10.3:** Diagrama de carga-alargamiento para algunos materiales.

produce fracturas con una deformación unitaria muy pequeña. La probeta cilíndrica para la prueba de compresión toma forma de barril, cuando es de un material dúctil, debido al rozamiento entre los extremos de la probeta y las placas de compresión. Por tanto, debe evitarse o minimizarse la influencia del rozamiento para determinar las propiedades verdaderas del material. A la tensión de fluencia por esfuerzo en tensión uniaxial (a tracción o compresión) será denotada en lo que sigue como  $Y$ .

Un ensayo de compresión muy útil para el estudio de alguno de los procesos de conformación que se han estudiado en capítulos previos es aquel en el que la condición de deformación es plana (ensayo Ford), es decir, la deformación en una de las direcciones es prácticamente nula. Este tipo de deformación ocurre en procesos tan importantes como el laminado de chapa o la forja con estampa semicerrada. En este ensayo de compresión, una chapa de espesor  $h$  (véase la figura 10.4) se comprime entre dos punzones planos de anchura  $b$ . La anchura  $w$  de la chapa debe ser al menos cinco veces superior a la anchura  $b$  para asegurar que la deformación lateral pueda ser considerada despreciable y la relación  $h/b$  se debe encontrar entre 0,25 y 0,5. A la tensión de fluencia por esfuerzo bajo condiciones de deformación plana será denotada en lo que sigue como  $S$ .

Existen procesos en los que las deformaciones son tan grandes que ninguno de los



**Figura 10.4:** Representación esquemática de un ensayo de compresión en condiciones de deformación plana.

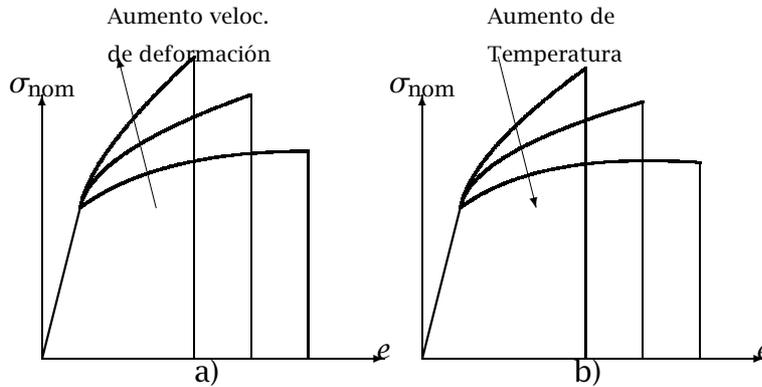
ensayos anteriores permite proporcionar información del comportamiento del material bajo tales condiciones. En estos casos se suele emplear el ensayo de torsión, para el que las dimensiones externas de la probeta ensayada permanecen prácticamente inalterables. El esfuerzo aplicado en este tipo de ensayos es de cortadura pura. A la tensión de fluencia por esfuerzo cortante puro será denotada en adelante como  $k$  y, como será demostrado más adelante, su relación con la tensión de fluencia  $Y$  obtenida en el ensayo de tensión uniaxial y la tensión de fluencia  $S$  obtenida en el ensayo de deformación plana es respectivamente, la siguiente

$$k = Y/\sqrt{3} = S/2. \quad (10.5)$$

### 10.1.2 Efecto de la velocidad de deformación, la temperatura y otros factores

Debe mencionarse que, como se muestra en la Fig. 10.5, la forma de la curva tensión-deformación se ve afectada tanto por la velocidad de deformación como por la temperatura. La velocidad de deformación está definida por

$$\frac{de}{dt} = \frac{\frac{\Delta l}{l_1}}{dt} = \frac{1}{l_1} \frac{\Delta l}{dt} = \frac{v}{l_1}, \quad (10.6)$$



**Figura 10.5:** Influencia de la velocidad de deformación a) y de la temperatura b).

donde  $v$  es la velocidad de deformación. Esto significa que la tasa de deformación unitaria es la velocidad de deformación dividida por la longitud original de la probeta. La Fig. 10.5(a) muestra que con una tasa de deformación creciente se requiere mayor tensión para obtener la misma deformación (al aumentar la tasa de deformación, se incrementa la resistencia a la deformación y disminuye la ductilidad). A medida que aumenta la temperatura, la tasa de deformación desempeña un papel más importante en la determinación del esfuerzo de fluencia. Esto es importante en el trabajo en caliente, puesto que muchos materiales tienen una tasa de deformación unitaria muy sensible a las altas temperaturas. A temperatura ambiente, el efecto de la tasa de deformación unitaria generalmente es casi despreciable.

La Fig. 10.5(b) ilustra cómo afecta la temperatura a la forma de la curva tensión-deformación. Como vimos en secciones anteriores al incrementarse la temperatura disminuye la resistencia y aumenta la ductilidad (o sea, un efecto opuesto al del incremento en la tasa de deformación unitaria). A cierta temperatura la tensión de fluencia se vuelve independiente de la deformación unitaria.

Entre otros factores importantes que pueden influir sobre el proceso de conformación por deformación plástica se pueden mencionar los siguientes: la geometría y superficie

de las herramientas, la fricción y la lubricación. El análisis de la influencia de estos factores queda fuera de los objetivos del presente texto.

## 10.2 CURVAS DE TENSIÓN REAL-DEFORMACIÓN NATURAL E INESTABILIDAD

Anteriormente se estudiaron las curvas de tensión-deformación obtenidas de las pruebas simples de tracción. Las tensiones nominales fueron definidas como

$$\sigma_{\text{nom}} = \frac{P}{A_{\text{original}}},$$

esto es, la carga se distribuyó uniformemente sobre el área transversal original. La tensión nominal no siempre describe convenientemente la tensión que experimenta el material, ya que el área transversal disminuye conforme se alarga plásticamente la probeta. Para poder efectuar cálculos razonables concernientes a la deformación de materiales es necesario conocer la tensión real que experimenta el material.

### 10.2.1 Tensión real y deformación natural

La tensión real está definida como

$$\sigma = \frac{P}{A_r}, \quad (10.7)$$

donde  $A_r$  es el área de la sección transversal actual o instantánea. La tensión real se obtiene, por tanto, dividiendo la fuerza instantánea entre el área instantánea (esto es, tanto la fuerza como el área transversal se deben medir simultáneamente).

La deformación nominal o de ingeniería se definió anteriormente como

$$e = \frac{l_2 - l_1}{l_1} 100\%,$$

donde  $l_1$  es la longitud original y  $l_2$  la longitud final. Las deformaciones nominales, al igual que las tensiones nominales, generalmente son inadecuadas para cálculos que incluyan deformaciones plásticas, donde ocurren grandes deformaciones. Con objeto de evitar esta limitación se introduce el concepto de deformación natural, real o logarítmica, a veces llamada también deformación incremental, que será expuesta en lo que sigue.

Supóngase que a una probeta de tracción que ha sido alargada plásticamente hasta una longitud  $l$  se le provoca un alargamiento adicional  $dl$ . Este aumento extra de deformación esta definido por la siguiente expresión

$$d\epsilon = \frac{dl}{l}.$$

Si la probeta se deforma de la longitud  $l_1$  a la  $l_2$ , la deformación total se obtiene por integración:

$$\epsilon_{1-2} = \int_{l_1}^{l_2} \frac{dl}{l} = \ln \frac{l_2}{l_1}. \quad (10.8)$$

A la deformación expresada a través de la ecuación (10.8) se la denotará en lo que sigue como deformación natural y se designará por  $\epsilon$ .

Algunas de las ventajas de la deformación natural comparada con la deformación nominal son las siguientes.

1. Las deformaciones naturales son aditivas. Esto resulta útil en procesos que han de efectuarse en sucesivas etapas. Por ejemplo, considérese un proceso de estirado en dos etapas (primera etapa, de  $l_1$  a  $l_2$  y segunda etapa, de  $l_2$  a  $l_3$ ). Si se utilizan deformaciones nominales, se obtendría lo siguiente

$$e_{13} = \frac{l_3 - l_1}{l_1} = e_{12} + e_{23} = \frac{l_2 - l_1}{l_1} + \frac{l_3 - l_2}{l_2}.$$

Si se utilizan deformaciones logarítmicas, se obtiene

$$\epsilon_{13} = \ln \frac{l_3}{l_1} = \epsilon_{12} + \epsilon_{23} = \ln \frac{l_2}{l_1} + \ln \frac{l_3}{l_2} = \ln \frac{l_3}{l_1}.$$

2. La deformación natural tiene los mismos valores numéricos en compresión y en tracción, lo que no es el caso para deformaciones nominales.

Por debajo de la carga máxima en el ensayo de tracción uniaxial, es posible obtener la siguiente relación entre las deformaciones natural y nominal

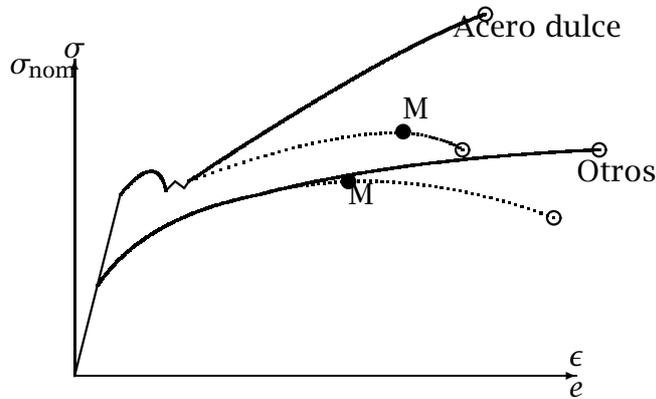
$$e = \frac{l_2 - l_1}{l_1} = \frac{l_2}{l_1} - 1,$$

esto es,

$$\frac{l_2}{l_1} = 1 + e \Rightarrow \ln \frac{l_2}{l_1} = \ln (1 + e),$$

o alternativamente,

$$\epsilon = \ln (1 + e) \text{ (hasta la inestabilidad)} \quad (10.9)$$



**Figura 10.6:** Curvas de tensión-deformación real y nominal.

Para pequeñas deformaciones,  $e$  y  $\epsilon$  tienen aproximadamente el mismo resultado (esto es,  $\epsilon \simeq e$ ).

Si las curvas de tensión-deformación se trazan ahora como curvas de tensión real-deformación natural, se obtendrán las líneas de trazo continuo de la Fig. 10.6. Las líneas punteadas son las curvas de tensión nominal-deformación nominal. En la Fig. 10.6 se puede ver que las curvas de tensión real-deformación natural no muestran un máximo como en los casos de las curvas de tensión nominal. En  $M$  el endurecimiento por deformación y la disminución de área transversal se equilibran exactamente entre sí. Más allá de  $M$  predomina la disminución de área, lo que da lugar a un fenómeno de estricción que conduce en este caso a un sistema tridimensional de tensiones. Dividiendo la fuerza instantánea entre el área instantánea más pequeña se puede obtener una tensión real media. Después de la estricción, la tensión real verdadera sólo se puede determinar corrigiendo la tensión real media para el sistema tridimensional de tensiones. En los procesos de conformación por deformación plástica sólo son de interés las deformaciones que ocurren hasta el principio de la estricción, donde se presenta la inestabilidad del material. Por tanto, no se analizará en este contexto la corrección de la tensión real.

En adelante se usará la tensión real y deformación natural ( $\sigma, \epsilon$ ), ya que como se

mencionó anteriormente, reflejan las condiciones que experimenta el material durante la mayoría de los procesos de conformación por deformación plástica que serán objeto de estudio en el presente texto.

### 10.2.2 Constancia del volumen

Basándose en observaciones experimentales se encontró que, para los metales, el volumen del material es prácticamente constante durante la deformación plástica. La constancia de volumen puede ser expresada del siguiente modo

$$\frac{dV}{d\epsilon} = 0, \quad (10.10)$$

donde  $V$  es el volumen del material sometido a deformación plástica y  $\epsilon$  es la deformación natural.

Considérese un paralelepípedo con las dimensiones  $l_1$ ,  $l_2$  y  $l_3$ , las cuales son deformadas a  $l_1 + \Delta l_1$ ,  $l_2 + \Delta l_2$  y  $l_3 + \Delta l_3$ . La constancia de volumen exige que,

$$(l_1 + \Delta l_1)(l_2 + \Delta l_2)(l_3 + \Delta l_3) = l_1 l_2 l_3.$$

Esto puede ser expresado como

$$\left(1 + \frac{\Delta l_1}{l_1}\right) \left(1 + \frac{\Delta l_2}{l_2}\right) \left(1 + \frac{\Delta l_3}{l_3}\right) = 1,$$

o

$$(1 + e_1)(1 + e_2)(1 + e_3) = 1,$$

donde  $e$  es la deformación nominal. Tomando logaritmos, se puede obtener

$$\ln(1 + e_1) + \ln(1 + e_2) + \ln(1 + e_3) = 0,$$

y usando la ecuación (10.9) se obtiene

$$\epsilon_1 + \epsilon_2 + \epsilon_3 = 0. \quad (10.11)$$

En el ensayo de tracción, la constancia de volumen puede ser expresada también como  $Al = A_1 l_1 = A_2 l_2$ , donde  $A$  es el área transversal y  $l$  la longitud. Esto, combinado con la ecuación (10.8), permite obtener la siguiente expresión

$$\epsilon_{1-2} = \ln \frac{l_2}{l_1} = \ln \frac{A_1}{A_2}. \quad (10.12)$$

La ecuación (10.12) permite calcular las deformaciones naturales incluso después de iniciada la estricción, lo cual hace que la deformación de área sea muy significativa. Además de la relación entre deformación natural y nominal (ecuación (10.9)), también se puede encontrar la siguiente relación entre la tensión nominal y real

$$\sigma = \frac{P}{A_2} = \frac{P}{A_1} \frac{A_1}{A_2} = \sigma_{\text{nom}} \frac{A_1}{A_2} = \sigma_{\text{nom}} \frac{l_2}{l_1},$$

donde  $A_2$  es el área transversal y el subíndice 1 denota el estado original. Ya que  $1 + e = \frac{l_2}{l_1}$ , la ecuación precedente puede ser expresada como

$$\sigma = \sigma_{\text{nom}}(1 + e). \quad (10.13)$$

Esta relación es válida solamente hasta que se inicia la estricción.

### 10.2.3 Inestabilidad

Como se mencionó previamente, el punto donde el endurecimiento por deformación y la disminución de área durante la deformación plástica se equilibran se llama punto de inicio de inestabilidad. Más allá de este punto se produce la estricción en el lugar más débil de la probeta y la deformación deja de estar uniformemente distribuida a lo largo de toda la longitud de la pieza para convertirse en deformación local en la región de estricción.

El punto de inicio de la inestabilidad está donde la pendiente de la curva carga-deformación llega a cero (esto es, tiene lugar un incremento de deformación sin ningún incremento de carga). Esto se puede expresar como

$$\begin{aligned} \frac{d\sigma_{\text{nom}}}{d\epsilon} = 0 &\Rightarrow \frac{dP}{dl} = 0 \Rightarrow \frac{dP}{l \cdot d\epsilon} = 0 \Rightarrow \frac{1}{l} \frac{dP}{d\epsilon} = 0 \Rightarrow \\ \frac{dP}{d\epsilon} = 0 &\Rightarrow \frac{d(\sigma A)}{d\epsilon} = A \frac{d\sigma}{d\epsilon} + \sigma \frac{dA}{d\epsilon} = 0. \end{aligned} \quad (10.14)$$

Ya que  $d\epsilon = dl/l$ , y debido a la constancia del volumen,

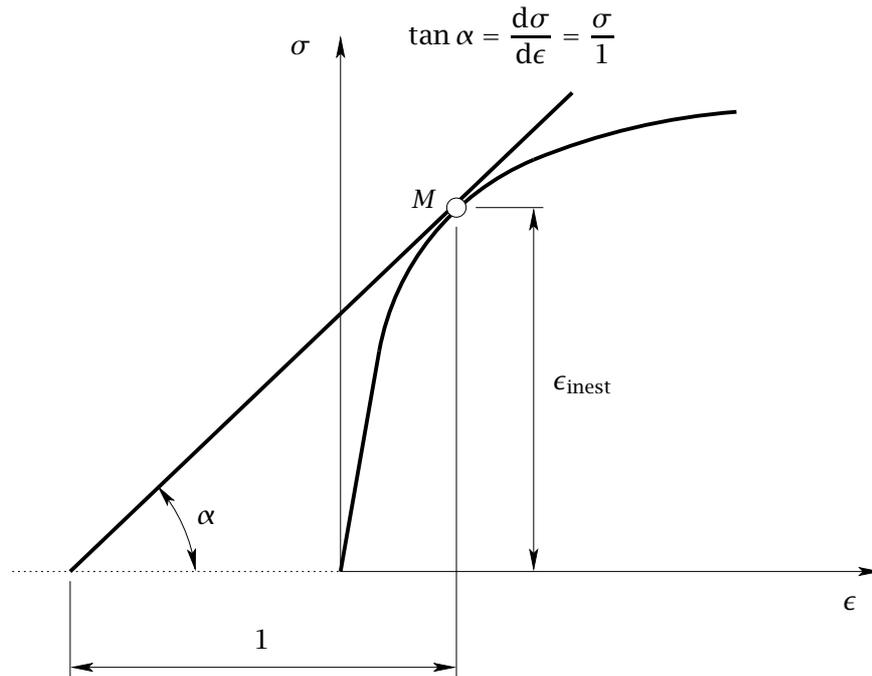
$$\frac{dV}{d\epsilon} = 0 \Rightarrow \frac{d(Al)}{d\epsilon} = A \frac{dl}{d\epsilon} + l \frac{dA}{d\epsilon} = 0;$$

luego,

$$\frac{dA}{d\epsilon} = -A.$$

Operando adecuadamente, la condición de inestabilidad resulta:

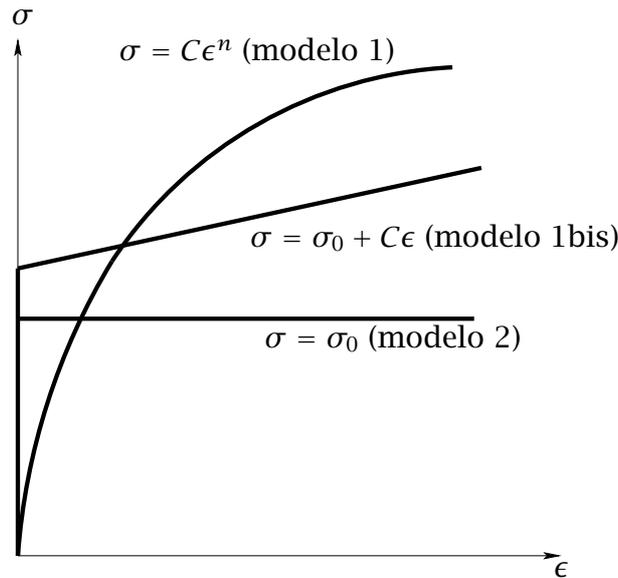
$$\frac{d\sigma}{d\epsilon} = \sigma. \quad (10.15)$$



**Figura 10.7:** Punto de inestabilidad sobre la curva tensión real-deformación natural.

Esta ecuación indica que la inestabilidad ocurre cuando la pendiente de la curva tensión-deformación iguala a la magnitud de la tensión aplicada. Debe mencionarse que el endurecimiento por deformación continúa más allá del punto de inestabilidad y por eso no hay un cambio repentino en la curva tensión-deformación real en este punto. La Fig. 10.7 muestra cómo se puede determinar gráficamente el punto de inestabilidad en una curva tensión-deformación.

En muchos procesos de conformado por deformación plástica que tienen lugar bajo la acción de tensiones de tracción, la máxima cantidad de deformación que un material dúctil puede soportar sin producirse fallos está determinada por la deformación en el punto de inestabilidad. Esto se debe a que el fenómeno de estricción normalmente arruina el producto. En consecuencia es importante poder predecir la tensión y la deformación al principio de la inestabilidad, de tal manera que se pueda especificar con seguridad los parámetros del proceso para evitar fallos de este tipo. En la Fig. 10.7 se mostró cómo podía encontrarse el punto de inestabilidad sobre la curva de tensión real-deformación natural obtenida a partir de la prueba de tracción. Sin embargo, sería mucho más conveniente que la curva de tensión-deformación pudiera expresarse analíticamen-



**Figura 10.8:** Modelos aproximados para la curva de tensión real-deformación natural.

te, ya que esto permitiría una fácil estimación tanto de la deformación como de la tensión en inestabilidad. A continuación, se examinan varios modelos analíticos de la curva de tensión-deformación.

### 10.3 CURVAS ANALÍTICAS DE TENSIÓN-DEFORMACIÓN

Pueden emplearse diferentes modelos analíticos de la curva de tensión-deformación, dependiendo del material y de la exactitud requerida. Aquí se describe el modelo más común para los materiales que endurecen por deformación (modelo 1) y un modelo para los materiales que no endurecen por deformación (modelo 2). Se debe mencionar que la disponibilidad de computadoras, las cuales pueden manejar fácilmente los datos numéricos de ensayo, han reducido la necesidad de las expresiones analíticas, aunque estas expresiones pueden ser de gran utilidad en la mayoría de cálculos aproximativos.

El modelo 1 (Fig. 10.8)

$$\sigma = C\epsilon^n \quad (10.16)$$

se suele utilizar para describir, con exactitud razonable, el comportamiento de los metales recocidos que tienen estructura reticular cúbica. Los símbolos  $C$  y  $n$  representan las constantes del material siendo  $n$  el exponente de endurecimiento por deformación. Un

modelo similar se representa también en la figura como modelo 1bis

$$\sigma = \sigma_0 + C\epsilon. \quad (10.17)$$

El modelo 2(Fig. 10.8)

$$\sigma = \sigma_0 \quad (10.18)$$

se utiliza para representar materiales plásticos perfectos. También puede ser utilizado con una exactitud razonable para materiales con muy poco o ningún endurecimiento por deformación ( $n \simeq 0$ ). Este simple modelo se usa a menudo en cálculos aproximados de tensiones medias y fuerzas medias. La tensión  $\sigma_0$  se define con frecuencia como la tensión media de fluencia  $\sigma_{0m} = (\sigma_{01} + \sigma_{02})/2$ , donde los sufijos 1 y 2 indican la tensión de fluencia antes y después de la deformación.

Ya que las deformaciones elásticas son muy pequeñas comparadas con las deformaciones plásticas, generalmente se consideran despreciables. El modelo 1 puede incluir deformaciones elásticas si  $\epsilon$  se considera como  $\epsilon = \epsilon_{\text{elástica}} + \epsilon_{\text{plástica}}$ , pero el modelo 2 no puede incluir deformaciones elásticas. Es posible combinar el modelo 2 con la ley de Hooke  $\sigma = E\epsilon$ , de tal manera que se describa un material elástico perfectamente plástico.

Los valores de las constantes en los modelos analíticos generalmente son escogidos de tal forma que se obtenga la mejor concordancia entre los modelos y las curvas experimentales. Considerando materiales que puedan ser representados por el modelo 1 (esto es,  $\sigma = C\epsilon^n$ ), el punto de inestabilidad puede ser obtenido a partir de las condiciones que se cumplen en dicho punto:

$$\frac{d\sigma}{d\epsilon} = \sigma \Rightarrow \frac{d(C\epsilon^n)}{d\epsilon} = C\epsilon^n \Rightarrow Cn\epsilon^{n-1} = C\epsilon^n \Rightarrow$$

$$\epsilon_{\text{inest}} = n.$$

Esto significa que la deformación en inestabilidad es igual al exponente de endurecimiento por deformación. Lo anterior implica que  $n$  es una medida de la capacidad del material para experimentar deformación plástica sin fallar. La tabla 10.1 muestra ejemplos típicos de los valores de  $C$  y  $n$  para diferentes materiales del modelo 1. Estos valores pueden ser usados como primeras aproximaciones preliminares, pero en la situación real  $C$  y  $n$  deben ser determinados de la curva experimental de tensión-deformación, ya que podrían ocurrir variaciones bastante grandes para los mismos tipos de materiales.

Metal	$C(N/mm^2)$	$n$
Acero dulce	640	0,22
Acero inoxidable	1560	0,50
Aluminio suave	156	0,25
Cobre suave	525	0,38
Latón	745	0,48

**Tabla 10.1:** Valores típicos de  $C$  y  $n$  en el Modelo 1 (ecuación (10.16))

# CAPÍTULO 11

---

## Teoría de la Plasticidad

---

El análisis de los procesos de conformación por deformación plástica se realiza mediante la teoría de la plasticidad que será expuesta en el presente capítulo. A partir de la teoría de la plasticidad se podrá, mediante un razonamiento lógico, hacer la selección del equipo y la planificación de cada etapa para obtener una buena productividad, o las propiedades deseadas de un producto, en una planta ya existente. El conocimiento de las tensiones mecánicas y de la deformación puede ayudar a diagnosticar las causas de rotura y sugerir los procedimientos necesarios para superar estas limitaciones. La teoría puede también contribuir sustancialmente a proyectar el equipo, aunque se debe admitir que, para poderlos realizar de manera satisfactoria, muchos proyectos son demasiado complejos para cualquier estudio teórico. Por ejemplo, en el trefilado, la fuerza de estirado o la carga de la hilera puede incrementarse fácilmente un 30% si no se elige correctamente el ángulo de la hilera. Tampoco es evidente la influencia exacta del lubricante. Para grandes reducciones de sección, el valor del coeficiente de rozamiento puede prácticamente no influir sobre la máxima pasada posible, pero en pasadas con pequeñas reducciones, el rozamiento puede suponer la mitad del esfuerzo de estirado e influir notablemente sobre la homogeneidad del producto final. En ocasiones puede no ser conveniente reducir excesivamente el coeficiente de rozamiento. Por ejemplo, en operaciones de laminado de chapa en frío, si la lubricación es excesiva, los cilindros podrían deslizar sobre la chapa impidiendo que ésta sea deformada. La teoría del conformado de metales permite evaluar estos factores. Aunque se ha avanzado bastante en los últimos años en el estudio de estos procesos mediante técnicas numéricas todavía resulta com-

plejo y laborioso dar soluciones precisas en términos cuantitativos a la mayoría de los procesos de conformado. A pesar de todo, el estudio completo de que se dispone para las versiones simplificadas de los procesos reales y las formas idealizadas de los materiales proporcionan un conocimiento, que puede tener un valor considerable para predecir la influencia de las variables reales sobre la carga de trabajo y la fluencia del metal, y para elegir las condiciones apropiadas para producir el resultado deseado. Las soluciones probablemente no serán las definitivas, pero casi con certeza reducirán el número de ensayos empíricos necesarios antes de poner a punto un proceso de fabricación.

Por otro lado, las publicaciones sobre la teoría de la plasticidad tienden, necesariamente, a ser algo especializadas y de difícil lectura para aquellos que se ocupan de esta técnica desde el punto de vista práctico. En consecuencia, los resultados no se aplican a la industria tan ampliamente como sería deseable. El propósito de este capítulo será mostrar una de estas técnicas, en concreto la del trabajo de deformación homogénea. La elección de dicha técnica ha estado motivada por su simplicidad, debido fundamentalmente por la limitación horaria de la que se dispone. En primer lugar se hará una breve introducción a la teoría de plasticidad, a continuación se expondrán los criterios de fluencia y el concepto de tensión y deformación efectiva, y por último se desarrollarán los métodos utilizados, basados en el concepto de deformación homogénea, para el cálculo de fuerzas y potencias. En la última parte del capítulo se resolverán una serie de ejercicios de aplicación práctica.

### **11.1 SITUACIÓN REAL DE LOS PROCESOS: ESTADOS TENSIONALES COMPLEJOS**

La mayor parte de la teoría de la plasticidad se ocupa de la predicción de las tensiones mecánicas o de los esfuerzos que actúan durante la deformación del metal y, en consecuencia, de las fuerzas que se deben aplicar. La carga de trabajo determina la potencia requerida y el tamaño del equipo necesario para realizar cada operación. La medida de las fuerzas también nos da idea del rendimiento de la planta en unas condiciones determinadas.

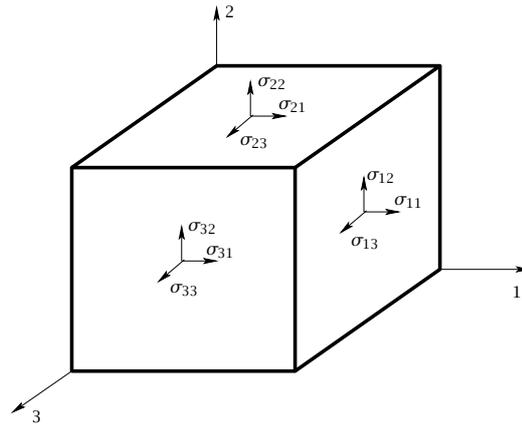
Al enfocar el problema de la determinación teórica de las cargas de trabajo, dos factores son de importancia primordial. El primero es que cuando el esfuerzo aplicado a un metal es lo suficientemente grande, el metal empieza a deformarse plásticamente. Esto

se considera como criterio de fallo en las estructuras de ingeniería. En el conformado de metales el estudio empieza exactamente donde termina la teoría de estructuras, es decir, con las tensiones que provocan la deformación plástica, y con frecuencia ignora la pequeña recuperación elástica que tiene lugar cuando desaparece la carga, tal y como se comentó en la lección anterior. En segundo lugar, en un ejemplo sencillo como puede ser el ensayo a tracción descrito en la lección anterior, la fluencia está provocada por una tensión directa que actúa solamente en una dirección y, por lo tanto, se puede predecir fácilmente. Sin embargo, en la mayoría de las operaciones reales existe al menos dos tensiones que actúan sobre un elemento del metal en la zona de deformación. Así, en el trefilado hay una fuerza de estirado sobre el alambre, que produce una tensión de tracción y una de compresión en la cara de la hilera, junto con un esfuerzo cortante superficial debido a la resistencia de rozamiento sobre la hilera. No es posible establecer inmediatamente para qué carga tendrá lugar la deformación plástica dentro de la región de la hilera. La fluencia depende de la combinación de todas las tensiones que actúan y se puede predecir solamente considerando las relaciones entre ellas. Esto se realiza mediante los denominados criterios de fluencia. Se han sugerido diversos tipos de criterios de fluencia, de los cuales en este curso se verán dos, el de Tresca y el de von Mises, por su simplicidad y precisión, respectivamente.

Una característica de estos criterios de fluencia es que en su formulación no utilizan directamente las tensiones que actúan sobre el cuerpo que se deforma, en cualquier sistema de referencia, sino que utilizan las tensiones que aparecen eligiendo un determinado sistema de referencia denominado sistema de ejes principales. En dicho sistema, las tensiones (denominadas tensiones principales) simplifican enormemente la teoría del conformado de metales. Por lo tanto para poder estudiar los procesos sobre los que actúa un estado complejo de tensiones deberemos en primer lugar definir ese estado en términos de sus tensiones principales y luego establecer un criterio de fluencia. A continuación se verá qué son y cómo se determinan las tensiones principales y se definirán los criterios de fluencia mencionados anteriormente.

## 11.2 TENSIONES Y PLANOS PRINCIPALES

Como se ha dicho, en la mayoría de procesos de conformación de metales, el material está sujeto a un sistema relativamente complejo de tensiones. El análisis general de la



**Figura 11.1:** Sistema de tensiones sobre un cubo infinitesimal.

influencia combinada de las tensiones requiere nueve variables: tres tensiones directas que actúan normalmente a tres planos perpendiculares entre si en el punto considerado y 6 tensiones cortantes que actúan paralelamente a estos planos. Las ecuaciones son tan engorrosas de manejar que es frecuente utilizar la notación abreviada del análisis tensorial para ellas. Aunque para este curso se utilizará fundamentalmente un enfoque relativamente sencillo, es conveniente, especialmente cuando se presentan situaciones tridimensionales de tensiones, introducir la notación tensorial. Así, la matriz de la ecuación (11.1) representa el conjunto de las 9 tensiones que definen cualquier sistema que actúa sobre un cuerpo, por ejemplo sobre el cubo de la Fig. 11.1.

$$\begin{pmatrix} \sigma_{11} & \sigma_{12} & \sigma_{13} \\ \sigma_{21} & \sigma_{22} & \sigma_{23} \\ \sigma_{31} & \sigma_{32} & \sigma_{33} \end{pmatrix} \iff \begin{pmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_z \end{pmatrix} \tag{11.1}$$

Debe mencionarse que las tensiones cortantes se presentan siempre en pares iguales, ya que cualquier proceso de cizalladura provoca un esfuerzo complementario en sentido opuesto para mantener el equilibrio rotacional. De esta manera, solamente seis de las nueve tensiones son variables independientes. Así,  $\tau_{xy} = \tau_{yx}$  ( $\sigma_{12} = \sigma_{21}$ )  $\tau_{xz} = \tau_{zx}$  ( $\sigma_{13} = \sigma_{31}$ ) y  $\tau_{yz} = \tau_{zy}$  ( $\sigma_{23} = \sigma_{32}$ ), con lo que la matriz de la ecuación 11.1 podrá

expresarse del siguiente modo

$$\begin{pmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{xy} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{xz} & \tau_{yz} & \sigma_z \end{pmatrix} \quad (11.2)$$

Los valores de cada una de estas tensiones dependerá siempre del sistema de coordenadas elegido. Con la finalidad de simplificar al máximo el sistema de tensiones, se elegirá para definir nuestro problema el sistema de ejes principales. Las tensiones principales se definen como aquellas que actúan sobre ciertos planos, que generalmente suelen quedar definidos por la dirección de las fuerzas aplicadas, en los que la tensión cortante que actúa sobre ellos es nula. Como se verá más adelante, una característica secundaria es que dos de las tres tensiones principales son las tensiones mayor y menor que actúan sobre la pieza. Estas actúan siempre en direcciones perpendiculares. El empleo de las tensiones principales simplifica enormemente la teoría del conformado de metales. De esta forma si los tres planos para un punto se eligen de manera que sean los planos principales, nos quedarán solo las tres tensiones directas, puesto que los tres pares de esfuerzos cortantes son por separado iguales a cero. Estas tensiones principales se representa con los subíndices 1, 2 y 3 de forma que  $\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$ .

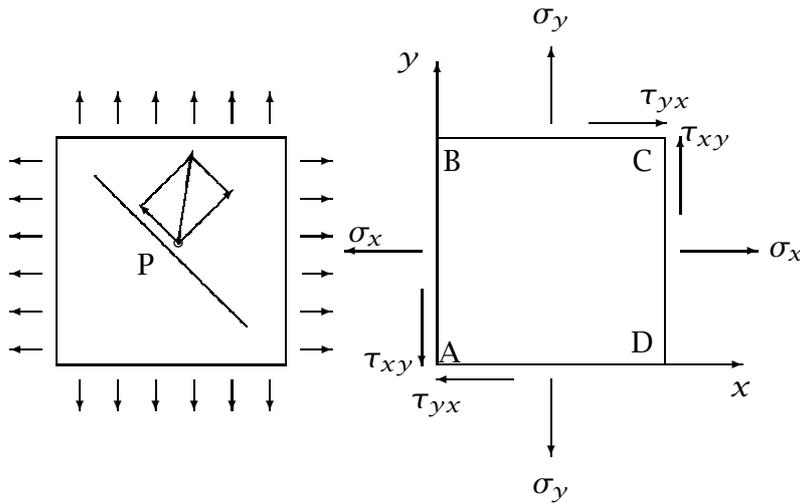
Con frecuencia, debido a la simetría u otras condiciones, se pueden considerar sólo dos tensiones directas, la mayor y la más pequeña. A diferencia de la teoría general de la elasticidad y de la plasticidad, la mayor parte de la teoría del conformado de metales se puede expresar en función de las tensiones principales sin necesidad de recurrir al análisis tensorial.

### 11.2.1 Sistema bidimensional de tensiones

Con la finalidad de explicar el concepto físico de las tensiones principales y de introducir diversos métodos para poder calcularlas, se estudiará un sistema bidimensional de tensiones. Más adelante se introducirá el sistema tridimensional.

#### Método analítico

Consideramos, en primer lugar, un sistema en el que todas las tensiones actúan en direcciones paralelas a un plano. Como se mencionó en la sección anterior, la descripción del estado de tensión depende del sistema de coordenadas escogido. En la Fig. 11.2



**Figura 11.2:** Sistema bidimensional de tensiones. Lámina bi-dimensional cargada biaxialmente.

se muestra un punto P rodeado por un elemento infinitesimal ABCD. El sistema de tensiones que actúa sobre este elemento debe estar en equilibrio si este elemento no va a cambiar de posición (esto es, a desplazarse o rotar). A partir del equilibrio instantáneo se determina que las tensiones cortantes  $\tau_{xy}$  y  $\tau_{yx}$  deben ser complementarios y de igual magnitud. Se supone que el elemento ABCD es tan pequeño que los esfuerzos no variarán dentro del elemento.

En la Fig. 11.3 se muestra un sistema bidimensional de tensiones representado por las tensiones que actúan en un triángulo recto. Se supone que se conocen las tensiones sobre los planos normales a  $x$  e  $y$ , y que se van a determinar las tensiones sobre el plano que está inclinado un ángulo  $\theta$  respecto al eje  $y$ . Ya que el sistema debe estar en equilibrio, las fuerzas se pueden resolver e igualar en cualquier dirección.

$$\sigma_{\theta}AC = \sigma_x ABC \cos \theta + \tau_{xy} BC \cos \theta + \tau_{xy} AB \sin \theta + \sigma_y BC \sin \theta$$

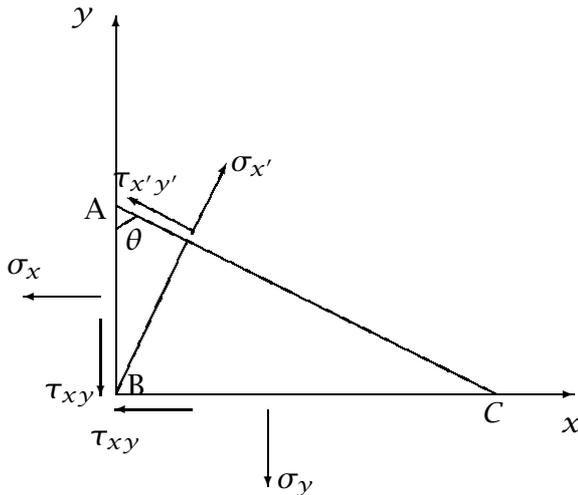
$$\sigma_{\theta}AC = \sigma_x AC \cos^2 \theta + \tau_{xy} AC \sin \theta \cos \theta + \tau_{xy} AC \sin \theta \cos \theta + \sigma_y AC \sin^2 \theta.$$

Se puede obtener

$$\sigma_{\theta} = \sigma_x \cos^2 \theta + \tau_{xy} \sin 2\theta + \sigma_y \sin^2 \theta$$

y como  $1 + \cos 2\theta = 2 \cos^2 \theta$  y  $1 - \cos 2\theta = 2 \sin^2 \theta$ , se obtiene

$$\sigma_{\theta} = \frac{1}{2} \sigma_x (1 + \cos 2\theta) + \tau_{xy} \sin 2\theta + \frac{1}{2} \sigma_y (1 - \cos 2\theta)$$



**Figura 11.3:** Sistema de tensiones sobre un plano inclinado un ángulo  $\theta$  respecto al eje  $y$ .

Agrupando términos tenemos:

$$\sigma_{\theta} = \frac{1}{2} (\sigma_x + \sigma_y) + \frac{1}{2} (\sigma_x - \sigma_y) \cos 2\theta + \tau_{xy} \sin 2\theta. \quad (11.3)$$

Por otro lado,

$$\begin{aligned} \tau_{\theta AC} &= -\sigma_x AB \sin \theta - \tau_{xy} BC \sin \theta + \tau_{xy} AB \cos \theta + \sigma_y BC \cos \theta \\ \tau_{\theta} &= -\sigma_x \cos \theta \sin \theta - \tau_{xy} \sin^2 \theta + \tau_{xy} \cos^2 \theta + \sigma_y \cos \theta \sin \theta \\ \tau_{\theta} &= \tau_{xy} \cos 2\theta - \frac{1}{2} \sigma_x \sin 2\theta + \frac{1}{2} \sigma_y \sin 2\theta \\ \tau_{\theta} &= \frac{1}{2} (\sigma_y - \sigma_x) \sin 2\theta + \tau_{xy} \cos 2\theta \end{aligned} \quad (11.4)$$

Las ecuaciones (11.3) y (11.4) constituyen la descripción completa del estado de tensiones sobre un plano inclinado un ángulo  $\theta$  respecto al eje  $y$  (esto es, el sistema  $x', y'$  se gira un ángulo  $\theta$  en sentido contrario a las manecillas del reloj con relación al sistema  $x, y$ ). Debe notarse que ocurre un cambio de signo cuando  $\theta$  está situada en el segundo y cuarto cuadrantes y consecuentemente se recomienda que para evitar errores se escoja el sistema  $x', y'$ , de tal manera que  $\theta$  esté situada en el primer cuadrante.

De la ecuación (11.4) se puede deducir que  $\tau_{\theta}$  se anula (es decir, que no existe tensión cortante en el plano  $AC$ ) cuando se selecciona un valor de  $\theta = \theta^*$  tal que:

$$\tan 2\theta^* = \frac{\tau_{xy}}{\frac{1}{2} (\sigma_x - \sigma_y)}. \quad (11.5)$$

La ecuación (11.5) define dos planos en los ángulos  $\theta^*$  y  $\theta^* + \frac{\pi}{2}$ , donde la tensión cortante es nula. Esto significa que para cualquier sistema bidimensional de tensiones existen dos planos perpendiculares entre sí en los cuales la tensión cortante es cero. Estos planos se llaman “planos principales”. Las tensiones normales que actúan sobre estos planos se llaman “tensiones principales”. Se puede demostrar por diferenciación de la ecuación (11.3) que las tensiones principales son las tensiones normales máxima y mínima del sistema

$$\frac{d\sigma_\theta}{d\theta} = -(\sigma_x - \sigma_y) \operatorname{sen}2\theta + 2\tau_{xy} \operatorname{cos}2\theta = 0,$$

$$\tan 2\theta^* = \frac{\tau_{xy}}{\frac{1}{2}(\sigma_x - \sigma_y)}.$$

Las tensiones principales se designan como  $\sigma_1$  y  $\sigma_2$ , y se eligen de tal manera que  $\sigma_1 > \sigma_2$ . Por tanto, las direcciones de tensiones principales se llaman 1 (máxima) y 2 (mínima).

De la ecuación (11.3) se determinan las magnitudes de las tensiones principales cuando se sustituye la condición dada por la ecuación (11.5). De este modo

$$\left. \begin{array}{l} \sigma_1 \\ \sigma_2 \end{array} \right\} = \frac{1}{2}(\sigma_x + \sigma_y) \pm \left[ \left( \frac{(\sigma_x - \sigma_y)}{2} \right)^2 + \tau_{xy}^2 \right]^{\frac{1}{2}}. \quad (11.6)$$

Las tensiones principales se usan a menudo para describir el estado de tensiones debido a las simplificaciones resultantes de los cálculos. Por diferenciación en la ecuación (11.4), se puede demostrar que la máxima tensión cortante ocurre sobre dos planos mutuamente perpendiculares inclinados a  $45^\circ$  respecto de los planos principales:

$$\frac{d\tau_\theta}{d\theta} = (\sigma_y - \sigma_x) \operatorname{cos}2\theta - 2\tau_{xy} \operatorname{sen}2\theta = 0,$$

$$\tan 2\theta^{**} = \frac{\frac{1}{2}(\sigma_y - \sigma_x)}{\tau_{xy}} = -\frac{\frac{1}{2}(\sigma_x - \sigma_y)}{\tau_{xy}} = -\cot 2\theta^*,$$

$$2\theta^{**} = 2\theta^* + \frac{\pi}{2} \Rightarrow \theta^{**} = \theta^* + \frac{\pi}{4}.$$

La magnitud de la máxima tensión cortante está dada por <sup>1</sup>:

$$\tau_{\text{máx}} = \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2}. \quad (11.7)$$

De la misma forma, la tensión normal sobre los planos de la tensión cortante máxima se puede demostrar que es igual a  $(1/2)(\sigma_1 + \sigma_2)$ .

<sup>1</sup>En realidad la ecuación debería ser en todo caso  $(1/2)(\sigma_1 + \sigma_3)$ . En dos dimensiones las tensiones principales son realmente  $(\sigma_1, \sigma_2, 0)$ , cuando  $\sigma_1$  y  $\sigma_2$  son del mismo signo y positivas. Si las tensiones obtenidas son de distinto signo, como normalmente ocurre, las tensiones obtenidas serían  $(\sigma_1, 0, \sigma_3)$

### Método de la circunferencia de Mohr

Las mismas condiciones de equilibrio de la sección anterior se pueden obtener gráficamente mediante el método siguiente. Mohr sugirió una representación gráfica del estado de tensiones que tiene la forma de una circunferencia en un plano de tensiones. Los resultados obtenidos en la sección anterior se pueden ver de manera más rápida y directa utilizando esta circunferencia ya que los resultados de tensiones principales y tensión cortante máxima, así como tensiones en cualquier otro plano, se pueden deducir de forma inmediata observando simplemente el diagrama de tensiones.

Si consideramos nuevamente el sistema de tensiones de la Fig. 11.3 representado por las ecuaciones (11.3) y (11.4)

$$\sigma_{\theta} = \frac{1}{2}(\sigma_x + \sigma_y) + \frac{1}{2}(\sigma_x - \sigma_y)\cos 2\theta + \tau_{xy}\sin 2\theta$$

$$\tau_{\theta} = -\frac{1}{2}(\sigma_x - \sigma_y)\sin 2\theta + \tau_{xy}\cos 2\theta,$$

y las agrupamos elevándolas al cuadrado, se puede obtener la siguiente expresión

$$\left[\sigma_{\theta} - \frac{1}{2}(\sigma_x + \sigma_y)\right]^2 + \tau_{\theta}^2 = \left[\frac{1}{2}(\sigma_x - \sigma_y)\right]^2 + \tau_{xy}^2. \quad (11.8)$$

Obsérvese que esta ecuación es de la forma

$$(\sigma - A)^2 + \tau^2 = B^2, \quad (11.9)$$

que es la ecuación de una circunferencia representada mediante los ejes  $\sigma$  y  $\tau$ , de radio

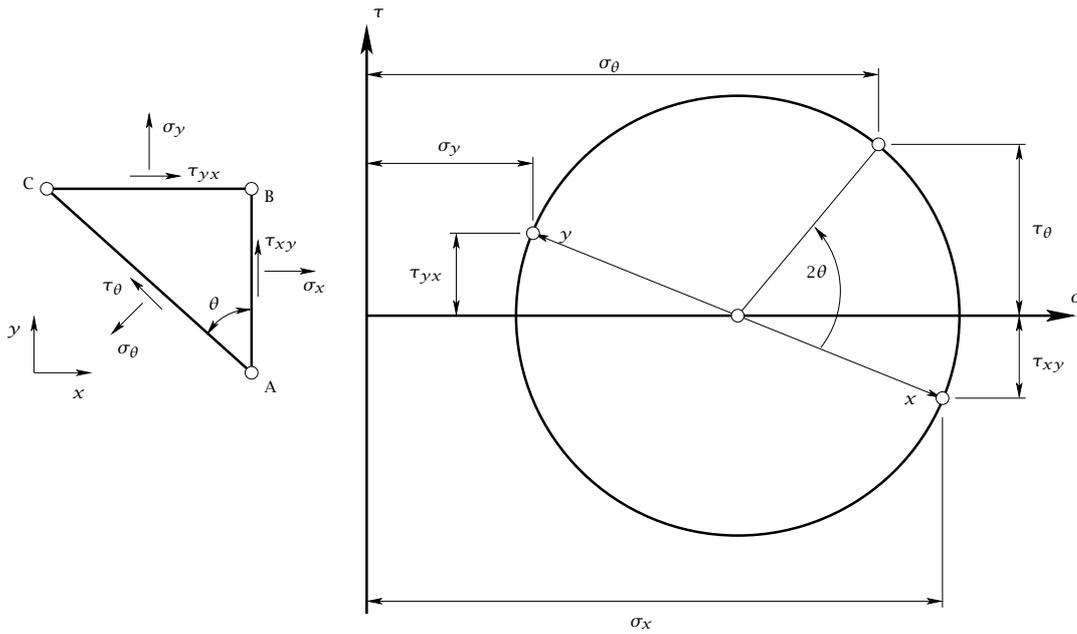
$$B = \sqrt{\left[\frac{1}{2}(\sigma_x - \sigma_y)\right]^2 + \tau_{xy}^2}, \quad (11.10)$$

y con centro en el punto  $(A, 0)$ , siendo

$$A = \frac{1}{2}(\sigma_x + \sigma_y).$$

Ésta es la circunferencia de Mohr, tal y como se representa en la Fig. 11.4.

El plano sobre el que actúan  $\sigma_{\theta}$  y  $\tau_{\theta}$  está inclinado un ángulo  $\theta$ , medido en sentido contrario a las agujas del reloj, con el plano sobre el que se encuentran  $\sigma_x$  y  $\tau_{xy}$ . Para definir estas posiciones sobre la circunferencia de Mohr es necesario adoptar algún convenio sobre el sentido de la tensión cortante. Si el esfuerzo cortante que actúa en el sentido de las agujas del reloj se supone que es positivo,  $\tau_{xy}$  tiene el valor negativo



**Figura 11.4:** Sistema de tensiones que actúa sobre un prisma elemental y circunferencia de Mohr correspondiente.

representado por  $-CD$  en la Fig. 11.4. La componente  $\sigma$  de las coordenadas del punto  $D$  es  $OC$ , igual a  $\sigma_x$ . De forma similar  $\tau_{xy} = +EF$  y  $\sigma_y = OE$ . Las tensiones principales son aquellas que actúan sobre los planos donde la tensión cortante es cero, por lo que vienen dadas por los segmentos  $OS_1$  y  $OS_2$ .

Los resultados obtenidos en la sección anterior se pueden obtener observando el diagrama de la circunferencia. Así,

- Las tensiones principales viene dadas por las siguientes expresiones

$$\sigma_1 = OS_1 = \frac{1}{2} (\sigma_x + \sigma_y) + \left[ \left( \frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \right)^2 + \tau_{xy}^2 \right]^{\frac{1}{2}},$$

$$\sigma_2 = OS_2 = \frac{1}{2} (\sigma_x + \sigma_y) - \left[ \left( \frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \right)^2 + \tau_{xy}^2 \right]^{\frac{1}{2}}.$$

- El plano a través del cual actúa la tensión cortante máxima está en un ángulo que forma  $2\theta=90^\circ$  con el plano sobre el que actúa la tensión principal en el diagrama de tensiones. En consecuencia, estos planos se cortan con un ángulo  $\theta=45^\circ$  en el espacio físico.

- La tensión cortante máxima es

$$\tau_{\text{máx}} = AH = B = \sqrt{\left(\frac{\sigma_x - \sigma_y}{2}\right)^2 + \tau_{xy}^2}.$$

### 11.2.2 Sistema tridimensional de tensiones

Al igual como se hizo para describir el sistema bidimensional de tensiones (sistema biaxial de tensiones) con las tensiones principales, se puede demostrar, considerando en equilibrio un sistema de tensiones en tres dimensiones, que siempre hay tres planos perpendiculares entre sí sobre los que las tensiones cortantes son nulas. Hay así tres tensiones principales  $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$  que nos permiten definir completamente este sistema de tensiones en las direcciones principales. Estas tensiones se pueden calcular también utilizando las circunferencias de Mohr.

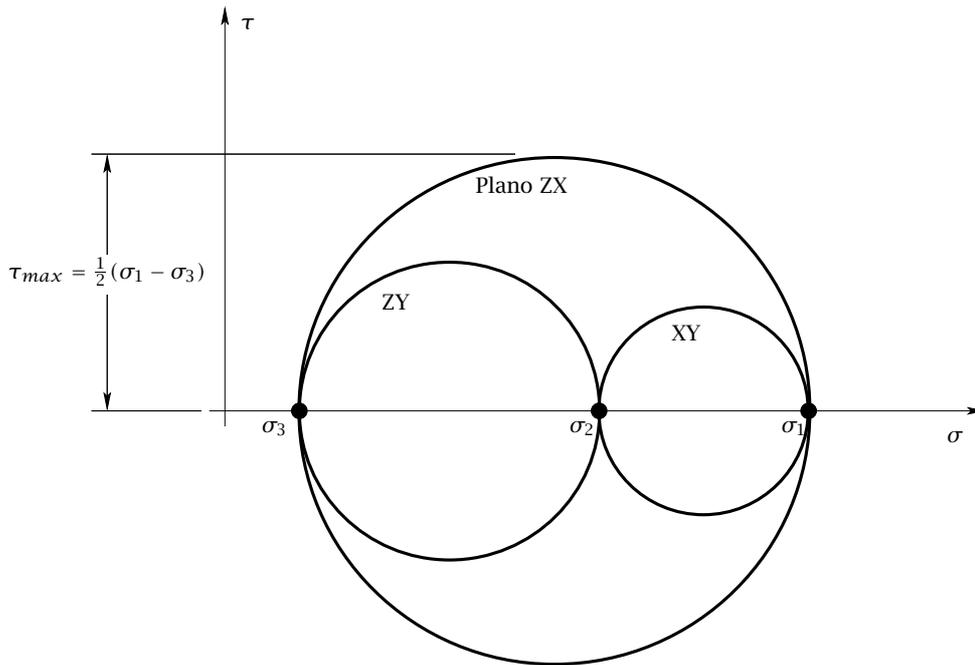
Las máximas tensiones cortantes correspondientes, que ocurren en planos inclinados a  $45^\circ$  respecto a los planos principales, son:

$$\begin{aligned} 1 - 2 : \tau_{1-2} &= \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} (= \tau_3) \\ 1 - 3 : \tau_{1-3} &= \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} (= \tau_2) = \tau_{\text{máx}} \quad (\text{absoluta}) \\ 2 - 3 : \tau_{2-3} &= \frac{\sigma_2 - \sigma_3}{2} \end{aligned} \quad (11.11)$$

Los números 1, 2 y 3 se refieren a las direcciones principales y las tensiones principales están dispuestas, como se comentó anteriormente, de tal manera que  $\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$  (véase la Fig. 11.5). Las tensiones cortantes que están entre paréntesis son llamadas a veces tensiones cortantes principales y los sufijos designan las direcciones de las tensiones. La tensión cortante máxima absoluta es  $\tau_{\text{máx}}$  y está dada por  $(\sigma_1 - \sigma_3)/2 (= \tau_2)$ . Si el estado de tensiones está dado por  $(\sigma_1, \sigma_2 = \sigma_3 = 0)$ , la tensión cortante máxima  $\tau_{\text{máx}}$  está dada por  $\sigma_1/2$ . Por tanto, en un estado tridimensional de tensiones, la mayor tensión cortante ocurre en un plano que biseca el ángulo entre los planos sobre los cuales actúan las tensiones principales más grande y más pequeña.

## 11.3 CRITERIOS DE FLUENCIA Y TENSIONES Y DEFORMACIONES EFECTIVAS

En esta sección se aplicarán las expresiones deducidas en las secciones anteriores para calcular los esfuerzos necesarios para llevar a cabo distintas operaciones de conformación por deformación plástica. A continuación se expondrán los criterios de fluencia



**Figura 11.5:** Representación mediante círculos de Mohr de un estado tri-dimensional de tensiones.

utilizados en el presente texto y se introducirá el concepto de tensión y deformación efectiva que será empleado para simplificar el análisis de procesos complejos de deformación plástica.

### 11.3.1 Criterios de fluencia

Si un material se somete a una tensión de tracción a lo largo de su eje (tracción uniaxial), la deformación plástica se inicia cuando la tensión excede un determinado valor límite conocido como tensión de fluencia  $Y$ . La tensión de fluencia se puede determinar a partir de la curva tensión-deformación ya sea como un valor característico (el punto de fluencia) o como la resistencia a la fluencia, normalmente definida como la tensión que origina una deformación permanente del 0,2%. En adelante,  $Y$  se usará como la valor del límite de fluencia para estados uniaxiales de tensión, ya sean a tracción o compresión.

En la mayoría de los procesos de conformación y corte, la deformación tiene lugar bajo estados más complejos de tensión y, por tanto, es necesario poder predecir el estado tensional en el que se inicia y mantiene la fluencia. Esto significa que se debe establecer

un criterio de fluencia que permita considerar todas las combinaciones de tensiones que producirán flujo plástico. El establecimiento de un criterio de fluencia se basa en las siguientes suposiciones y observaciones empíricas:

- Los metales son homogéneos, continuos e isótropos (esto es, tienen las mismas propiedades en todas direcciones).
- Los metales tienen la misma tensión de fluencia para compresión y tracción.
- Una presión hidrostática superpuesta no influye en la iniciación de la fluencia.

### Criterio de fluencia de Tresca

En 1864, Tresca propuso su criterio diciendo que el flujo plástico ocurre cuando la tensión cortante máxima excede un determinado valor crítico. Ya que la tensión cortante máxima es igual a un medio de la diferencia entre la mayor y menor tensión principal, el criterio de Tresca puede ser expresado del siguiente modo

$$\tau_{\text{máx}} = \frac{1}{2}(\sigma_1 - \sigma_3) \geq \text{constante } k = \tau_{\text{crit}}. \quad (11.12)$$

Debe mencionarse que la constante  $k$  podrá obtenerse directamente del límite de fluencia obtenido del ensayo de torsión mencionado en el Capítulo 10, ya que en dicho ensayo la probeta estará sometida a un estado tensional de cortadura pura.

Este criterio implica que la fluencia es independiente de la tensión principal intermedia, lo cual no es estrictamente cierto. A pesar de esto, la diferencia en términos de tensión entre el criterio de Tresca y el criterio más preciso de von Mises, que será expuesto en la siguiente sección, nunca excede un 15%. Introduciendo un factor corrector en el miembro derecho de la ecuación (11.12) (p. ej. 1,075), la diferencia entre ambos criterios pueden ser reducidas aún más.

Ya que la ecuación (11.12) es aplicable a todos los estados tensionales, la constante  $k$  (el valor crítico) se podría encontrar, por ejemplo, a partir de la tensión de fluencia en tracción uniaxial. En este caso, el estado tensional en fluencia está dado por  $\sigma_1 = Y, \sigma_2 = \sigma_3 = 0$ . La ecuación anterior resulta entonces

$$\tau_{\text{máx}} = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} = \frac{Y}{2} \geq k (= \tau_{\text{crit}}),$$

lo que significa que la tensión cortante crítica está relacionada con la tensión de fluencia en tracción simple mediante la siguiente expresión

$$k = \frac{Y}{2}.$$

Esto es muy importante, ya que  $Y$  es la propiedad más fácil de obtener. El criterio de Tresca puede ser por tanto expresado del siguiente modo

$$\sigma_1 - \sigma_3 \geq Y. \quad (11.13)$$

A un resultado análogo se podría llegar para el caso del ensayo de deformación plana.

### Criterio de fluencia de von Mises

En 1913, von Mises propuso un criterio de fluencia estableciendo que la fluencia ocurre cuando el trabajo de deformación por unidad de volumen realizado por el sistema de tensiones excede un determinado valor crítico para un material particular, lo que puede ser expresado matemáticamente como

$$(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 \geq C.$$

Ya que la constante  $C$  es la misma para todos los sistemas de tensiones, la tensión uniaxial (estado tensional  $\sigma_1 = Y, \sigma_2 = \sigma_3 = 0$  representado en la Fig. 11.6) puede ser usada para determinar  $C$ . Aplicando el criterio a este estado de tensiones resulta

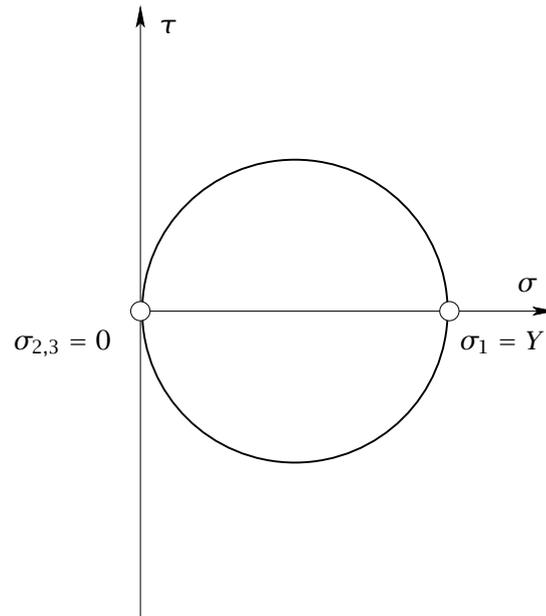
$$\sigma_1^2 + \sigma_1^2 = 2Y^2 = C.$$

Por tanto, el criterio de von Mises puede ser expresado entonces como

$$(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 \geq 2Y^2. \quad (11.14)$$

Para el estado de tensión cortante pura (véase el estado tensional representado en la circunferencia de Mohr de la Fig. 11.7), los criterios de Tresca y de von Mises dan diferentes resultados. La tensión cortante pura es equivalente a  $\sigma_1 = k, \sigma_2 = 0, \sigma_3 = -k$ :

$$\begin{aligned} \text{Tresca: } k + k = Y &\Rightarrow k = \frac{Y}{2} \\ \text{von Mises: } 6k^2 = 2Y^2 &\Rightarrow k = \frac{Y}{\sqrt{3}}. \end{aligned} \quad (11.15)$$



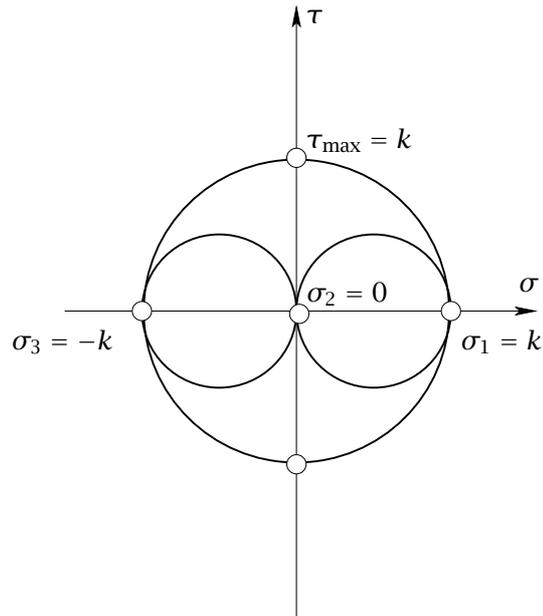
**Figura 11.6:** Estado tensional representado en una circunferencia de Mohr correspondiente a un ensayo de tracción simple uniaxial.

Esto significa que la tensión cortante crítica en fluencia difiere, en  $\frac{2}{\sqrt{3}} \approx 1,15$ . Por tanto, el criterio de von Mises requiere un valor de tensión cortante crítica 15% más alto para iniciar la fluencia que el criterio de Tresca. Para metales dúctiles se ha demostrado experimentalmente que el criterio de von Mises es más preciso, aunque el criterio de Tresca sigue siendo aplicado en muchos casos, particularmente por ingenieros de diseño, debido a su simplicidad.

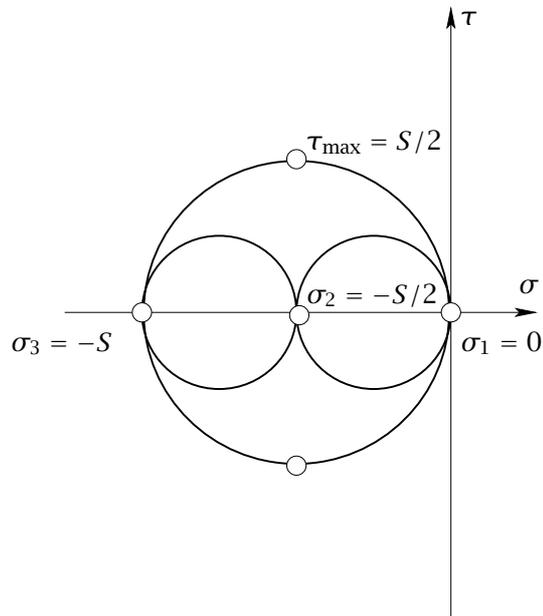
En un proceso de deformación plana (véase el estado tensional representado en la circunferencia de Mohr de la Fig. 11.8), en el que la deformación se produce siempre en un plano (por ejemplo, en el plano definido por los ejes principales 1 y 3), el incremento de deformación principal en el eje perpendicular al plano de deformación (por ejemplo, el eje 2) es nulo ( $\epsilon_2 = 0$ ). Por tanto, si no hay cambio de volumen se ha de cumplir:

$$\epsilon_1 = -\epsilon_3,$$

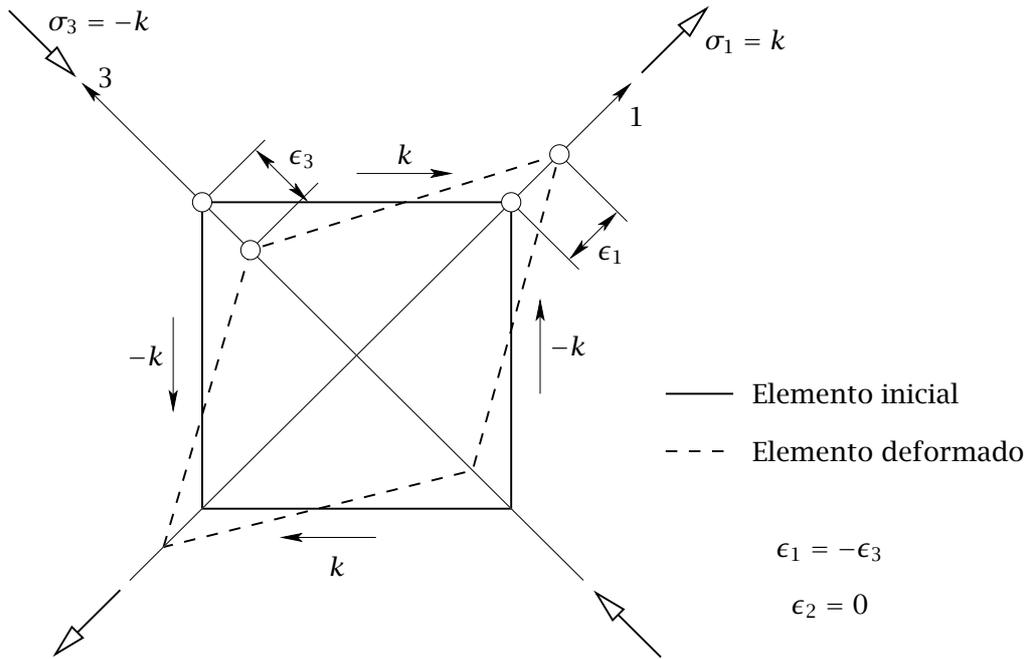
lo que equivale a un estado de deformación de cortante puro (véase el ejemplo de la Fig. 11.9 de deformación de un elemento material sometido a un estado de tensión de cortadura pura). Así, la circunferencia de Mohr para una deformación plástica plana sin



**Figura 11.7:** Estado tensional representado en una circunferencia de Mohr correspondiente a un ensayo de torsión.



**Figura 11.8:** Estado tensional representado en una circunferencia de Mohr correspondiente a un ensayo de deformación plana.



**Figura 11.9:** Ejemplo de deformación de un elemento material sometido a un estado de tensión de cortadura pura.

endurecimiento por deformación tiene siempre el radio  $\tau_{\max} = k$ . Puede existir una tensión hidrostática  $\sigma_2$  intermedia que alterará los valores de las tensiones principales máximo y mínimo pero que no influirá sobre la fluencia. Así,

$$\sigma_1 = \sigma_2 + k; \quad \sigma_3 = \sigma_2 - k.$$

Luego:

$$\sigma_2 = \frac{1}{2}(\sigma_1 + \sigma_3) \text{ y } \sigma_1 - \sigma_3 = 2k.$$

A la tensión de fluencia obtenida en un ensayo de deformación plana la denotaremos con la letra  $S$ , por tanto  $\sigma_1 - \sigma_3 = S$  y así,

$$S = 2k \approx 1,15Y.$$

### 11.3.2 Tensión y deformación efectiva

El propósito de introducir estos términos es encontrar una forma conveniente de expresar los sistemas más complejos de tensiones y deformaciones que actúan en un elemento. Esto se hace definiendo las tensiones y deformaciones efectivas o equivalentes mediante las cuales los sistemas complejos se transforman en situaciones uniaxiales equivalentes. Una ventaja importante de esto es que ahora se puede emplear la curva de tracción uniaxial-deformación para determinar, por ejemplo, las propiedades de endurecimiento por deformación.

La definición de tensión efectiva o equivalente, denotada en lo que sigue como  $\sigma_e$ , está basada en el criterio de fluencia de von-Mises y está dada por la siguiente expresión

$$\sigma_e = \left\{ \frac{1}{2} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2] \right\}^{\frac{1}{2}}, \quad (11.16)$$

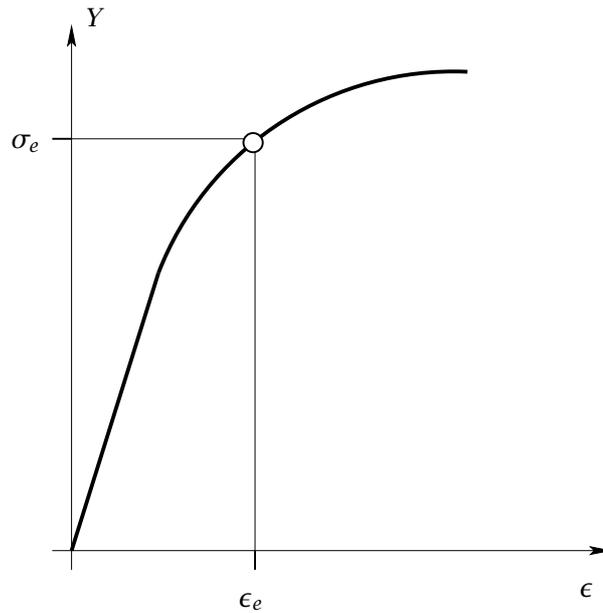
donde la constante  $1/2$  se elige de tal manera que  $\sigma_e = \sigma_1$  para un estado de tensión uniaxial  $(\sigma_1, 0, 0)$ . Esto se puede considerar básicamente como otra forma de expresar el criterio de fluencia de von-Mises; es decir, el flujo ocurre cuando  $\sigma_e \geq Y$ .

De manera similar, la deformación efectiva o equivalente  $\epsilon_e$  está definida por

$$\epsilon_e = \left[ \frac{2}{3} (\epsilon_1^2 + \epsilon_2^2 + \epsilon_3^2) \right]^{\frac{1}{2}}, \quad (11.17)$$

donde la constante  $2/3$  está escogida de tal forma que  $\epsilon_e = \epsilon_1$  para tensión uniaxial  $(\epsilon_1, \frac{-\epsilon_1}{2}, \frac{-\epsilon_1}{2})$ . Por tanto, en un diagrama de tipo  $Y - \epsilon$  como el mostrado en la Fig. 11.10 se podrá identificar fácilmente la tensión efectiva  $\sigma_e$  que se ha de aplicar para conseguir una determinada deformación efectiva  $\epsilon_e$ .

Las ecuaciones (11.16) y (11.17) constituyen un método sencillo para describir sistemas complejos de tensiones y deformaciones. La curva de tensión-deformación  $(\sigma, \epsilon)$  obtenida de una prueba de tracción puede ser considerada como un caso especial de curva tensión efectiva-deformación efectiva  $(\sigma_e, \epsilon_e)$ . Los resultados de prueba  $(\sigma_e, \epsilon_e)$  obtenidos en situaciones complejas pueden de este modo compararse directamente con los resultados obtenidos en pruebas simples de tracción o compresión. Lo contrario es cierto en situaciones normales; es decir, las curvas de tracción uniaxial-deformación pueden ser usadas directamente en situaciones complejas cuando están expresadas en términos de  $\sigma_e$  y  $\epsilon_e$ .



**Figura 11.10:** Obtención en un diagrama  $Y - \epsilon$  de la tensión efectiva  $\sigma_e$  necesaria para provocar una deformación efectiva  $\epsilon_e$ .

## 11.4 CÁLCULO DE FUERZAS Y POTENCIAS

En cualquier proceso de conformación plástica, es necesario determinar el trabajo y fuerzas necesarias para llevar a cabo la deformación del material, lo que es necesario para el diseño y selección de la maquinaria requerida. A continuación se va a exponer uno de los métodos más sencillos utilizados para estimar la fuerza, el trabajo y la potencia necesaria para llevar a cabo la operación de conformación. Este método se conoce con el nombre de método del trabajo ideal o método del trabajo de deformación homogénea.

### 11.4.1 Trabajo de deformación homogénea

El método del trabajo ideal se basa en calcular el trabajo plástico ideal necesario para cambiar la forma de una pieza durante una determinada operación de conformación, para luego, usando un factor de eficiencia obtenido de forma experimental, modificar este resultado para incluir las contribuciones no ideales al trabajo. Por lo tanto, este método es en parte analítico (predictivo) y en parte empírico, puesto que necesita de la práctica experimental para obtener los coeficientes que modifican el trabajo ideal calculado de

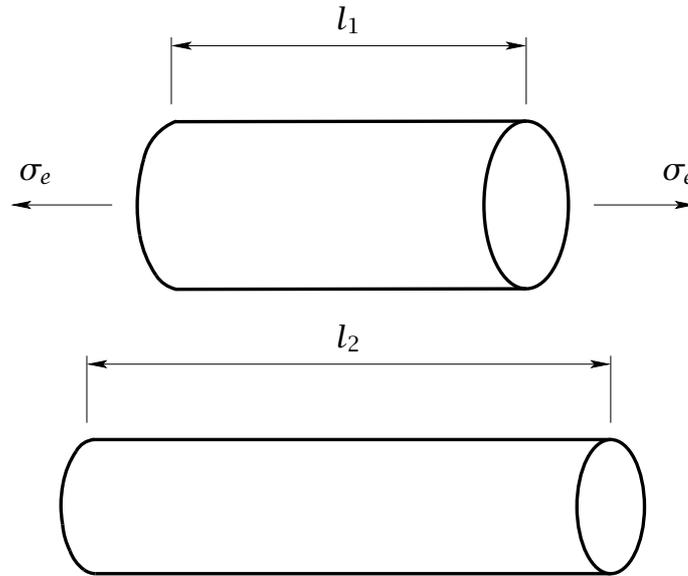


Figura 11.11: Redondo sometido a tracción simple uniaxial.

forma analítica. El método se usará para estimar los requisitos de fuerza y potencia para una determinada operación de conformación cuando se hayan estudiado previamente otras operaciones de conformación similares.

**Trabajo ideal u homogéneo en tracción simple uniaxial.** Para ilustrar el método, se va a calcular el trabajo ideal realizado durante la deformación de un redondo como el mostrado en la Fig. 11.11 sometido a un esfuerzo de tracción (básicamente el trabajo realizado sería similar al calculado en un ensayo a tracción realizado sobre una probeta de sección circular). El trabajo de deformación necesario para producir un incremento de longitud diferencial  $dl$  se puede expresar del siguiente modo

$$dw = A\sigma_e dl = A\sigma_e d\epsilon_e.$$

Por tanto, si observamos la curva de tensión-deformación de la Fig. 11.12, se puede ver que el trabajo de deformación por unidad de volumen para obtener un incremento de deformación de  $d\epsilon_e$  se puede expresar como

$$\frac{dw}{V} = \sigma_e d\epsilon_e,$$

Integrando entre los estados de deformación 1 y 2, y suponiendo que la deformación es

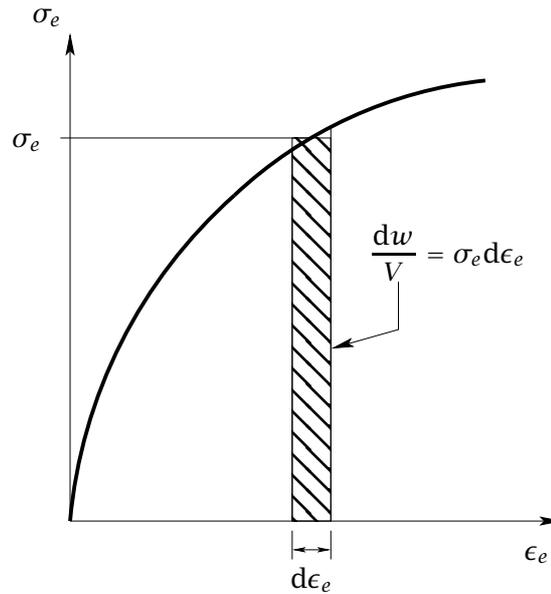


Figura 11.12: Determinación del trabajo de deformación.

homogénea, se puede obtener

$$\frac{w}{V} = \int_{\epsilon_{e1}}^{\epsilon_{e2}} \sigma_e d\epsilon_e. \tag{11.18}$$

Si no existe una función analítica  $\sigma_e(\epsilon_e)$ , se puede utilizar un valor medio de la tensión efectiva

$$\sigma_{em} = \frac{1}{2}(\sigma_e(\epsilon_{e1}) + \sigma_e(\epsilon_{e2})),$$

resultando

$$\frac{w}{V} = \sigma_{em}(\epsilon_{e2} - \epsilon_{e1}). \tag{11.19}$$

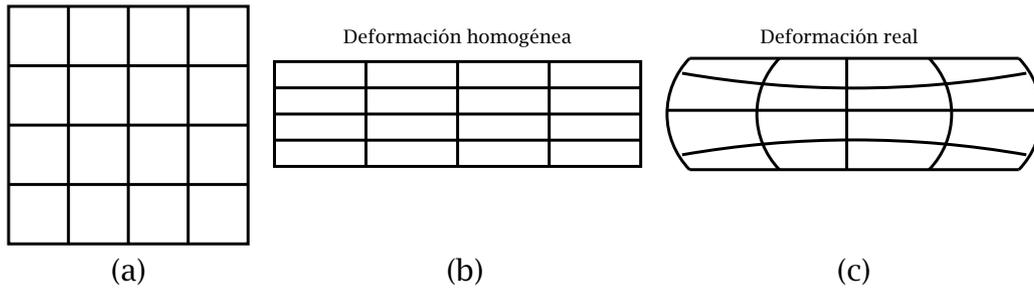
Si la tensión de fluencia puede ser expresada mediante el modelo  $\sigma_e = C\epsilon_e^n$ , la ecuación del trabajo de deformación homogénea por unidad de volumen resulta

$$\frac{w}{V} = \frac{C}{n+1} (\epsilon_{e2}^{n+1} - \epsilon_{e1}^{n+1}). \tag{11.20}$$

Si la deformación inicial  $\epsilon_{e1}$ , es cero, la ecuación anterior se transforma en

$$\frac{w}{V} = \frac{C}{n+1} \epsilon_e^{n+1}. \tag{11.21}$$

El trabajo representado por las ecuaciones (11.19), (11.20) y (11.21) es el trabajo mínimo para llevar a cabo la deformación. Este trabajo puede recibir el nombre de trabajo plástico interno ideal, trabajo ideal o trabajo de deformación homogénea, y depende



**Figura 11.13:** a) Pieza de trabajo original; b) deformación homogénea; c) deformación no homogénea de la pieza de trabajo.

únicamente de la geometría inicial y de la final (deformación inicial y final). Pero en los procesos reales, el trabajo no va a depender únicamente de las configuraciones inicial y final, sino que va a depender también de cómo son aplicadas las fuerzas y de otros factores como la fricción entre las herramientas y el material deformado.

Para calcular el trabajo total<sup>2</sup> realizado para deformar el redondo de la figura será necesario añadir, a este trabajo ideal, el debido a la fricción entre la herramienta y la pieza de trabajo (trabajo de fricción) y el debido a las distorsiones internas del metal (trabajo redundante (Fig. 11.13)).

El trabajo por unidad de volumen también se puede expresar aproximadamente mediante la tensión media de fluencia  $\sigma_{em}$  multiplicada por la deformación, obteniéndose:

$$\frac{w}{V} = \sigma_{em} (\epsilon_{e2} - \epsilon_{e1}).$$

Por lo tanto podemos deducir:

$$\sigma_{em} = \frac{1}{\epsilon_{e2} - \epsilon_{e1}} \int_{\epsilon_{e1}}^{\epsilon_{e2}} \sigma_e d\epsilon_e. \tag{11.22}$$

Este trabajo total deberá coincidir con el trabajo exterior realizado por la fuerza aplicada. Dicho trabajo externo se calculará como

$$dw_{ext} = Fdl \Rightarrow w_{ext} = \int_{l=l_0}^{l=l} Fdl. \tag{11.23}$$

---

<sup>2</sup>Con este método no se hará distinción entre trabajo plástico y trabajo plástico más trabajo elástico. En todas las operaciones de conformación que implican grandes deformaciones plásticas, el error cometido al despreciar la componente elástica tanto de la deformación como del trabajo es muy pequeño.

Para tracción simple uniaxial la fuerza  $F$  la podemos expresar como

$$F = \sigma A,$$

donde  $A$  es el área transversal verdadera sobre la que se aplica la fuerza necesaria para llevar a cabo la deformación (en este caso sería la sección del rodillo) y  $\sigma$  sería la tensión en dicha sección, y  $dl$  es

$$dl = l d\epsilon.$$

Por lo que

$$dw_{ext} = F dl = \sigma A l d\epsilon = V \sigma d\epsilon, \quad (11.24)$$

donde  $\sigma$  es la tensión en la dirección en la cual actúa la fuerza  $F$  y  $\epsilon$  la deformación en dicha dirección.

Para calcular la potencia exterior ( $N$ ) necesaria para efectuar el conformado, se debe conocer la velocidad de accionamiento ( $v$ ), o el tiempo ( $t$ ) durante el cual es suministrada la fuerza. Luego

$$N = Fv = \frac{w_{ext}}{t}. \quad (11.25)$$

**Procesos de conformado por deformación plástica reales** El trabajo ideal (para deformación homogénea) realizado durante un ensayo a tracción es, en realidad, el total del trabajo realizado, al menos mientras la deformación sea uniforme. Es decir, en el ensayo a tracción podemos considerar prácticamente nulo el trabajo de fricción y el trabajo redundante, puesto que no hay contacto, no hay un trabajo superficial realizado y la suposición de deformación homogénea es casi correcta. Para procesos donde los coeficientes de fricción son bajos, la concordancia entre el trabajo y las fuerzas reales en general es aceptable.

Sin embargo, para operaciones reales de conformación, tanto el contacto y la fricción como la deformación redundante estarán siempre presentes afectando significativamente al trabajo necesario para efectuar la deformación. Por tanto, tal y como se acaba de comentar el trabajo real podemos dividirlo en estos casos en tres tipos de trabajo:

1. Trabajo ideal. Es el trabajo mínimo para completar el cambio de forma especificado  $w_i$ .
2. Trabajo redundante. Es el trabajo debido a las distorsiones internas del material para lograr el cambio de forma especificado  $w_r$ .

3. Trabajo de fricción. El trabajo necesario para vencer el rozamiento entre las superficies de contacto del material y la herramienta  $w_f$ .

Por lo tanto, para obtener el trabajo real necesario para realizar la deformación de la pieza habrá que estimar el trabajo de fricción y el trabajo redundante. Esta estimación generalmente se realiza introduciendo factores empíricos de corrección que relacionen el trabajo ideal para realizar el proceso y el trabajo realmente necesario. Así, podemos definir una cantidad muy útil denominada eficiencia del proceso como

$$\eta = \frac{\text{Trabajo ideal}}{\text{Trabajo real}}. \quad (11.26)$$

En la siguiente tabla se muestran valores típicos de la eficiencia de varias operaciones de conformación de metales<sup>3</sup>.

Proceso	Valor de $\eta$
Tensión uniaxial	$\approx 1$
Forja	0.20-0.95
Laminado plano	0.80-0.90
Embutición profunda	0.75-0.80
Trefilado	0.55-0.70
Extrusión	0.5-0.65

A partir del trabajo ideal y conociendo la eficiencia del proceso, o estimando el trabajo de fricción y redundante de datos obtenidos por la experiencia, podríamos calcular el trabajo, fuerza y potencia necesaria para realizar un determinada operación de conformación.

A la hora de aplicar y estimar fuerzas y potencias mediante este método es conveniente distinguir entre dos tipos de procesos:

- Procesos en los que la fuerza o carga externa necesaria para provocar la deformación se aplica directamente a toda la sección transversal de deformación de la pieza. Como ejemplos de esta situación podríamos tener el ensayo a tracción o a compresión, el proceso de laminación o un proceso de forja libre. En este tipo de procesos, la fuerza se puede determinar por el procedimiento del trabajo en deformación homogénea descrito anteriormente (método indirecto) o directamente y de una forma

<sup>3</sup>La eficiencia muy baja en la forja ocurre en piezas delgadas, donde la disipación de energía es debida fundamentalmente a los efectos de fricción.

más sencilla (método directo), como veremos en la siguiente sección, a través del producto de la tensión provocada por dicha fuerza y del área transversal sobre la que actúa.

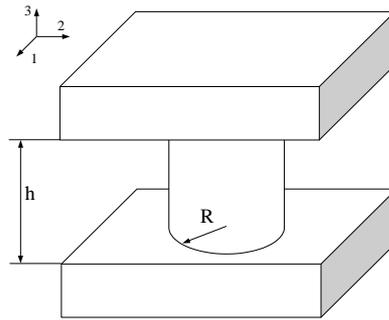
- Procesos en los que la fuerza o carga externa se aplica sobre una zona del material distinta a la que sufre en ese momento el proceso de deformación. Ejemplos de este tipo serían, por ejemplo, el estirado, el trefilado o la extrusión. En los dos primeros la fuerza se aplica sobre el material que ya ha sido deformado y sirve de nexo de unión con el material que se está deformando. En la tercera (extrusión) la fuerza externa se aplica sobre el material que aún no ha sufrido la deformación. En este tipo de procesos la forma más conveniente de calcular la magnitud de la fuerza sería mediante el método indirecto, es decir, calculando el trabajo realizado en la deformación, igualando con el trabajo exterior y despejando finalmente la fuerza o carga externa aplicada.

## 11.5 ANÁLISIS DE EJEMPLOS

Tal y como se comentó al final de la sección anterior, para el cálculo de fuerzas y potencias en procesos de conformación por deformación plástica, vamos a distinguir dos grupos. En el primero englobaremos procesos como la forja y la laminación, que serán analizados mediante el método directo de aplicación de cargas, y en el segundo grupo se englobarán procesos como el trefilado, el estirado y la extrusión, que serán analizados mediante el método indirecto del trabajo de deformación homogénea. Debe mencionarse que aunque las fuerzas necesarias para realizar todos estos procesos se pueden estimar o calcular con el método de trabajo para la deformación homogénea, la estimación de las fuerzas para el primer grupo se puede hacer de una forma más sencilla mediante el método directo que se describirá a continuación.

### 11.5.1 Método directo

A continuación se analizan mediante el método directo de aplicación de cargas los procesos de forja libre, forja con estampa semicerrada y laminación.



**Figura 11.14:** Proceso de forja libre de una pieza cilíndrica.

### Forja libre

La forja libre (forja en matriz abierta) es el proceso más antiguo de conformado de metales (Fig. 8.1(a)), en el que no se confina el flujo del metal, en contraste con la estampa que contiene la forma y dimensiones de la pieza a fabricar. Se trata de un proceso de conformación en caliente. El metal se calienta hasta la temperatura correcta antes de colocarse en un soporte llamado yunque, golpeando seguidamente el metal con un martillo accionado mecánicamente, con vapor o neumáticamente. La forma deseada la obtiene el operario cambiando entre golpes la posición de la pieza. Básicamente el material está sometido en este proceso a esfuerzos de compresión, por lo que las tensiones principales del sistema son  $\sigma_1 = \sigma_2 = 0$  y  $\sigma_3 = -F/A$ , siendo  $F$  la carga externa aplicada y  $A$  el área de contacto entre punzón y material de la pieza. En la Fig. 11.14 se muestra un ejemplo de forja libre de una pieza cilíndrica.

En este caso, la tensión efectiva resultará ser igual a

$$\sigma_e = \frac{F}{A}.$$

Para que se produzca la deformación plástica del material, esta tensión a de ser mayor o igual al límite de fluencia en tensión uniaxial  $Y$ , por tanto, la carga necesaria para deformar plásticamente el material resultará

$$F = YA.$$

Puede comprobarse fácilmente que se puede llegar al mismo resultado anterior utilizando el procedimiento indirecto que se estudiará más adelante, aunque a costa de una mayor complejidad.

Por simetría, las deformaciones en los ejes principales han de ser  $\epsilon_3$  y  $\epsilon_1 = \epsilon_2$ . Como además ha de cumplirse la siguiente relación  $\epsilon_1 + \epsilon_2 + \epsilon_3 = 0$  para que el volumen permanezca constante, se obtiene que  $\epsilon_1 = \epsilon_2 = -\frac{1}{2}\epsilon_3$ . Por tanto, la deformación efectiva resultará

$$\epsilon_e = \left[ \frac{2}{3} \left( \frac{1}{4}\epsilon_3^2 + \frac{1}{4}\epsilon_3^2 + \epsilon_3^2 \right) \right]^{\frac{1}{2}} = |\epsilon_3|.$$

**Ejemplo.** Una pieza cilíndrica de diámetro  $D_1=30$  mm y altura  $h_1=25$  mm es deformada plásticamente hasta una altura  $h_2 = \frac{3}{4}h_1$ . Si el límite de fluencia del material obtenido en un ensayo de tracción simple uniaxial puede ser descrito mediante  $\sigma = 200\epsilon^{0,35}$  N/mm<sup>2</sup> y suponiendo despreciables los efectos de distorsión y fricción, determínese:

1. La tensión verdadera al final de la deformación.
2. La tensión nominal al final de la deformación.
3. El trabajo plástico necesario para provocar tal deformación.
4. Si una probeta idéntica (mismo material y mismas dimensiones) fuese sometida a un esfuerzo de tracción ¿cuál sería el trabajo necesario para alcanzar el punto de inestabilidad?

En primer lugar se calculará la deformación producida a lo largo del eje de aplicación de la carga (eje 3). Esta deformación resultará

$$\epsilon_3 = \ln \frac{h_2}{h_1} = \ln \frac{3}{4} = -0,288.$$

Como el estado tensional producido es equivalente al de un ensayo simple uniaxial, la tensión verdadera al final de la deformación resultará

$$\sigma_3 = -200 \times 0,288^{0,35} = -129,37 \text{ N/mm}^2.$$

Por otro lado, la tensión nominal correspondiente al final de la deformación se podrá calcular dividiendo la carga aplicada por el área inicial de la pieza. Así,

$$\sigma_{\text{nom}} = \frac{F}{A_1} = \sigma_3 \frac{A_2}{A_1} = \sigma_3 \frac{D_2^2}{D_1^2} = \sigma_3 \frac{h_1}{h_2} = -172,5 \text{ N/mm}^2.$$

El trabajo plástico necesario para realizar la deformación del material

$$w_{\text{deformacion}} = V \int_0^{\epsilon_e} Y d\epsilon.$$

Teniendo en cuenta que la deformación equivalente  $\epsilon_e$  resulta ser igual a  $|\epsilon_3| = 0,288$ , se obtiene

$$w_{\text{deformacion}} = V \int_0^{\epsilon_e} 200\epsilon^{0,35} d\epsilon.$$

Integrando y teniendo en cuenta que  $V = \frac{\pi}{4} D_1^2 h_1$ , se obtiene

$$w_{\text{deformacion}} = \frac{\pi}{4} D_1^2 h_1 \frac{200}{1,35} \epsilon_e^{1,35} = 487,7 \text{ J.}$$

Por otro lado, si el mismo material se sometiese a un proceso de tracción uniaxial, la estricción se producirá cuando se cumpla la condición

$$\frac{d\sigma}{d\epsilon} = \sigma.$$

Teniendo en cuenta que  $\sigma = 200\epsilon^{0,35}$ , se obtendrá que la deformación correspondiente al punto de inestabilidad es

$$\epsilon_{\text{inest}} = 0,35,$$

por lo que el trabajo correspondiente ha de ser

$$w_{\text{inest}} = \frac{\pi}{4} \times 30^2 \times 25 \frac{200}{1,35} \times 0,35^{1,35} \times 10^{-3} = 634,6 \text{ J.}$$

### Forja con estampa semicerrada

En este tipo de procesos (véase el ejemplo de la Fig. 11.15), el esfuerzo externo aplicado es de compresión, al igual que en el caso anterior, pero la deformación del material está restringida en una dirección por una matriz o recipiente que impide el desplazamiento del material. Por tanto, la deformación se realiza exclusivamente en un plano y así, el estado tensional producido durante el proceso será equivalente al de un ensayo de deformación plana. Por tanto, las tensiones principales del proceso podrán obtenerse como  $\sigma_1 = 0$ , ya que no hay restricción alguna a la deformación a lo largo del eje principal 1,  $\sigma_2 = -\frac{1}{2}\frac{F}{A}$ , ya que la deformación es plana, y  $\sigma_3 = -\frac{F}{A}$ , siendo  $F$  la carga externa aplicada y  $A$  el área de contacto entre el punzón y la pieza. Así, la tensión equivalente resultará

$$\begin{aligned} \sigma_e &= \left\{ \frac{1}{2} \left[ (\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 \right] \right\}^{1/2} = \\ &= \left\{ \frac{1}{2} \left[ \frac{1}{4} \left( \frac{F}{A} \right)^2 + \frac{1}{4} \left( \frac{F}{A} \right)^2 + \left( \frac{F}{A} \right)^2 \right] \right\}^{1/2} = \frac{\sqrt{3}}{2} \frac{F}{A}, \end{aligned}$$

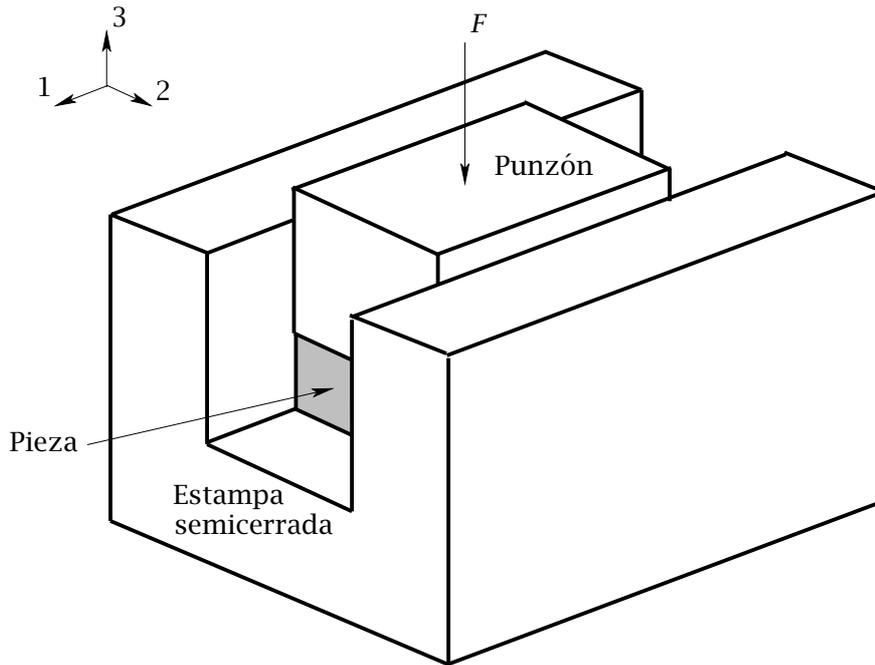


Figura 11.15: Proceso de forja con estampa semicerrada.

e igualando la tensión equivalente  $\sigma_e$  con el límite de fluencia en tensión simple uniaxial  $Y$ , se obtendrá la siguiente relación

$$\frac{\sqrt{3}}{2} \frac{F}{A} = Y.$$

Por tanto, el esfuerzo necesario para deformar plásticamente el material resultará

$$F = \frac{2}{\sqrt{3}} YA.$$

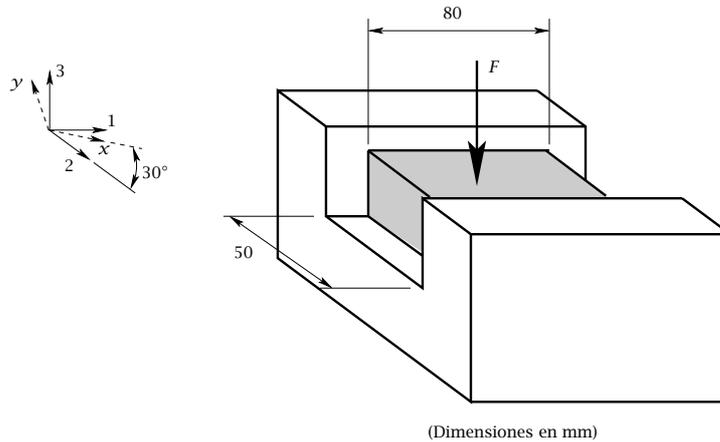
Teniendo en cuenta que la deformación a lo largo del eje 2 es nula ( $\epsilon_2 = 0$ ) y que se ha de cumplir la relación  $\epsilon_1 + \epsilon_2 + \epsilon_3 = 0$  para que el volumen se mantenga constante, se obtiene que  $\epsilon_1 = -\epsilon_3$ . Así, la deformación equivalente será

$$\epsilon_e = \left[ \frac{2}{3} (\epsilon_1^2 + 0 + (-\epsilon_1)^2) \right]^{\frac{1}{2}} = \frac{2}{\sqrt{3}} \epsilon_1 = -\frac{2}{\sqrt{3}} \epsilon_3.$$

**Ejemplo.** Se desea realizar el proceso esquematizado en la Fig. 11.16. Supónganse los efectos de fricción y distorsión interna despreciables y que el material es perfectamente plástico con límite de fluencia en tensión uniaxial  $Y = 400 \text{ N/mm}^2$ . Calcúlese

1. La fuerza  $F$  ejercida por el punzón para deformar plásticamente el material.

2. El estado tensional producido y los círculos de Mohr correspondientes.
3. Las tensiones producidas a lo largo de los ejes coordinados  $x - y$  que se encuentran inclinados  $30^\circ$  en sentido antihorario con respecto a los ejes principales y contenidos en el plano definido por los ejes 2 - 3 (véase la figura adjunta).



**Figura 11.16:** Ejemplo práctico de un proceso de forja con estampa semicerrada.

Tal y como se mencionó anteriormente, en este proceso la deformación es plana debido a la restricción impuesta por la matriz a lo largo del eje principal 2. Por tanto, se han de cumplir, teniendo en cuenta la conservación del volumen, las siguientes relaciones

$$\epsilon_2 = 0,$$

y

$$\epsilon_1 = -\epsilon_3.$$

Además, si se consideran despreciables los efectos de fricción y distorsión interna, las tensiones principales serán  $\sigma_1 \approx 0$ ,  $\sigma_2 \approx \frac{1}{2}\sigma_3$  y  $\sigma_3 = -\frac{F}{A}$ , siendo  $A = 80 \times 50 \text{ mm}^2$  el área de contacto entre punzón y material que se deforma. La tensión equivalente será por tanto

$$\begin{aligned} \sigma_e &= \left\{ \frac{1}{2} \left[ (\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 \right] \right\}^{1/2} = \\ &= \left\{ \frac{1}{2} \left[ \frac{1}{4} \left( \frac{F}{A} \right)^2 + \frac{1}{4} \left( \frac{F}{A} \right)^2 + \left( \frac{F}{A} \right)^2 \right] \right\}^{1/2} = \frac{\sqrt{3} F}{2 A}. \end{aligned}$$

Para deformar plásticamente la pieza se ha de cumplir

$$\sigma_e = \frac{\sqrt{3} F}{2 A} \geq Y,$$

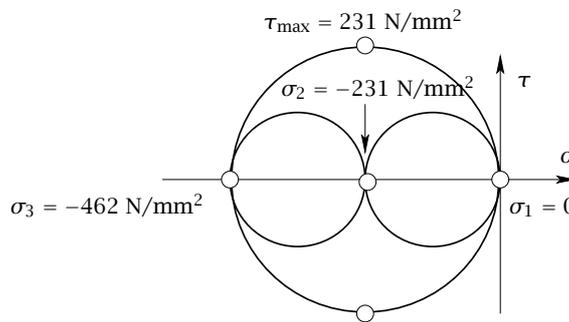
por lo que

$$F = \frac{2}{\sqrt{3}} Y A = 1847,5 \times 10^3 \text{ N}.$$

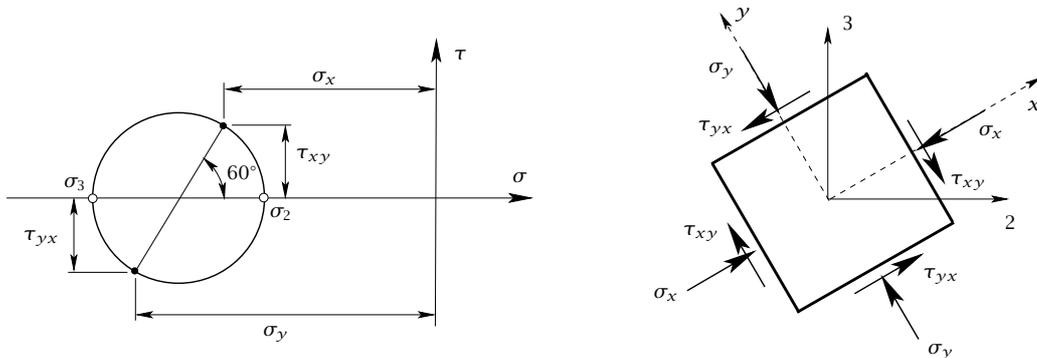
Las tensiones principales resultará por tanto

$$\sigma_1 \simeq 0; \sigma_2 \simeq -231 \text{ N/mm}^2; \sigma_3 = -462 \text{ N/mm}^2.$$

En la figura adjunta se muestran los círculos de Mohr correspondientes.



El estado tensional a lo largo de los ejes  $x - y$  girados  $30^\circ$  en sentido antihorario respecto a los ejes principales 2 - 3 se podrá obtener gráficamente como se indica en la siguiente figura.



En primer lugar se calculará el radio del círculo de Mohr que define el estado tensional en el plano 2 - 3:

$$R = \frac{1}{2} (\sigma_2 - \sigma_3) = \frac{1}{2} (-231 + 462) = 115,5 \text{ N/mm}^2.$$

Así, las tensiones tangenciales resultarán

$$\tau_{xy} = -\tau_{yx} = R \sin 60 = 100 \text{ N/mm}^2.$$

Del mismo modo, las tensiones normales serán

$$\sigma_x = \frac{1}{2} (\sigma_2 + \sigma_3) + R \cos 60 = -288,75 \text{ N/mm}^2,$$

$$\sigma_y = \frac{1}{2} (\sigma_2 + \sigma_3) - R \cos 60 = -404,25 \text{ N/mm}^2.$$

### Laminación

La laminación es un proceso de conformación por deformación plástica en el que el material fluye de modo continuo y en una dirección preferente, mediante fuerzas de compresión ejercidas al pasar el metal entre cilindros, y de cizallamiento, originadas por el rozamiento entre los cilindros y el metal. Esencialmente la laminación consiste en hacer pasar un metal entre dos rodillos separados por un hueco algo menor que el grueso del metal entrante y que rotan en sentido contrario, tal como se representa en la Fig. 11.17. Los rodillos giran con una velocidad superficial generalmente superior a la del metal entrante debido al deslizamiento con la superficie de la pieza. El rozamiento entre ambas superficies en contacto actúa impulsando el metal hacia delante. Puesto que la anchura del material casi se mantiene constante durante la deformación (a lo largo del eje principal 2), la reducción de espesor (a lo largo del eje principal 3) da por resultado un incremento correspondiente de longitud de la pieza (a lo largo del eje principal 1). En la laminación con buena lubricación, el rozamiento es pequeño ( $\mu \approx 0,05$ ) y el proceso puede considerarse esencialmente una compresión. El sistema es ligeramente más complejo que en el proceso anterior porque la deformación, y por lo tanto la tensión de fluencia del material, aumenta desde la entrada a la salida del espacio que queda entre los dos cilindros. Así, a la entrada, la tensión de fluencia en la dirección de la carga será  $Y_1$ , y a la salida será  $Y_2$ .

Para determinar la fuerza necesaria para deformar plásticamente el material, lo primero que se hará, al igual que en cualquiera de los procesos anteriores, será establecer el sistema de ejes principales, tal y como se indica en la Fig. 11.17. Para ello, se introducirán las siguientes aproximaciones. En primer lugar, se supondrá que la curvatura de los rodillos es lo suficientemente grande como para considerar que el área de contacto entre cada rodillo y el material que se deforma se puede calcular como  $A = Lb$ , siendo  $b$  el ancho de la pieza y  $L$  la longitud aproximada de contacto que se muestra en la Fig. 11.18,

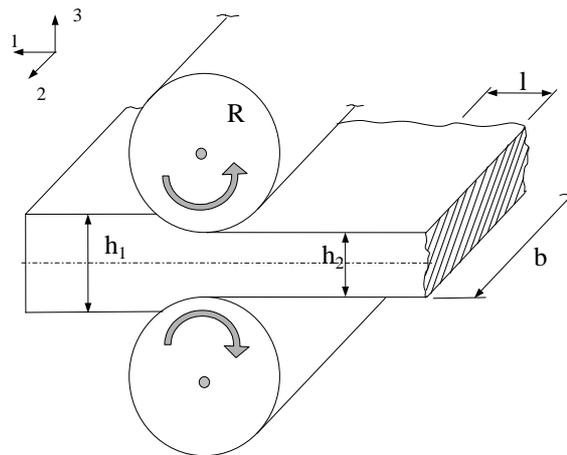


Figura 11.17: Proceso de laminación.

que puede ser calculada de forma aproximada como

$$L^2 = R^2 - \left(R - \frac{\Delta h}{2}\right)^2 \simeq R\Delta h,$$

siendo  $\Delta h$  la reducción de espesor  $h_1 - h_2$  y  $R$  el radio de los rodillos del tren de laminación.

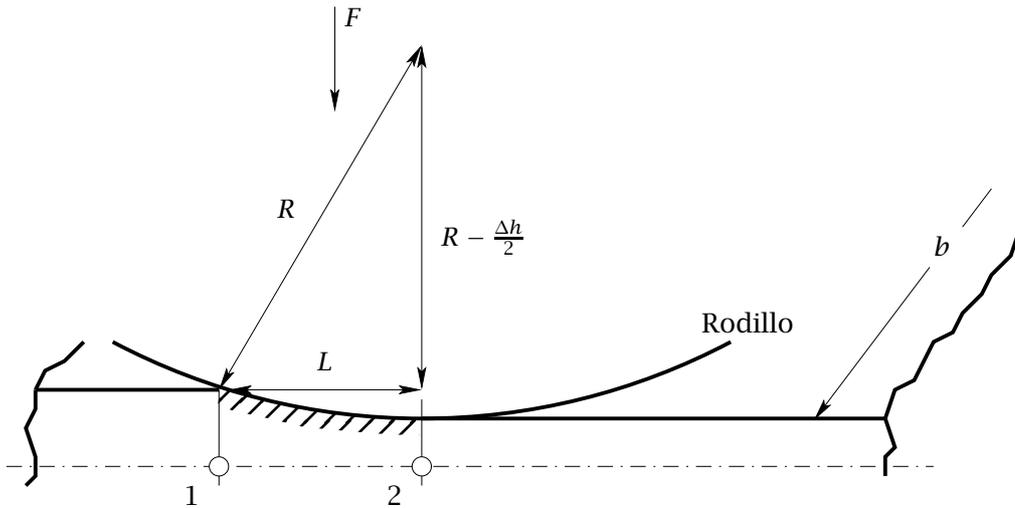
Por otro lado, suponiendo despreciables los efectos de fricción y distorsión interna, y considerando que la anchura de la pieza  $b$  permanece prácticamente constante durante todo el proceso de deformación (deformación plana<sup>4</sup>), las tensiones principales quedarán como  $\sigma_1 = 0$ , si no hay restricción a la deformación en la dirección del eje principal 1,  $\sigma_2 = -\frac{1}{2}\frac{F}{A}$  y  $\sigma_3 = -\frac{F}{A}$ . Por tanto, la tensión equivalente en este proceso resultará

$$\begin{aligned} \sigma_e &= \left\{ \frac{1}{2} \left[ (\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 \right] \right\}^{1/2} = \\ &= \left\{ \frac{1}{2} \left[ \frac{1}{4} \left(\frac{F}{A}\right)^2 + \frac{1}{4} \left(\frac{F}{A}\right)^2 + \left(\frac{F}{A}\right)^2 \right] \right\}^{1/2} = \frac{\sqrt{3}}{2} \frac{F}{A}, \end{aligned}$$

e igualando la tensión equivalente  $\sigma_e$  con el límite de fluencia medio en tensión simple uniaxial  $\bar{Y} = (Y_1 + Y_2)/2$ , se obtendrá la siguiente relación

$$\frac{\sqrt{3}}{2} \frac{F}{A} = \bar{Y}.$$

<sup>4</sup>Este supuesto de deformación plana en el proceso de laminado se suele hacer cuando la anchura de la pieza es mucho mayor que su espesor (una relación tomada como referencia es  $b > 10h$ )



**Figura 11.18:** Detalle del contacto entre el rodillo y la pieza en un proceso de laminación.

Por tanto, el esfuerzo necesario para deformar plásticamente el material resultará

$$F = \frac{2}{\sqrt{3}} \bar{Y} A = \frac{2}{\sqrt{3}} \bar{Y} b \sqrt{R \Delta h}.$$

Si suponemos que la carga  $F$  actúa aproximadamente a una distancia  $L/2$  del centro del rodillo, el momento necesario para mover uno de los rodillos será por tanto

$$M = F \frac{L}{2},$$

y la potencia necesaria por rodillo vendrá dada por

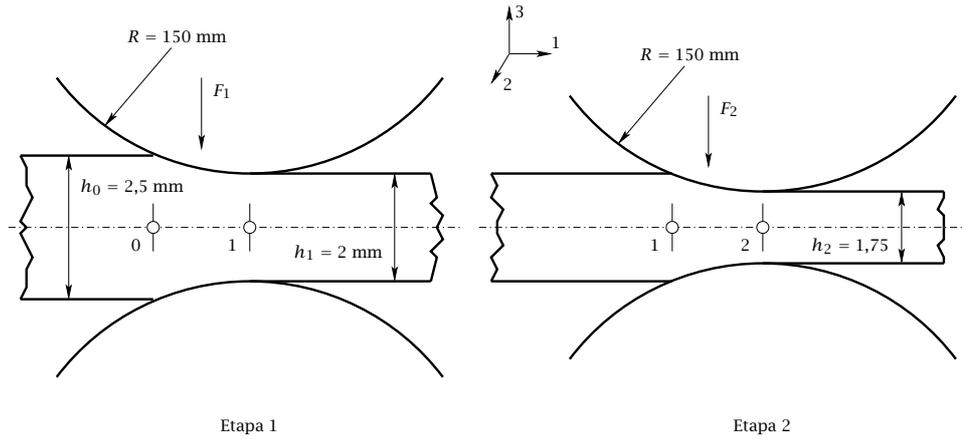
$$N = M n_w = F \frac{L}{2} n_w,$$

donde  $n_w$  es la velocidad angular de los rodillos.

Como se ha indicado anteriormente, en este tipo de procesos se suele suponer que la anchura prácticamente permanece constante y que la reducción de sección que sufre el material de entrada se compensa con un aumento de la longitud de la pieza, de forma que el volumen permanezca constante. De este modo las deformaciones naturales en los ejes principales serán las siguientes:

$$\epsilon_1 = \ln \frac{l_2}{l_1},$$

$$\epsilon_2 = \ln \frac{b_2}{b_1} \simeq 0,$$



**Figura 11.19:** Ejemplo de un proceso de laminación en dos etapas.

$$\epsilon_3 = \ln \frac{h_2}{h_1},$$

Puesto que el volumen permanece constante, se ha de cumplir

$$V = l_2 b_2 h_2 = l_1 b_1 h_1.$$

Si  $b_2 \simeq b_1$ , entonces

$$l_2 h_2 \simeq l_1 h_1 \Rightarrow \frac{l_1}{l_2} \simeq \frac{h_2}{h_1} \Rightarrow \epsilon_1 \simeq -\epsilon_3.$$

Así, la deformación equivalente será

$$\epsilon_e = \left[ \frac{2}{3} (\epsilon_1^2 + 0 + (-\epsilon_1)^2) \right]^{\frac{1}{2}} = \frac{2}{\sqrt{3}} \epsilon_1 = -\frac{2}{\sqrt{3}} \epsilon_3.$$

**Ejemplo 1.** Determinése la carga aproximada que se requiere en los cilindros de un tren de laminación (véase la Fig. 11.19) para reducir una chapa recocida de acero de 2,5 mm de espesor y 2000 mm de ancho a 2 mm de espesor, en una sola pasada, con cilindros de 300 mm de diámetro. Calcúlese la fuerza en una nueva pasada que reduzca el espesor de 2 mm a 1,75 mm. Supóngase lineal el diagrama tensión en deformación plana-deformación ( $S - \epsilon$ ), con ecuación:  $S(\text{daN/mm}^2) = 40\epsilon + 40$ .

Etapa 1:

Tal y como se mencionó anteriormente, la tensión equivalente en la primera etapa resultará

$$\sigma_{e1} = \frac{\sqrt{3}}{2} \frac{F_1}{L_1 b},$$

siendo  $F_1$  la carga aplicada en el primer tren de laminación y  $L_1 = \sqrt{R\Delta h_1} = \sqrt{150 \times (2,5 - 2)}$  mm. La deformación plástica del material se producirá cuando se cumpla la siguiente condición

$$\sigma_{e_1} = \bar{Y}_1,$$

siendo  $\bar{Y}_1$  el límite de fluencia promedio del material en la primera etapa y que será calculado como

$$\bar{Y}_1 = \frac{1}{2} (Y_0 + Y_1),$$

donde  $Y_0$  e  $Y_1$  son los límites de fluencia en tensión simple uniaxial del material a la entrada y salida, respectivamente, del primer tren de laminación. Para su cálculo se empleará el límite de fluencia del ensayo de deformación plana que se proporciona en el enunciado del problema

$$S = 40\epsilon_s + 40 \text{ daN/mm}^2.$$

Debe tenerse en cuenta que la deformación  $\epsilon_s$  que se utiliza para definir el límite de fluencia  $S$  sería equivalente a la siguiente deformación en la salida de la primera etapa del proceso de laminación

$$\epsilon_s = \ln \frac{h_0}{h_1} = \ln \frac{2,5}{2} = 0,223.$$

Por tanto, a la entrada del primer tren de laminación, el material tendrá un límite de fluencia igual a

$$S_0 = 40 \text{ daN/mm}^2,$$

y a la salida

$$S_1 = 40 \times 0,223 + 40 = 48,92 \text{ daN/mm}^2.$$

Por tanto, el valor promedio correspondiente será

$$\bar{S}_1 = \frac{1}{2} (S_0 + S_1) = 44,68 \text{ daN/mm}^2,$$

y

$$\bar{Y}_1 = \frac{\sqrt{3}}{2} \bar{S}_1 = 38,5 \text{ daN/mm}^2.$$

La fuerza necesaria para producir la deformación plástica del material en el primer tren de laminación se obtendrá por tanto como

$$F_1 = \frac{2}{\sqrt{3}} L b \bar{Y}_1 = \frac{2}{\sqrt{3}} \times \sqrt{150 \times 0,5} \times 2000 \times 38,5 = 773,88 \times 10^3 \text{ daN}.$$

Etapa 2:

En la segunda etapa, se ha de repetir el procedimiento anterior pero teniendo en cuenta que el material entra en el segundo tren de laminación ya deformado con un límite de fluencia  $S_1$  y sale, con una deformación

$$\epsilon_s = \ln \frac{2,5}{1,75} = 0,357,$$

con un límite de fluencia

$$S_2 = 40 \times 0,357 + 40 = 54,24 \text{ daN/mm}^2.$$

Por tanto, el valor promedio correspondiente a la segunda etapa será

$$\overline{S}_2 = \frac{1}{2} (S_1 + S_2) = 51,58 \text{ daN/mm}^2,$$

y

$$\overline{Y}_2 = \frac{\sqrt{3}}{2} \overline{S}_2 = 44,67 \text{ daN/mm}^2.$$

La fuerza necesaria para producir la deformación plástica del material en el segundo tren de laminación se obtendrá por tanto como

$$F_2 = \frac{2}{\sqrt{3}} Lb \overline{Y}_2 = \frac{2}{\sqrt{3}} \times \sqrt{150 \times 0,25 \times 2000} \times 44,67 = 893,4 \times 10^3 \text{ daN}.$$

**Ejemplo 2.** Mediante un proceso de laminación, una chapa de espesor 20 mm y anchura 500 mm reduce su espesor a 17 mm empleando rodillos de 200 mm de diámetro. Si la tensión de fluencia del material obtenida de un ensayo de tracción uniaxial puede ser expresada como  $\sigma = 40 + 10\epsilon$  (daN/mm<sup>2</sup>) y las fuerzas de fricción son despreciables, se pide:

1. Carga  $P$  necesaria para fabricar la pieza.
2. Tensiones producidas en los ejes principales.
3. Trabajo de deformación por unidad de volumen.

La tensión equivalente resultará

$$\sigma_e = \frac{\sqrt{3}}{2} \frac{F}{Lb},$$

siendo  $F$  la carga aplicada por los rodillos y  $L = \sqrt{R\Delta h} = \sqrt{100 \times (20 - 17)}$  mm. La deformación plástica del material se producirá cuando se cumpla la siguiente condición

$$\sigma_e = \bar{Y},$$

siendo  $\bar{Y}$  el límite de fluencia promedio del material, que será calculado como

$$\bar{Y} = \frac{1}{2} (Y_0 + Y_1),$$

donde  $Y_0$  e  $Y_1$  son los límites de fluencia en tensión simple uniaxial del material a la entrada y salida, respectivamente, del tren de laminación, que podrán ser calculados a partir de la expresión proporcionada en el enunciado como  $Y = 40 + 10\epsilon$  (daN/mm<sup>2</sup>). Debe tenerse en cuenta que la deformación  $\epsilon$  en dicha expresión corresponde con la producida en el ensayo de tracción simple uniaxial, por lo que para poder calcular el límite de fluencia correspondiente se ha de calcular la deformación efectiva o equivalente a tensión simple uniaxial. Así, teniendo en cuenta que las deformaciones en los ejes principales en el proceso de laminación son

$$\epsilon_1 = -\epsilon_3; \quad \epsilon_2 \simeq 0; \quad \epsilon_3 = \ln \frac{17}{20} = -0,163,$$

la deformación equivalente resultará

$$\epsilon_e = \left[ \frac{2}{3} (\{-\epsilon_3\}^2 + 0 + \epsilon_3^2) \right]^{\frac{1}{2}} = \frac{2}{\sqrt{3}} \times 0,163 = 0,188.$$

Por tanto, los límites de fluencia  $Y_0$  e  $Y_1$  se podrán obtener como

$$Y_0 = 40 \text{ daN/mm}^2,$$

$$Y_1 = 40 + 10 \times 0,188 = 41,88 \text{ daN/mm}^2,$$

resultando el valor promedio

$$\bar{Y} = 40,94 \text{ daN/mm}^2.$$

De la condición inicial se podrá expresar

$$F = \frac{2}{\sqrt{3}} \bar{Y} b L,$$

y sustituyendo valores, se obtiene

$$F = \frac{2}{\sqrt{3}} \times 40,94 \times 500 \times \sqrt{3 \times 100} = 409400 \text{ daN}.$$

Las tensiones resultantes en los ejes principales resultarán

$$\begin{aligned}\sigma_1 &= 0, \\ \sigma_2 &= -\frac{1}{2} \frac{F}{Lb} = -23,64 \text{ daN/mm}^2, \text{ y} \\ \sigma_3 &= -\frac{F}{Lb} = -47,27 \text{ daN/mm}^2.\end{aligned}$$

Finalmente, el trabajo de deformación por unidad de volumen se obtendrá como

$$\frac{w}{V} = \int_0^{0,188} Y d\epsilon_e = 40 \times 0,188 + \frac{10}{2} \times 0,188^2 = 7,69 \text{ daN/mm}^2.$$

**Ejemplo 3.** En un proceso de laminación de chapa de espesor 20 mm y anchura  $b = 1000$  mm, se desea provocar una reducción del espesor igual a 2,0 mm. El radio de los rodillos es  $R = 200$  mm y la tensión de fluencia del material obtenida de un ensayo de deformación plana se puede calcular del siguiente modo:  $50+10\epsilon$  daN/mm<sup>2</sup>. Considérense además las siguientes condiciones:

- no se ejercen fuerzas externas en la dirección de entrada-salida del material, y
- las fuerzas de fricción son despreciables a efectos del cálculo de la tensión de fluencia.

Se pide:

1. Fuerza necesaria ejercida por los rodillos sobre el material para poder realizar la operación.
2. Tensiones y deformaciones principales obtenidas.
3. Trabajo realizado por unidad de volumen.

Dado que se dispone del valor del límite de fluencia en deformación plana  $S$ , que sería equivalente al proceso de laminación considerado, se podría realizar una comparación directa con la tensión principal  $\sigma_3$ . Por tanto, para deformar plásticamente la lámina deberá cumplirse

$$\frac{F}{A} = \bar{S},$$

donde  $\bar{S} = \frac{1}{2} (S_0 + S_1)$ , siendo  $S_0$  y  $S_1$  los límites de fluencia correspondientes a la entrada y salida, respectivamente, del tren de laminación. Dichos valores son

$$S_0 = 50 \text{ daN/mm}^2, \text{ y}$$

$$s_1 = 50 + 10 \times \ln \frac{20}{18} = 51,05 \text{ daN/mm}^2.$$

Por tanto,

$$\bar{s} = \frac{1}{2} (50 + 51,05) = 50,53 \text{ daN/mm}^2.$$

Así,

$$F = \bar{s} L b = 50,53 \times \sqrt{200 \times 2} \times 1000 = 1010500 \text{ daN.}$$

Las tensiones principales resultarán

$$\begin{aligned} \sigma_1 &= 0, \\ \sigma_2 &= -\frac{1}{2} \frac{F}{Lb} = -25,26 \text{ daN/mm}^2, \text{ y} \\ \sigma_3 &= -\frac{F}{Lb} = -50,53 \text{ daN/mm}^2, \end{aligned}$$

y las deformaciones principales serán

$$\begin{aligned} \epsilon_1 &= \ln \frac{h_0}{h_1} = \ln \frac{20}{18} = 0,105, \\ \epsilon_2 &\simeq 0, \text{ y} \\ \epsilon_3 &= -\ln \frac{h_0}{h_1} = -\ln \frac{20}{18} = -0,105. \end{aligned}$$

El trabajo de deformación homogénea se obtendrá como

$$\frac{w}{V} = \int_0^{\epsilon_{e1}} \sigma_e d\epsilon_e.$$

La deformación equivalente resultará igual a

$$\epsilon_{e1} = \left[ \frac{2}{3} (\{-\epsilon_3\}^2 + 0 + \epsilon_3^2) \right]^{\frac{1}{2}} = \frac{2}{\sqrt{3}} \times 0,105 = 0,121.$$

Por otro lado,

$$\sigma_e = Y = \frac{\sqrt{3}}{2} S = \frac{\sqrt{3}}{2} (50 + 10\epsilon_s),$$

siendo  $\epsilon_s$  la deformación correspondiente a un ensayo de deformación plana. De la definición de deformación efectiva o equivalente, se puede demostrar que se ha de cumplir

$$\epsilon_s = \frac{\sqrt{3}}{2} \epsilon_e,$$

por lo que la ecuación del trabajo resultará finalmente

$$\frac{w}{V} = \int_0^{\epsilon_{e1}=0,121} \frac{\sqrt{3}}{2} \left( 50 + 10 \times \frac{\sqrt{3}}{2} \epsilon_e \right) d\epsilon_e.$$

Integrando y operando adecuadamente se obtiene finalmente

$$\frac{w}{V} = 5,29 \text{ daN/mm}^2.$$

### 11.5.2 Método indirecto

Para aquellos procesos en los que la carga sólo se aplica en una zona del material que se deforma (zona previa a la deformación en el caso de la extrusión o zona de la pieza deformada en el caso del estirado o trefilado), es más conveniente utilizar el método indirecto del trabajo de deformación homogénea.

#### Estirado o trefilado

El estirado y trefilado son procesos de conformado por deformación plástica (Fig. 8.17) en los que la deformación permanente es producida por fuerzas de tracción, con el consiguiente alargamiento del material, al hacer pasar el material a través de orificios calibrados denominados hileras. En el trefilado el interés se centra en conseguir grandes reducciones de sección, lo que exige realizar el trabajo en más pasadas. El material de trabajo que utiliza el trefilado son redondos obtenidos por laminación de 5 a 8 mm de diámetro, que se conocen con la denominación de fermachine. El trefilado tiene como finalidad normalmente la fabricación de alambre a partir de la reducción de diámetro de un perfil redondo de metal, sometido a un esfuerzo de tracción, haciéndole pasar a través de una matriz circular. En la Fig. 11.20 se representa un proceso de estirado.

El trabajo externo necesario para deformar plásticamente el material podría ser calculado como

$$w_{\text{ext}} = Fl_2,$$

siendo  $l_2$  la longitud de la pieza ya deformada. Por otro lado, si la deformación se considera homogénea (suponiendo la distorsión interna y fricción despreciables), el trabajo de deformación podría ser calculado como

$$w_{\text{deformacion}} = V \int_{\epsilon_{e1}}^{\epsilon_{e2}} Y d\epsilon_e,$$

donde  $V$  es el volumen del material que se deforma que podrá ser calculado como  $V = l_2 A_2$ , siendo  $A_2$  el área de la sección transversal de la pieza ya deformada. Por tanto, igualando el trabajo externo al trabajo de deformación homogénea, se puede obtener la siguiente expresión para la carga necesaria para deformar plásticamente el material

$$F = A_2 \int_{\epsilon_{e1}}^{\epsilon_{e2}} Y d\epsilon_e.$$

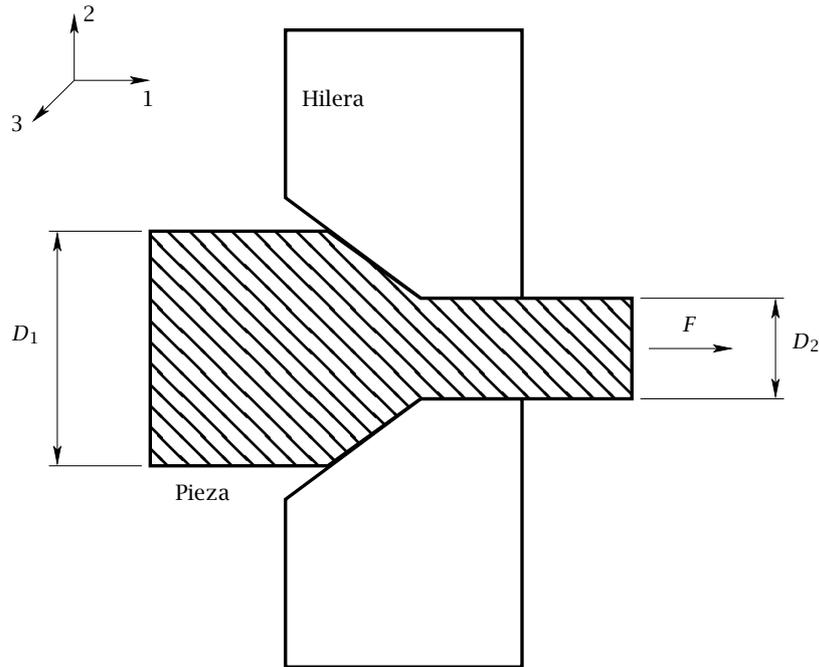


Figura 11.20: Esquema del proceso de estirado o trefilado.

Las deformaciones en los ejes principales han de ser  $\epsilon_1$  y, por simetría,  $\epsilon_2 = \epsilon_3$ . Como además ha de cumplirse la siguiente relación  $\epsilon_1 + \epsilon_2 + \epsilon_3 = 0$  para que el volumen permanezca constante, se obtiene que  $\epsilon_2 = \epsilon_3 = -\frac{1}{2}\epsilon_1$ . Por tanto, la deformación equivalente resultará

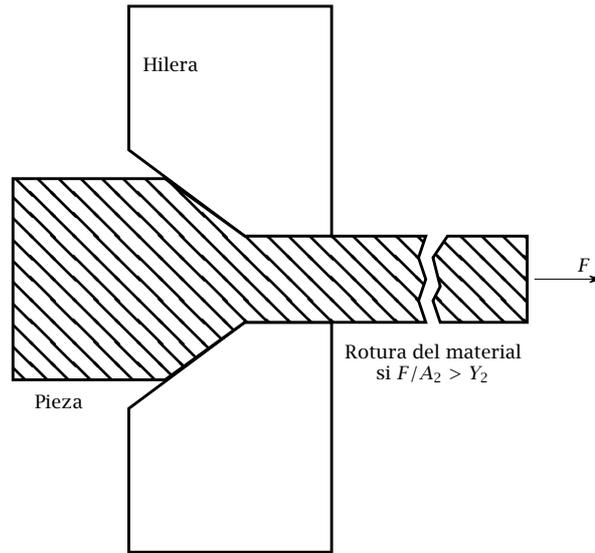
$$\epsilon_e = \left[ \frac{2}{3} \left( \frac{1}{4}\epsilon_1^2 + \frac{1}{4}\epsilon_1^2 + \epsilon_1^2 \right) \right]^{\frac{1}{2}} = \epsilon_1.$$

Debe mencionarse que en el estirado o el trefilado, la fuerza de estirado máxima que se podrá aplicar a la salida de la hilera estará limitada por la resistencia del material deformado, es decir, por el límite de fluencia del material a la salida de la hilera (véase el ejemplo de la Fig. 11.21). Por tanto, la máxima reducción de área que podría alcanzarse en un proceso de este tipo deberá cumplir la siguiente condición límite

$$Y_2 = \int_{\epsilon_{e1}}^{\epsilon_{e2}} Y d\epsilon_e,$$

siendo  $Y_2$  el límite de fluencia del material a la salida de la hilera.

**Ejemplo 1.** Se realiza el estirado de un redondo de latón recocido en dos etapas (véase la Fig. 11.22). El diámetro inicial del redondo es de 16 mm y la velocidad de alimentación de la primera etapa es de 0,15 m/s. Aceptando un comportamiento rígido-plástico del



**Figura 11.21:** Limitación del proceso de estirado o trefilado.

material con endurecimiento por deformación de tipo lineal caracterizado por la ecuación

$$Y(\text{daN/mm}^2) = 40 + 9\epsilon,$$

y despreciando los rozamientos y el trabajo adicional de distorsión, se pide.

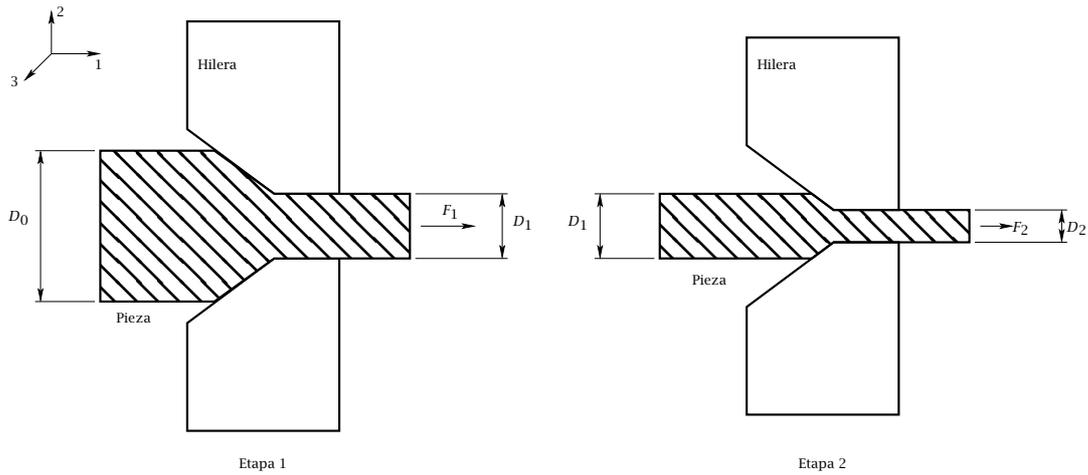
1. Determinése la máxima reducción en cada etapa.
2. Calcúlese el diámetro en mm del redondo a la salida de cada etapa.
3. Calcúlese la velocidad en m/s de salida en cada etapa.
4. Evalúese la potencia en kw consumida en cada etapa.

NOTA: En todos los apartados se operará con las condiciones de reducción obtenidos en el primer apartado.

El material entra en la primera hilera sin deformación previa, por lo que  $\epsilon_0 = 0$ . La máxima reducción de sección en la primera etapa se producirá cuando se satisfaga la siguiente condición

$$\int_0^{\epsilon_{\max_1}} Y d\epsilon = Y_1,$$

siendo  $Y_1$  el límite de fluencia a la salida de la primera etapa. Integrando y utilizando la expresión del límite de fluencia proporcionada en el enunciado se obtiene la siguiente



**Figura 11.22:** Ejemplo de operación de estirado en dos etapas.

expresión

$$40\epsilon_{\max_1} + \frac{9}{2}\epsilon_{\max_1}^2 = 40 + 9\epsilon_{\max_1}.$$

Reagrupando términos se obtiene finalmente la siguiente ecuación

$$4,5\epsilon_{\max_1} + 31\epsilon_{\max_1} - 40 = 0,$$

que proporciona la siguiente solución válida

$$\epsilon_{\max_1} = 1,11.$$

En la segunda etapa, el material entrará en la hilera con una deformación previa correspondiente a  $\epsilon_{\max_1} = 1,11$ , por lo que la máxima reducción de sección se producirá cuando se satisfaga la siguiente condición

$$\int_{1,11}^{\epsilon_{\max_2}} Y d\epsilon = Y_2,$$

siendo  $Y_2$  el límite de fluencia a la salida de la segunda etapa. Integrando la expresión anterior y operando adecuadamente se obtiene la siguiente ecuación

$$4,5\epsilon_{\max_2} + 31\epsilon_{\max_2} - 89,94 = 0,$$

que proporciona la siguiente solución válida

$$\epsilon_{\max_2} = 2,2.$$

Una vez calculadas las deformaciones máximas que pueden alcanzarse en cada etapa, se obtendrán los diámetros mínimos del material deformado que pueden conseguirse. Así, teniendo en cuenta la conservación del volumen, en la primera etapa se puede expresar

$$\epsilon_{\max_1} = \ln \frac{l_1}{l_0} = \ln \frac{D_0^2}{D_1^2},$$

por lo que

$$D_1 = \left( \frac{D_0^2}{e^{\epsilon_{\max_1}}} \right)^{1/2} = 9,19 \text{ mm.}$$

Del mismo modo, para la segunda etapa se obtendrá

$$\epsilon_{\max_2} = \ln \frac{l_2}{l_0} = \ln \frac{D_0^2}{D_2^2},$$

por lo que

$$D_2 = \left( \frac{D_0^2}{e^{\epsilon_{\max_2}}} \right)^{1/2} = 5,33 \text{ mm.}$$

Teniendo en cuenta que a lo largo de todas las etapas se ha de cumplir la condición de continuidad  $vA = \text{constante}$ , siendo  $v$  la velocidad del material y  $A$  el área de la sección transversal del mismo, se ha de cumplir, por ejemplo, para la primera etapa lo siguiente

$$v_1 \frac{\pi D_1^2}{4} = v_0 \frac{\pi D_0^2}{4},$$

por lo que

$$v_1 = v_0 \left( \frac{D_0}{D_1} \right)^2 = 0,15 \times \left( \frac{16}{9,19} \right)^2 = 0,45 \text{ m/s.}$$

Del mismo modo, para la segunda etapa se puede obtener

$$v_2 = v_0 \left( \frac{D_0}{D_2} \right)^2 = 0,15 \times \left( \frac{16}{5,33} \right)^2 = 1,35 \text{ m/s.}$$

Finalmente, la potencia de estirado necesaria para cada etapa se obtendrá del siguiente modo. Para la primera etapa, se puede obtener

$$P_1 = F_1 v_1 = Y_1 A_1 v_1 = (40 + 9 \times 1,11) \times 10 \times \frac{\pi}{4} \times 9,19^2 \times 0,45 = 14921,6 \text{ w.}$$

Del mismo modo, para la segunda etapa, la potencia de estirado será

$$P_2 = F_2 v_2 = Y_2 A_2 v_2 = (40 + 9 \times 2,2) \times 10 \times \frac{\pi}{4} \times 5,33^2 \times 1,35 = 18012,7 \text{ w.}$$

**Ejemplo 2.** Determínese la máxima reducción de área y la correspondiente potencia consumida en el estirado de un redondo de acero recocido de 20 mm de diámetro inicial

aceptando un comportamiento rígido-plástico del material para el que la curva tensión de fluencia en deformación plana - deformación logarítmica satisface la ecuación  $40\epsilon + 40$  (daN/mm<sup>2</sup>). Supóngase que la velocidad de alimentación del acero es de 0,2 m/s y que se desprecia el trabajo adicional y el rozamiento.

Si se desea conseguir la máxima reducción de área, se ha de cumplir la siguiente condición límite

$$\int_0^{\epsilon_{\max_1}} Y d\epsilon = Y_1,$$

siendo  $Y_1$  el límite de fluencia a la salida de la hilera. Debe mencionarse que el límite de fluencia proporcionado en el enunciado del ejemplo, corresponde al obtenido en un ensayo de deformación plana

$$S = 40\epsilon_s + 40 \text{ daN/mm}^2,$$

siendo  $\epsilon_s$  la deformación medida correspondiente al valor  $-\epsilon_3 = \ln \frac{h_0}{h_1}$  que se obtiene a lo largo del eje de aplicación de la carga en dicho ensayo (el resto de deformaciones en el ensayo de deformación plana son  $\epsilon_2 \approx 0$  y  $\epsilon_1 = -\epsilon_3$ ). Para establecer la equivalencia entre la deformación  $\epsilon_s$  y la correspondiente al proceso de estirado en tracción uniaxial de este ejemplo ( $\epsilon$ ), se ha de emplear la definición de deformación efectiva de la Eq. (11.17). Así,

$$\epsilon = \left[ \frac{2}{3} (\epsilon_s^2 + 0 + \epsilon_s^2) \right]^{1/2} = \frac{2}{\sqrt{3}} \epsilon_s.$$

Por tanto, teniendo en cuenta que  $Y = \frac{\sqrt{3}}{2} S$ , la condición límite anterior se podrá expresar como

$$\int_0^{\epsilon_{s1}} (40\epsilon_s + 40) d\epsilon_s = \frac{\sqrt{3}}{2} (40\epsilon_{s1} + 40).$$

Integrando y operando adecuadamente se puede obtener la siguiente ecuación

$$20\epsilon_{s1}^2 + 5,36\epsilon_{s1} - 34,641 = 0,$$

cuya solución válida es  $\epsilon_{s1} = 1,19$ . Así, la deformación equivalente del redondo de acero será

$$\epsilon_1 = \frac{2}{\sqrt{3}} \epsilon_{s1} = 1,37.$$

Por tanto, el mínimo diámetro al que se podrá llegar será

$$d_1 = \frac{d_0}{\sqrt{e^{\epsilon_1}}} = 10,06 \text{ mm}.$$

Por otro lado, la potencia consumida podrá obtenerse como

$$P = F_1 v_1 = Y_1 A_1 v_1.$$

La velocidad a la salida de la hilera podrá obtenerse teniendo en cuenta que se debe cumplir la siguiente relación

$$v_0 A_0 = v_1 A_1,$$

por lo que

$$v_1 = v_0 \frac{d_0^2}{d_1^2}.$$

Así

$$P = \frac{\sqrt{3}}{2} (40 \times 1,19 + 40) \times \frac{\pi}{4} \times 10,06^2 \times 10 \times 0,2 \times \frac{20^2}{10,06^2} = 47666,6 \text{ w.}$$

### Extrusión

La extrusión es un proceso de conformado de metales relativamente moderno, realizable tanto en caliente como en frío, en el que mediante un émbolo o punzón se presiona al material obligándole a fluir por compresión a través del orificio de una matriz que da su forma a la pieza. Así se obtiene un producto de sección transversal reducida. En este tipo de operaciones es más común el trabajo en caliente con el fin de reducir la fuerza necesaria, eliminar los efectos del trabajo en frío y disminuir las propiedades direccionales. El dispositivo consiste, esencialmente, en un recinto en cuyo interior se dispone de un lingote metálico (palanquilla) y un punzón que avanza desde un extremo y provoca el flujo plástico del material a través de una hilera situada en el otro extremo. En el seno del metal se produce un estado de tensión triaxial. Un ejemplo de proceso de extrusión se muestra en la Fig. 11.23.

El trabajo externo necesario para deformar plásticamente el material podría ser calculado como

$$w_{\text{ext}} = F l_1,$$

siendo  $l_1$  la longitud del material previa a la deformación. Por otro lado, si la deformación se considera homogénea (suponiendo la distorsión interna y fricción despreciables), el trabajo de deformación podría ser calculado como

$$w_{\text{deformacion}} = V \int_{\epsilon_{e1}}^{\epsilon_{e2}} Y d\epsilon_e,$$

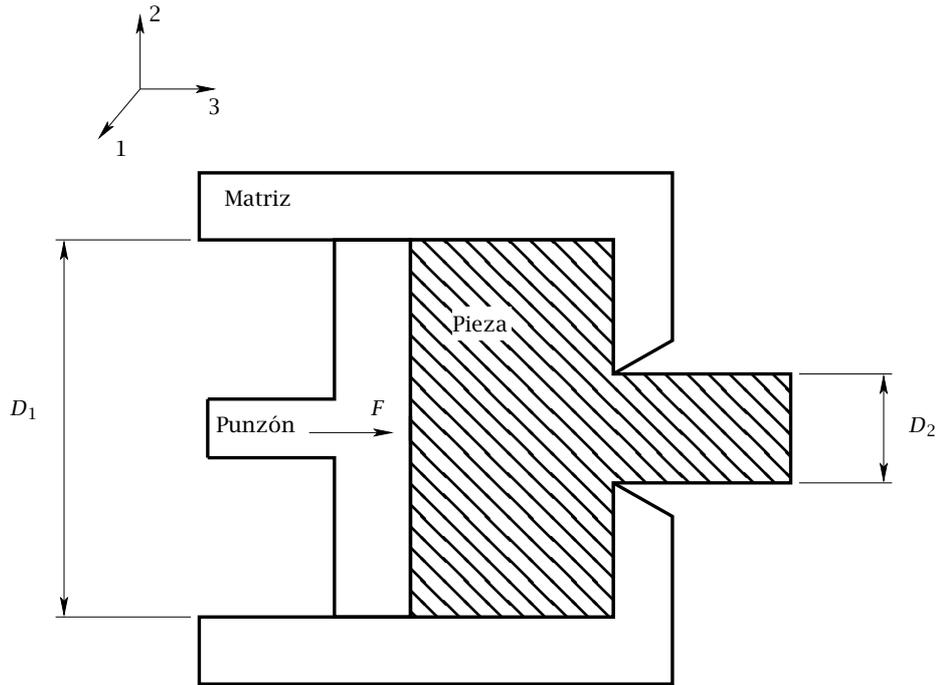


Figura 11.23: Proceso de extrusión convencional.

donde  $V$  es el volumen del material que se deforma que podrá ser calculado como  $V = l_1 A_1$ , siendo  $A_1$  el área de la sección del material en contacto con el punzón. Por tanto, igualando el trabajo externo al trabajo de deformación homogénea, se puede obtener la siguiente expresión para la carga necesaria para deformar plásticamente el material

$$F = A_1 \int_{\epsilon_{e1}}^{\epsilon_{e2}} Y d\epsilon_e.$$

Por simetría, las deformaciones en los ejes principales han de ser  $\epsilon_3$  y  $\epsilon_1 = \epsilon_2$ . Como además ha de cumplirse la siguiente relación  $\epsilon_1 + \epsilon_2 + \epsilon_3 = 0$  para que el volumen permanezca constante, se obtiene que  $\epsilon_1 = \epsilon_2 = -\frac{1}{2}\epsilon_3$ . Por tanto, la deformación equivalente resultará

$$\epsilon_e = \left[ \frac{2}{3} \left( \frac{1}{4}\epsilon_3^2 + \frac{1}{4}\epsilon_3^2 + \epsilon_3^2 \right) \right]^{\frac{1}{2}} = \epsilon_3.$$

---

## Bibliografía

---

- [1] Altung.: “Procesos para Ingeniería de Manufactura”. Ed.Alfaomega, 1990.
- [2] Calvo, E.; Faura, F; Garrido, J.; López, J; Ojados, J., “Fundamentos de ingeniería de procesos de fabricación”. E.T.S.I.I. Universidad de Murcia.
- [3] Coca, P; Rosique, J.: “Tecnología mecánica y Metrotécnia”. Ed. Pirámide, 1989.
- [4] Groover, Mikell P.: “Fundamentos de Manufactura Moderna”. Prentice Hall, 1997.
- [5] Kalpakjian, S.: “Manufacturing Engineering and Technology”. Addison-Wesley, 1995.
- [6] Rowe, G.W. Conformado de los metales. Ediciones Urmo, 1972.

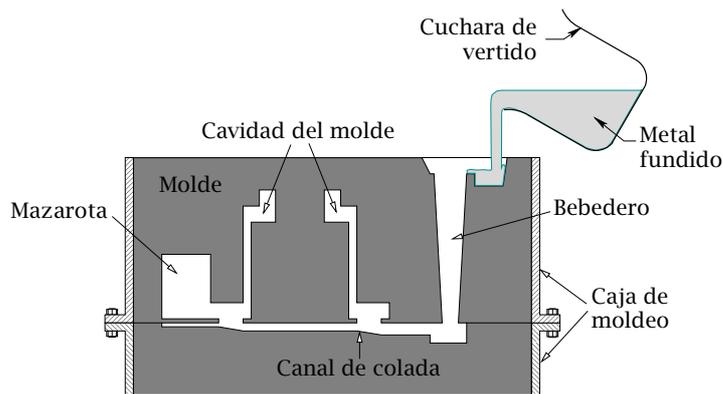
## **Parte III**

# **Fundamentos de Conformación por Fusión de Metales**

# CAPÍTULO 12

## Tecnología de la fundición de metales

Los procesos de fundición están entre los procesos de fabricación más antiguos que se conocen (se tiene constancia de su utilización desde el año 4000 a. C. para fabricar piezas de ornamentación, puntas de flechas, etc.) y aunque desde su origen hasta fechas relativamente recientes su uso ha estado limitado al mundo de los metales, actualmente sigue ampliándose su aplicación a otras familias de materiales. Los procesos de fundición de metales consisten básicamente en la introducción de un metal fundido en el interior de un molde y la posterior solidificación del metal reproduciendo la geometría de la superficie interna del molde (en la Figura 12.1 puede verse una sección de un molde de arena en el momento en el que se inicia el vertido del metal fundido). Estos procesos



**Figura 12.1:** Sección de un molde de arena en el momento en el que se inicia el vertido del metal fundido.

son, en general, capaces de reproducir geometrías muy complejas, permitiendo también

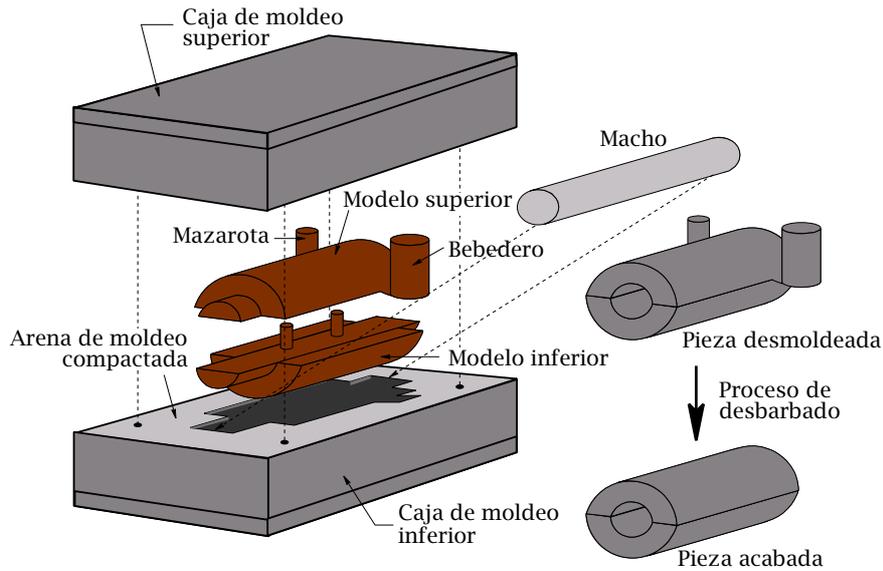
generar cavidades o superficies internas en las piezas de cierta complejidad. Por otra parte, tienen una gran versatilidad, permitiendo fabricar a bajo coste piezas de una gran diversidad de tamaños y formas, que no puede conseguirse con otros procesos de fabricación, y procesar determinados materiales de difícil tratamiento mediante procesos de otros tipos.

Son diversas las tecnologías que hasta la fecha se han desarrollado en el ámbito de los procesos de fundición de metales. Aunque obviamente las distintas tecnologías tienen sus propias características, aplicaciones, ventajas y limitaciones, para garantizar un adecuado nivel de calidad en el producto existen aspectos comunes a todas ellas cuyo conocimiento es indispensable para controlar el proceso. Estos aspectos, tratados brevemente en los Capítulos 13 y 15, son los relativos a la transferencia de calor, la solidificación y el flujo del metal fundido, que a su vez están influenciados por otros factores tales como el material y el diseño del molde, el material de la pieza que se va a fabricar o la máquina empleada.

Las características generales de cualquier proceso de fundición están fuertemente influenciadas por el material del molde. Básicamente, los moldes en fundición se suelen clasificar en función del material empleado para su construcción. Así, los moldes denominados desechables están formados por arena, yeso, cerámicas o materiales similares que deben disgregarse para facilitar la evacuación de la pieza solidificada<sup>1</sup>. Los moldes denominados permanentes están contruidos por materiales como el acero o el grafito que mantienen sus propiedades a altas temperaturas por lo que se pueden utilizar repetidamente para obtener un gran número de piezas. Los moldes permanentes son mejores conductores que los desechables, por lo que las velocidades de enfriamiento son mayores en los primeros, afectando este hecho a la microestructura o al tamaño de grano y por tanto a las propiedades mecánicas de las piezas fabricadas. En lo que sigue se realiza una breve descripción de las principales técnicas empleadas en fundición destacando las características generales de cada una así como sus ventajas e inconvenientes.

---

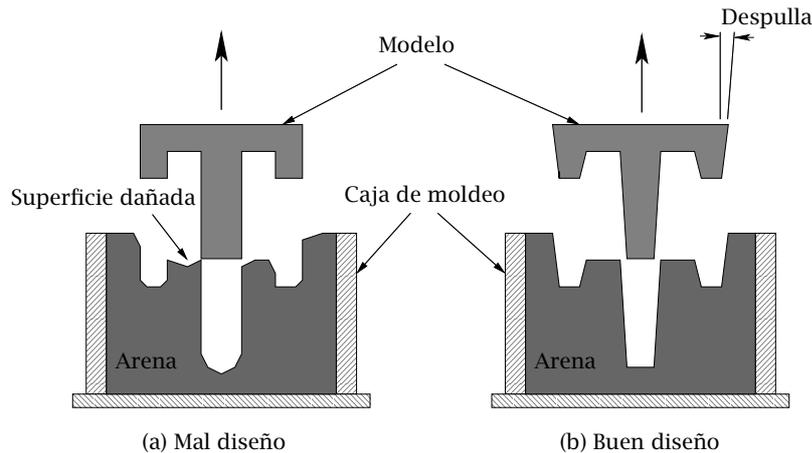
<sup>1</sup>Estos materiales se suelen mezclar habitualmente con agentes compactantes, como las arcillas, el cemento o resinas termoestables, que aumentan la resistencia del molde, y con otros aditivos especiales que mejoran propiedades como la permeabilidad o la refractariedad del molde. Los moldes más económicos están contruidos con arena, arcilla y agua sin secar y se denominan comúnmente como moldes de arena verde.



**Figura 12.2:** Esquema de un proceso de fundición en molde de arena.

## 12.1 FUNDICIÓN EN MOLDE DESECHABLE

La arena es el material más empleado para la construcción de moldes desechables ya que es económica y posee una elevada resistencia a las altas temperaturas. Las arenas más empleadas son las de sílice, aunque también se utilizan frecuentemente arenas de circonio, olivínicas o silicato de hierro para fabricar piezas de acero. En la Figura 12.2 se muestra un esquema típico de un proceso de fundición en molde de arena. El molde suele estar soportado por una caja dividida generalmente en dos partes (superior e inferior). La unión entre ambas partes se suele denotar como línea de partición. Para la construcción del molde se suelen utilizar modelos de madera o de metal que reproducen, con ciertas modificaciones, la geometría de la pieza que se desea fabricar. Habitualmente los modelos se construyen divididos en varias partes para que se puedan extraer con facilidad una vez que la arena haya sido compactada. Estos modelos se deben sobredimensionar para compensar la posible contracción que experimenta el metal durante todo el proceso de solidificación y enfriamiento en el interior del molde o para aplicar, en los casos que sea necesario, un proceso adicional de conformación por eliminación de material. El sobredimensionamiento mencionado en segundo lugar se denomina demasía de mecanizado y su valor suele venir especificado en normas como las DIN [18]

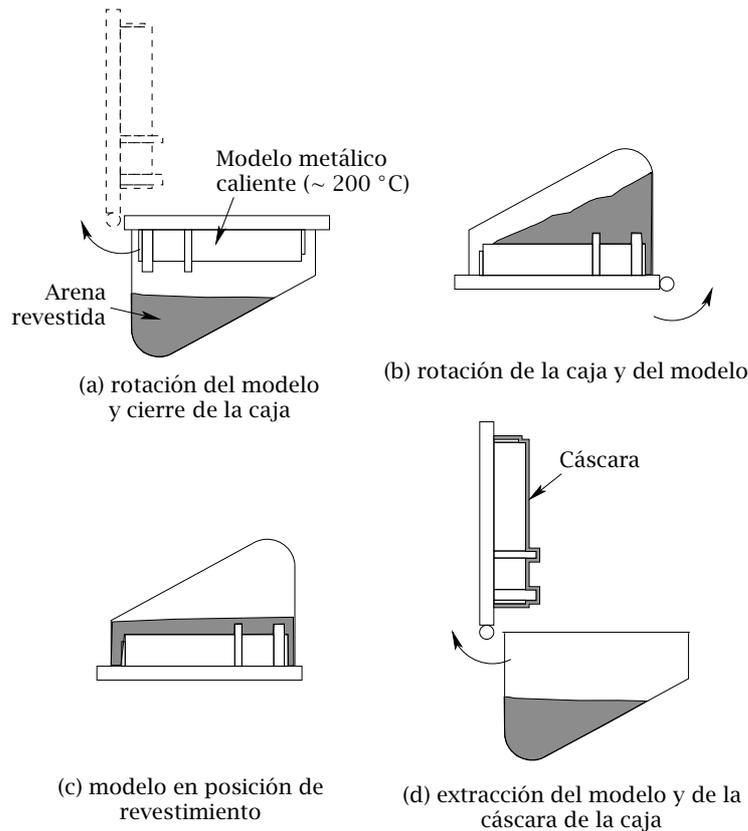


**Figura 12.3:** Extracción del modelo en un molde de arena.

para piezas de acero fundido, las DIN [19] para piezas de fundición maleable o las DIN [20] para piezas de hierro fundido con grafito esférico (véase también las referencias DIN [21, 22, 23, 24, 25, 26, 27]). Así mismo, para facilitar que el modelo pueda retirarse con facilidad sin dañar el molde, sus caras se construyen con una cierta inclinación llamada salida o despulla (Figura 12.3b). Esta inclinación se suele valorar a través del ángulo que forma la pared del modelo con la dirección de extracción. Su valor se puede encontrar en normas como la DIN [28]. Por ejemplo, para modelos de madera su valor se debe encontrar, aproximadamente, entre  $1$  y  $3^\circ$  y para modelos metálicos entre  $0,5$  y  $1^\circ$ .

Los machos o noyos son los elementos del molde que permiten generar cavidades internas (véase la Figura 12.2). Éstos se construyen de arena, de un modo análogo al descrito mediante modelos especiales denominados cajas de machos, u otros materiales adecuados. Téngase en cuenta que los machos se encontrarán completamente rodeados de metal fundido, por lo que deben poseer una mayor permeabilidad, refractariedad y resistencia que el resto del molde. Además deben disgregarse con facilidad para favorecer el desmoldeo una vez que la pieza se haya solidificado. Un estudio detallado de la preparación de arenas para moldes y machos se puede encontrar en [17].

Existen procesos de fundición en arena que utilizan técnicas especiales para la construcción de moldes. Por ejemplo, en el moldeo en cáscara, empleado desde la mitad del siglo XX, se utilizan resinas sintéticas especiales que cohesionan la arena por acción del calor. En estos casos el modelo, que debe ser metálico, se calienta a una temperatura

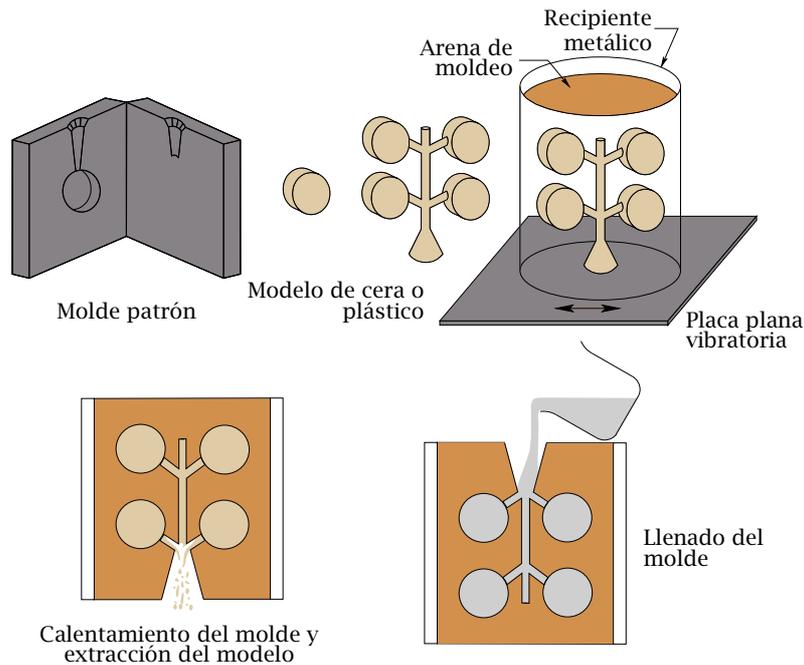


**Figura 12.4:** Esquema de un proceso de moldeo en cáscara.

aproximada de 200 °C. Esto permite que en pocos segundos la resina compacte a la arena de moldeo formándose una costra de unos 5 mm de espesor (Figura 12.4)<sup>2</sup>. Otra técnica muy empleada es la del moldeo a la cera perdida (Figura 12.5) en la que el modelo se construye con materiales, como la cera o el plástico<sup>3</sup>, de bajo punto de fusión. Una vez compactada la arena, el modelo se extrae calentándose hasta alcanzar su punto de fusión para que se licue y pueda ser extraído sin deteriorar el molde de arena compactada. Con esta técnica se pueden conseguir moldes con geométricas mucho más complejas que en los casos descritos anteriormente permitiendo, además, obtener mejores tole-

<sup>2</sup>Generalmente, el elevado coste de las resinas se ve compensado por la menor cantidad de arena requerida en estos casos.

<sup>3</sup>Una variante de este proceso, denominado procedimiento Mercast, utiliza mercurio congelado para construir el modelo y con el que se pueden conseguir precisiones dimensionales aún más altas. Obviamente, las bajas temperaturas a las que se debe construir el molde (en torno a -60 °C) incrementa de forma considerable el coste del equipo necesario.



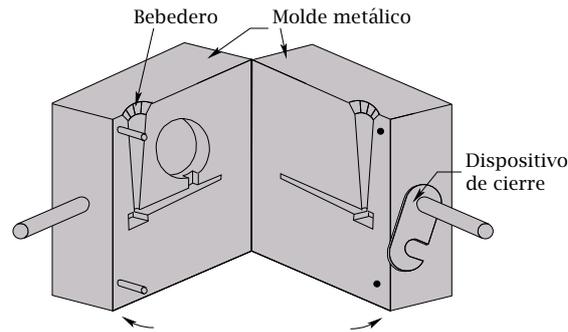
**Figura 12.5:** Esquema de un proceso de fundición a la cera perdida.

rancias dimensionales y acabados superficiales, por lo que, si no se requiere un control dimensional muy estricto, las piezas salen completamente terminadas.

Otro material que se suele emplear para construir moldes desechables es el yeso (sulfato de calcio), aunque en estos casos sólo se pueden fabricar piezas de materiales no férricos (oro, plata, aluminio, magnesio o cobre y sus aleaciones) ya que a temperaturas elevadas el azufre del yeso reacciona con el hierro pudiendo provocar importantes defectos superficiales. Generalmente se obtienen piezas que presentan un muy buen acabado superficial, una elevada precisión dimensional y, dada la baja conductividad térmica del yeso, el metal se solidifica lentamente consiguiéndose una estructura de grano más uniforme. Una extensa descripción de estas y otras técnicas utilizadas para la construcción de moldes desechables se puede encontrar en [17].

## 12.2 FUNDICIÓN EN MOLDE PERMANENTE

Como se ha indicado anteriormente, en los procesos de fundición en molde permanente, el molde, denotado comúnmente como coquilla, suele ser de metal (hierro fundido,

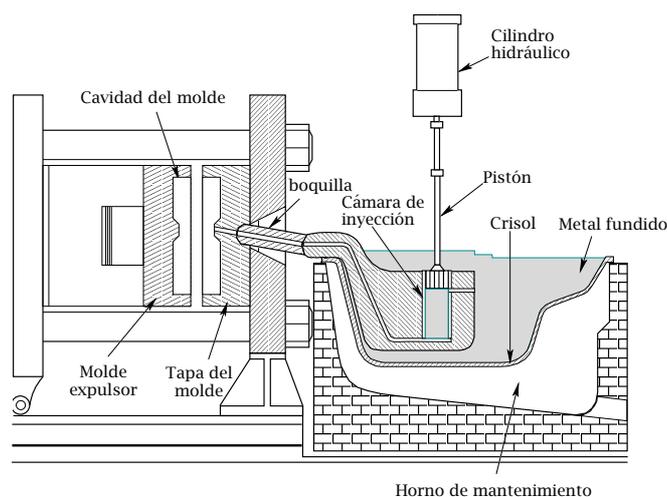


**Figura 12.6:** Esquema de un molde metálico o coquilla.

acero, bronce o aleaciones refractarias) o de grafito. En la Figura 12.6 se representa un esquema de un molde permanente en el que el llenado de metal fundido se realiza, al igual que en la mayoría de los procesos de fundición que utilizan moldes desechables, por gravedad. Para producir piezas con cavidades internas también se utilizan machos que se construyen de metal o grafito, y en ocasiones incluso de arena. Para aumentar la vida de estos moldes, sus cavidades internas se deben recubrir con materiales altamente refractarios como, p. ej., el silicato de sodio, arcillas o grafito. Estos recubrimientos también ofrecen una barrera térmica que permite reducir la velocidad de enfriamiento del metal en este tipo de moldes. Así mismo, estos moldes se suelen calentar a temperaturas comprendidas entre 150 y 200 °C, lo que permite reducir el salto térmico producido al verter el metal fundido en el molde. Es de destacar que con respecto a los procesos de fundición con moldes de arena, estos procesos proporcionan mejores acabados superficiales, tolerancias dimensionales y propiedades mecánicas, y obviamente, mayores velocidades de fabricación.

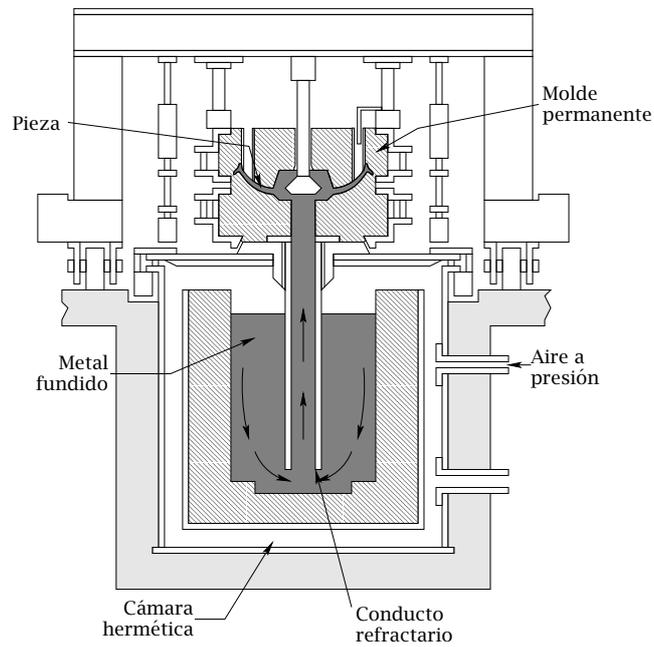
Desde principios del siglo XX se están desarrollando nuevas tecnologías que permiten reducir los tiempos de producción introduciendo a gran velocidad el metal líquido en moldes metálicos que generalmente están refrigerados. El elevado coste del equipo necesario en estos procesos, denominados procesos de fundición por inyección a alta presión, en especial el de los moldes que puede llegar a suponer aproximadamente el 10% del coste total de producción, hace que estos procesos se puedan usar solamente para grandes volúmenes de producción. Los altos ritmos de producción permiten conseguir bajos costes de fabricación, que pueden llegar a reducirse aún más mediante la

automatización y el control del proceso. Los materiales más empleados para fabricar piezas mediante estos procesos abarcan desde las aleaciones de bajo y medio punto de fusión, como las de estaño, plomo, zinc, aluminio o magnesio, hasta incluso aleaciones de hierro, tales como los aceros inoxidable. Para obtener piezas de aleaciones de bajo punto de fusión suelen emplearse máquinas de cámara caliente, en las que el horno forma parte del sistema de inyección. En la Figura 12.7 se muestra un esquema típico de una máquina de inyección con cámara caliente. No obstante, estas máquinas no se pue-



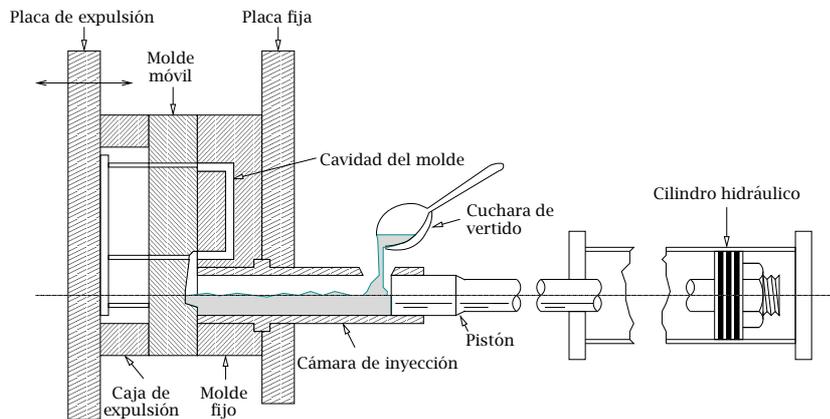
**Figura 12.7:** Esquema de una máquina de fundición por inyección a alta presión con cámara caliente (basado en Kalpakjian [42]).

den utilizar para fabricar piezas con materiales como las aleaciones de aluminio, cobre o magnesio ya que estos materiales, por encima de su punto de fusión, tienden a deteriorar los elementos férreos que componen el sistema de inyección. En estos casos se pueden utilizar máquinas de fundición a baja presión (Figura 12.8) en las que el metal fundido es inyectado mediante gas a presión o es succionado ejerciendo vacío en la parte superior del molde, lo que permite eliminar los gases y proporcionar piezas con menores niveles de porosidad. Con estos procesos a baja presión se pueden fabricar incluso piezas de acero. En la actualidad se están empleando cada vez más máquinas de cámara fría en las que la fusión del metal se realiza fuera del sistema de inyección. Este tipo de máquinas pueden presentar la cámara de inyección en posición vertical u horizontal. Las máquinas con cámara horizontal, cuyo esquema se muestra en la Figura 12.9, permiten ejercer pre-



**Figura 12.8:** Esquema de una máquina de fundición por inyección a baja presión (basado en Kalpakjian [42]).

siones más altas sobre el metal con tiempos de fabricación menores que las máquinas con cámara vertical. En la tecnología de cámara fría horizontal se pueden alcanzar presiones y velocidades de inyección del orden de  $1\,000\text{ kg/cm}^2$  y  $6\text{ m/s}$  respectivamente, existiendo en el mercado máquinas de hasta 5 000 Toneladas de resistencia al cierre del molde.



**Figura 12.9:** Esquema de una máquina de fundición por inyección a alta presión con cámara fría horizontal (basado en Kalpakjian [42]).

Uno de los problemas más importantes que se presentan en estos procesos es la formación de porosidad en las piezas fabricadas. La mayoría de las tecnologías que se han desarrollado en los últimos años están orientadas a minimizar su presencia y sus efectos (“squeeze casting”, “pore free”, “vacuum casting”, etc.). La porosidad influye especialmente en las propiedades mecánicas de las piezas fabricadas, en particular en la ductilidad y resistencia a impactos, por lo que estos procesos raramente se emplean para obtener piezas sometidas a estados de carga críticos. La capacidad de los productos de fundición para ser sometidos a procesos posteriores de tratamiento térmico y soldadura es un indicador de la calidad del proceso, ya que la elevada temperatura requerida para el tratamiento térmico o soldadura puede provocar que las piezas con altos niveles de porosidad lleguen a deformarse debido a la expansión de las posibles burbujas de gas atrapadas en el metal.

Una extensa descripción de las distintas técnicas empleadas en la fundición con moldes permanentes se puede encontrar en [75]. En los Capítulos 13 y 15 se analizan breve-

mente aspectos relativos a la transferencia de calor, la solidificación y el flujo del metal fundido, necesarios para el diseño de los sistemas de compensación utilizados para reducir o eliminar los problemas producidos por la contracción que muchos metales experimentan cuando se solidifican y enfrían (Capítulo 14), y los sistemas de distribución en llenados por gravedad y a presión (Capítulos 16 y 17, respectivamente).

# CAPÍTULO 13

---

## Fundamentos de evacuación de calor y solidificación en fundición

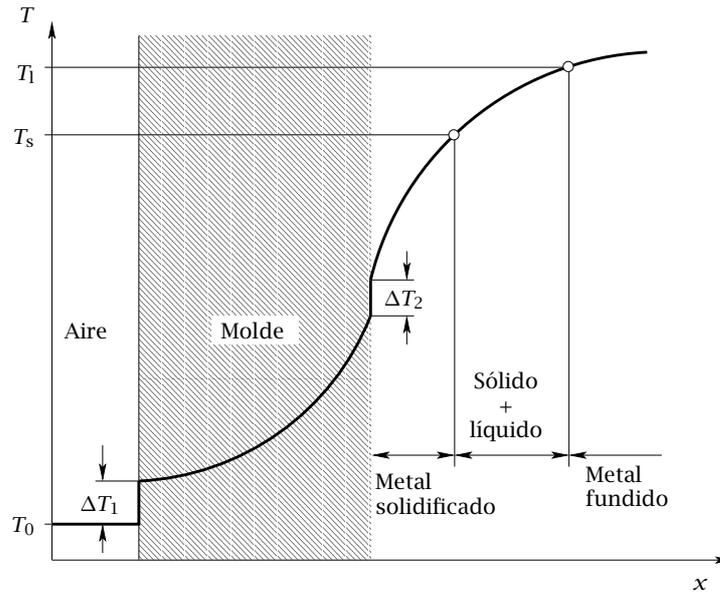
---

### 13.1 EVACUACIÓN DE CALOR EN MOLDES

Durante la solidificación del metal fundido, los mecanismos de evacuación de calor se pueden producir por conducción, convección (especialmente en zonas en las que el molde está en contacto con el medio ambiente o en las que el metal aún no se ha solidificado)<sup>1</sup>, o radiación (en zonas en las que el metal fundido está en contacto directo con el medio ambiente, como, por ejemplo, en las entradas al sistema de distribución o en sistemas de compensación abiertos hacia el exterior). Estos mecanismos pueden producir distribuciones de temperatura durante la solidificación del metal fundido como la mostrada en la Figura 13.1. Las discontinuidades térmicas observadas en la figura son debidas a las zonas de separación que existen entre el medio ambiente y el molde ( $\Delta T_1$ ), por un lado, y entre el molde y el metal solidificado ( $\Delta T_2$ ), por otro. El tamaño y características de estas zonas de separación dependen fundamentalmente de los efectos de tensión superficial del metal fundido, la formación de óxidos y escorias, los recubrimientos empleados para proteger las paredes internas del molde o la contracción del metal durante la solidificación y el enfriamiento. Téngase en cuenta que el hueco formado entre

---

<sup>1</sup>Este tipo de mecanismos de transmisión del calor puede llegar a provocar un sobrecalentamiento excesivo de determinadas zonas del molde generando gradientes térmicos que, en ocasiones, producen la rotura de la pieza durante la solidificación y el enfriamiento del metal. Además, estos mecanismos pueden provocar la aparición de segregaciones, o zonas de mayor concentración de elementos aleantes, que suponen discontinuidades en la estructura de la pieza fundida que deben ser evitadas.



**Figura 13.1:** Distribución de temperaturas durante la solidificación del metal fundido en un molde.

el molde y el metal aumentará gradualmente conforme la contracción del metal aumenta, y que las condiciones térmicas en esta zona dependerán de los gases que se puedan encontrar en su interior. Aunque se están llevando a cabo estudios teóricos para analizar la formación de estas discontinuidades (véase, p. ej., Lewis et al. [48]), debido a la complejidad del problema, se suelen utilizar datos experimentales a través de coeficientes de transmisión del calor como los mostrados en la Tabla A.1 del Anexo A.

El problema térmico puede llegar a ser extremadamente difícil de resolver especialmente cuando se consideran geometrías de cierta complejidad o cuando las propiedades térmicas del molde y del metal dependen fuertemente de la temperatura. En las secciones que a continuación se exponen se resolverán casos simplificados de cierto interés práctico atendiendo, fundamentalmente, a las propiedades térmicas del molde. Así, en los moldes construidos con materiales como la arena, el yeso o las cerámicas, considerados como aislantes, se supondrá que el molde constituye la principal resistencia térmica a que el calor sea evacuado, mientras que en aquellos construidos con metal o grafito, considerados como muy buenos conductores del calor, se supondrá que la resistencia térmica más importante se encuentra en la zona de separación entre el metal solidificado y el molde metálico (véanse las Tablas A.1 y A.2 del Anexo A).

### 13.1.1 Evacuación de calor en moldes desechables

Como se acaba de mencionar, una aproximación razonable es suponer que prácticamente toda la resistencia térmica al flujo de calor en los moldes aislantes (o desechables) se encuentra en el molde. Puede verse en la Tabla A.2 del Anexo A que la conductividad térmica  $k$  de los materiales desechables es mucho menor que la correspondiente al metal fundido. En la mayoría de estos casos, el espesor del material aislante se puede considerar suficientemente grande para que la temperatura exterior del molde coincida, aproximadamente, con la temperatura ambiente  $T_0$ . Aunque actualmente los problemas de transferencia de calor en moldes se suelen tratar mediante técnicas computacionales, en el presente texto se obtendrán soluciones analíticas simplificadas que permitan evaluar, de forma aproximada, aspectos térmicos fundamentales de la solidificación del metal fundido.

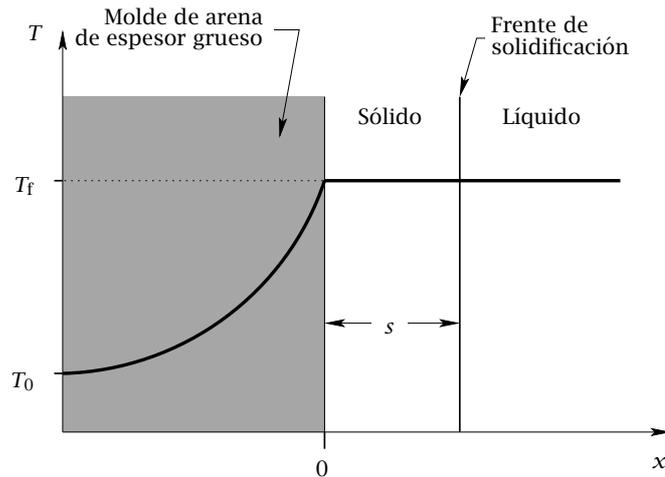
En esta y en la siguiente sección el problema térmico se considerará unidimensional. Se supondrá que el metal fundido (metal puro o aleación eutéctica) se vierte en el interior del molde a la temperatura de fusión  $T_f$  ( $t = 0$ ), y que todo el calor evacuado procede exclusivamente del calor latente de fusión,  $H$ , lo que implica que la temperatura del metal solidificado debe permanecer constante ( $T_f$ ). Suponiendo además que el contacto entre el metal solidificado y el molde es perfecto, es decir, que no existe resistencia térmica en  $x = 0$  y que, como se ha indicado anteriormente, la conductividad térmica del material desechable es despreciable frente a la del metal, la distribución de temperaturas en el molde en un instante  $t$  dado se puede representar de la forma indicada en la Figura 13.2. Por tanto, el flujo de calor por unidad de longitud a través de la zona de separación entre el metal y el molde ( $x = 0$ ) se podrá expresar a través de la siguiente expresión

$$\left(\frac{q}{A}\right)_{x=0} = -\rho_f H \frac{\partial s}{\partial t}, \quad (13.1)$$

donde  $s$  es el espesor del metal solidificado (véase la Figura 13.2). Por otro lado, se puede escribir

$$\left(\frac{q}{A}\right)_{x=0} = -k_m \left(\frac{\partial T}{\partial x}\right)_{x=0}, \quad (13.2)$$

donde  $k_m$  es la conductividad térmica del molde, por lo que resolviendo las Ecuaciones (13.1) y (13.2) (véase por ejemplo Flemings [32]) se puede obtener el espesor solidificado



**Figura 13.2:** Esquema de la distribución de temperaturas durante la solidificación de un metal puro vertido a la temperatura de fusión  $T_f$  en un molde aislante de geometría plana.

de metal en función del tiempo:

$$s = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \underbrace{\sqrt{k_m \rho_m c_m}}_{\text{molde}} \underbrace{\left( \frac{T_f - T_0}{\rho_f H} \right)}_{\text{metal}} \sqrt{t}. \quad (13.3)$$

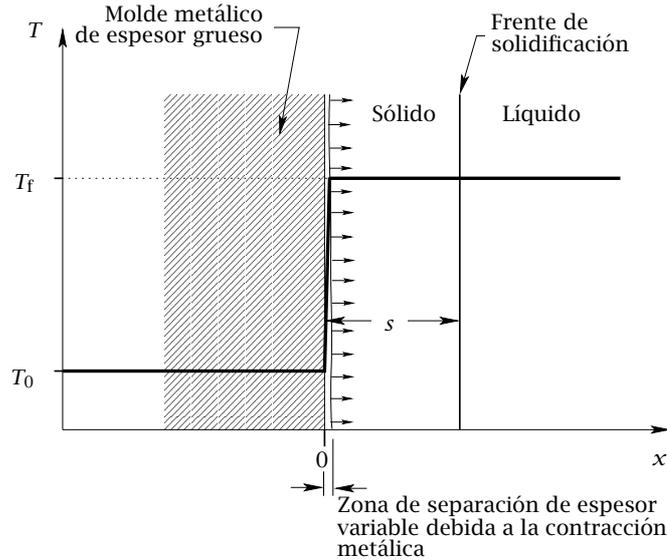
Obsérvese que el espesor de metal solidificado es una función parabólica del tiempo, lo que indica que la velocidad del frente de metal solidificado es inicialmente mayor y decrece conforme el molde se calienta.

En Schwartz [72] y Poirier y Poirier [62] se pueden encontrar, respectivamente, soluciones analíticas para casos con moldes refrigerados, en los que la resistencia térmica del metal solidificado es comparable a la del molde, y moldes cerámicos, en los que el espesor del material aislante es relativamente pequeño y los fenómenos de transferencia de calor por convección entre el molde y el medio ambiente llegan a ser suficientemente importantes para que deban ser considerados.

### 13.1.2 Evacuación de calor en moldes permanentes

En los moldes permanentes, en los que las conductividades térmicas del molde y del metal solidificado son relativamente altas, la resistencia térmica al flujo de calor más importante se produce generalmente en la zona de separación entre el metal y el molde,

cuyo espesor crece gradualmente conforme aumenta la contracción del metal cuando se solidifica y enfría. Al igual que en la sección anterior, se considerará que el problema térmico es unidimensional y que el metal fundido se vierte en el interior del molde a la temperatura de fusión  $T_f$ . También se supondrá que el molde, de espesor muy grande, permanece a la temperatura ambiente  $T_0$  y que la distribución de temperaturas se puede representar de la forma indicada en la Figura 13.3.



**Figura 13.3:** Esquema de la distribución de temperaturas durante la solidificación de un metal puro vertido a la temperatura de fusión  $T_f$  en un molde metálico de geometría plana.

El flujo de calor a través de la zona de separación entre el molde y el metal solidificado se puede expresar del siguiente modo

$$\left(\frac{q}{A}\right)_{x=0} = -h(T_f - T_0), \quad (13.4)$$

donde  $h$  es un coeficiente de transmisión del calor. En los primeros instantes de la solidificación metálica el espesor de la zona de separación entre el metal y el molde se puede considerar prácticamente despreciable, aunque, como se menciona al principio de este capítulo el contacto entre ambas partes no es perfecto. En la Tabla A.1 del Anexo A se pueden encontrar valores orientativos para este coeficiente<sup>2</sup>. La solución de las

<sup>2</sup>Debe mencionarse que en los moldes desechables, la resistencia al flujo de calor que ofrece la zona de

Ecuaciones (13.1) y (13.4) (véase, p. ej., Flemings [32]) proporciona el espesor de metal solidificado en función del tiempo

$$s = \underbrace{h}_{\text{interface}} \underbrace{\frac{T_f - T_0}{\rho_f H}}_{\text{metal}} t. \quad (13.5)$$

Obsérvese que, a diferencia del caso anterior, la velocidad del frente de metal solidificado es constante y depende de las propiedades térmicas del metal y de la zona de separación entre el molde y el metal solidificado.

En ocasiones el metal fundido debe ser vertido a una temperatura  $\Delta T$  por encima a la de fusión. Este incremento se suele denominar sobrecalentamiento y se utiliza, p. ej., para aumentar la fluidez del metal líquido o evitar solidificaciones prematuras que puedan impedir el completo llenado del molde. En estos casos la cantidad de calor que debe ser evacuada para que el metal se solidifique completamente se puede obtener de la siguiente expresión

$$\hat{Q} = \rho V H + \rho_\ell V c_\ell \Delta T, \quad (13.6)$$

donde  $V$  es el volumen de metal y el subíndice  $\ell$  hace referencia a las propiedades del metal líquido sobrecalentado. Se considera que una aproximación razonable, utilizada por Poirier y Poirier [62], entre otros, consiste en suponer que la temperatura de la superficie de separación entre el metal y el molde permanece constante y que  $\rho_\ell = \rho$ . Esto es equivalente a reemplazar, en las ecuaciones expuestas en esta sección, el calor latente de fusión  $H$  por una cantidad equivalente  $H' = H + c_\ell \Delta T$ .

## 13.2 SOLIDIFICACIÓN DE LOS METALES

En la sección anterior se ha podido comprobar que las propiedades térmicas del metal fundido y del molde influyen de forma decisiva en el modo en el que el metal se solidifica, lo que determina la forma, el tamaño, la distribución y la composición química de los granos formados, y por tanto las propiedades mecánicas de la pieza fundida. Debe también tenerse en cuenta que los metales puros o aleaciones eutécticas presentan un punto de solidificación (o de fusión) claramente definido, es decir, se solidifican a una temperatura constante<sup>3</sup>, mientras que en las aleaciones metálicas la solidificación se inicia cuando separación entre el metal y el molde se puede considerar despreciable frente a la resistencia al flujo de calor del molde aislante.

<sup>3</sup>Por ejemplo, el aluminio puro se solidifica a 660 °C, el hierro a 1 537 °C y el tungsteno a 3 410 °C

la temperatura del metal alcanza la temperatura de “liquidus”,  $T_l$ , y finaliza cuando se alcanza la temperatura de “solidus”,  $T_s$ . A la diferencia entre ambas temperaturas se le denomina intervalo de solidificación.

En la Sección 13.1 se han obtenido expresiones analíticas simplificadas para calcular la evolución del espesor del metal solidificado  $s$  en función del tiempo. Aunque estas expresiones se han obtenido con modelos unidimensionales, Chvorinov [16] demostró experimentalmente que una buena aproximación para aplicar estos modelos a geometrías sencillas es considerar que el espesor del metal solidificado  $s$  se puede reemplazar por la relación  $V_s/A$ , donde  $V_s$  es el volumen de metal solidificado y  $A$  es el área de la superficie de contacto entre el metal y el molde.

### 13.2.1 Tiempos de solidificación de metales en moldes desechables

Para moldes desechables, introduciendo la aproximación de Chvorinov anteriormente mencionada en la Ecuación (13.3) se puede obtener la siguiente expresión

$$t_s = C \left( \frac{V}{A} \right)^2, \quad (13.7)$$

donde  $t_s$  es el tiempo total de solidificación y

$$C = \frac{\pi}{4} \left( \frac{\rho_f H}{T_f - T_0} \right)^2 \frac{1}{k_m \rho_m c_m}. \quad (13.8)$$

Aunque en la práctica se suele considerar a la Ecuación (13.7) como una buena aproximación para geometrías sencillas, es posible obtener, sin la aproximación anteriormente mencionada, la solución que a continuación se expone para piezas cilíndricas y esféricas (véase, por ejemplo, Flemings [32])

$$t_s = \left( C - \frac{1}{a \alpha_m} \right) \left( \frac{V}{A} \right)^2, \quad (13.9)$$

donde  $\alpha_m = k_m/(\rho_m c_m)$  se denomina difusividad térmica del molde, y  $a$  es un factor de forma cuyo valor es igual a  $\infty$  para placas finas<sup>4</sup>,  $8/\sqrt{\pi}$  para cilindros y  $6/\sqrt{\pi}$  para esferas. Comparando las Ecuaciones (13.7) y (13.9) se puede observar que la aproximación utilizada por Chvorinov está más justificada conforme  $\alpha_m$  aumenta. Se puede comprobar fácilmente que para una misma relación  $V/A$ , el metal en un molde esférico se solidificará antes que en un molde cilíndrico.

<sup>4</sup>Obviamente para placas finas las Ecuaciones (13.7) y (13.9) deben coincidir.

### 13.2.2 Tiempos de solidificación de metales en moldes permanentes

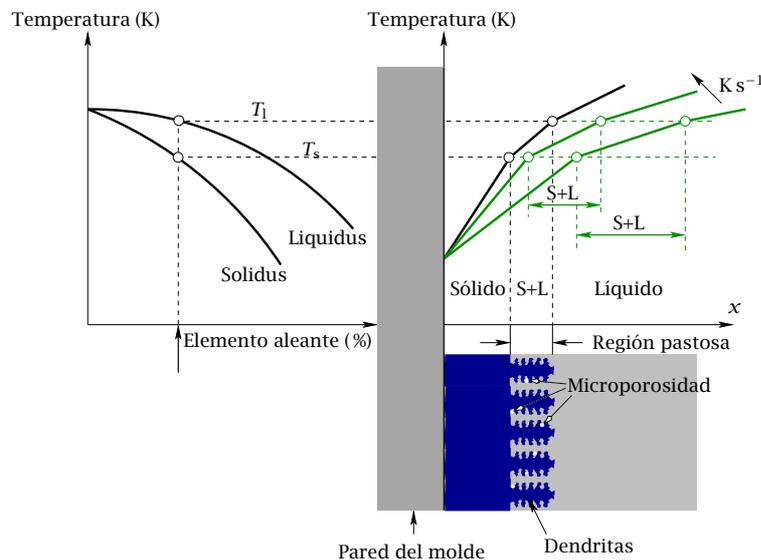
De igual forma, introduciendo la aproximación de Chvorinov en la Ecuación (13.5) se puede obtener la expresión equivalente a la Ecuación (13.7) para moldes permanentes

$$t_s = C' \left( \frac{V}{A} \right), \quad (13.10)$$

siendo  $C' = \rho_f H / h(T_f - T_0)$ . Desafortunadamente el coeficiente de transmisión del calor  $h$  en la zona de separación entre el metal solidificado y el molde sólo puede ser estimado, en muchos casos, de forma aproximada (véase, p. ej., la Tabla A.1 del Anexo A).

### 13.2.3 Solidificación de las aleaciones metálicas

Una vez vertido el metal fundido, éste empezará a solidificarse en las proximidades de la pared del molde progresando gradualmente hacia el centro de la pieza. En los metales puros el frente de solidificación está relativamente bien definido para velocidades de enfriamiento moderadas, mientras que en las aleaciones metálicas la evolución del frente puede ser mucho más complejo dependiendo, fundamentalmente, del intervalo de solidificación de la aleación y de la velocidad de enfriamiento. En la Figura 13.4 se re-



**Figura 13.4:** Esquema de la distribución de temperaturas durante la solidificación de una aleación metálica.

presenta el esquema de la distribución de temperaturas durante la solidificación de una

Metal	Contracción%	Metal	Contracción%
Aluminio	6,6	70%Cu-30%Zn	4,5
Al-4,5%Cu	6,3	90%Cu-10%Al	4
Al-12%Si	3,8	Fund. gris	Expansión a 2,5
Acero al carbono	2,5-3	Magnesio	4,2
Acero al carbono 1%	4	Fund. blanca	4-5,5
Cobre	4,9	Zinc	6,5
Aceros muy aleados	8-10		

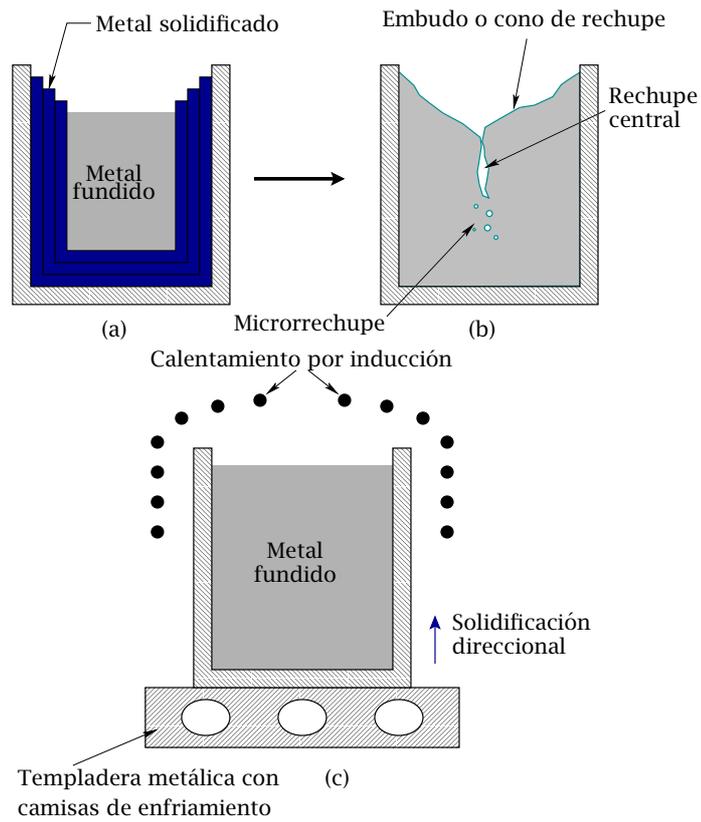
**Tabla 13.1:** Contracción de solidificación para algunos metales (datos extraídos de la referencia [42]).

aleación metálica. Obsérvese que conforme aumenta la velocidad de enfriamiento, lo que corresponderá a un gradiente térmico más elevado y por tanto a una mayor pendiente de la curva de distribución de temperaturas, la extensión de la región parcialmente solidificada debe disminuir. Obsérvese también que el espesor de esta región disminuye conforme el porcentaje de elementos aleantes decrece.

#### 13.2.4 Contracción de los metales durante el proceso de solidificación

Generalmente los metales se contraen cuando se solidifican y enfrían (véase la Tabla 13.1). Existen excepciones como el antimonio, el bismuto o algunas aleaciones como la fundición gris en la que durante la solidificación el carbono se precipita en forma de nódulos de grafito, con mayor volumen específico que el carbono, provocando una expansión del metal. La contracción del metal al solidificarse crea un déficit volumétrico que debe ser compensado con metal líquido adicional para evitar la formación de huecos o poros que reducen las propiedades mecánicas de la pieza fabricada. A nivel microgeométrico, las estructuras dendríticas del frente de solidificación dificultan el flujo de metal líquido adicional. Obviamente, el riesgo de formación de porosidad aumenta conforme aumenta el espesor de la región parcialmente solidificada.

A nivel macrogeométrico, la contracción del metal puede provocar grandes poros como el mostrado en la Figura 13.5. Puede observarse que el frente de solidificación se inicia en la pared del molde progresando hacia el centro de la pieza (Figura 13.5a). La contracción progresiva hará que el metal fundido reduzca gradualmente su nivel formándose un cono o embudo en la parte superior de la pieza denominado *rechupe* (Figura 13.5b).



**Figura 13.5:** Mecanismo de formación de rechupes (a y b) y método para evitarlos (c).

La formación de este embudo o rechupe se podría evitar favoreciendo la solidificación direccional del metal desde la parte inferior hacia la parte superior del molde (véase la Figura 13.5c).

En lo que sigue se describen brevemente los distintos mecanismos que pueden provocar la formación de porosidad en procesos de fundición.

### 13.3 MECANISMOS DE FORMACIÓN DE POROSIDAD

En lo que se refiere al problema de la porosidad en los procesos de fundición en general, los primeros trabajos que se realizaron para tratar de predecir su aparición en piezas fundidas partieron de planteamientos basados únicamente en el estudio de los fenómenos de transferencia de calor durante la solidificación del metal líquido (una revisión de dichos trabajos puede verse en Flemings [32]). De esta forma se identificaron dos de los parámetros que frecuentemente controlan la aparición de porosidad: el tiempo de solidificación [16] y los gradientes de temperatura durante la solidificación del metal fundido [59, 56].

Los avances en dinámica de fluidos computacional han proporcionado herramientas nuevas y muy potentes para analizar los procesos de llenado del molde y de solidificación y la predicción de porosidad de piezas fundidas. Estas nuevas técnicas de análisis, junto con el avance en el conocimiento de los mecanismos de formación de poros, han permitido utilizar, desde principios de los años ochenta hasta la actualidad, métodos de análisis cada vez más complejos que resuelven el acoplamiento de los fenómenos de transferencia de calor, fluidodinámicos y de solidificación [39, 40, 34].

Algunos de los primeros trabajos clásicos sobre porosidad en piezas fundidas pueden encontrarse, por ejemplo, en las referencias Piwonka y Flemings [60] y Campbell [13, 14]. En otros trabajos más recientes sobre el tema se trata de acoplar las dos causas básicas de formación de porosidad, analizando sus efectos combinados. Dichas causas son la existencia de gases disueltos y atrapados en el metal fundido a la entrada del molde (que no fueron considerados en estudios previos) y la resistencia a la alimentación líquida que se presenta en las zonas en solidificación para compensar la contracción volumétrica que experimenta el metal al solidificarse [45, 61, 87].

La porosidad en procesos de fundición puede ser de dos tipos: macroporosidad y microporosidad. Ambos tipos pueden tener su origen en las dos causas básicas que se

acaban de mencionar. Obviamente, si el proceso de fundición se realizara con ausencia de gas y con una alimentación adecuada se obtendría una pieza libre de poros. Desafortunadamente, la complejidad del proceso es tal que en la práctica resulta muy difícil alcanzar las condiciones ideales. A nivel “microgeométrico”, la porosidad (microporosidad) producida por la contracción volumétrica del metal al solidificarse puede generarse por distintos mecanismos. Los problemas de alimentación líquida<sup>5</sup> pueden dar lugar a porosidad interna producida por un mecanismo de nucleación interna<sup>6</sup> [2] o de iniciación superficial<sup>7</sup> (típica esta última de las aleaciones con grandes rangos de solidificación). En algunos casos, las dificultades de alimentación líquida dan lugar a que se produzca una porosidad externa (en la superficie de la pieza) como consecuencia de un mecanismo de alimentación sólida desde el exterior de la pieza. Otro tipo de microporosidad, que suele estar distribuida uniformemente en todo el conjunto de la fundición, es la debida a la precipitación de los gases disueltos en el líquido metálico durante la solidificación<sup>8</sup>.

---

<sup>5</sup>Si existen causas que impiden la alimentación líquida en zonas con déficit volumétrico provocado por la contracción experimentada por el metal al solidificarse, se podría iniciar la aparición de un poro. En piezas de geometría compleja, los obstáculos para la alimentación son mayores, agravándose el problema de formación de porosidad.

<sup>6</sup>Para aleaciones con pequeños rangos de temperaturas de solidificación, como por ejemplo bronce, Al-Si eutéctico o aluminio puro, si un volumen de líquido quedara aislado sin posibilidad de alimentación externa ni interna, el progresivo déficit volumétrico provocado por la solidificación someterá al líquido a una tensión ejercida por el sólido circundante. Si la presión a la que está sometido el líquido alcanza un cierto valor crítico, se formará un poro. El crecimiento inicial del poro se realizará en milisegundos, y alcanzará un tamaño que dependerá de la tensión acumulada. Una vez iniciada la formación del poro, la solidificación progresiva del metal incrementará las tensiones internas que favorecerán su crecimiento. Esta clase de poros se concentra cerca del centro de la pieza fundida. La presencia de partículas extrañas favorece la aparición de porosidad.

<sup>7</sup>Si la alimentación líquida interior es insuficiente, la contracción volumétrica durante la solidificación hará que la presión hidrostática interna pueda disminuir hasta límites tales que se llegue a producir la succión de líquido fundido desde las zonas superficiales de la pieza que aún no se hayan solidificado. Esta succión de líquido puede arrastrar con él gas exterior que formará un microporo en forma de microcanal con geometría compleja.

<sup>8</sup>Cuando el metal se solidifica, la solubilidad de los posibles gases disueltos en el líquido disminuye, precipitando en las zonas interdendríticas (microporosidad). El tamaño habitual de este tipo de poros está en un rango entre 0,01 y 0,5 mm de diámetro. Al ser tan pequeño su tamaño, cuando la pieza es mecanizada resultan imperceptibles a simple vista. Este tipo de poros, que presentan una distribución uniforme en todo el conjunto de la fundición, se reduce por la presencia de impurezas de gran actividad química en el metal tales como óxidos, sulfuros, fosfuros, etc.

Algunos tipos de aleaciones, bajo determinadas condiciones de proceso, son particularmente susceptibles a la formación de poros internos que nuclean creciendo rápidamente a lo largo de las capas paralelas a las posiciones que supuestamente ocupan las isotermas durante la solidificación del metal líquido. Esto se favorece en aleaciones con grandes rangos de temperaturas de solidificación en procesos con bajos gradientes de temperatura, tales como los que intervienen en la fundición invertida, la fundición en yeso o la fundición en arena.

Al final de la sección anterior se mencionó que a nivel “macrogeométrico” la porosidad (macroporosidad) producida en fundición por gravedad por la contracción volumétrica durante la solidificación adquiere la forma de cono o embudo. Si este problema se presenta en regiones aisladas en el interior de la pieza, se generará un macroporo interior a la pieza fundida. En otros casos, la formación de porosidad se debe a que, durante la etapa de llenado, se puede provocar el desprendimiento de gases contenidos en el molde al entrar en contacto con éste el metal fundido. Este problema es típico de los moldes de arena, susceptibles de contener grandes porcentajes de humedad y gases, pero no ocurre en procesos fundición por inyección a presión en los que el molde es metálico.

Además de los mecanismos de generación de porosidad que se acaban de describir brevemente, debe citarse el que tiene lugar como consecuencia de la posible existencia de aire que queda atrapado en el interior del metal fundido durante el proceso de llenado del molde. Este mecanismo es particularmente relevante en procesos de fundición por inyección a presión, en los que las especiales características del flujo en la cámara de inyección y la turbulencia en el flujo de metal fundido a la entrada del molde pueden producir la ingestión de una elevada masa de aire, lo que daría lugar a altos niveles de formación de burbujas. Esto se ve agravado por los pequeños tiempos de solidificación característicos de estos procesos (el molde es metálico y generalmente refrigerado) y por la dificultad que los moldes metálicos tienen para evacuar los gases. Koster y Goehring [46] analizaron el proceso de llenado por inyección observándolo en moldes transparentes. Otros trabajos experimentales más recientes han demostrado la importancia que las condiciones del flujo a la entrada del molde tienen sobre la formación de burbujas de gas atrapado [38]. Lindberg et al. [49] han comprobado mediante una cámara de alta velocidad que, bajo ciertas condiciones, se puede llegar a interrumpir la continuidad

del flujo en la sección de entrada del molde debido a la expansión del aire a la salida de ésta. Ohnaka [57] ha realizado una revisión de las investigaciones en curso sobre la fluidomecánica del proceso de llenado de un molde, la generación de porosidad y la macrosegregación. La importancia de este mecanismo de generación de porosidad debido al aire atrapado durante el llenado es mucho menor si la velocidad de elevación de las burbujas de gas producidas en la entrada del metal fundido al molde es suficientemente rápida, de forma que el tiempo característico de ascenso de las burbujas es pequeño frente al de solidificación. Esta circunstancia no se da en procesos de fundición a alta presión, y menos aún cuando se trata de piezas con paredes delgadas que se solidifiquen en un tiempo característico suficientemente pequeño en comparación con el tiempo de ascenso de las burbujas. El tamaño de los poros formados varía generalmente entre 1 y 5 mm de diámetro. Este tipo de poros es fácil de identificar ya que, por su tamaño, cuando la pieza es mecanizada son observables a simple vista. Su distribución en la pieza está lejos de ser uniforme, concentrándose principalmente cerca de las secciones de entrada del metal fundido al molde y en las zonas más elevadas de la pieza, pudiendo quedar el resto libre de poros.

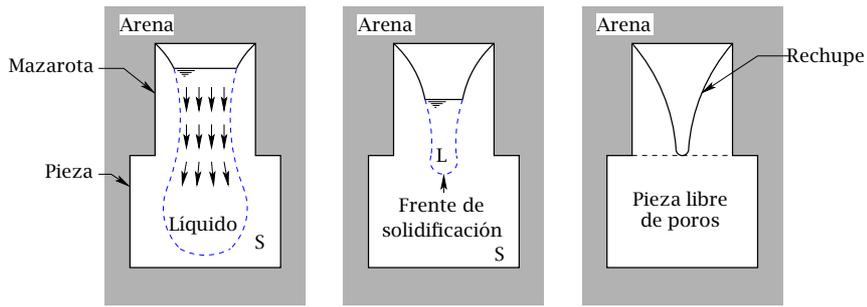
# CAPÍTULO 14

---

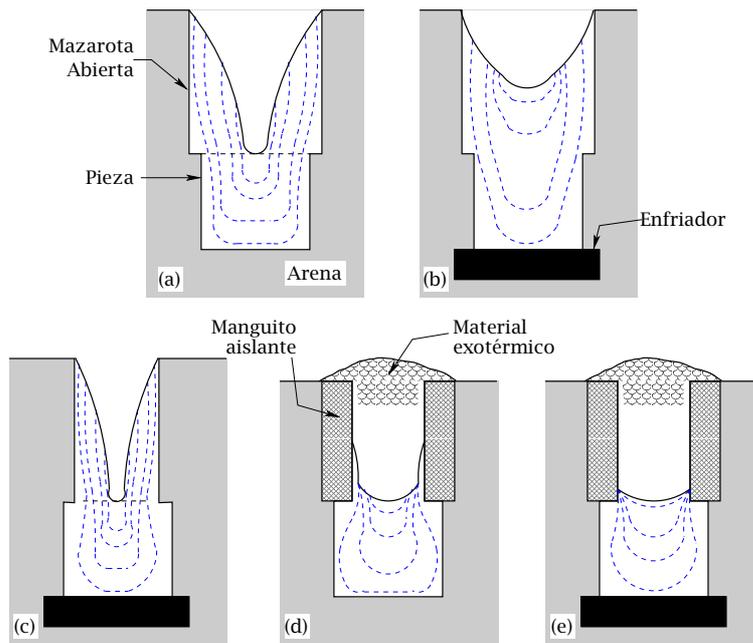
## Diseño de los sistemas de compensación

---

La contracción que muchos metales experimentan cuando se solidifican y enfrían debe ser compensada para evitar problemas como los descritos en las Secciones 13.2 y 13.3. En muchas ocasiones se emplean depósitos, denominados comúnmente como mazarotas, que compensan el déficit volumétrico originado. En la Figura 14.1 se muestra esquemáticamente la solidificación de un metal puro en un molde en forma de cubo y una mazarota cilíndrica situada en la parte superior del molde. Obsérvese que la solidificación del metal se produce de forma simultánea tanto en la pieza como en la mazarota. La posición relativa de la mazarota permite que el metal fundido fluya desde ésta hacia la pieza para compensar el déficit volumétrico creado por la contracción del metal durante su solidificación. Obviamente, para que el proceso de alimentación líquida sea efectivo el metal de la mazarota no se debe solidificar completamente antes que en la pieza. El proceso de compensación volumétrica puede ser mejorado creando solidificaciones direccionales mediante enfriadores, como el que se muestra en la Figura 14.2b, lo que permite reducir las dimensiones de las mazarotas (véase la Figura 14.2c). Otra alternativa consiste en retardar la solidificación del metal en la mazarota mediante materiales aislantes como la mullita (véase la Tabla A.2 del Anexo A) o con materiales exotérmicos que arden a una temperatura próxima a la del punto de fusión del metal (Figuras 14.2d y e).



**Figura 14.1:** Esquema de la evolución del frente de solidificación de un metal puro en un molde de arena en forma de cubo y una mazarota cilíndrica situada en la parte superior.



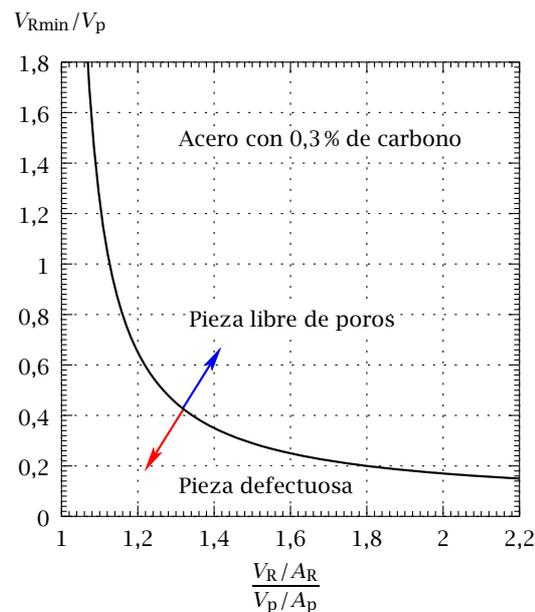
**Figura 14.2:** Mejora de la eficacia de una mazarota que alimenta a un cubo en un molde de arena (a) mediante enfriadores (b,c y e), y materiales aislantes y exotérmicos (d y e) (basada en Flemings [32]).

## 14.1 MÉTODOS EXPERIMENTALES PARA EL CÁLCULO DE LOS SISTEMAS DE COMPENSACIÓN

Tradicionalmente se han venido utilizando métodos basados en los resultados experimentales de autores como Caine [12] o Bishop et al. [8] para el dimensionamiento de los sistemas de compensación. En las dos secciones que a continuación se exponen se describen brevemente los dos métodos experimentales más destacados.

### 14.1.1 Método de Caine

Para que el proceso de alimentación líquida se efectúe correctamente, Caine [12] obtuvo experimentalmente curvas, como la mostrada en la Figura 14.3, para obtener en moldes de arena el tamaño de mazarotas que alimentan a piezas de acero con contenido en carbono en torno al 0,3%. La curva representada en esta figura permite determinar,



**Figura 14.3:** Resultados, obtenidos experimentalmente por Caine [12] para aceros con contenido en carbono igual al 0,3%, de la relación entre el volumen de la mazarota  $V_R$  y el de la pieza a la que alimenta  $V_p$  en función de la relación entre el módulo de la mazarota y el de la pieza,  $(V_R/A_R)/(V_p/A_p)$ .

para un valor dado del volumen de la pieza a la que alimenta,  $V_p$ , el valor mínimo del volumen que debe tener la mazarota para obtener piezas libres de poros en función de la relación de los módulos de la mazarota ( $V_R/A_R$ ) y de la pieza ( $V_p/A_p$ ).

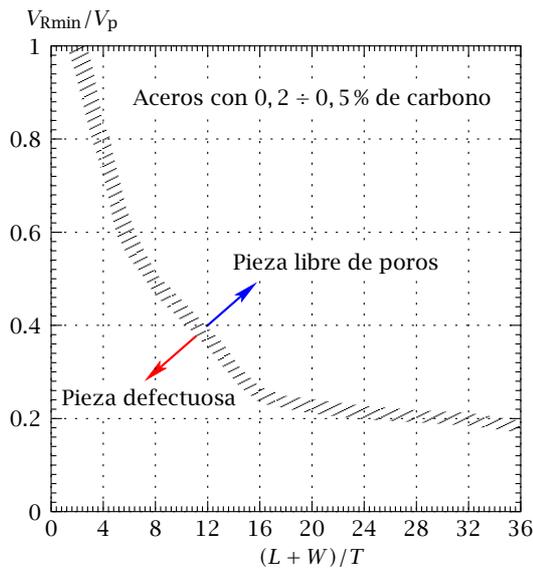
### 14.1.2 Método NRL

Bishop et al. [8] establecieron un método análogo al de la sección anterior en el que, la relación de módulos utilizada por Caine [12] se sustituye por el factor  $(L + W)/T$ , donde  $L$ ,  $W$  y  $T$  son las dimensiones máximas que caracterizan, respectivamente, a la longitud, la anchura y el espesor de la pieza. En la Figura 14.4 se representa la relación, obtenida experimentalmente por Bishop et al. [8] para aceros con un contenido en carbono comprendido entre 0,2 y 0,5%, entre el volumen de la mazarota,  $V_R$ , y el de la pieza a la que alimenta,  $V_p$ , en función del factor  $(L + W)/T$ . La ventaja principal de este método frente al anterior se debe a que cuando la geometría de la pieza es complicada, el cálculo del factor de forma anterior resulta mucho más sencillo que la obtención del módulo  $V_p/A_p$  utilizado en el método de Caine. Al igual que en el caso anterior, la curva representada en esta figura permite determinar, para un valor dado de  $V_p$ , el valor mínimo del volumen que debe tener la mazarota para obtener piezas libres de poros en función del factor de forma  $(L + W)/T$ .

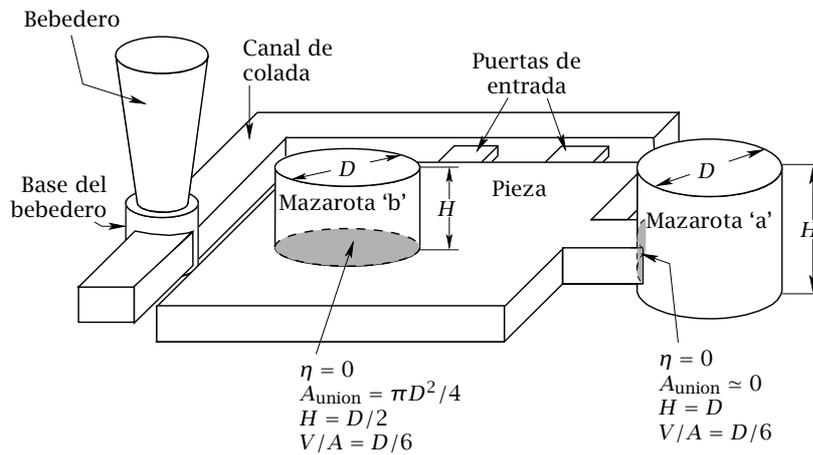
## 14.2 CONSIDERACIONES PARA EL DISEÑO DE LOS SISTEMAS DE COMPENSACIÓN

Obviamente, el volumen mínimo que debe tener una mazarota está determinado por la cantidad de metal requerido para compensar la contracción del metal solidificado. Por ejemplo, el volumen de una mazarota debería ser superior aproximadamente al 3% del volumen de la pieza de acero que alimenta (véase la Tabla 13.1). Por otro lado, la geometría óptima de una mazarota debería ser aquella que proporcionase el máximo tiempo de solidificación. En la práctica, por razones constructivas, se suelen emplear mazarotas cilíndricas como las de la Figura 14.5. En lo que sigue se considerarán mazarotas como las representadas en esta figura.

La mazarota denotada con la letra 'a' alimenta a la pieza lateralmente. Si se considera en este caso que el área de la superficie de unión,  $A_{\text{unión}}$ , entre la mazarota y la pieza es despreciable, la relación geométrica  $\xi = H/D$  entre la altura y el diámetro de la mazarota



**Figura 14.4:** Resultados, obtenidos experimentalmente por Bishop et al. [8] para aceros con contenido en carbono comprendido entre 0,2 y 0,5%, de la relación entre el volumen de la mazarota,  $V_R$ , y el de la pieza a la que alimenta,  $V_p$ , en función del factor de forma  $(L + W)/T$ .



**Figura 14.5:** Esquema del sistema de distribución (bebedero, canal de colada y puertas de entrada) y del sistema de compensación de una placa metálica.

que proporciona el máximo tiempo de solidificación se puede obtener del modo que a continuación se indica. El volumen,  $V$ , y el área,  $A$ , de la superficie de la mazarota pueden ser expresados, respectivamente, como

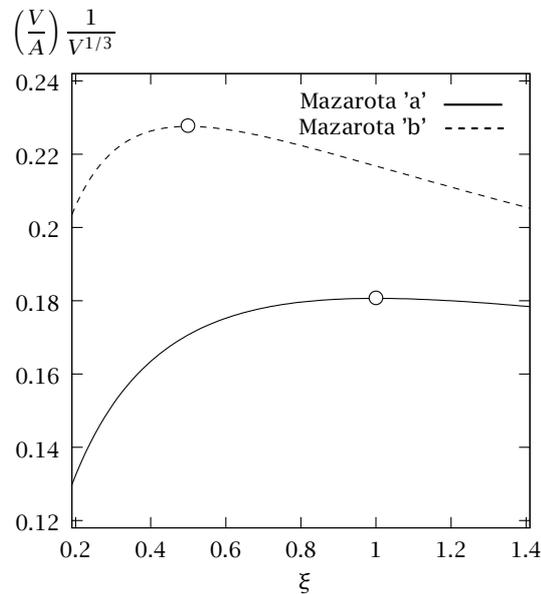
$$A = \pi D^2 \xi + \frac{\pi}{2} D^2, \quad (14.1)$$

$$V = \frac{\pi}{4} D^3 \xi. \quad (14.2)$$

De las Ecuaciones (14.1) y (14.2) se puede obtener la siguiente relación

$$\left(\frac{V}{A}\right) \frac{1}{V^{1/3}} = \frac{\xi^{2/3}}{4^{2/3} \pi^{1/3} \left(\xi + \frac{1}{2}\right)}. \quad (14.3)$$

En la Figura 14.6 se representa con línea continua la relación  $\left(\frac{V}{A}\right) \frac{1}{V^{1/3}}$  de la Ecuación (14.3) en función de la relación geométrica  $\xi$ . Puede observarse que, para un volumen  $V$



**Figura 14.6:** Relación  $\left(\frac{V}{A}\right) \frac{1}{V^{1/3}}$  de la Ecuación (14.3) para una mazarota lateral (línea de trazo continuo) y de la Ecuación (14.5) (línea de trazo discontinuo) para una mazarota superior en función del parámetro  $\xi$ .

dado, el valor del parámetro  $\xi$  que proporciona el máximo valor de la relación  $V/A$  y por tanto, según la Ecuación (13.7), el máximo tiempo de solidificación es igual a 1,0.

Por otro lado, en mazarotas como las denotadas con la letra 'b' en la Figura 14.5 el área de la superficie de la mazarota a través de la que la mayor parte del calor es evacuado es la que está en contacto con el molde. Es decir, el valor del área  $A$  se podrá obtener en este caso a partir del valor de la Ecuación (14.1) menos el área de la superficie de unión,  $A_{\text{unión}} = \pi D^2/4$ , entre la mazarota y la pieza. Por tanto,

$$A = \pi D^2 \xi + \frac{\pi}{4} D^2. \quad (14.4)$$

De las Ecuaciones (14.4) y (14.2) se puede obtener una expresión equivalente a la de la Ecuación (14.3)

$$\left(\frac{V}{A}\right) \frac{1}{V^{1/3}} = \frac{\xi^{2/3}}{4^{2/3} \pi^{1/3} \left(\xi + \frac{1}{4}\right)}, \quad (14.5)$$

que se ha representado con línea discontinua en la Figura 14.6. Se puede observar que en este caso, el valor del parámetro  $\xi$  que proporciona, para un volumen  $V$  dado, el máximo tiempo de solidificación es igual a 0,5. Se puede comprobar que el módulo de la mazarota 'a' para  $\xi = 1,0$  y el de la mazarota 'b' para  $\xi = 0,5$  es igual en ambos casos a  $D/6$ .

Debe mencionarse que, como se ha indicado al principio de este capítulo, el área total de una mazarota puede estar en contacto con distintos materiales (arena del molde, materiales aislantes como la mullita o materiales exotérmicos que arden a temperaturas próximas a la de fusión del metal). También debe indicarse que existen casos en los que la resistencia térmica en la zona de separación entre el molde y el metal solidificado o los fenómenos de transferencia de calor por convección en moldes cerámicos o en mazarotas abiertas hacia el exterior llegan a ser suficientemente importantes para que deban ser tenidos en cuenta en el diseño de los sistemas de compensación. En [62] se pueden encontrar resultados para casos como los que se acaban de mencionar.

### 14.3 ECUACIÓN DE DISEÑO DE LOS SISTEMAS DE COMPENSACIÓN

Recuérdese que, tal y como se menciona en la Sección 13.2.1, el tiempo de solidificación del metal en un molde desechable de pared gruesa y geometría sencilla se puede estimar a través de la conocida expresión de Chvorinov (Ecuación (13.7)). En lo que sigue se considerarán mazarotas cilíndricas como las mostradas en la Figura 14.5. Para que una mazarota efectúe correctamente su función nunca debería solidificarse antes que la pieza. El tamaño óptimo sería aquel que hiciese que el metal de la mazarota se solidifique

en el mismo instante que el de la pieza. Mediante la Ecuación (13.7) esta condición puede ser expresada del siguiente modo

$$C_R \left( \frac{V_{Rf}}{A_R} \right)^2 = C_p \left( \frac{V_p}{A_p} \right)^2, \quad (14.6)$$

donde el subíndice R se utiliza para denotar a la mazarota y el subíndice p para denotar a la pieza.  $V_{Rf}$  es el volumen final del metal solidificado en la mazarota y deberá coincidir, si ésta efectúa correctamente su función, con el volumen inicial de metal en la mazarota,  $V_R$ , menos el necesario para compensar la contracción volumétrica experimentada durante la solidificación del metal de la pieza y de la mazarota. Por tanto,  $V_{Rf}$  se puede expresar del siguiente modo

$$V_{Rf} = V_R - \beta (V_R + V_p), \quad (14.7)$$

siendo  $\beta$  un coeficiente que representa la contracción volumétrica de solidificación del metal (véase la Tabla A.3). Debe tenerse en cuenta que si el metal fundido se vierte sobrecalentado, el coeficiente  $\beta$  deberá cuantificar adicionalmente la contracción experimentada por el metal líquido durante su enfriamiento hasta la temperatura de fusión  $T_f$ . Obviamente, se debe cumplir que  $V_{Rf} \geq 0$ , lo que equivale, de la Ecuación (14.7), a la condición

$$\frac{V_R}{V_p} \geq \frac{\beta}{1 - \beta} \quad (14.8)$$

Sustituyendo la Ecuación (14.7) en la Ecuación (14.6) y operando adecuadamente se puede obtener la siguiente expresión

$$(1 - \beta)V_R - \beta V_p = \underbrace{\left[ \left( \frac{C_p}{C_R} \right)^{1/2} A_R \right]}_I \left( \frac{V_p}{A_p} \right). \quad (14.9)$$

Suele ser habitual que distintas zonas de la misma mazarota se encuentren en diferentes situaciones térmicas. Por ejemplo, debe tenerse en cuenta que en la superficie de unión entre la mazarota y la pieza el gradiente térmico es aproximadamente nulo, es decir, el flujo de calor en esta zona se puede considerar prácticamente despreciable frente al calor que es evacuado a través del molde. Así mismo, mazarotas abiertas como las de las Figuras 14.2a, b y c, tienen su parte superior en contacto directo con el medio ambiente. Por otro lado, tal y como se mencionó en la introducción de este capítulo, en ocasiones se utilizan materiales aislantes o exotérmicos en determinadas zonas para retardar la solidificación del metal en la mazarota (Figuras 14.2d y e). Para considerar

las distintas situaciones que se acaban de mencionar Poirier y Poirier [62] proponen un método aproximado que consiste en dividir el término de la Ecuación (14.9) referenciado con la letra  $I$  en tres sumandos correspondientes a las zonas lateral (l), superior (s) e inferior (i) de la mazarota

$$\left(\frac{C_p}{C_R}\right)^{1/2} A_R \simeq \underbrace{\left(\frac{C_p}{C_{Rl}}\right)^{1/2}}_{\eta_l} A_{Rl} + \underbrace{\left(\frac{C_p}{C_{Rs}}\right)^{1/2}}_{\eta_s} A_{Rs} + \underbrace{\left(\frac{C_p}{C_{Ri}}\right)^{1/2}}_{\eta_i} A_{Ri}, \quad (14.10)$$

donde  $C_{Rl}$ ,  $C_{Rs}$  y  $C_{Ri}$  son, respectivamente, los valores correspondientes obtenidos de la Ecuación (13.8). Los coeficientes  $\eta_{l,s,i}$  representan la relación entre la resistencia al flujo de calor evacuado de la pieza y el evacuado a través de las distintas zonas consideradas en la mazarota. Por tanto, debe tenerse en cuenta que en las superficies de separación entre la mazarota y la pieza, en las que el flujo de calor es despreciable, o en las zonas recubiertas con materiales considerados como aislantes perfectos,  $\eta$  debe ser prácticamente despreciable. Obviamente, si todas las zonas de la mazarota están rodeadas por el mismo material que el de la pieza, se obtendrá la siguiente expresión

$$\eta_l = \eta_s = \eta_i = \left(\frac{C_p}{C_R}\right)^{1/2} = 1. \quad (14.11)$$

Introduciendo la Ecuación (14.10) en la Ecuación (14.9) se puede expresar

$$(1 - \beta)V_R - \beta V_p = (\eta_l A_{Rl} + \eta_s A_{Rs} + \eta_i A_{Ri}) \left(\frac{V_p}{A_p}\right). \quad (14.12)$$

Para mazarotas cilíndricas como las mostradas en la Figura 14.5, con relación geométrica entre su altura y su diámetro  $\xi$ , se puede escribir

$$V_R = \frac{\pi}{4} D^3 \xi, \quad (14.13)$$

$$A_{Rl} = \pi D^2 \xi, \quad (14.14)$$

$$A_{Rs} = A_{Ri} = \frac{\pi}{4} D^2. \quad (14.15)$$

Introduciendo las Ecuaciones (14.13), (14.14) y (14.15) en la Ecuación (14.12), y operando adecuadamente se obtiene

$$\xi D^3 - (4\xi\eta_l + \eta_s + \eta_i) \frac{V_p/A_p}{1 - \beta} D^2 - \frac{4\beta V_p}{\pi(1 - \beta)} = 0. \quad (14.16)$$

En mazarotas laterales con  $\xi = 1$ , como la denotada con la letra 'a' en la Figura 14.5, y recubiertas con el mismo material que el de la pieza, se debe cumplir que  $\eta_l = \eta_s = \eta_i = 1$ ,

por lo que la Ecuación (14.16) resulta, en este caso,

$$D^3 - 6 \frac{V_p/A_p}{1-\beta} D^2 - \frac{4\beta V_p}{\pi(1-\beta)} = 0. \quad (14.17)$$

En mazarotas como la denotada con la letra 'b' en la Figura 14.5 que se encuentran en las mismas condiciones que las del caso anterior se debe cumplir que  $\eta_l = \eta_s = 1$ ,  $\eta_i \simeq 0$ . Por lo que, teniendo en cuenta que  $\xi = 1/2$ , resulta

$$\frac{1}{2} D^3 - 3 \frac{V_p/A_p}{1-\beta} D^2 - \frac{4\beta V_p}{\pi(1-\beta)} = 0. \quad (14.18)$$

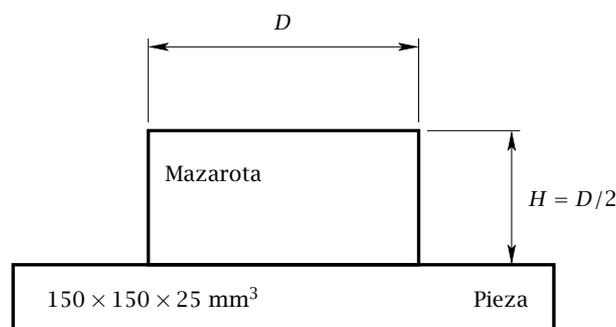
Aunque el empleo de mazarotas en procesos de fundición con moldes permanentes no suele ser habitual, un análisis como el empleado en esta sección se podría aplicar, de forma análoga, en estos casos.

**Ejemplo 1.** En un molde de arena silícea, una placa de aluminio de  $150 \times 150 \times 25 \text{ mm}^3$  es alimentada por una mazarota e su parte superior.

1. Si la fracción de alimentación de metal requerida es  $\beta = 0,05$ , determínense las dimensiones que debe tener la mazarota cilíndrica.
2. Obtener las nuevas dimensiones que tendría la mazarota si ésta se rodea con un manguito aislante con las siguientes propiedades:  $k_a = 0,15 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$ ;  $\rho_a = 250 \text{ kgm}^{-3}$ ;  $c_a = 1100 \text{ Jkg}^{-1}\text{K}^{-1}$ .
3. Obtener el valor mínimo que podría alcanzar el diámetro de la mazarota.

En este ejemplo, la pieza es alimentada desde su parte superior (mazarota de tipo 'b'), por lo que, tal y como se demostró en la Sección 14.2, la relación óptima entre el diámetro  $D$  de la mazarota y su altura  $H$  que maximiza el tiempo de solidificación para un volumen de mazarota dado es igual a 0,5.

En la primera parte de este ejemplo se considerará el diseño de la mazarota esquematizada en la figura adjunta.



En una situación térmica como la mostrada en la figura, en la que mazarota y pieza están rodeadas por el mismo material, los coeficientes  $\eta_l$  y  $\eta_s$  correspondientes, respectivamente, a la parte lateral y superior de la mazarota, deben ser ambos igual a 1. Además, por estar en contacto directo la parte inferior de la mazarota con la pieza, el factor  $\eta_i$  debe ser igual a 0. Por tanto, introduciendo todos estos valores en la ecuación de diseño de la mazarota, resultará la siguiente expresión

$$\frac{1}{2}D^3 - 3\frac{V_p/A_p}{1-\beta}D^2 - \frac{4\beta V_p}{\pi(1-\beta)} = 0.$$

El volumen  $V_p$  de la pieza es

$$V_p = 150 \times 150 \times 25 \times 10^{-9} = 5,625 \times 10^{-4} \text{ m}^3,$$

y el área  $A_p$  de la pieza (se considerará despreciable el área de la sección de contacto entre pieza y mazarota) es

$$A_p = (2 \times 150^2 + 4 \times 150 \times 25) \times 10^{-6} = 0,06 \text{ m}^2,$$

por lo que el módulo de la pieza resultará

$$\frac{V_p}{A_p} = \frac{5,625 \times 10^{-4}}{0,06} = 9,375 \times 10^{-3} \text{ m}.$$

Sustituyendo los valores correspondientes en la ecuación de diseño, se obtiene

$$\frac{1}{2}D^3 - 3 \times \frac{9,375 \times 10^{-3}}{1-0,05}D^2 - \frac{4 \times 0,05 \times 5,625 \times 10^{-4}}{\pi(1-0,05)} = 0,$$

y operando adecuadamente se obtiene finalmente

$$\frac{1}{2}D^3 - 0,02961D^2 - 3,7695 \times 10^{-5} = 0,$$

cuya solución válida es

$$D = 0,073 \text{ m}.$$

Por tanto, la altura de la mazarota resultará

$$H = 0,0365 \text{ m}.$$

A continuación se ha de comprobar si la mazarota resultante tiene el volumen suficiente para compensar toda la contracción volumétrica del metal. Para ello, ha de satisfacer la condición de la Eq. (14.8), siendo el volumen de la mazarota

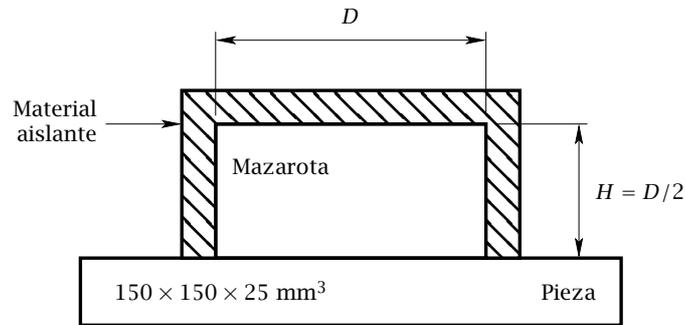
$$V_R = \frac{\pi}{4}D^2H = 1,53 \times 10^{-4} \text{ m}^3.$$

Así, resulta

$$\frac{V_R}{V_p} = \frac{1,53 \times 10^{-4}}{5,625 \times 10^{-4}} = 0,272 > \frac{\beta}{1 - \beta} = 0,0526,$$

por lo que se satisface la condición anterior.

En la segunda parte de este ejemplo se considerará el diseño de la mazarota aislada que se esquematiza en la figura adjunta.



La parte inferior de la mazarota sigue estando en la misma situación térmica que en el caso anterior, por lo que  $\eta_i = 0$ . Las partes lateral y superior de la mazarota están ahora aisladas, por lo que los factores  $\eta$  correspondientes deberán calcularse como

$$\eta_l = \eta_s = \left( \frac{C_p}{C_{R_{l,s}}} \right)^{1/2},$$

donde, empleando los valores de la Tabla A.2,

$$C_p = \frac{\pi}{4} \left( \frac{\rho_f H_f}{T_f - T_0} \right)^2 \frac{1}{k_m \rho_m c_m} =$$

$$\frac{\pi}{4} \left( \frac{2400 \times 3,91 \times 10^5}{933 - 300} \right)^2 \frac{1}{0,52 \times 1600 \times 1170} = 1773165,5 \text{ s m}^{-2}.$$

$$C_{R_l} = C_{R_s} = \frac{\pi}{4} \left( \frac{\rho_f H_f}{T_f - T_0} \right)^2 \frac{1}{k_a \rho_a c_a} =$$

$$\frac{\pi}{4} \left( \frac{2400 \times 3,91 \times 10^5}{933 - 300} \right)^2 \frac{1}{0,15 \times 250 \times 1100} = 41844126,5 \text{ s m}^{-2}.$$

Por tanto,

$$\eta_l = \eta_s = \left( \frac{1773165,5}{41844126,5} \right)^{1/2} = 0,2059.$$

Sustituyendo los factores anteriores en la ecuación de diseño y operando adecuadamente se obtiene finalmente

$$\frac{1}{2} D^3 - 6,095 \times 10^{-3} D^2 - 3,7695 \times 10^{-5} = 0.$$

La solución válida de la ecuación anterior es

$$D = 0,047 \text{ m.}$$

Por tanto, la altura de la mazarota resultará

$$H = 0,0235 \text{ m.}$$

Como en el caso anterior, a continuación se ha de comprobar si la mazarota resultante tiene el volumen suficiente para compensar toda la contracción volumétrica del metal. Para ello, ha de satisfacer la condición de la Eq. (14.8), siendo el volumen de la mazarota

$$V_R = \frac{\pi}{4} D^2 H = 4,08 \times 10^{-5} \text{ m}^3.$$

Así, resulta

$$\frac{V_R}{V_p} = \frac{4,08 \times 10^{-5}}{5,625 \times 10^{-4}} = 0,0725 > \frac{\beta}{1 - \beta} = 0,0526,$$

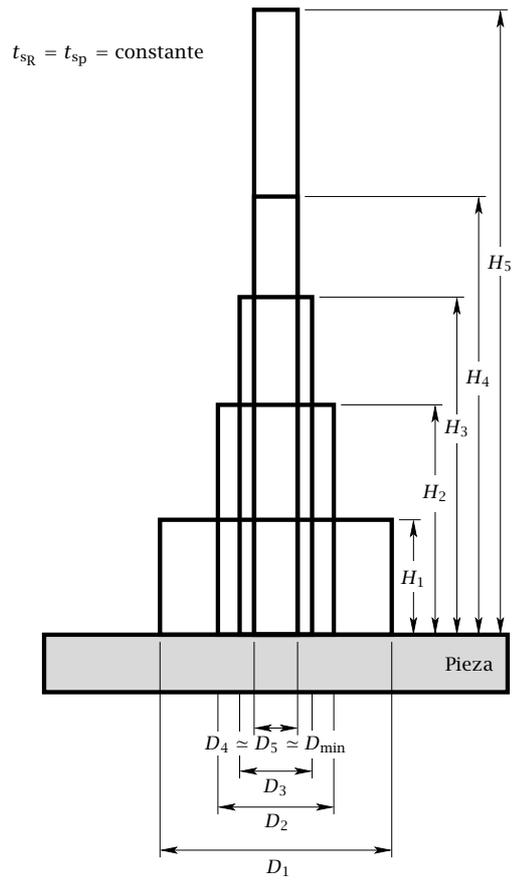
por lo que en este caso también se satisface la condición anterior.

Si la relación  $\xi$  aumenta, para que el tiempo de solidificación de la mazarota se mantenga constante, deberá disminuir el diámetro de la misma (véase el ejemplo de la Fig. 14.7). En la Fig. 14.8 puede verse la variación de  $D$  en función del parámetro  $\xi$  para un valor del módulo  $V_R/A_R$  dado, que, como puede comprobarse fácilmente, se corresponde con la siguiente expresión

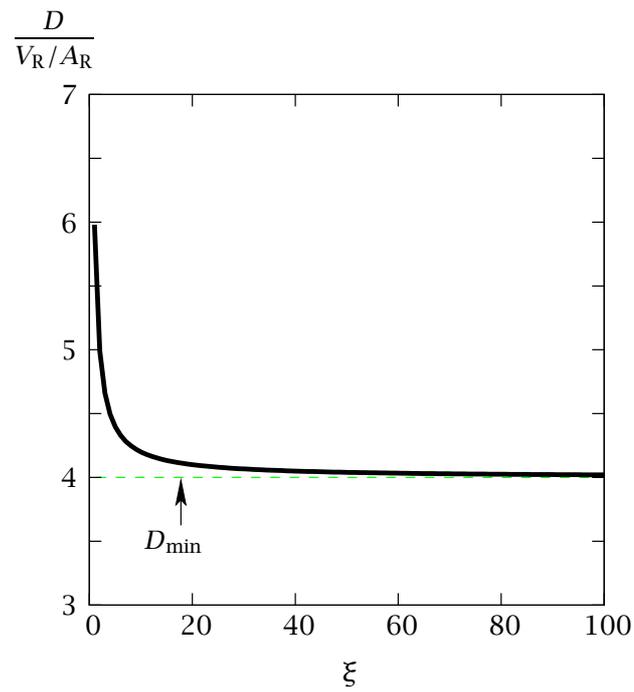
$$\frac{D}{V_R/A_R} = \frac{\frac{1}{2} + \xi}{\frac{1}{4}\xi}.$$

Puede observarse que para un valor suficientemente grande de la altura de la mazarota, la influencia térmica de la parte superior e inferior será despreciable frente a la influencia térmica de la parte lateral ( $A_{R_i} = A_{R_s} \ll A_{R_l}$ ) haciendo que el módulo de la mazarota dependa sólo del diámetro de la misma ( $\frac{V_R}{A_R} \simeq \frac{D}{4}$ ). Por tanto, para mantener constante el tiempo de solidificación del metal en mazarotas de gran altura, el diámetro de la misma se debe mantener constante e independientemente de la altura. A dicho diámetro mínimo lo denotaremos como  $D_{\min}$ .

Teniendo en cuenta lo anterior, para determinar el diámetro mínimo, se introducirá en la ecuación de diseño de la mazarota una altura de mazarota suficientemente grande ( $\xi \rightarrow \infty$ ). Para estas condiciones, el último término de la Ec. (14.16), que es proporcional al volumen de la pieza, podrá despreciarse frente al primer término de la Ec. (14.16), que



**Figura 14.7:** Evolución del diámetro de la mazarota en función de su relación de aspecto  $\xi = H/D$ .



**Figura 14.8:** Variación del diámetro  $D$  de la mazarota en función de su relación de aspecto  $\xi = H/D$  para un valor del módulo  $V_R/A_R$  dado.

es proporcional al volumen de la mazarota. Teniendo en cuenta además que  $4\xi\eta_1 \gg \eta_{s,i}$ , la ecuación de diseño quedará finalmente como

$$\xi D_{\min}^3 - 4\xi\eta_1 \frac{V_p/A_p}{1-\beta} D_{\min}^2 = 0,$$

por lo que,

$$D_{\min} = 4\eta_1 \frac{V_p/A_p}{1-\beta}.$$

Así, para el caso de la mazarota sin aislar, para el que  $\eta_1 = 1$ , el diámetro mínimo resultará

$$D_{\min} = 4 \times 1 \times \frac{9,375 \times 10^{-3}}{1-0,05} = 0,0395 \text{ m.}$$

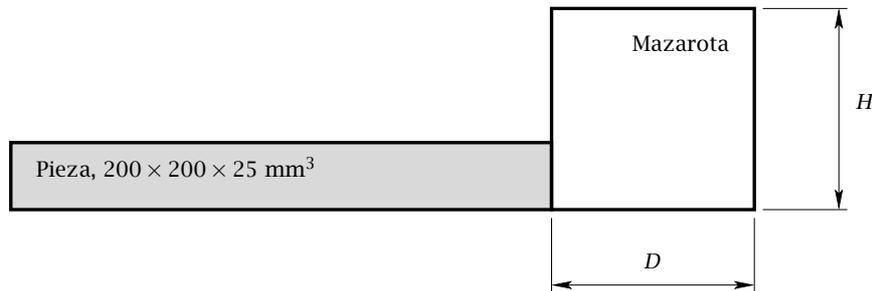
Para el caso de la mazarota aislada, para el que  $\eta_1 = 0,2059$ , el diámetro mínimo resultará

$$D_{\min} = 4 \times 0,2059 \times \frac{9,375 \times 10^{-3}}{1-0,05} = 0,00813 \text{ m.}$$

**Ejemplo 2.** En un molde de arena de circonio, una placa de hierro de  $200 \times 200 \times 25 \text{ mm}^3$  es alimentada en su parte lateral con una mazarota cilíndrica. Si la fracción de alimentación requerida es  $\beta = 0,05$  y se considera despreciable el contacto pieza mazarota, determínese:

1. las dimensiones de la mazarota cilíndrica que alimenta a la pieza, y
2. el valor del diámetro mínimo que podría alcanzar dicha mazarota.

En la figura adjunta se muestra un esquema del sistema pieza-mazarota que se ha de diseñar.



En este caso, la pieza es alimentada desde su parte lateral (mazarota de tipo 'a'), por lo que, tal y como se demostró en la Sección 14.2, la relación  $\xi$  óptima entre el diámetro  $D$  de la mazarota y su altura  $H$  que maximiza el tiempo de solidificación para un volumen de mazarota dado es igual a 1.

En una situación térmica como la mostrada en la figura, en la que mazarota y pieza están rodeadas por el mismo material, los coeficientes  $\eta_l$ ,  $\eta_i$  y  $\eta_s$  correspondientes, respectivamente, a la parte lateral, inferior y superior de la mazarota, deben ser ambos igual a 1 (se desprecia el área de contacto entre la mazarota y la pieza). Por tanto, introduciendo todos estos valores en la ecuación de diseño de la mazarota, resultará la siguiente expresión

$$D^3 - 6 \frac{V_p/A_p}{1 - \beta} D^2 - \frac{4\beta V_p}{\pi(1 - \beta)} = 0.$$

El volumen  $V_p$  de la pieza es

$$V_p = 200 \times 200 \times 25 \times 10^{-9} = 0,001 \text{ m}^3,$$

y el área  $A_p$  de la pieza (se considerará despreciable el área de la sección de contacto entre pieza y mazarota) es

$$A_p = (2 \times 200^2 + 4 \times 200 \times 25) \times 10^{-6} = 0,1 \text{ m}^2,$$

por lo que el módulo de la pieza resultará

$$\frac{V_p}{A_p} = \frac{0,001}{0,1} = 0,01 \text{ m}.$$

Sustituyendo los valores correspondientes en la ecuación de diseño, se obtiene

$$D^3 - 6 \times \frac{0,01}{1 - 0,05} D^2 - \frac{4 \times 0,05 \times 0,001}{\pi(1 - 0,05)} = 0,$$

y operando adecuadamente se obtiene finalmente

$$D^3 - 0,063D^2 - 6,7 \times 10^{-5} = 0,$$

cuya solución válida es

$$D = 0,075 \text{ m}.$$

Por tanto, la altura de la mazarota resultará

$$H = 0,075 \text{ m}.$$

A continuación se ha de comprobar si la mazarota resultante tiene el volumen suficiente para compensar toda la contracción volumétrica del metal. Para ello, ha de satisfacer la condición de la Eq. (14.8), siendo el volumen de la mazarota

$$V_R = \frac{\pi}{4} D^2 H = 3,31 \times 10^{-4} \text{ m}^3.$$

Así, resulta

$$\frac{V_R}{V_p} = \frac{3,31 \times 10^{-4}}{0,001} = 0,331 > \frac{\beta}{1 - \beta} = 0,0526,$$

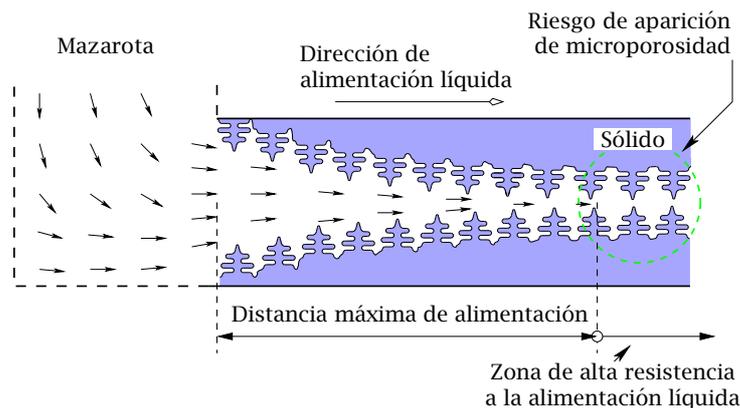
por lo que se satisface la condición anterior.

El diámetro mínimo para las condiciones del ejemplo, resultará

$$D_{\min} = 4\eta_l \frac{V_p/A_p}{1 - \beta} = 4 \times 1 \times \frac{0,01}{1 - 0,05} = 0,042 \text{ m.}$$

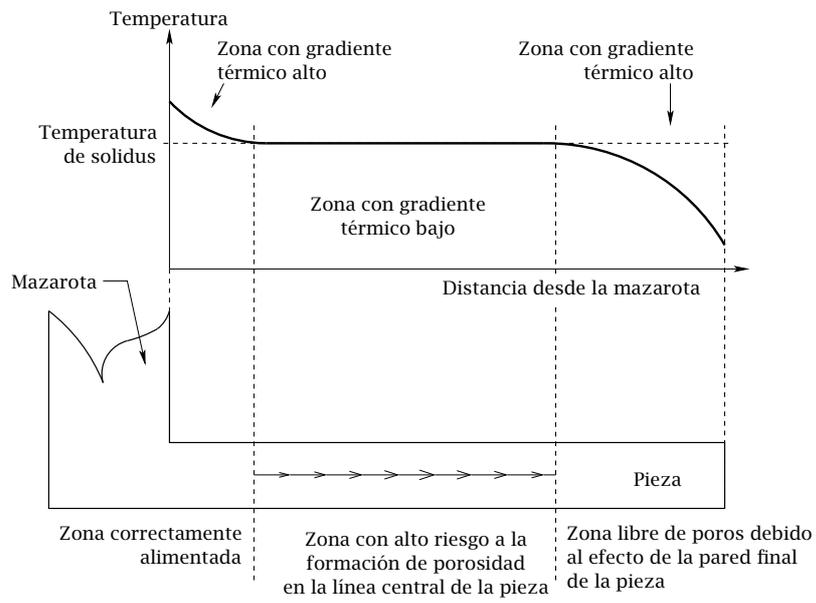
#### 14.4 UBICACIÓN DE LOS SISTEMAS DE COMPENSACIÓN

Hasta ahora se han considerado, exclusivamente, métodos para determinar las dimensiones de las mazarotas sin tener en cuenta que éstas deben ser capaces de proporcionar el metal líquido adicional necesario en distintas zonas de la pieza. La resistencia que el frente de solidificación ofrece al flujo de metal líquido reduce gradualmente su presión a lo largo del camino que debe recorrer. Así, en zonas relativamente alejadas de la maza-



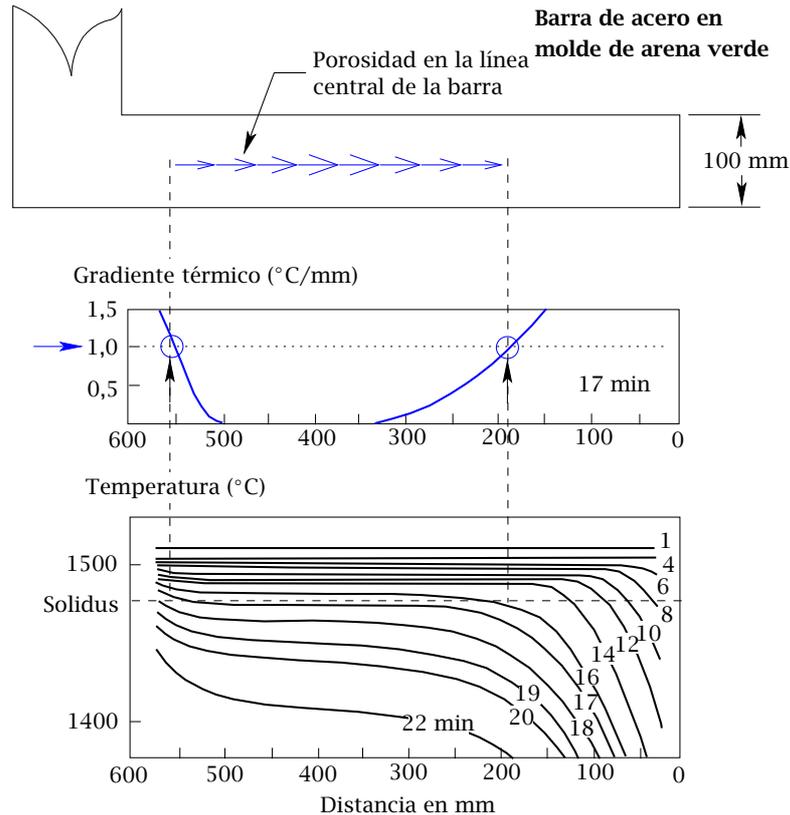
**Figura 14.9:** Esquema del proceso de alimentación líquida durante la solidificación de una aleación metálica.

rota, la presión del metal líquido puede no ser suficiente para vencer la resistencia que el crecimiento dendrítico del frente de solidificación ofrece al flujo de metal (Figura 14.9), pudiendo aparecer zonas deficientemente alimentadas y por tanto con un alto riesgo de formación de porosidad. Este tipo de porosidad se produce a nivel interdendrítico en la línea central de la pieza adoptando formas en V con el vértice orientado hacia la parte final de la pieza (Figura 14.10). En general, como algunos trabajos experimentales así



**Figura 14.10:** Esquema de la distribución de temperaturas en un instante dado a lo largo de la línea central de una pieza alimentada por una mazarota abierta (basada en Taylor et al. [79]).

lo demuestran, las zonas con mayor riesgo de formación de microporosidad suelen ser aquellas que presentan bajos gradientes térmicos durante la solidificación del metal, lo que supone, como se indicó en la Sección 13.2.3, regiones dendríticas más extensas. En la Figura 14.11 se representan resultados, obtenidos por Pellini [59], de la temperatura en distintos instantes de tiempo a lo largo de la línea central de una barra de acero en un molde de arena verde. Puede observarse que en el instante en el que, en el centro de



**Figura 14.11:** Resultados, obtenidos por Pellini [59], de la temperatura en distintos instantes de tiempo a lo largo de la línea central de una barra de acero en un molde de arena verde.

la barra, se alcanza la temperatura de solidus<sup>1</sup>, las zonas en las que se forma porosidad presentan gradientes térmicos en la dirección longitudinal de la barra inferiores a  $1^{\circ}\text{C}/\text{mm}$ . Puede apreciarse en las Figuras 14.10 y 14.11 que las zonas próximas a la maza-

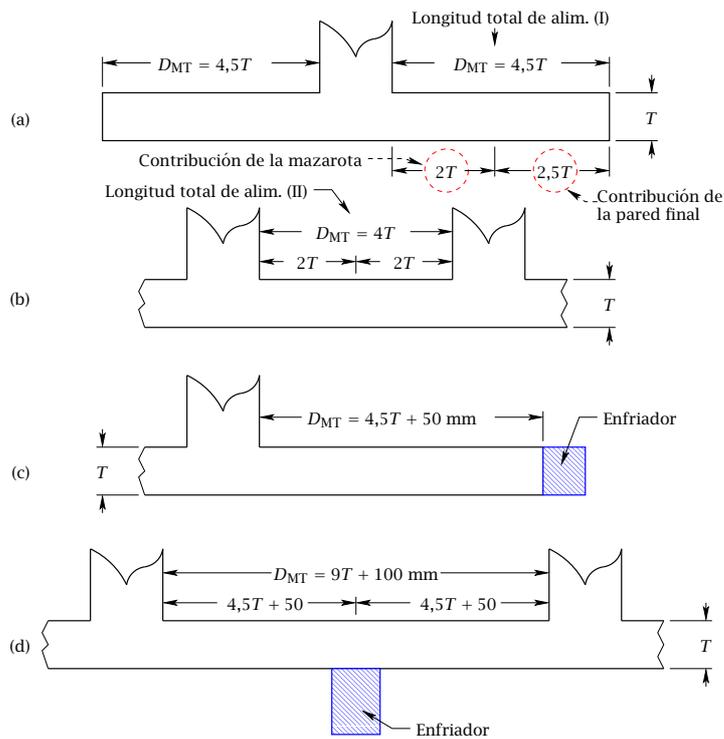
<sup>1</sup>Durante la última etapa de la solidificación el crecimiento dendrítico en esta zona, y por tanto la resistencia a la alimentación líquida, será máximo.

rota y a la pared final de la pieza, que presentan gradientes térmicos relativamente altos, suelen estar libres de poros. Pellini [59], Bishop et al. [9], y Bishop y Pellini [10] mostraron experimentalmente que para piezas de geometría sencilla, como barras y placas de acero en moldes de arena verde, la máxima distancia que una mazarota puede alimentar de forma efectiva depende, fundamentalmente, del espesor de la pieza alimentada. Esta distancia es mayor en placas que en barras ya que en las primeras sólo hay dos frentes de solidificación procedentes de las dos caras principales, mientras que en el segundo caso los frentes principales de solidificación son cuatro, aumentando, por tanto, la resistencia que el crecimiento dendrítico del frente de solidificación ofrece al flujo de metal líquido. En lo que sigue, se expondrán las relaciones generales obtenidas experimentalmente por estos autores para determinar, en placas y barras, las distancias efectivas de alimentación líquida.

#### 14.4.1 Distancia de alimentación líquida en placas

Los resultados de Pellini [59] para placas de acero de espesor comprendido entre 13 y 100 mm en moldes de arena verde se muestran esquemáticamente en la Figura 14.12. Los estudios radiográficos realizados sobre placas de diferentes longitudes muestran que hay dos zonas claramente definidas que están libres de poros; una próxima a la mazarota de longitud igual a  $2T$ , siendo  $T$  el espesor de la placa, y otra próxima a la pared final de la placa de mayor longitud que la anterior e igual a  $2,5T$ . Cerca de la pared final de la placa el gradiente térmico es mayor que en las proximidades de la mazarota, lo que explica que la longitud de la placa libre de poros cerca de la pared final sea mayor que la correspondiente en las proximidades de la mazarota. Por tanto, la longitud total efectiva de alimentación líquida de una mazarota que alimenta a una placa como se muestra en la Figura 14.12a debe ser igual a  $4,5T$ . Puede observarse en esta figura que para que una placa esté correctamente alimentada, su longitud no debe superar la longitud  $9T + D$ , siendo  $D$  el diámetro de la mazarota. Cuando la longitud de la placa es mayor, se deben utilizar tantas mazarotas como sean necesarias. Téngase en cuenta que la longitud total efectiva de alimentación entre los extremos de dos mazarotas como las mostradas en la Figura 14.12b debe ser igual a  $2T + 2T = 4T$ .

En piezas en las que se deben emplear varias mazarotas, el número de éstas se puede reducir aumentando la longitud efectiva de alimentación mediante enfriadores como los



**Figura 14.12:** Distancias de alimentación en placas obtenidas experimentalmente por Pellini [59]; (a) y (c) entre la mazarota y la pared final sin y con enfriador, respectivamente; (b) y (d) entre dos mazarotas sin y con enfriador entre ambas, respectivamente.

mostrados en las Figuras 14.12c y d. El enfriador aumenta el gradiente térmico en la dirección longitudinal de la pieza durante la solidificación del metal fundido. Al aumentar la velocidad de enfriamiento del metal, la región dendrítica se hará más estrecha reduciéndose la resistencia que el frente de solidificación ofrece a la alimentación líquida. Los resultados de Pellini [59], representados en las Figuras 14.12c y d, muestran que la longitud total de alimentación aumenta en 50 mm, aproximadamente<sup>2</sup>.

Johnson y Loper [41] extendieron su estudio a espesores inferiores a 13 mm mostrando que la longitud total efectiva de alimentación líquida en placas  $D_{MT}$  se puede obtener en estos casos a través de la siguiente expresión

$$D_{MT} = 72 \left( \frac{V}{A} \right)^{1/2} - 140 \text{ mm}, \quad (14.19)$$

donde  $V/A$  es el módulo de la placa en mm.

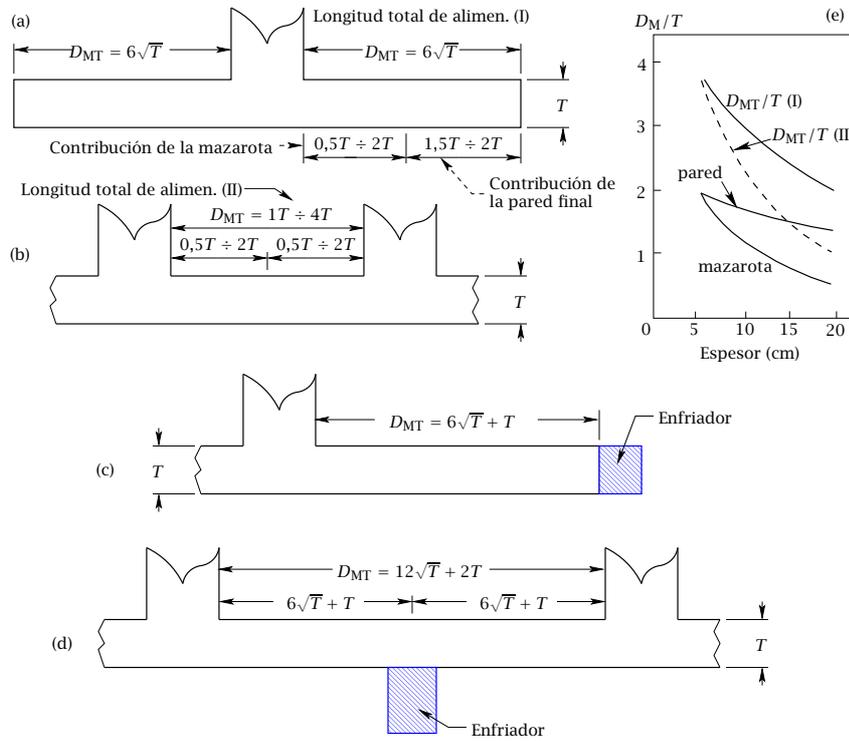
#### 14.4.2 Distancia de alimentación líquida en barras

Los resultados experimentales obtenidos por Pellini [59], para barras de acero con espesores comprendidos entre 50 y 200 mm en moldes de arena verde, se exponen en la Figura 14.13. La longitud total de alimentación  $D_{MT}$  entre el extremo de la mazarota y la pared final de la barra es igual a  $6\sqrt{T}$ , donde  $T$  es el espesor de la barra. En la Figura 14.13e se representa la contribución correspondiente a la mazarota y a la pared final de la barra en función del espesor. Si la longitud de la barra supera los valores efectivos de alimentación, se deberá utilizar más de una mazarota. La longitud total efectiva de alimentación entre los extremos de dos mazarotas que alimentan a una barra se puede obtener de la curva de trazo discontinuo de la Figura 14.13e. Se puede ver que en el rango considerado por estos autores el valor de esta longitud se encuentra comprendido entre  $1T$  y  $4T$  (Figura 14.13b). Los resultados experimentales de Pellini [59] representados en las Figuras 14.13c y d muestran que la longitud total de alimentación con enfriador aumenta una cantidad igual al espesor de la barra  $T$ .

Los resultados de Johnson y Loper [41] para barras de espesores pequeños (inferiores a 13 mm) muestran que la longitud total efectiva de alimentación líquida  $D_{MT}$  se puede

---

<sup>2</sup>El enfriador colocado entre mazarotas tiene el mismo efecto que el correspondiente a un enfriador situado al final de la pieza.



**Figura 14.13:** Distancias máximas de alimentación en barras obtenidas experimentalmente por Pellini [59]; (a) y (c) entre la mazarota y la pared final sin y con enfriador, respectivamente; (b) y (d) entre dos mazarotas sin y con enfriador entre ambas, respectivamente. (e) Contribución correspondiente a la mazarota y a la pared final de la barra en función del espesor  $T$ .

obtener a través de la siguiente expresión

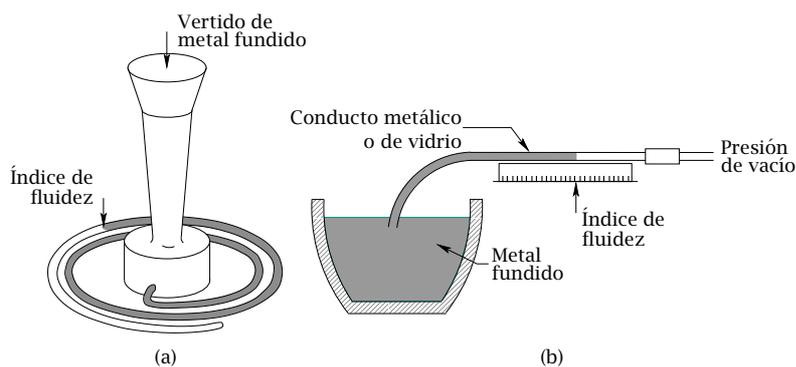
$$D_{MT} = 80 \left( \frac{V}{A} \right)^{1/2} - 84 \text{ mm.} \quad (14.20)$$

Obviamente, todos los resultados mostrados en esta sección sólo son válidos para piezas de acero en moldes de arena verde. En general, para aleaciones con resistencia a la alimentación líquida inferior al acero, como el cobre, el plomo o el latón, las expresiones expuestas anteriormente se pueden aplicar de forma general. Las aleaciones con una mayor resistencia a la alimentación líquida, como las aleaciones de aluminio, por ejemplo, requerirán un mayor número de mazarotas o alimentadores.

# CAPÍTULO 15

## Fundamentos del llenado de moldes en fundición

El concepto de fluidez en fundición está referido a la capacidad del metal fundido para llenar el molde antes de solidificarse. Esta propiedad se puede determinar mediante diferentes ensayos experimentales. Los dos más comunes son los representados en las Figuras 15.1a y 15.1b. En el primero el metal fundido fluye a través de un canal en forma de espiral, construido generalmente de arena, a la temperatura ambiente. La distancia recorrida por el metal antes de solidificarse, que obviamente dependerá de las propiedades térmicas del metal y de la arena, así como de la geometría del canal, determina su fluidez. En el segundo, un tubo de cristal o metal succiona líquido desde un crisol mediante una bomba de vacío conectada al extremo final del tubo. Como en el caso anterior, la longitud del tubo lleno de metal determina el índice de fluidez.



**Figura 15.1:** Esquema de dos ensayos de fluidez: (a) ensayo de fluidez en espiral; (b) ensayo de fluidez al vacío.

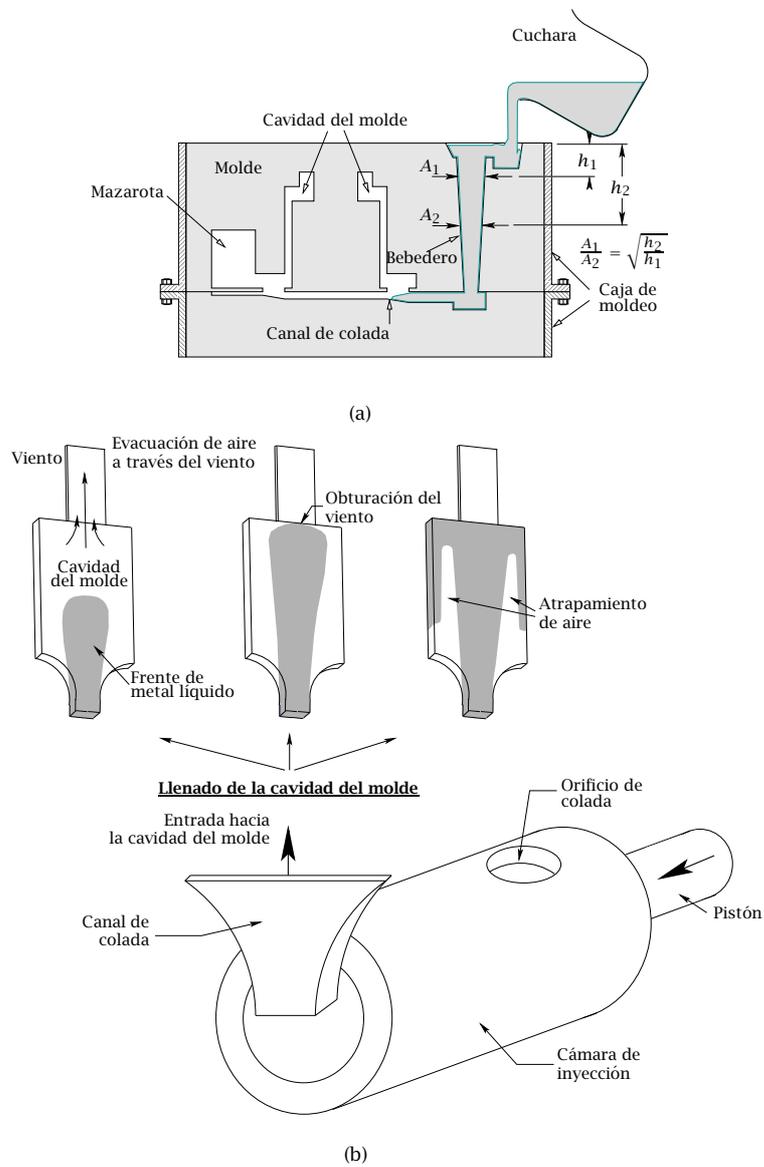
El parámetro principal que determina la fluidez de un metal es el calentamiento por encima de su temperatura de fusión (temperatura de liquidus para una aleación metálica) o sobrecalentamiento. Existen algunas recomendaciones prácticas [33] para determinar el sobrecalentamiento apropiado del metal. Así por ejemplo, se recomienda que en procesos de fundición en arena para piezas de geometría complicada con secciones de pequeño espesor (inferiores a 0.5 in.) el sobrecalentamiento se debe encontrar en torno a 160 y 280 °C. Para piezas de gran espesor el valor apropiado se podría encontrar entre 60 y 170 °C, aproximadamente. Es importante mencionar que un sobrecalentamiento excesivo, en especial en aleaciones con altas temperaturas de fusión, podría aumentar el riesgo de oxidación del metal y atrapamiento de aire, dañar la superficie de los moldes de arena o reducir la vida de los moldes permanentes.

### **15.1 CONSIDERACIONES PARA EL CORRECTO LLENADO DE MOLDES**

En los procesos de fundición, generalmente, la cavidad del molde suele llenarse de metal fundido a través de un sistema de conductos denominado sistema de distribución. Un buen diseño de este sistema permitirá obtener piezas de calidad, sin embargo, un diseño incorrecto podrá producir la aparición de fenómenos que favorezcan el atrapamiento de gases y contaminantes como óxidos, inclusiones o impurezas, o pérdidas de calor que puedan provocar solidificaciones importantes durante el proceso de llenado. Campbell [15] destaca que la etapa de llenado es sin duda la más importante en los procesos de fundición. En lo que sigue se analizarán de forma general los requisitos que debe poseer un sistema de distribución para obtener piezas de calidad.

La configuración de un sistema de distribución dependerá, fundamentalmente, de la forma en la que se deba llenar el molde. En las Figuras 15.2a y 15.2b se representan, respectivamente, dos ejemplos típicos del llenado de moldes por gravedad y a presión. De forma general, se podría decir que un correcto llenado del molde sería aquel que permitiese conseguir, fundamentalmente, los objetivos que se enumeran a continuación.

- Llenar rápidamente la cavidad del molde.
- Minimizar los fenómenos que favorecen la oxidación del metal y el atrapamiento de gases.
- Evitar la erosión de la cavidad del molde.



**Figura 15.2:** Esquema del llenado de moldes: a) por gravedad; b) a presión.

- Eliminar impurezas como los óxidos, las inclusiones o las escorias.
- Originar gradientes de temperatura favorables para evitar la distorsión de la pieza durante la solidificación y el enfriamiento del metal.
- Maximizar el rendimiento del proceso minimizando el tamaño del sistema de distribución.
- Reducir, en la medida de lo posible, el número de puertas de entrada a la cavidad del molde.

Cuando los gradientes térmicos entre el molde y el metal fundido son altos, se pueden producir deformaciones debidas a la contracción del metal que pueden ser importantes especialmente en piezas de pequeño espesor. En estos casos la desigual distribución de temperaturas puede producir indeseables patrones de solidificación que pueden llegar a provocar la rotura o distorsiones apreciables en la pieza fabricada. Las zonas más calientes suelen ser aquellas que se corresponden con las secciones, llamadas puertas de entrada, por las que el metal fundido entra a la cavidad del molde desde el sistema de distribución. Por lo tanto, estos sistemas se deberían diseñar para que estas zonas se situasen en las que se desea que se solidifiquen en último lugar, por lo que, en ocasiones, puede ser recomendable utilizar varias puertas de entrada dispuestas de forma estratégica. Debe también tenerse en cuenta que los costes de fabricación asociados a la limpieza y al acabado de las piezas fabricadas se pueden incrementar apreciablemente si el número y el tamaño de las puertas es excesivamente grande.

Durante el proceso de llenado, en el molde se pueden introducir contaminantes como escorias procedentes del horno de fusión o materiales refractarios de las cucharas de vertido. Existen métodos que pueden ser incorporados al sistema de distribución para retener tales contaminantes, como por ejemplo filtros especiales o pequeños depósitos que permiten extraer ciertos contaminantes, de menor densidad que el metal fundido, antes de entrar en la cavidad del molde.

El llenado rápido del molde es especialmente importante cuando las secciones son delgadas, ya que la pérdida de calor del metal fundido puede provocar solidificaciones prematuras que dificulten el flujo de metal y, por tanto, puedan producir defectos importantes debidos al incompleto llenado del molde. Las solidificaciones prematuras del metal en estas secciones se pueden evitar aumentando la temperatura del metal fundido,

sin embargo, un sobrecalentamiento excesivo puede favorecer el incremento del atrapamiento de gas, la oxidación del metal o una distribución inapropiada de temperaturas debida al aumento de los gradientes térmicos entre el metal fundido y el molde. Obviamente, el aumento de la velocidad de llenado del molde reduce el tiempo de fabricación y por tanto incrementa la productividad del proceso, sin embargo, este aumento tiende a incrementar los fenómenos que favorecen el atrapamiento de gases o impurezas, o la oxidación del metal<sup>1</sup>. Por otro lado, si la velocidad del flujo es alta y la proyección del metal fundido sobre la superficie del molde no es apropiada, se pueden producir defectos importantes en la pieza fabricada debidos a la erosión de la superficie del molde o a la inclusión de partículas en la pieza procedentes de dicha erosión. También debe tenerse en cuenta que si el tiempo de llenado no es lo suficientemente grande, el aire inicial que ocupa la cavidad del molde no será adecuadamente evacuado y podrá quedar atrapado en la pieza en forma de poros. Normalmente, el aire inicial es evacuado desde la cavidad del molde hacia el medio ambiente a través de unos conductos de pequeña sección llamados vientos. El tiempo necesario para evacuar adecuadamente el aire inicial depende fundamentalmente, como más adelante será discutido, del área de la sección transversal de los vientos.

En los sistemas de distribución en los que el llenado del molde se efectúa por gravedad (tanto en moldes de tipo desechable como permanente), el tiempo máximo que se puede emplear para llenar el molde está limitado fundamentalmente por el tiempo de solidificación del metal fundido, mientras que en los sistemas en los que el llenado del molde se realiza a presión, el tiempo de llenado depende fundamentalmente del tiempo requerido para evacuar el aire inicial a través de los vientos y de las características del flujo del metal fundido en la fase lenta de inyección de metal en las máquinas a presión con cámara fría horizontal. En los dos capítulos siguientes se expondrán los criterios para el correcto diseño de los sistemas de distribución en llenados por gravedad y a presión.

Un análisis más detallado de los fenómenos fluidodinámicos que se pueden producir durante el proceso de llenado requiere la utilización de técnicas computacionales como las que se mencionan en la siguiente sección.

---

<sup>1</sup>La susceptibilidad de diferentes aleaciones a oxidarse varía considerablemente. Por ejemplo, en las aleaciones con alta sensibilidad a la oxidación, como las aleaciones de aluminio, de magnesio o los bronce de silicio, los efectos de la turbulencia pueden llegar a generar grandes películas de óxidos que se suelen mezclar con el metal líquido y quedar atrapadas en el interior de la pieza fabricada.

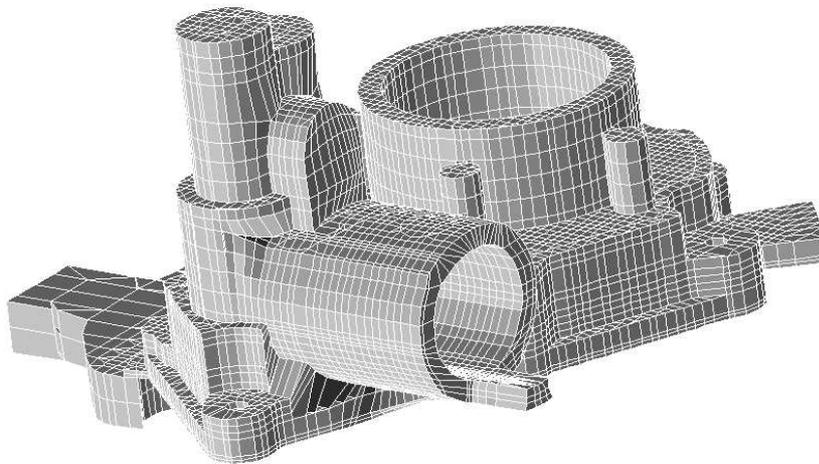
## 15.2 TÉCNICAS COMPUTACIONALES PARA EL ANÁLISIS DEL LLENADO DE MOLDES EN FUNDICIÓN

Para tratar los problemas relacionados con los aspectos fluidodinámicos de los procesos de fundición, se utilizan cada vez más frecuentemente técnicas computacionales. Diversos aspectos relacionados con el tratamiento de la superficie libre en flujos como los que tienen lugar en procesos de fundición constituyen algunas de las dificultades más importantes que son objeto actualmente de intensa investigación en dinámica de fluidos computacional (CFD). Se han desarrollado a lo largo de los años diferentes métodos numéricos para analizar flujos no estacionarios con superficie libre (Tsai y Yue, 1996; Scardovelli y Zaleski, 1999). Ejemplos clásicos de este tipo de esquemas son el MAC (“marker and cell”) (Welch et al., 1965) y el VOF (“volume of fluid”) (Hirt y Nichols, 1981), que utilizan, respectivamente, partículas marcadoras y una variable volumétrica para el tratamiento de la superficie libre.

A la hora de abordar la resolución numérica de las ecuaciones en derivadas parciales que describen el flujo que tiene lugar durante el proceso de llenado de un molde en el que puede darse un complejo conjunto de fenómenos (véanse, por ejemplo, Szekely y Themelis [77], Szekely [78]), que representan modelos físicos más o menos aproximados de dichos fenómenos, se utilizan frecuentemente códigos comerciales de propósito general o específicamente desarrollados para resolver problemas que aparecen en procesos de fundición. La experiencia en el uso de ambos tipos de códigos demuestra que, en ambos casos, su aplicación a un problema concreto, con una determinada configuración geométrica y condiciones iniciales y de contorno adecuadas, puede ser muy compleja, como ocurre en determinadas condiciones de operación, en las que el flujo es altamente no estacionario en las primeras etapas del proceso de llenado del molde y pueden tener lugar complejos mecanismos de ingestión de aire en el metal líquido, formándose burbujas cuya evolución posterior también debe modelizarse con objeto de predecir el nivel de porosidad al que su presencia da lugar en la pieza fabricada.

La mayoría de los códigos comerciales de interés que se utilizan específicamente en el área de la tecnología de fundición han experimentado recientemente importantes mejoras, incorporando modelos físicos más adecuados y resultando más “amigables” gracias a la provisión de nuevos preprocesadores y postprocesadores que permiten el mode-

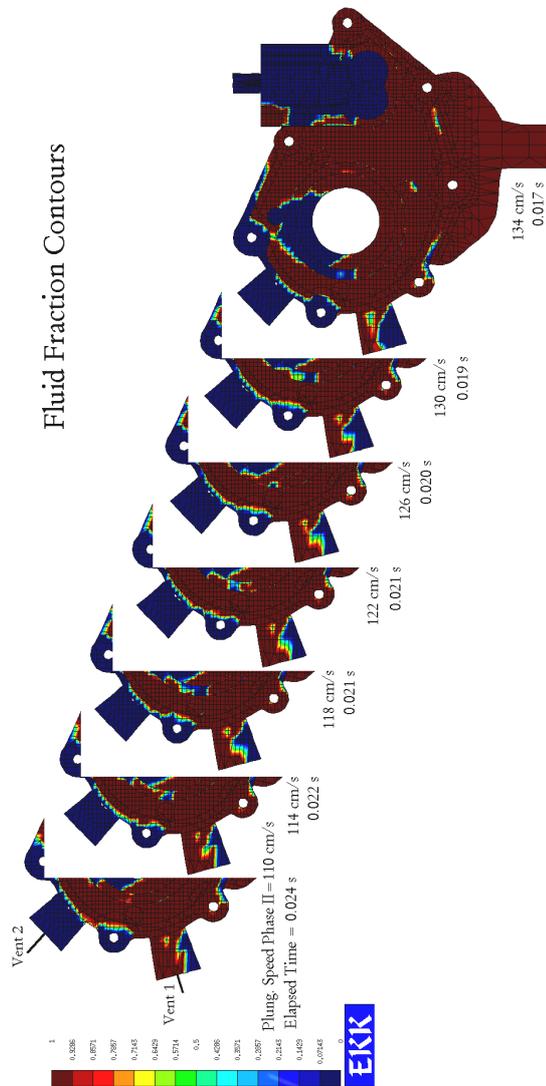
lado de geometrías complejas. Por ejemplo, en la Figura 15.3 se representa el modelo tridimensional, obtenido con el código A-MESH (EKK, inc.), correspondiente a la tapa del cárter de un motor Diesel fabricado por la empresa Suzuki-Santana Motor, S.A. en una máquina de fundición por inyección a presión con cámara fría horizontal, y en la Figura 15.4 se representan los resultados del llenado del molde, en el instante en el que el metal alcanza uno de los vientos (viento 1), obtenidos con el código de elementos finitos Wrafts para diferentes velocidades de inyección del metal fundido [30]. Entre los re-



**Figura 15.3:** Modelado tridimensional de la tapa del cárter de un motor Diesel fabricado en Suzuki-Santana Motor, S.A.

cientes desarrollos de estos programas cabe mencionar nuevos esquemas numéricos de discretización, diferentes enfoques para el tratamiento de la superficie libre, alternativas a la hora de utilizar distintos algoritmos para resolución de las ecuaciones discretizadas, avanzados modelos de turbulencia y modelos de fluidos no-newtonianos. Algunos de los nuevos códigos desarrollados admiten el acoplamiento entre modelos de transferencia de calor y flujo fluido, por una parte, y comportamiento termomecánico (tensiones de origen térmico) por otra.

La Tabla 15.1 presenta una lista de códigos frecuentemente utilizados actualmente.



**Figura 15.4:** Resultados del llenado del molde correspondiente al modelo tridimensional de la Figura 15.3, obtenidos con el código de elementos finitos Wrafts para distintas velocidades de inyección.

**Específicos para problemas de fundición:**

WRAFTS-CAP (FE)*	EKK, Inc.
PROCAST (FE)	UES, Inc
MAGMASOFT (FV)	Magma Inc.
*SIMULOR (FV)	Aluminium Pechiney.
RAPID/CAST (FV)	Metalworking Technology, Inc.
CASTEM (FE)	Kobe Steel Ltd.
HICASS (FV)	Hotachi, Ltd.
BACASS (FV)	Kawasaki Steel Corp.
SOLCAST (FE)	General Motors, Corp.
SOLSTAR (EMP)	Foseco, Inc.
*CASTS (FE)	Aachen Foundry-Institute.
AFSolid	AFS, Inc.

**De propósito general:**

PHOENICS (FV)	Cham Ltd.
FIDAP (FE)	FDI, Inc.
FLUENT (FV)	Fluent, Inc.
FLOW3D (FV)	Flow Science Inc.
ABAQUS (FE)	Hibbit, Karlsson & Sorensen, Inc.
DYNA (FE)	Lawrence Livermore Natl. Lab.
ANSYS/FLOTRAN (FE)	Swanson Analysis Systems, Inc.
NEKTON (FE)	Fluent Inc.
P/THERMAL (FE)	PDA Engineering.
ASTEC (FE)	Computational Fluid Dynamics.Services, Inc.

**Modelado sólido y generación de malla:**

A-MESH	EKK. Inc.
PATRAN	PDA Engineering.
IDEAS	Structural Dynamics Research Corp.
TRUE GRID	XYZ Scientific Applications, Inc.
Q-MESH	Grace-Comp Systems, LTD.

\*FE: Elementos finitos

FV: Volúmenes finitos

EMP: Empírico

**Tabla 15.1:** Lista parcial de códigos de fundición y de propósito general usados para simulación de procesos de fundición.

Estos códigos pueden incluir:

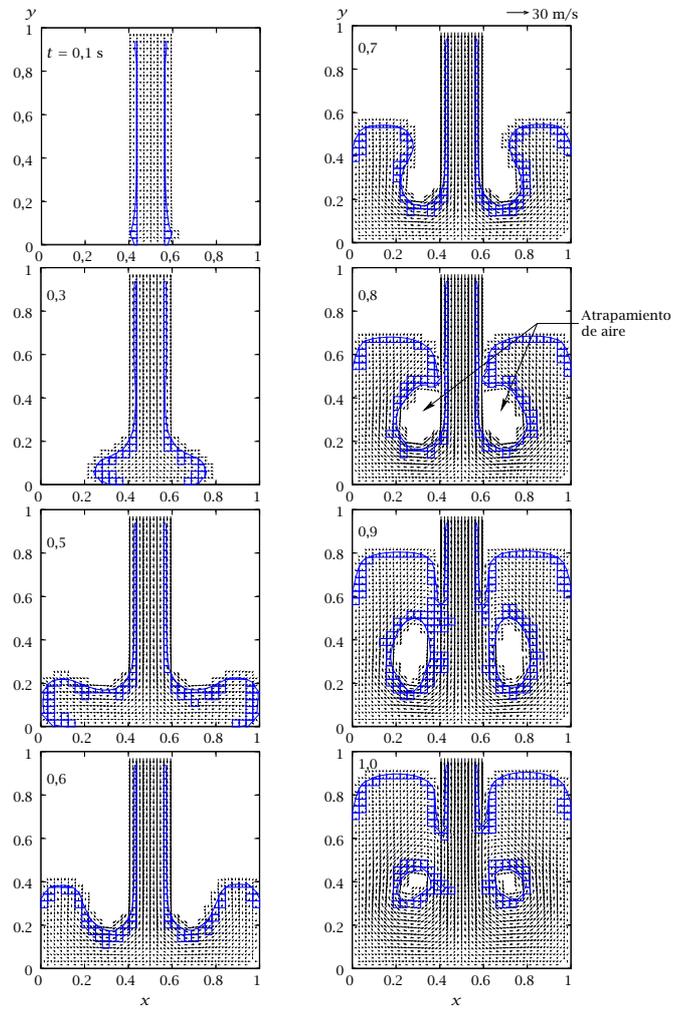
- representación de formas complejas del molde;
- modelos de flujo fluido transitorio y secuencias de llenado de molde;
- modelo de transferencia de calor por radiación;
- modelos que realizan conjuntamente el análisis de la transferencia de calor y la solidificación;
- modelo de transformaciones en estado sólido-líquido y sólido;
- modelo de tensiones térmicas;

- predicción en la formación de defectos;
- predicción de características microestructurales, y
- predicción de propiedades mecánicas (por ejemplo, dureza y resistencia mecánica).

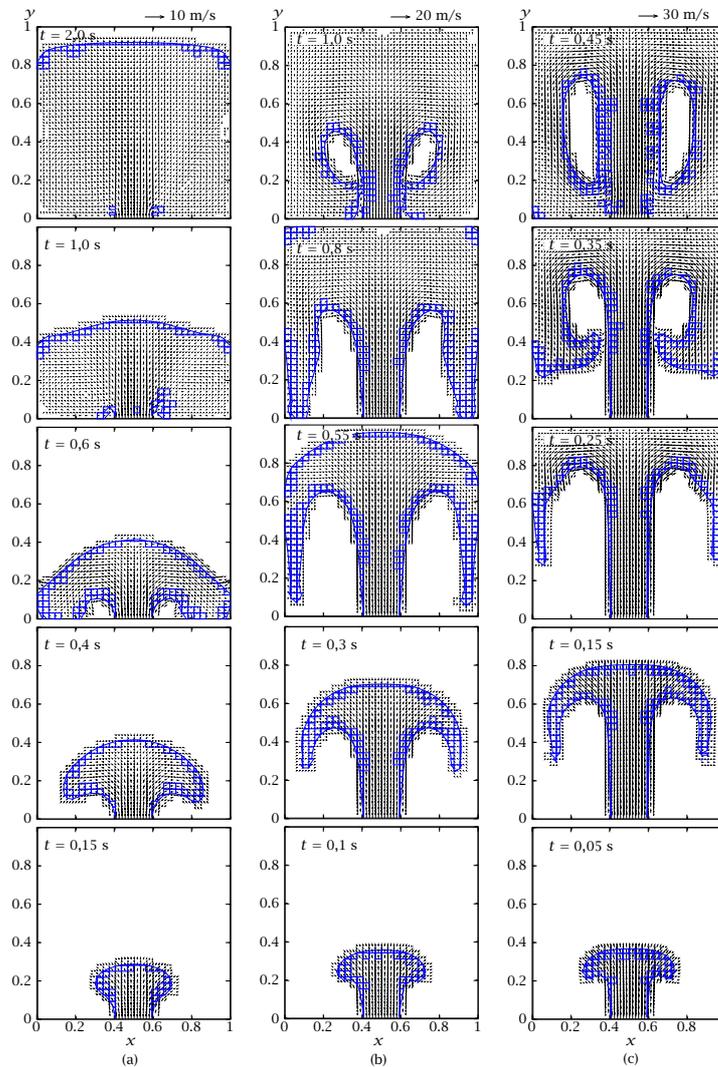
Ninguno de los modelos actuales integran a la vez todos estos requisitos que se acaban de mencionar, aunque se están haciendo importantes avances, especialmente, en lo que se refiere al tratamiento de la superficie libre. En la siguiente sección se describe brevemente un nuevo modelo, desarrollado por el autor de esta memoria, entre otros, para la simulación del llenado de moldes en procesos de fundición, y se exponen algunos ejemplos que ilustran la capacidad de este nuevo modelo.

### 15.2.1 Ejemplos numéricos del llenado de moldes

En las Figuras 15.5 y 15.6 se representan los resultados de los perfiles de la superficie libre y el vector velocidad en distintos instantes de tiempo durante el llenado de un molde de  $1 \times 1 \text{ m}^2$  [54]. El flujo de metal fundido durante el llenado del molde se estudia mediante el método de los elementos finitos y un método VOF propuesto por López et al. [55]. En la Figura 15.5 el llenado se realiza por gravedad desde la parte superior del molde, y en las Figuras 15.6a, b y c, por la parte inferior, con velocidades de inyección de 2,5, 5 y  $10 \text{ m s}^{-1}$ , respectivamente. Se ha utilizado una malla de  $32 \times 32$  elementos y la superficie libre se ha reconstruido mediante el método de segundo orden de Puckett [66]. En todos los casos se ha empleado un valor comprendido entre 0,1 y 0,15 para el número CFL. La densidad y la viscosidad dinámica del líquido se han tomado iguales a  $1000 \text{ kg m}^{-3}$  y  $0,054 \text{ kg m}^{-1}\text{s}^{-1}$ , respectivamente, y el valor de la aceleración de la gravedad se ha tomado igual a  $9,8 \text{ m s}^{-2}$ . A modo de ejemplo, los resultados representados en estas figuras muestran la capacidad del modelo empleado para representar la evolución relativamente compleja de la superficie libre que se puede producir durante el llenado de un molde en fundición. Puede observarse que en determinadas circunstancias se pueden atrapar importantes cantidades de aire y formarse grandes burbujas que pueden dar lugar a la aparición de poros cuando el metal se solidifique. Aunque en el presente modelo no se ha considerado la evolución del aire en el interior del molde (actualmente se está modificando el código para resolver el flujo también en el aire), se puede apreciar que, entre los casos mostrados, el que proporciona un llenado más uniforme y evita el atra-



**Figura 15.5:** Resultados de la superficie libre reconstruida mediante el método de Puckett [66] y vectores de velocidad en distintos instantes de tiempo durante el llenado de un molde por gravedad.



**Figura 15.6:** Resultados de la superficie libre reconstruida mediante el método de Puckett [66] y vectores de velocidad en distintos instantes de tiempo durante el llenado de un molde a presión con velocidades de inyección (a) 2,5, (b) 5 y (c) 10  $\text{m s}^{-1}$ .

El escape de grandes cantidades de aire es el representado en la Figura 15.6a, aunque en este caso el tiempo requerido para llenar el molde (2,13 s) es superior al de los otros casos, lo que podría provocar que el metal se solidifique prematuramente e impedir el completo llenado del molde.

# CAPÍTULO 16

---

## Sistemas de distribución en llenados por gravedad

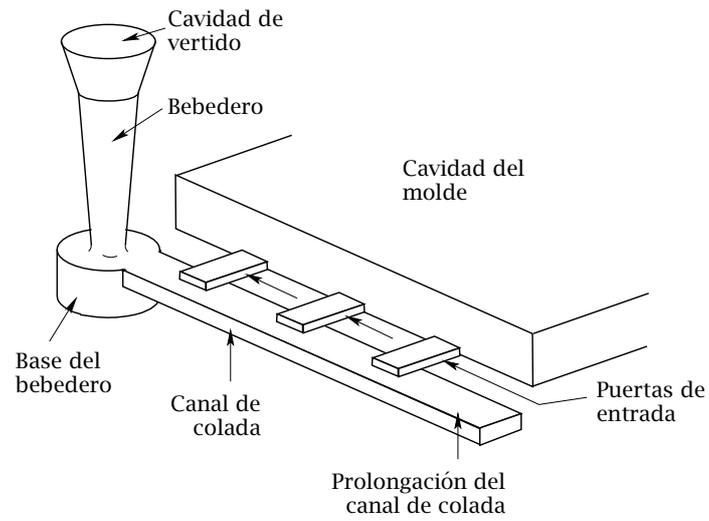
---

Los sistemas de distribución son conductos por los que fluye el metal para llenar la cavidad del molde. Aunque la configuración de estos sistemas depende de la forma en la que se deba realizar el proceso de llenado, en los procesos de fundición en los que el molde se llena por gravedad, los sistemas de distribución suelen estar formados, generalmente, por un bebedero o conducto que hace fluir el metal hasta la parte inferior del sistema (base del bebedero), los canales de colada que se encargan de dirigir el metal hacia la cavidad del molde, y las puertas de entrada o secciones a través de las que el metal entra en la cavidad del molde. Como ejemplo, en la Figura 16.1 se representa el esquema de un sistema de distribución habitualmente utilizado para el llenado de moldes por gravedad. A continuación se describen los sistemas de distribución más utilizados en los llenados por gravedad.

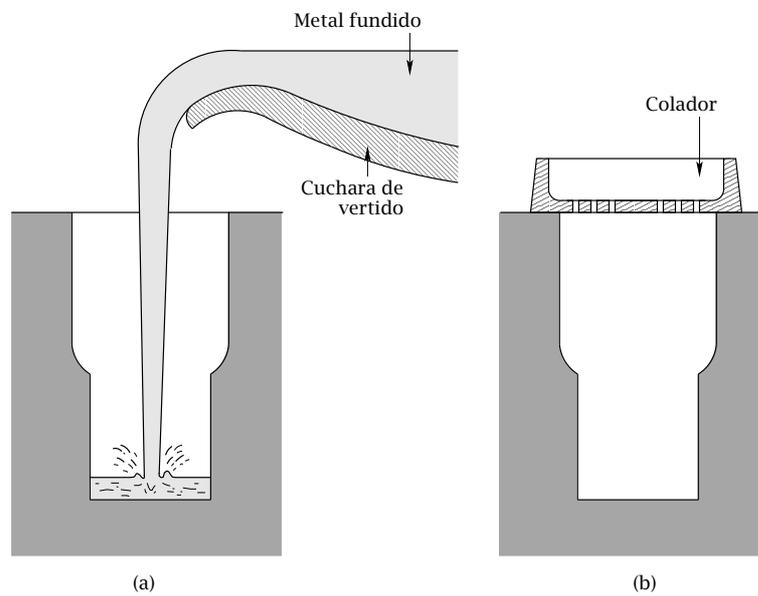
### 16.1 SISTEMAS DE LLENADO POR GRAVEDAD

#### 16.1.1 Llenado directo

El modo más sencillo de llenar un molde puede ser como el mostrado en la Figura 16.2a, en el que el metal líquido se vierte directamente a la cavidad del molde desde una cuchara de vertido. Este llenado sólo se puede emplear en moldes pequeños de geometría relativamente sencilla, aunque también puede utilizarse en moldes grandes contruidos con materiales resistentes al impacto del metal contra la zona inferior del molde. Debe mencionarse que el llenado directo además de incrementar el atrapamiento de aire también tiende a favorecer la oxidación del metal, por lo que este tipo de llenado



**Figura 16.1:** Esquema de un sistema de distribución habitualmente utilizado en los llenados de moldes por gravedad (basado en [79]).

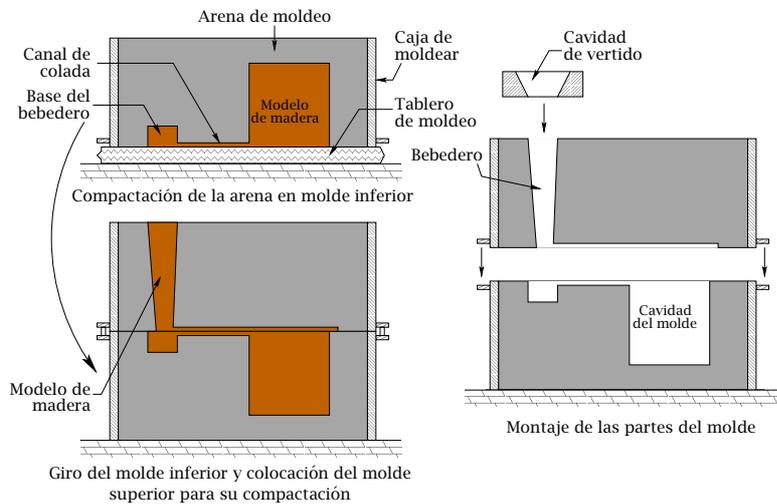


**Figura 16.2:** Esquema del llenado directo de un molde (basado en Taylor et al. [79]).

no es recomendable para fabricar piezas de materiales fácilmente oxidables como el aluminio o el magnesio. En ocasiones se utilizan coladores como el mostrado en la Figura 16.2b que permiten frenar el metal fundido en la entrada de la cavidad del molde y retener contaminantes como escorias o inclusiones procedentes del horno de fusión o de la cuchara de vertido.

### 16.1.2 Llenado por la línea de partición del molde

La forma más sencilla de construir un molde de arena es como la mostrada en la Figura 16.3, en la que el sistema de distribución se encuentra en la parte superior y la cavidad del molde en la parte inferior. Puede observarse que en estos casos la puerta de



**Figura 16.3:** Esquema de la construcción de un molde de arena.

entrada se sitúa en la zona más alta de la cavidad del molde. Si se considera que se puede aplicar la ecuación de Bernoulli para líquidos de densidad constante con movimiento estacionario, en cualquier punto del sistema de distribución se debe cumplir que

$$y + \frac{v^2}{2g} + \frac{p}{\rho g} = \text{constante}, \quad (16.1)$$

donde  $y$  es la altura del punto considerado,  $v$ ,  $p$  y  $\rho$  son, respectivamente, la velocidad, presión y densidad del metal fundido, y  $g$  es la aceleración de la gravedad. Si el llenado del molde se realiza como se indica en la Figura 16.4 y el nivel de metal líquido en el rebosadero permanece constante, aplicando la Ecuación (16.1), la velocidad del metal en

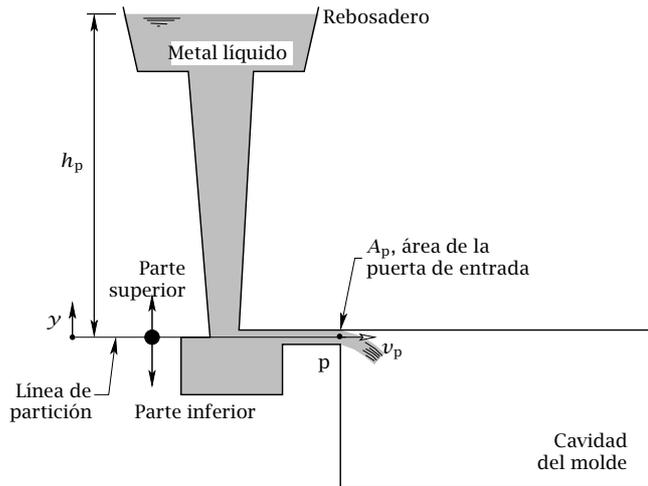


Figura 16.4: Llenado por la línea de partición del molde.

la sección de entrada del metal fundido a la cavidad del molde,  $v_p$ , se puede expresar como

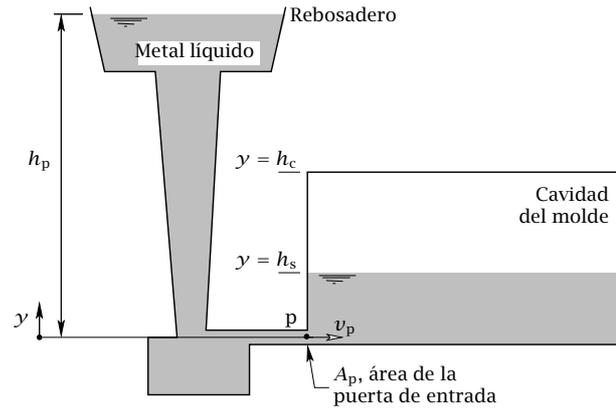
$$v_p = (2gh_p)^{1/2}, \quad (16.2)$$

donde  $h_p$  es la altura de metal fundido que hay sobre la sección de la puerta de entrada, por lo que, si  $V$  es el volumen de la cavidad del molde, el valor del área de la sección de la puerta de entrada,  $A_p$ , para llenar la cavidad del molde en un tiempo  $t_f$ , se podrá calcular como

$$A_p = \frac{V}{\sqrt{2g}t_f} h_p^{-1/2}. \quad (16.3)$$

### 16.1.3 Llenado por la parte inferior de la cavidad del molde

Si la altura de la cavidad del molde es excesivamente grande, el impacto del metal contra la parte inferior podría favorecer la oxidación del metal, el atrapamiento de aire o la erosión del molde. Para minimizar estos efectos se suele construir el molde de tal forma que las puertas de entrada se sitúen en la zona más baja de la cavidad del molde (véase la Figura 16.5). En estos casos puede aparecer un problema debido a que la zona más caliente del molde se encuentra en la parte inferior de la cavidad, donde se sitúan las puertas de entrada, por lo que, si los gradientes térmicos son muy altos, las mazarotas no podrán compensar la contracción del metal cuando se solidifica pudiéndose formar un macroporo o rechupe (véase la Sección 13.2.4). Para evitar este problema se pueden



**Figura 16.5:** Llenado por la parte inferior de la cavidad del molde.

emplear mazarotas laterales que, en lugar de encontrarse en la zona más elevada del molde, se sitúan entre el canal de colada y las puertas de entrada.

Si se considera que la altura del metal fundido en la cavidad del molde,  $h_s$ , crece uniformemente con el tiempo, en un instante  $t$  dado, se puede expresar que

$$v_s = \frac{dh_s}{dt}, \quad (16.4)$$

donde  $v_s$  es la velocidad de la superficie libre del metal fundido, que de la Ecuación (16.1) resulta

$$v_s = \sqrt{2g(h_p - h_s)}. \quad (16.5)$$

Integrando la Ecuación (16.4) con la condición de que en  $t = 0$ ,  $h_s = 0$ , se puede obtener que la altura de la superficie libre aumenta con el tiempo según la expresión

$$h_s = h_p - \left( \sqrt{h_p} - \frac{\sqrt{2g}}{2} t \right)^2. \quad (16.6)$$

En  $t = t_f$ ,  $h_s$  deberá ser igual a la altura total de la cavidad del molde,  $h_c$ , por lo que se obtiene

$$t_f = \frac{2}{\sqrt{2g}} \left( \sqrt{h_p} - \sqrt{h_p - h_c} \right), \quad (16.7)$$

Aplicando la ecuación de continuidad, la velocidad del flujo de metal fundido en la puerta de entrada debe ser igual a

$$v_p = \frac{A_c}{A_p} \sqrt{2g(h_p - h_s)}, \quad (16.8)$$

donde  $A_c$  es el área de la sección transversal de la cavidad del molde en  $y = h_s$ . Sustituyendo la Eq. (16.6) en la Eq. (16.8), se obtiene:

$$v_p = \frac{A_c}{A_p} (\sqrt{2gh_p} - gt). \quad (16.9)$$

Puede observarse que, a diferencia del caso anterior, la velocidad del metal en la puerta de entrada no es constante. El método propuesto por el “British Non-Ferrous Metals Technology Centre” (en adelante BNF) para calcular  $A_p$ , se basa en que la velocidad promedio del metal fundido en la sección de la puerta de entrada no debe sobrepasar un determinado valor límite,  $v_{lim}$ , que es el que se obtendría cuando las fuerzas de inercia igualan a las de tensión superficial. Es decir,

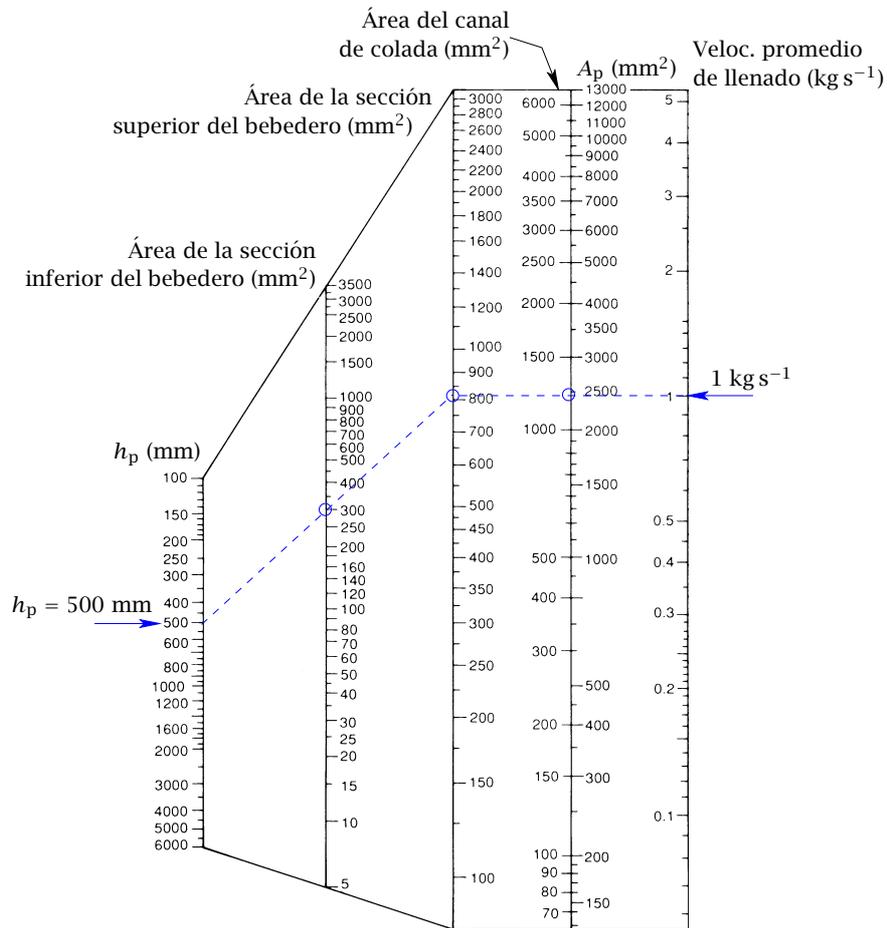
$$A_p = \frac{V}{v_{lim} t_f}. \quad (16.10)$$

Este valor límite es aproximadamente igual a 75 mm/s para bronce al aluminio, 250 mm/s para las aleaciones ligeras como las de aluminio ( $\rho \sim 2\,500 \text{ kg/m}^3$ ) y 500 mm/s para aleaciones como las de cobre, níquel, cobalto o los aceros, de densidades en torno a tres veces superiores a las anteriores ( $\rho \sim 7\,000 \text{ kg/m}^3$ ). En las Figuras 16.6 y 16.7 se muestran dos nomogramas diseñados por [15] para aleaciones ligeras y pesadas, respectivamente. Para su construcción, la altura de la cavidad de vertido se hizo igual a 50 mm (altura del metal líquido sobre la sección de entrada al bebedero), se sobredimensionó en un 20% el área de las secciones del sistema de distribución y se consideró, adicionalmente, un coeficiente de pérdida de carga por fricción igual a 0,8.

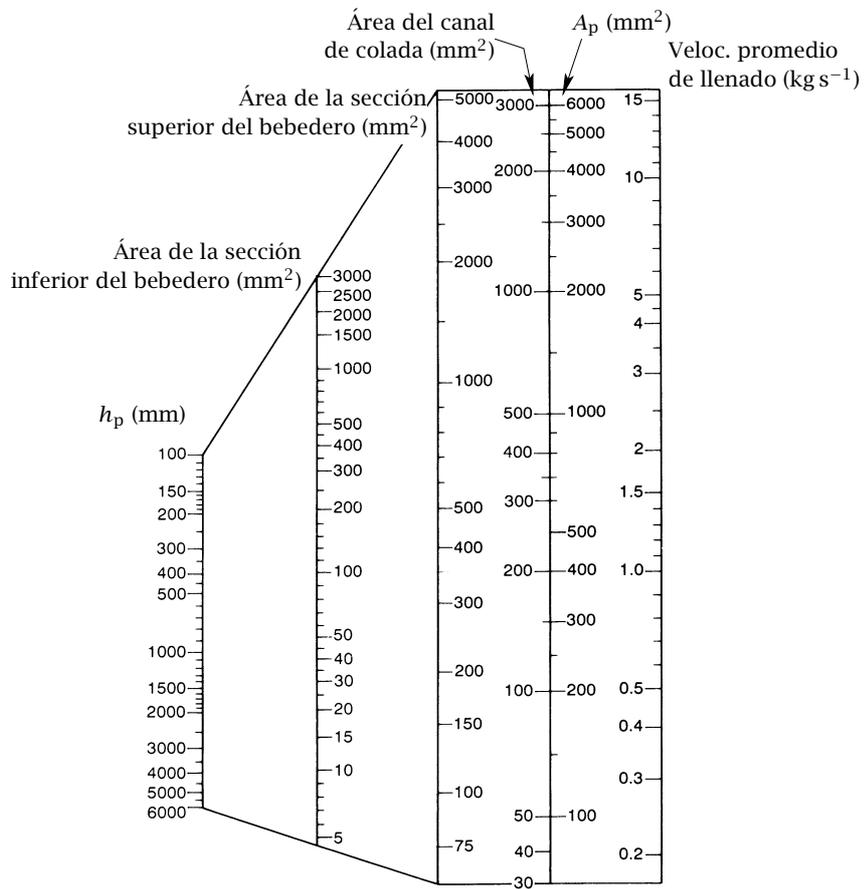
#### 16.1.4 Llenados especiales

En ocasiones para evitar los problemas de solidificación en los llenados de la sección anterior, el molde se gira o invierte (Figura 16.8) para que el metal más caliente se sitúe en la parte superior haciendo que la solidificación progrese direccionalmente desde abajo hacia arriba evitando la formación de rechupes. Otras veces, la inclinación del molde se realiza durante el vertido de metal para facilitar el llenado de la cavidad del molde.

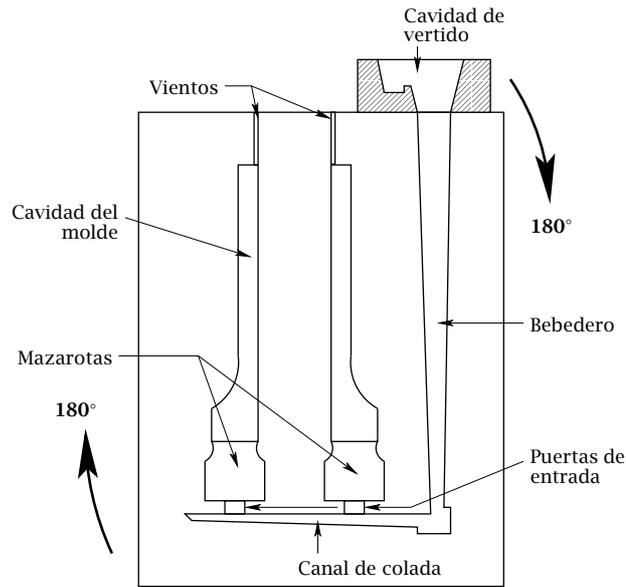
El problema de solidificación que se acaba de mencionar se podría resolver empleando un sistema de distribución con canales múltiples como los mostrados en la Figura 16.9. Inclinando ligeramente los canales de colada se consigue que la última puerta por la que fluye el metal sea la que se encuentra junto a la mazarota por lo que ésta contendrá



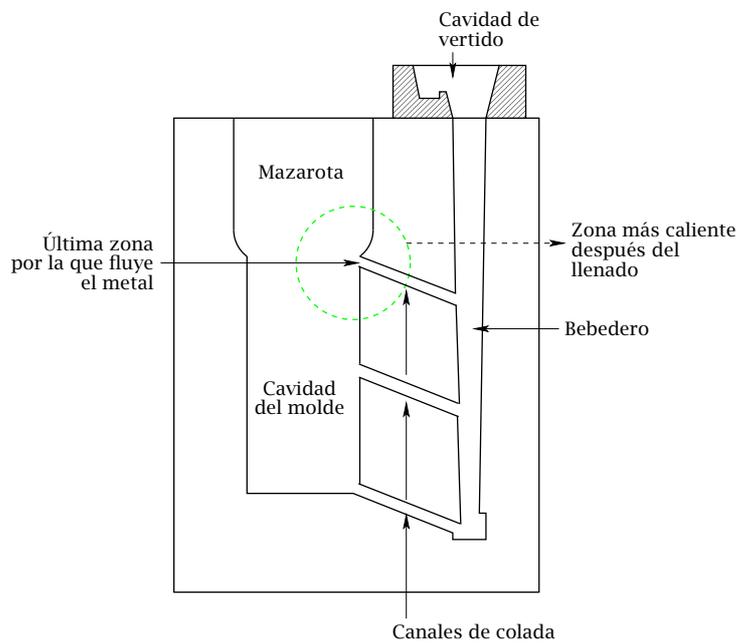
**Figura 16.6:** Nomograma construido por [15] para el dimensionamiento de los sistemas de distribución para aleaciones ligeras de densidad en torno a  $2500 \text{ kg/m}^3$ .



**Figura 16.7:** Nomograma construido por [15] para el dimensionamiento de los sistemas de distribución para aleaciones pesadas de densidad en torno a  $7000 \text{ kg/m}^3$ .

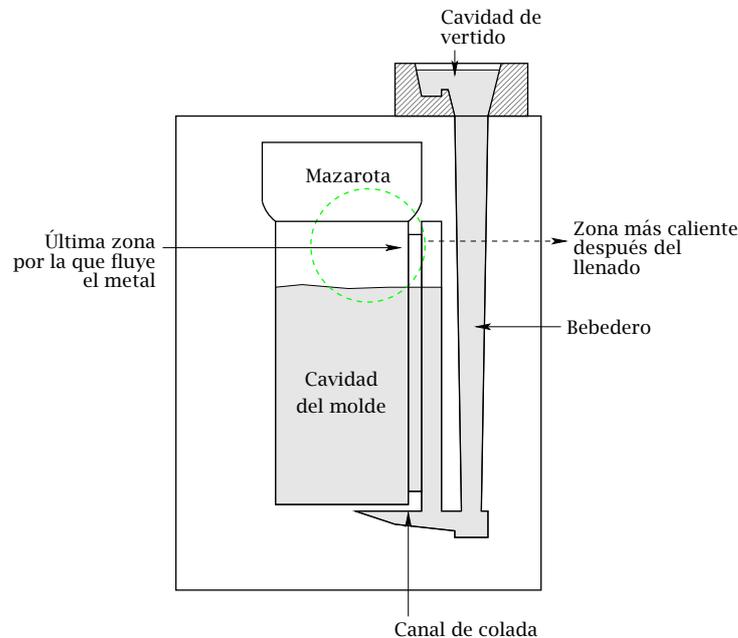


**Figura 16.8:** Inversión del molde para favorecer la compensación del déficit volumétrico debido a la contracción del metal cuando se solidifica.



**Figura 16.9:** Llenado en etapas con canal de colada múltiple que favorece la solidificación direccional y mejora el rendimiento de las mazarotas.

el metal más caliente que se encuentra además en la parte más alta de la cavidad del molde para que el proceso de compensación volumétrica se realiza adecuadamente. Una modificación del sistema de distribución que proporciona un llenado más uniforme que en el caso anterior es la mostrada en la Figura 16.10.



**Figura 16.10:** Llenado uniforme que favorece la solidificación direccional y mejora el rendimiento de las mazarotas.

Cuando las secciones de la cavidad del molde son estrechas, los efectos de la tensión superficial pueden dificultar el completo llenado del molde por gravedad. En estos casos se pueden utilizar técnicas especiales como el llenado al vacío (véase la Figura 17.1) o por centrifugación, en el que el metal llena la cavidad al girar el molde en torno al eje central del bebedero (Figura 16.11). Esta última técnica también se suele emplear para fabricar piezas cilíndricas huecas cuyo eje de simetría coincide con el de rotación del molde. El eje de giro puede ser vertical (Figura 16.12a) o también horizontal (Figura 16.12b) cuando la longitud de la pieza a fabricar es mucho mayor que su diámetro. La especial distribución del metal durante el giro del molde genera en la pieza el hueco interior por lo que en estos casos no se requieren machos o corazones.

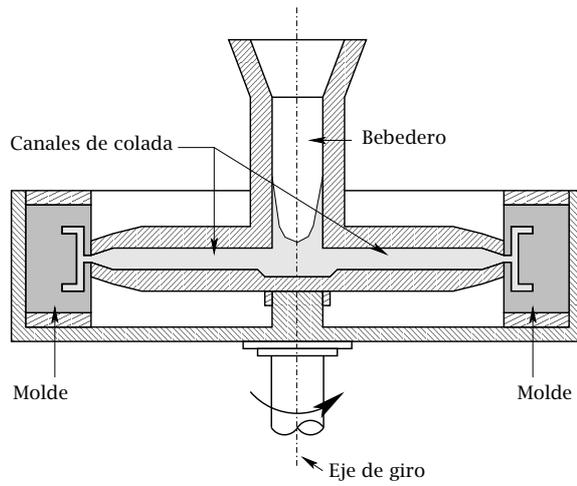


Figura 16.11: Llenado por centrifugación.

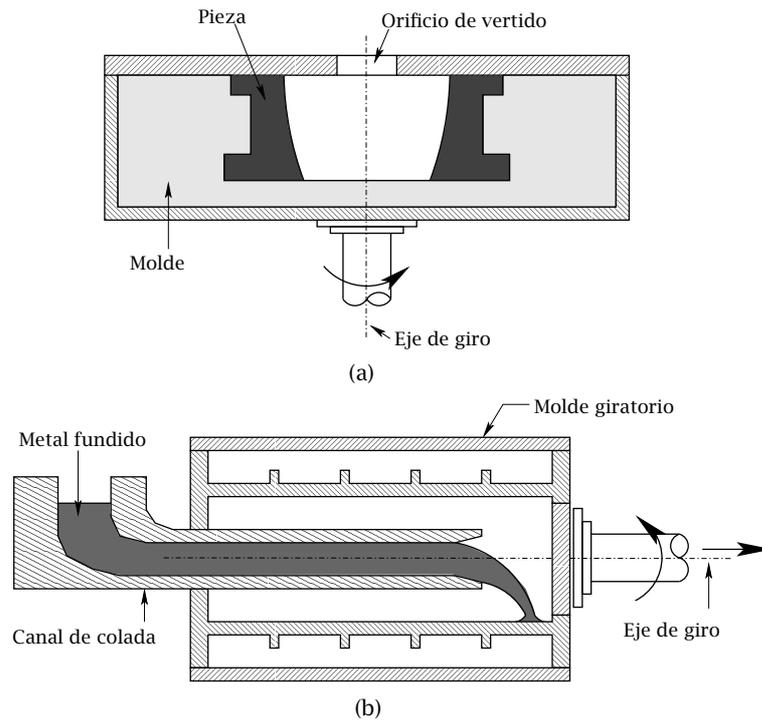


Figura 16.12: Llenado por centrifugación de piezas cilíndricas: (a) llenado vertical; (b) llenado horizontal.

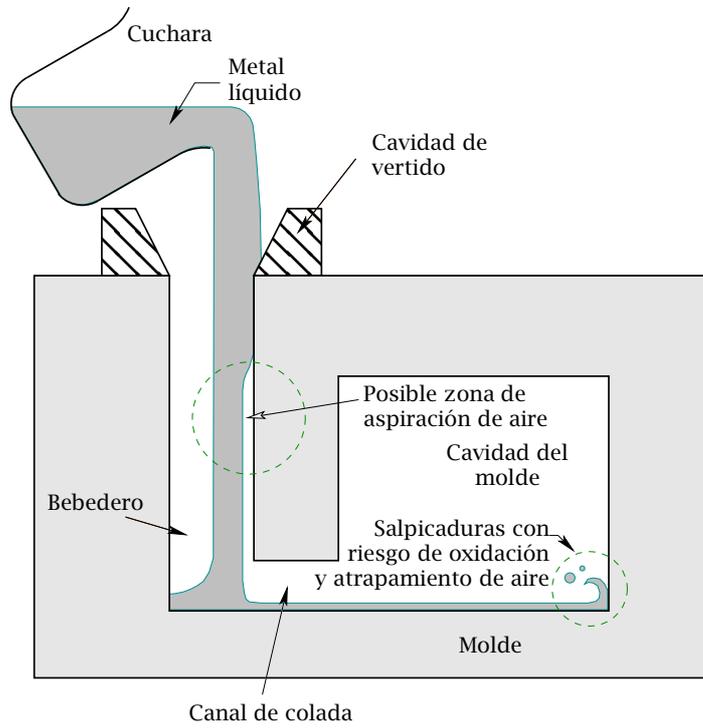
## 16.2 DISEÑO DE LOS SISTEMAS DE DISTRIBUCIÓN

Debe tenerse en cuenta que el tiempo requerido para llenar un molde por gravedad suele ser relativamente alto pudiéndose producir, en ocasiones, solidificaciones prematuras en determinadas secciones que pueden dificultar el completo llenado de la cavidad del molde. Generalmente, en estos casos, el máximo tiempo de llenado admisible,  $t_{fmax}$ , suele estar determinado por el tiempo requerido del metal para solidificarse en las secciones más estrechas del molde. Este tiempo se podría estimar, p. ej., a partir de la Ecuación (13.7), para moldes desechables, y de la Ecuación (13.10), para moldes permanentes. Por otro lado, en la Sección 15.1 se mencionó que un llenado rápido presenta inconvenientes como el atrapamiento de gases y contaminantes, la oxidación del metal o erosión del molde, por lo que el valor apropiado del tiempo de llenado en llenados por gravedad,  $t_f$ , suele estar generalmente determinado por el límite máximo anterior. Téngase en cuenta que a diferencia de otros procesos, los procesos de fundición con llenados por gravedad no se utilizan, por sus características, en sectores industriales en los que se fabrica masivamente piezas en serie, por lo que en estos casos, la productividad del proceso no suele primar sobre la calidad del producto.

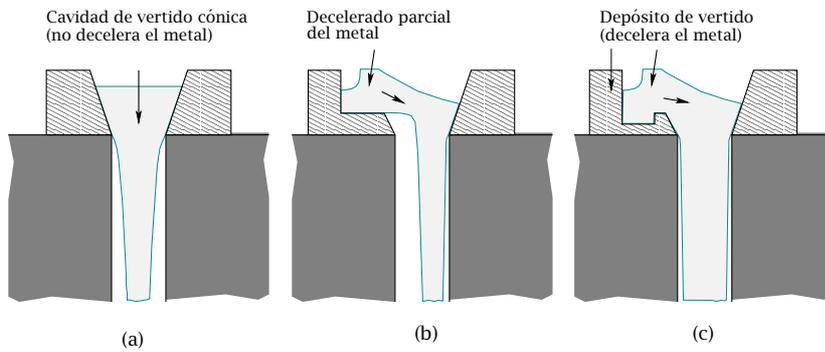
Antes de establecer los criterios para el diseño del sistema de distribución, considérese el llenado de un molde como el mostrado en la Figura 16.13, en la que se aprecian importantes deficiencias que deben ser corregidas.

### 16.2.1 Cavidad de vertido

Las cavidades de vertido son pequeños depósitos situados a la entrada del sistema de distribución que facilitan el vertido del metal fundido. Puede verse que una cavidad como la mostrada en la Figura 16.13 puede favorecer la introducción al sistema de distribución de aire procedente del exterior. Para evitar este problema y decelerar el metal en la entrada del sistema se suele emplear un depósito adicional, como el mostrado en la Figura 16.14c, suficientemente alejado de la entrada al bebedero y sobre el que se vierte el metal fundido desde la cuchara de colada. En ocasiones se suelen emplear filtros para retener contaminantes como óxidos y escorias.



**Figura 16.13:** Esquema del llenado por gravedad de un molde.



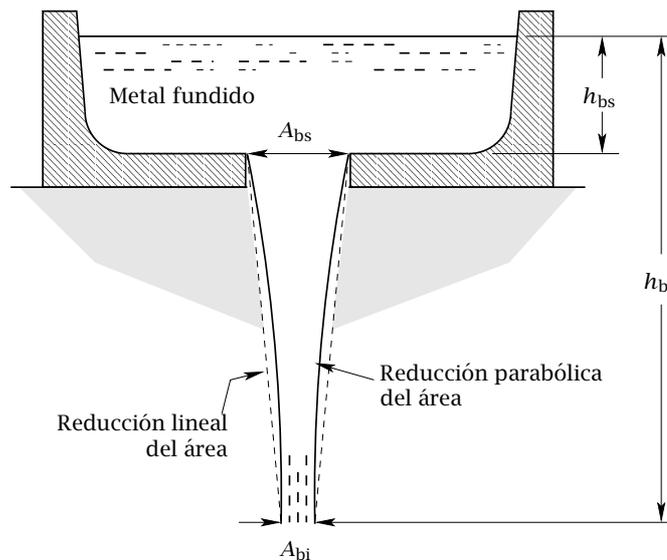
**Figura 16.14:** Diseño de la cavidad de vertido para decelerar el metal a la entrada del bebedero. a) Cavidad de vertido cónica. b) Decelerado parcial del metal fundido. c) Diseño óptimo de la cavidad de vertido.

### 16.2.2 Bebedero

Puede observarse en las Figuras 16.13 y 16.14 que la aceleración del metal debida a la gravedad puede provocar zonas de baja presión a lo largo del bebedero en las que la aspiración del aire puede favorecer la oxidación del metal y la formación de burbujas de aire atrapadas en el metal. Puede demostrarse que si se desprecian las pérdidas de carga por fricción a lo largo del bebedero y se considera que el nivel de metal fundido en la cavidad de vertido permanece constante, de la Ecuación (16.1) se puede obtener que

$$\frac{A_{bs}}{A_{bi}} = \sqrt{\frac{h_{bi}}{h_{bs}}}, \quad (16.11)$$

donde  $A_{bs}$ ,  $h_{bs}$ ,  $A_{bi}$  y  $h_{bi}$  son, respectivamente, el área y la altura de las secciones de la parte superior e inferior del bebedero, lo que indica que la sección del bebedero debería reducir gradualmente su sección de forma parabólica (Figura 16.15). En la práctica, se



**Figura 16.15:** Reducción del valor del área del bebedero.

suele utilizar una reducción lineal del área de la sección transversal del bebedero (véase la reducción de trazo discontinuo representada en la Figura 16.15). Téngase en cuenta que el valor del área de la parte inferior del bebedero obtenida de la Ecuación (16.11) es menor que la que se obtendría si se considerasen las pérdidas de carga por fricción.

### 16.2.3 Base del bebedero

Resultados experimentales de analogía con agua [89] demuestran que si la unión entre el bebedero y el canal de colada se realiza como en la Figura 16.16a se puede producir una zona de baja presión en la parte superior del canal de colada que favorece, especialmente en moldes de arena, la aspiración de aire. Para unir el bebedero y el canal de colada se

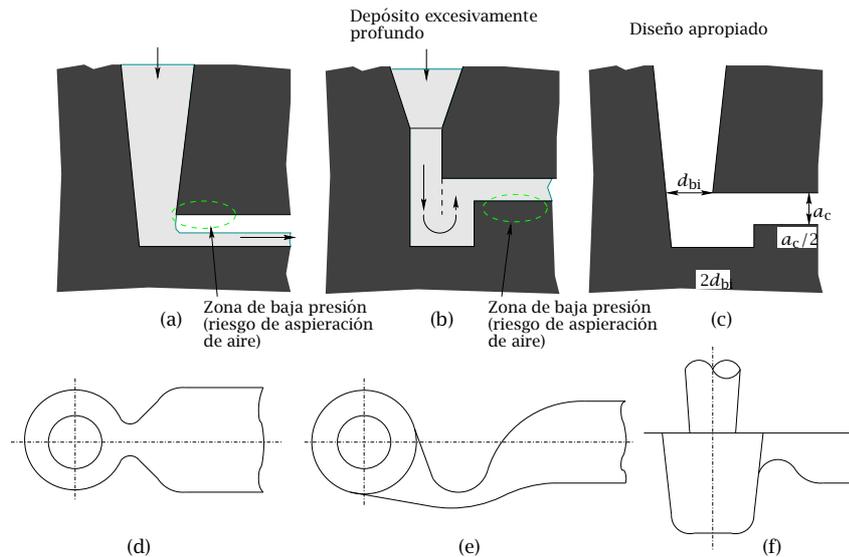


Figura 16.16: Diseño de la base del bebedero.

suele emplear un pequeño depósito, al que se denominará base del bebedero, cuyo diseño debe, fundamentalmente, minimizar las salpicaduras que produce el metal al chocar contra la parte inferior de este depósito, decelerar el metal y asegurar que el canal de colada esté siempre lleno de líquido durante el proceso de llenado.

Si la base del bebedero es excesivamente profunda (véase la Figura 16.16b), el metal que asciende a gran velocidad hasta alcanzar la entrada del canal de colada golpeará la parte superior de éste pudiendo provocar una zona de baja presión en la base del canal de colada, lo que podrá favorecer la aspiración de aire. Habitualmente se suelen utilizar depósitos como los mostradas en la Figura 16.16c, en los que su profundidad suele estar comprendida entre  $a_c$  y  $a_c/2$ , donde  $a_c$  es la profundidad del canal de colada, y su anchura suele ser igual a  $2d_{bi}$ , donde  $d_{bi}$  es el diámetro de la parte inferior del bebedero. La salida de la base del bebedero, cuyo valor del área debe ser igual al de la sección de la parte inferior del bebedero, se suele construir como se muestra en las Figuras 16.16d, e o

f. El diseño de la Figura 16.16e evita que las salpicaduras del metal cuando choca contra la base del bebedero se prolonguen a lo largo del canal de colada.

#### 16.2.4 Canal de colada y puertas de entrada

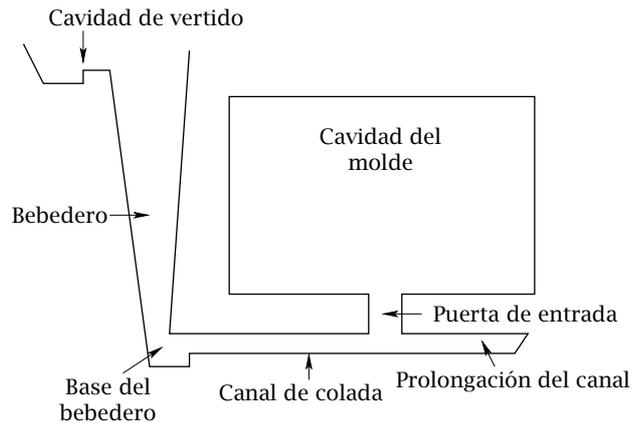
El canal de colada es el conducto que dirige al metal líquido hacia las secciones de entrada a la cavidad del molde, y se debe diseñar para que el llenado se produzca de forma uniforme. Los resultados experimentales llevados a cabo por Webster [88] sugieren que el valor óptimo del área de la sección transversal del canal de colada debe encontrarse en torno a dos veces el valor correspondiente a la sección inferior del bebedero. Sin embargo, para determinar este valor se suele utilizar el correspondiente a las puertas de entrada. El BNF sugiere que un valor recomendable para el área de la sección transversal del canal de colada puede ser igual, aproximadamente, a la mitad del obtenido a partir de la Ecuación (16.10) para el área de las puertas de entrada<sup>1</sup>

$$A_{cc} = \frac{1}{2} A_p. \quad (16.12)$$

En ocasiones sólo es necesaria una puerta de entrada para llenar de forma apropiada la cavidad del molde. Recuérdese que las piezas fundidas deben ser tratadas mediante operaciones posteriores de acabado para eliminar los elementos del sistema de distribución, por lo que si el número de puertas de entrada se reduce, el coste de mecanizado de las piezas también disminuirá. El esquema del canal de colada con una puerta de entrada puede ser como el mostrado en la Figura 16.17. El canal de colada se suele prolongar para retener el metal que se vierte en primer lugar en el molde ya que suele contener burbujas de aire, escorias o impurezas arrastradas a lo largo de todo el sistema de distribución.

En otros casos se requiere más de una puerta de entrada. Si la sección del canal de colada es constante (Figura 16.18a), el metal empezará a llenar la cavidad del molde a través de la puerta más alejada de la base del bebedero. Para que el llenado de la cavidad del molde sea uniforme, el canal de colada debe reducir su sección tal y como se muestra en la Figura 16.18b. Si el número de puertas de entrada es elevado, la reducción del área del canal de colada puede ser gradual. Debe mencionarse que los gradientes térmicos provocados por el sobrecalentamiento de la última puerta de entrada en los canales

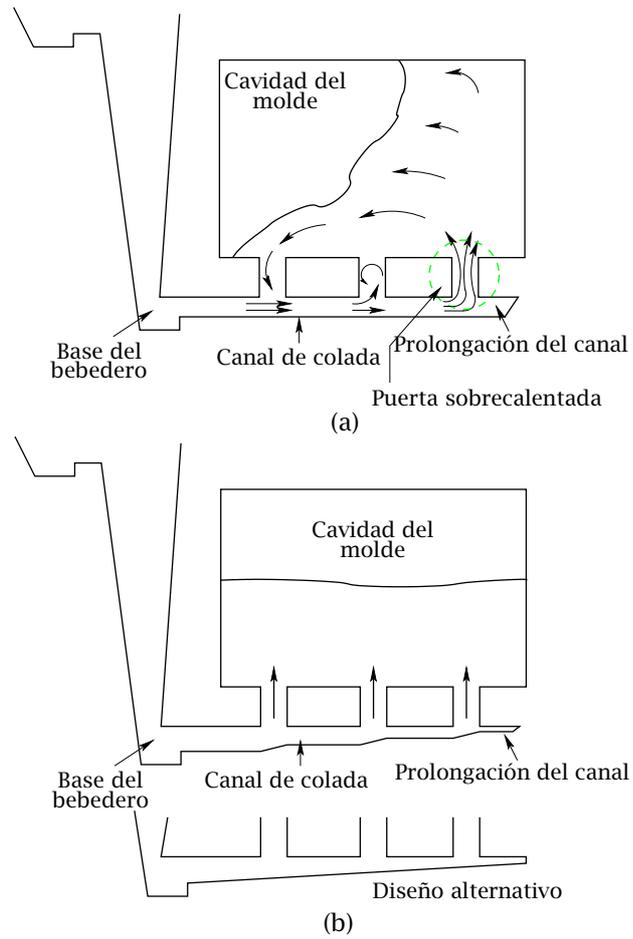
<sup>1</sup>Los nomogramas de las Figuras 16.6 y 16.7, diseñados por [15], se han construido teniendo en cuenta las consideraciones que se acaban de mencionar.



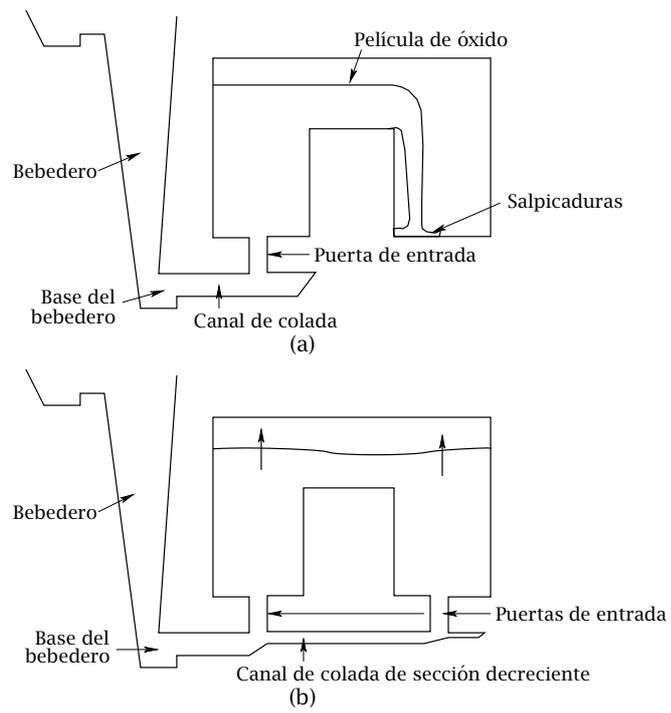
**Figura 16.17:** Canal de colada con una puerta de entrada.

de sección constante pueden provocar defectos importantes en las piezas durante la solidificación del metal.

También es importante que las puertas de entrada se sitúen apropiadamente para evitar fenómenos como los mostrados en la Figura 16.19a. En primer lugar, el impacto del metal fundido contra la parte inferior derecha de la cavidad del molde puede favorecer la oxidación del metal y el atrapamiento de aire. Por otro lado, la película de óxido formada durante el llenado de la parte izquierda de la cavidad del molde se romperá y quedará atrapada en el metal en forma de inclusiones de óxido. El llenado mostrado en la Figura 16.19b atenuará estos efectos.

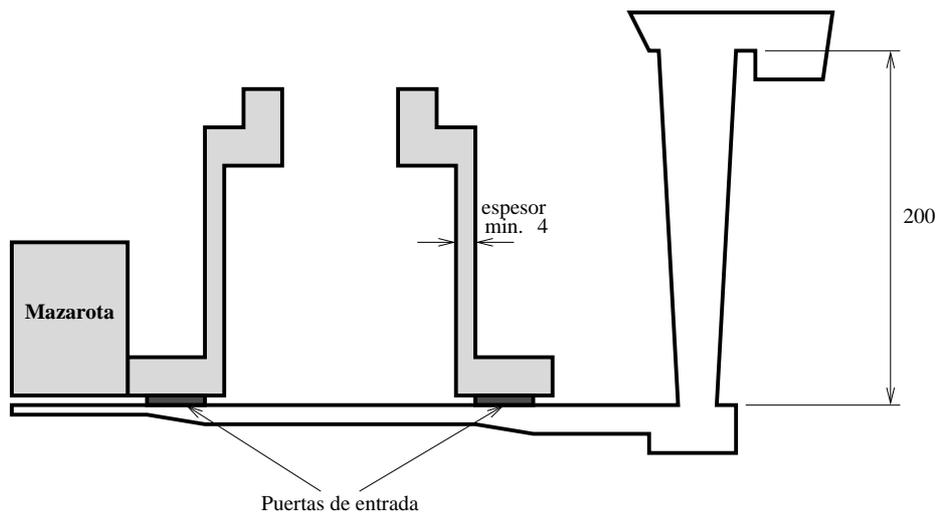


**Figura 16.18:** Canal de colada con más de una puerta de entrada. a) Canal de colada de sección uniforme. b) Canal de colada de sección decreciente.



**Figura 16.19:** Esquema del llenado de una pieza. a) Sistema con una puerta de entrada. b) Sistema con dos puertas de entrada.

**Ejemplo.** Diseñar el sistema de distribución para obtener la tapa de una válvula de aluminio en un molde de arena de circonio. El peso de la pieza es de 3 kg y la altura del bebedero se estima por razones de diseño en 200 mm. Suponer que el peso del sistema de distribución es de 2 kg y que el espesor mínimo de la tapa es de 4 mm. Considerar la sección transversal del bebedero circular y la de la parte inicial del canal de colada cuadrada.



Como ya se mencionó, en procesos de fundición con moldes desechables, el tiempo de llenado del molde suele estar condicionado por el tiempo de solidificación del metal en la sección más delgada de la cavidad del molde. Por tanto, para el diseño del sistema de distribución se impondrá la siguiente condición

$$t_{\text{llenado}} = t_{s_{\text{min}}} = C \left( \frac{V}{A} \right)_{\text{min}}^2,$$

donde  $\left( \frac{V}{A} \right)_{\text{min}}$  hace referencia al módulo local en la sección más delgada de la pieza. Para su cálculo, se tendrá en cuenta que el tiempo de solidificación del metal en una pared delgada es aproximadamente igual al tiempo que el mismo metal tardaría en solidificarse en una lámina delgada del mismo espesor y bajo las mismas condiciones térmicas. Se puede demostrar fácilmente que el módulo de una lámina delgada es aproximadamente la mitad de su espesor, por tanto, finalmente se puede expresar

$$t_{\text{llenado}} \approx C \left( \frac{e_{\text{min}}}{2} \right)^2,$$

donde  $e_{\text{min}}$  es el espesor mínimo de la pieza. La constante  $C$  resulta

$$C = \frac{\pi}{4} \left( \frac{\rho_f H}{T_f - T_0} \right)^2 \frac{1}{k_m \rho_m c_m}.$$

Sustituyendo en la expresión anterior los valores de la Tabla A.2 correspondientes, se obtiene

$$C = \frac{\pi}{4} \left( \frac{2400 \times 3,91 \times 10^5}{933 - 300} \right)^2 \frac{1}{1,04 \times 2720 \times 840} = 726401,83 \text{ sm}^{-2},$$

y el tiempo de llenado resultará

$$t_{\text{llenado}} \approx 726401,83 \left( \frac{0,004}{2} \right)^2 = 2,91 \text{ s.}$$

Por tanto, teniendo en cuenta que la pieza tiene una masa de  $m_p = 3 \text{ kg}$  y que el peso del sistema de distribución se estima<sup>2</sup> en  $m_{sd} = 2 \text{ kg}$ , el caudal promedio que se ha de proporcionar para el correcto llenado del molde debe ser

$$Q = \frac{m_p + m_{sd}}{t_{\text{llenado}}} = \frac{3 + 2}{2,91} = 1,72 \text{ kg/s.}$$

En el nomograma de la Fig. 16.20 se obtendrán las dimensiones de los principales elementos del sistema de distribución entrando con el caudal promedio  $Q$  que se acaba de calcular (columna derecha de la Fig. 16.20) y altura del bebedero  $h_p$  (columna izquierda de la Fig. 16.20). La intersección de la línea de trazos con las distintas columnas del nomograma proporciona los siguientes valores. El área total de las puertas de entrada

$$A_p = 4000 \text{ mm}^2,$$

el área de la sección transversal del canal de colada

$$A_{cc} = 2000 \text{ mm}^2,$$

el área de la sección transversal de la parte superior del bebedero

$$A_{bs} = 1220 \text{ mm}^2, \text{ y}$$

el área de la sección transversal de la parte inferior del bebedero

$$A_{bi} = 800 \text{ mm}^2.$$

En la Fig. 16.21 se muestra un esquema del diseño detallado del sistema de distribución. Teniendo en cuenta que la sección transversal del bebedero es circular, el diámetro

<sup>2</sup>Debe mencionarse que la estimación inicial de la masa del sistema de distribución debería ser evaluada una vez completado el diseño del sistema de distribución. Si la masa resultante no coincidiese con la estimación inicial, debería iniciarse una nueva iteración calculando de nuevo el caudal promedio de llenado y rediseñando de nuevo el sistema de distribución. Obviamente, este proceso iterativo terminará cuando la solución converga. En cualquier caso, en este ejemplo se supondrá como válida la estimación inicial.

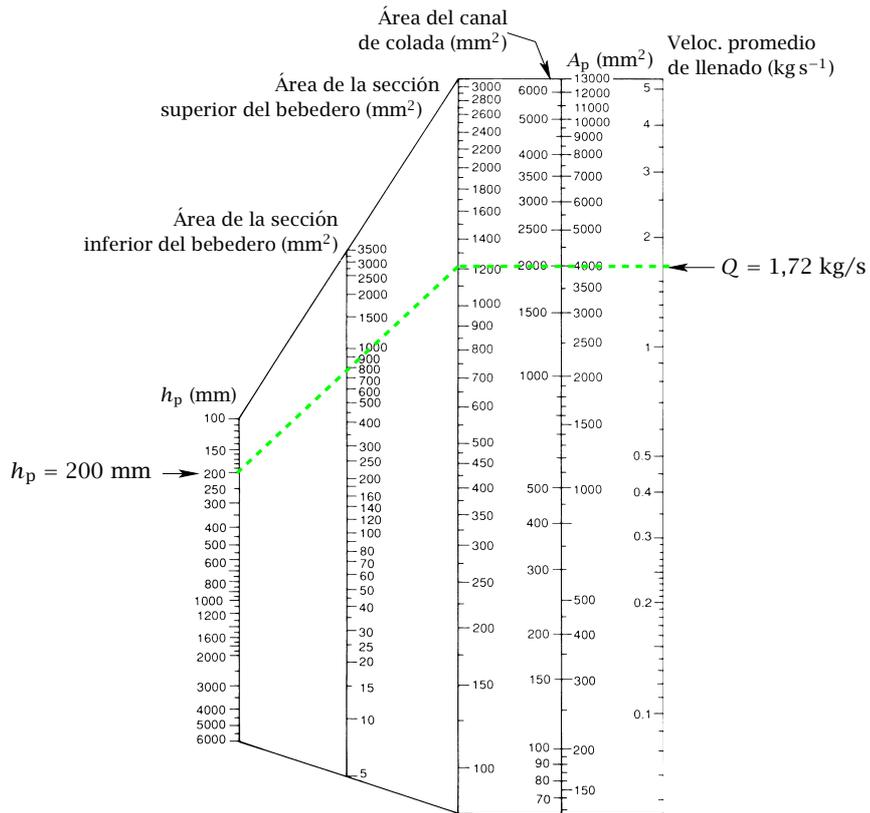
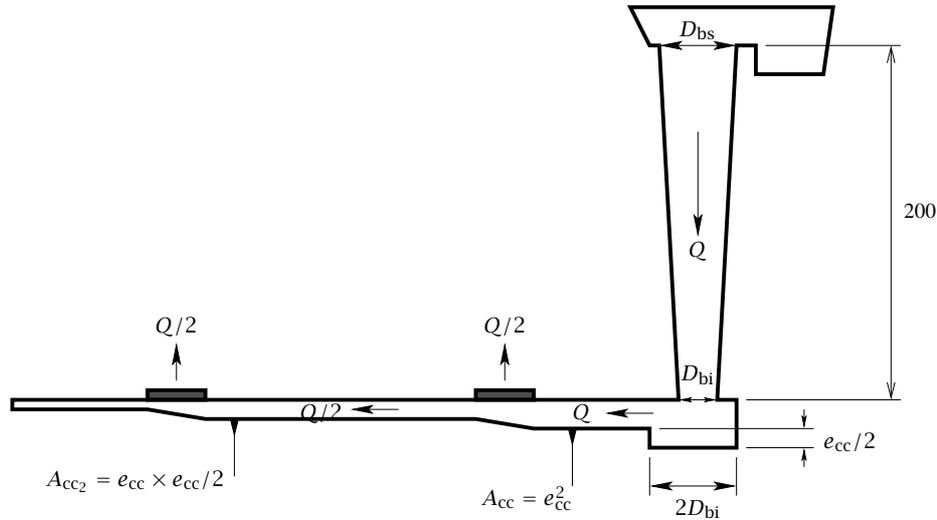


Figura 16.20: Nomograma para el cálculo del sistema de distribución del ejemplo considerado.



**Figura 16.21:** Detalle del diseño del sistema de distribución del ejemplo considerado.

de la parte superior del mismo resultará

$$D_{bs} = \sqrt{\frac{4A_{bs}}{\pi}} = \sqrt{\frac{4 \times 1220}{\pi}} = 39,4 \text{ mm.}$$

Del mismo modo, el diámetro de la parte inferior del bebedero será

$$D_{bi} = \sqrt{\frac{4A_{bi}}{\pi}} = \sqrt{\frac{4 \times 800}{\pi}} = 31,9 \text{ mm.}$$

Por otro lado, considerando que la sección transversal inicial del canal de colada es cuadrada, el espesor  $e_{cc}$  del mismo resultará

$$e_{cc} = \sqrt{A_{cc}} = \sqrt{2000} = 44,7 \text{ mm.}$$

El depósito situado justo debajo del bebedero y antes de la entrada al canal de colada tendrá una anchura  $D_{bb}$  igual a

$$D_{bb} = 2D_{bi} = 2 \times 31,9 = 63,8 \text{ mm,}$$

y una altura  $e_{bb}$  igual a

$$e_{bb} = \frac{e_{cc}}{2} = \frac{44,7}{2} = 22,35 \text{ mm.}$$

El área de la sección transversal del canal de colada deberá reducir su valor justo después de la primera puerta de entrada para conseguir un llenado uniforme de la cavidad

del molde. Teniendo en cuenta además que la velocidad del flujo de metal  $v$  ha de ser constante en todo el sistema de distribución, se ha de cumplir la siguiente condición

$$v = \frac{Q}{A_{cc}} = \frac{Q/2}{A_{cc_2}},$$

por lo que

$$A_{cc_2} = \frac{A_{cc}}{2} = \frac{2000}{2} = 1000 \text{ mm}^2.$$

El área total de las puertas de entrada debe repartirse proporcionalmente entre las 2 puertas de entrada. Así,

$$A_{p_1} = A_{p_2} = \frac{A_p}{2} = \frac{4000}{2} = 2000 \text{ mm}^2.$$

Debe mencionarse que el diseño de la sección transversal de la puerta de entrada (generalmente rectangular) estará condicionada por la geometría de la cavidad del molde que ha de llenarse.

# CAPÍTULO 17

---

## Sistemas de distribución en llenados a presión

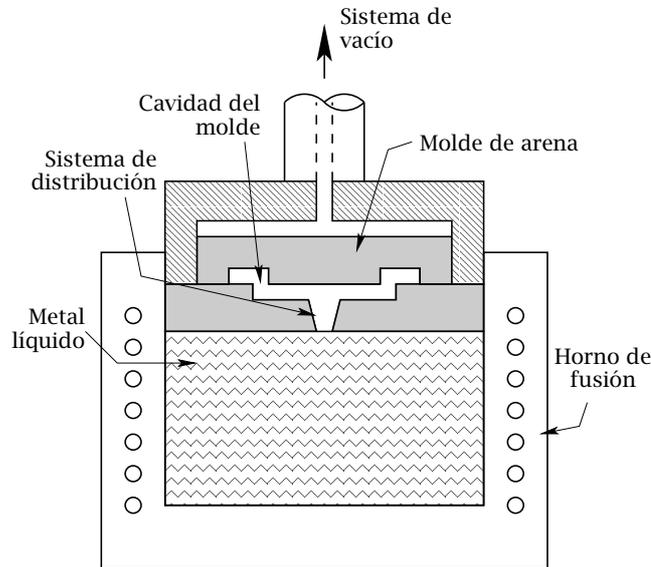
---

Existen casos en los que, aunque los sistemas de distribución se diseñen correctamente, los tiempos requeridos para completar el llenado de metal fundido por gravedad no son suficientes para evitar que se produzcan solidificaciones prematuras que puedan interrumpir el flujo del metal fundido en determinadas secciones de la cavidad del molde. Además, en ocasiones, la presión del metal no es suficiente para llenar cavidades con secciones de pequeño espesor debido a los efectos de la tensión superficial del metal fundido. Por otro lado, los llenados por gravedad, obviamente, no proporcionan las velocidades de producción necesarias en sectores industriales como el de automoción. Todos estos problemas relativos a las velocidades del metal fundido con las que se llena la cavidad del molde se pueden resolver, en principio, mediante sistemas de inyección de metal fundido. Estos sistemas además permiten un cierto control de la inyección para evitar o minimizar problemas como la oxidación del metal o el atrapamiento de aire, pudiendo programar el llenado en varias etapas que pueden a su vez ser optimizadas de forma independiente. En lo que sigue se describirán los sistemas de inyección más empleados para el llenado de moldes a presión.

### 17.1 SISTEMAS DE LLENADO A BAJA PRESIÓN

Si las presiones del metal fundido requeridas no son muy altas, se pueden emplear sistemas como los mostrados en la Figura 17.1, en los que el llenado de la cavidad del molde se realiza por la acción del vacío. En este caso, el molde debe ser de un material poroso como la arena para que el vacío creado en la parte exterior de este pueda suc-

cionar del crisol, situado debajo del molde, la cantidad de metal requerida para llenar la cavidad del molde. Una vez completado el llenado, el vacío deja de actuar disgregándose la arena y facilitando de este modo la extracción de la pieza fabricada. Otros sistemas

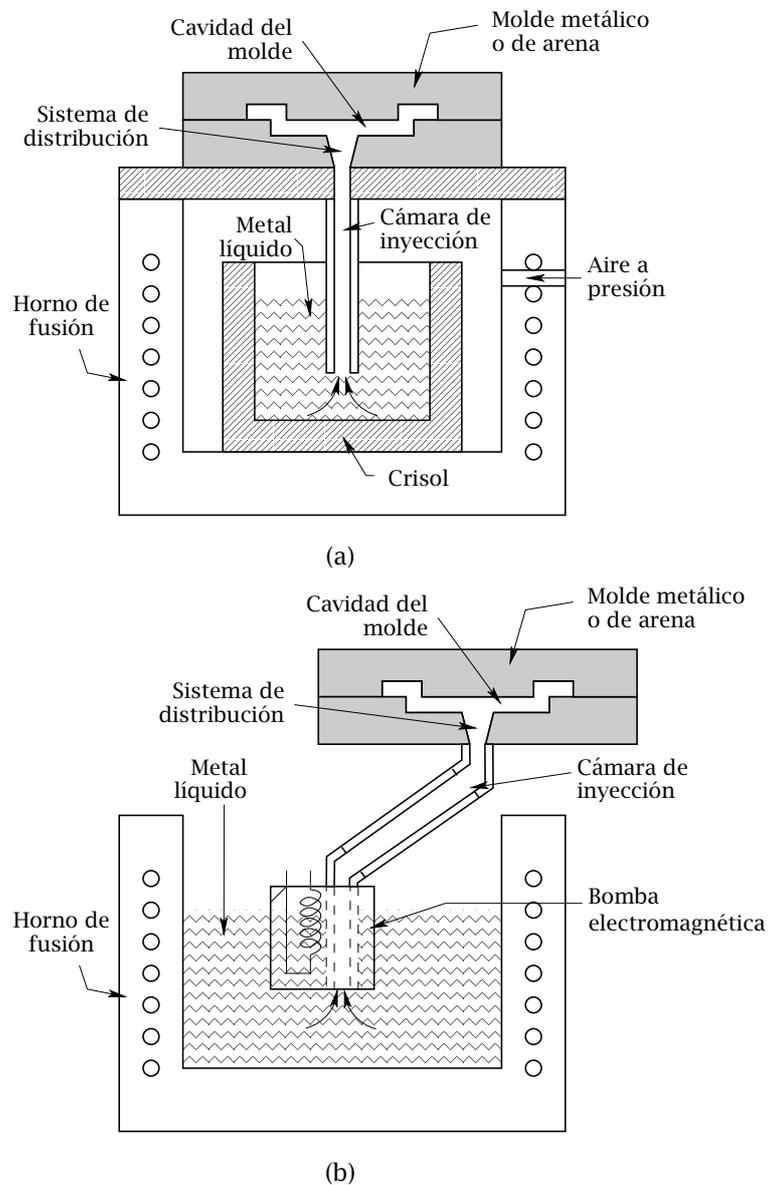


**Figura 17.1:** Esquema del llenado de la cavidad de un molde de arena mediante vacío (basada en [73]).

de inyección que proporcionan presiones de inyección relativamente bajas son los mostrados en las Figuras 17.2a y 17.2b, con los que se pueden emplear moldes de arena o metal. En la Figura 17.2a el metal fundido se inyecta mediante aire a presión, y en la Figura 17.2b el metal se inyecta mediante una bomba electromagnética que succiona metal del interior del crisol, donde el metal fundido suele estar libre de escorias e impurezas ya que éstas, de menor densidad, se suelen situar en la parte superior del crisol. El principal inconveniente de estos sistemas es el escaso control de los parámetros de inyección que proporciona. Por otro lado, en los sistemas de la Figura 17.2a, el aire a presión puede entrar, a través de la cámara de inyección, en la cavidad del molde pudiendo provocar la formación de porosidad en la pieza fabricada.

## 17.2 SISTEMAS DE LLENADO A ALTA PRESIÓN

Cuando las presiones o las velocidades de inyección del metal fundido deben ser mayores, se pueden utilizar máquinas de inyección a alta presión como las descritas en



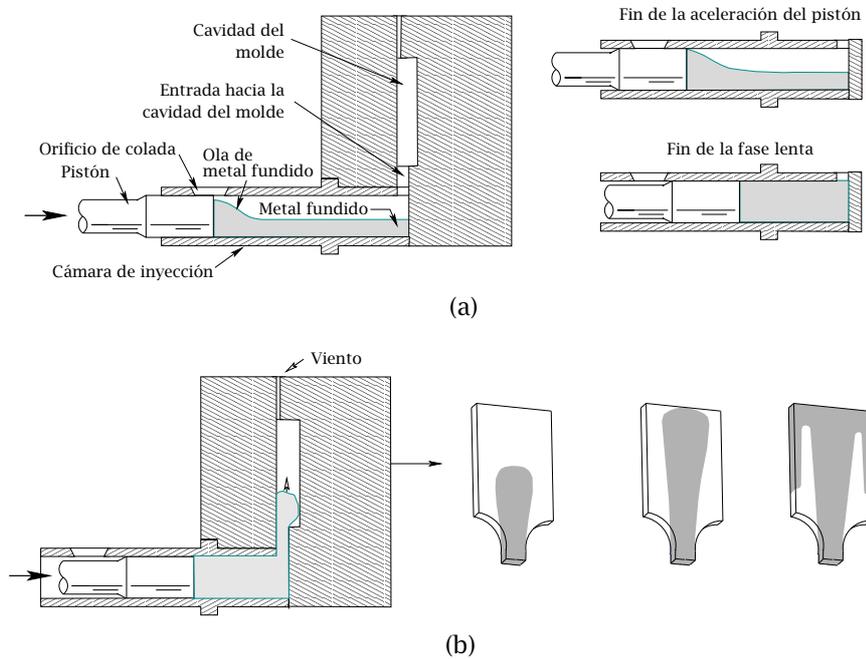
**Figura 17.2:** Esquema del llenado de la cavidad de un molde; a) por inyección con aire a presión (basada en Schey [73]), b) mediante una bomba electromagnética.

el Capítulo 12 en las que el sistema de inyección se puede encontrar dentro (cámara caliente) o fuera (cámara fría) del horno de fusión (véanse las Figuras 12.7 y 12.9, respectivamente). Los procesos de inyección más utilizados son los de cámara fría en los que la cámara se encuentra en posición horizontal, ya que en la actualidad presentan un gran interés en el sector de automoción debido, fundamentalmente, a su elevado ritmo de producción. Además, los aspectos relacionados con la precisión dimensional, el acabado superficial, la capacidad para reproducir detalles y el bajo coste económico han hecho que estos procesos adquieran una posición importante dentro de los procesos de fabricación en general, y en la industria de automoción en particular [58]. Como resultado de la excelente precisión dimensional (tolerancias lineales en torno al 0,3% en aleaciones de aluminio) y la calidad superficial de las piezas, la mayoría de éstas no requieren mecanizados adicionales salvo un ligero desbarbado y, en ocasiones, operaciones de taladrado y roscado de orificios. Frente a las ventajas mencionadas, un problema inevitable en los procesos de fundición por inyección a alta presión es el derivado de la mayor tendencia a la aparición de niveles elevados de porosidad en las piezas. En piezas con exigencias de funcionamiento poco severas, la disminución de la calidad por porosidad se ve compensada por las grandes ventajas de estos procesos antes mencionadas. Cuando los requerimientos de funcionamiento son mayores, la reducción a un límite admisible del nivel de porosidad es un objetivo esencial que requiere la utilización de tecnología compleja y el conocimiento y control de los factores que determinan el nivel de porosidad.

### 17.2.1 Fases de inyección

En procesos de fundición por inyección a alta presión con cámaras frías horizontales, el metal fundido es inyectado hacia un molde metálico desde una cámara de inyección horizontal en la que el metal es empujado por un pistón. La cámara se llena parcialmente con un volumen de metal fundido (fracción inicial de llenado,  $f$ ), desplazándose a continuación el pistón a lo largo de la longitud de la cámara (carrera del pistón), que normalmente es fija. En el proceso de inyección, el aire inicial contenido en el molde y en la cámara de inyección puede ser atrapado en el metal fundido en forma de pequeñas burbujas que causarán porosidad cuando el metal se solidifique. Para minimizar el atrapamiento de aire, el proceso de inyección de metal fundido se suele dividir en una fase lenta, en la que el pistón empuja al metal fundido hasta que la cámara de inyección esté

completamente llena, y una fase rápida, en la que el pistón empuja al metal a gran velocidad para llenar la cavidad del molde. En la Figura 17.3 se pueden ver esquemáticamente las dos fases del proceso mencionadas.<sup>1</sup>



**Figura 17.3:** Fases de la etapa de inyección en los procesos de fundición por inyección a alta presión con cámaras horizontales. a) Fase lenta. b) Fase rápida.

### Fase lenta de inyección en máquinas con cámara fría horizontal

En la fase lenta de inyección, generalmente el pistón empuja al metal fundido hasta el instante,  $t_H$ , en el que se alcanza y llena la parte superior de la cámara de inyección, desplazándose a continuación a velocidad constante hasta que la cámara esté completamente llena de metal fundido. Durante el movimiento del pistón se formará una ola. Las observaciones experimentales realizadas por Garber (1982) muestran que existe una

<sup>1</sup>Smith y Wallace (1963) estudiaron experimentalmente, con agua y metales de bajo punto de fusión, los mecanismos de atrapamiento de aire durante las dos fases del proceso de inyección. Los resultados de sus estudios mostraron que el uso de una velocidad lenta del pistón hasta que la cámara de inyección esté completamente llena reduce apreciablemente el aire atrapado en el metal fundido. Otros autores como Sheptak (1963) o Garber (1982) usaron técnicas similares centrándose exclusivamente en el estudio de la fase lenta del proceso.

velocidad crítica del pistón para que la ola de metal líquido se eleve hasta alcanzar el techo de la cámara de inyección sin romperse. Autores, entre los que se incluyen Garber (1982), Karni (1991) y Tszeng y Chu (1994), propusieron expresiones analíticas (no muy acertadas en los dos primeros casos) para obtener esta velocidad crítica (Tabla 17.1).<sup>2</sup> Si

---

Garber (1982):	$u_H = [2gH(1-f)^2/(1+f)]^{1/2}$
Karni (1991):	$u_H = [gHf^{-1}(1+f)(1-f)^2/2]^{1/2}$
Tszeng y Chu (1994):	$u_H = 2\sqrt{gH}(1-f^{1/2})$

---

$H$  = altura de la cámara de inyección.

**Tabla 17.1:** Expresiones analíticas de la velocidad crítica.

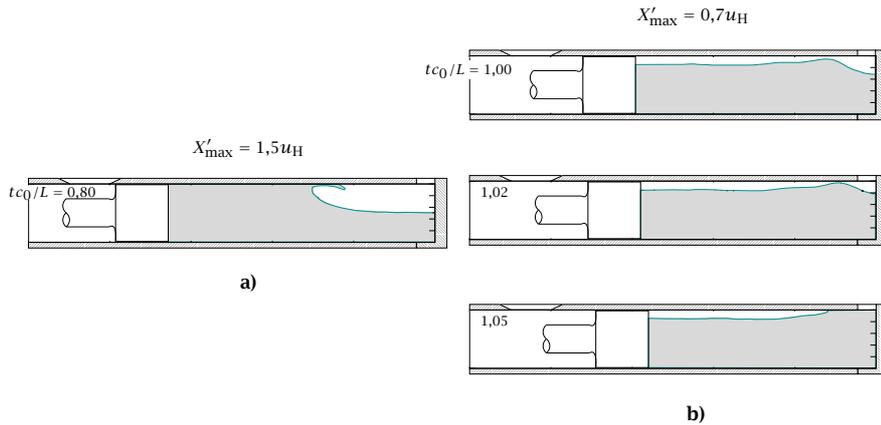
el pistón alcanza una velocidad mayor que la crítica, la ola se reflejará en el techo de la cámara de inyección y el frente de ola podría romperse provocando el atrapamiento de aire (Figura 17.4a). Por otro lado, si la velocidad del pistón no alcanza la velocidad crítica, la ola podría reflejarse en la pared final de la cámara y atrapar aire entre el pistón y la parte superior de la cámara de inyección (Figura 17.4b).

Para alcanzar la velocidad crítica, el pistón debe ser acelerado inicialmente. La evolución del perfil de la ola dependerá obviamente de la ley de aceleración del pistón empleada. Aunque existen algunos estudios teóricos y experimentales relativos a la influencia de la aceleración del pistón en el proceso de inyección, en la práctica se pone poco énfasis en la planificación del proceso para controlar la aceleración y el movimiento del pistón hasta alcanzar la velocidad crítica. En Thome y Brevick [81, 82], Brevick et al. (1994) y Tszeng y Chu (1994) se pueden encontrar varios estudios teóricos al respecto. Para casos en los que el pistón se mueve con una velocidad que aumenta linealmente con la distancia recorrida, lo que proporciona una aceleración que crece exponencialmente con el tiempo,

$$X''(t) = \alpha^2 \beta e^{\alpha t}, \quad \text{para } t \leq t_H, \quad (17.1)$$

---

<sup>2</sup>Kuo y Hwang [47] utilizaron un modelo matemático para simular el flujo tridimensional de metal fundido en la cámara de inyección con el que determinaron las velocidades críticas correspondientes a varias fracciones iniciales de llenado.



**Figura 17.4:** Condiciones que tienden a incrementar el atrapamiento de aire: a) velocidad del pistón superior a la velocidad crítica; b) velocidad del pistón inferior a la velocidad crítica.

donde  $\alpha$  y  $\beta$  son constantes positivas y  $t_H = \frac{1}{\alpha} \ln(u_H/(\alpha\beta) + 1)$ , se han realizado algunos estudios experimentales como los de Karni (1991) y Duran et al. (1991). La razón de esta elección se debe a que en muchas máquinas de fundición por inyección a alta presión los perfiles de velocidad del pistón se suelen programar especificando la velocidad en función de la posición del pistón. La compañía Bühler Brothers [11] desarrolló un sistema de inyección de este tipo llamado “Parashot”. Con esta ley de movimiento, Duran et al. (1991) observaron que, para una geometría y una fracción inicial de llenado de la cámara de inyección dadas, existe una aceleración óptima que minimiza el volumen de aire atrapado. Tszeng y Chu (1994) desarrollaron un modelo matemático para estudiar la evolución de la ola formada en la cámara de inyección para el mismo tipo de movimiento del pistón y con las mismas condiciones usadas en los experimentos de Duran et al. (1991). Analizaron los perfiles del frente de la ola y obtuvieron una aceleración óptima del pistón imponiendo como condición que la ola empiece a romperse cuando la parte superior del frente de ola llegue al final de la cámara de inyección. Encontraron que la aceleración óptima obtenida de esta forma se aproximaba bastante bien a las mediciones experimentales realizadas por Duran et al. (1991).<sup>3</sup> Para ésta ley de aceleración, entre

<sup>3</sup>Autores como Lindsey y Wallace (1972) fueron los primeros que realizaron ensayos en máquinas de inyección con cámaras frías horizontales y aleaciones de aluminio, centrándose, aunque parcialmente, en la fase lenta del proceso. Emplearon procedimientos metalográficos y un método tradicional cuantitativo

otras, se puede encontrar en el trabajo de López et al. [52] un estudio en el que se obtienen valores óptimos de los parámetros de aceleración a través de expresiones analíticas como

$$\begin{aligned}
 &\bullet \xi \leq \frac{4}{3} \quad \Rightarrow \frac{L}{\beta} = \frac{3}{2}\xi^2, \\
 &\bullet \xi > \frac{4}{3}; f \leq f^* \quad \Rightarrow \frac{L}{\beta} = 5\xi - 4 - \ln\left(\xi - \frac{1}{3}\right), \text{ y} \\
 &\bullet \xi > \frac{4}{3}; f > f^* \quad \Rightarrow \frac{L}{\beta} = \frac{\frac{3}{2}\xi^2 f^{-1/2}(3f^{-1/2}-2)}{3\xi(f^{-1/2}-1)+1} \\
 &\quad \quad \quad + 3\xi(f^{-1/2}-1) - \ln[3\xi(f^{-1/2}-1)+1],
 \end{aligned} \tag{17.2}$$

donde  $L$  es la longitud de la cámara de inyección,  $\xi = 2c_0/(3\alpha\beta)$  es un inverso del número de Froude,  $c_0 = (gHf)^{1/2}$  y  $f^* = \left[\frac{9}{4}\xi/(3\xi-1)\right]^2$ . En este mismo trabajo se propone una nueva ley de aceleración,

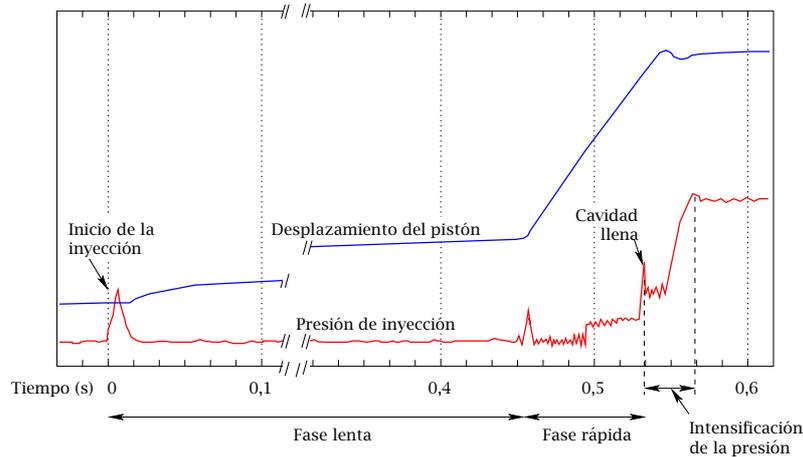
$$X''(t) = \frac{2c_0^2}{3\ell} \left(1 - \frac{c_0 t}{\ell}\right)^{-4/3} \quad \text{para } t \leq t_H = \frac{L}{c_0}(1 - f^{3/2}), \tag{17.3}$$

que hace que el perfil de la ola formada de metal fundido sea completamente vertical al final de la cámara de inyección cuando  $\ell = L$ , lo que evitaría el atrapamiento de aire en la fase lenta de inyección. En el trabajo de Faura et al. [31] se realiza un análisis detallado de esta nueva ley destacando, frente a otras leyes de aceleración, sus rangos y condiciones límite de utilización.

(método de Arquímedes) para estimar los niveles de porosidad interna en piezas fabricadas de Aluminio A380. Con este último método, los niveles de porosidad debidos, principalmente, al atrapamiento de aire y a la contracción volumétrica que experimenta el metal cuando solidifica, se cuantifican a partir de la densidad de las piezas determinada mediante una balanza hidrostática. No obstante, este método no siempre puede ser aplicado debido a que, en ocasiones, las cavidades existentes en la superficie de piezas de geometría de cierta complejidad pueden impedir una determinación suficientemente precisa de la porosidad. Los resultados experimentales obtenidos por Lindsey y Wallace [50] indican que la fracción inicial de llenado tiene una influencia significativa en la calidad de las piezas fabricadas. Observaron la escasa influencia sobre la calidad de las piezas fabricadas del lubricante que se utiliza, entre otras razones, para evitar que el metal de la pieza se suelde a la superficie de la cavidad del molde, facilitar el desplazamiento de las partes móviles del molde o reducir el desgaste del pistón y de la cámara de inyección. Por otro lado, Brevick et al. (1994) también estudiaron experimentalmente la fase lenta, cuantificando la cantidad de aire atrapado en la cámara de inyección con un método bastante preciso (método de fusión al vacío), con el que se puede medir la cantidad de gas liberado por una pieza tras su fusión en un horno de vacío. Con este método encontraron que, para un grupo de piezas de una aleación de aluminio del tipo A380, aproximadamente el 30% de la cantidad total de aire atrapado podría ser atribuida a la fase lenta del proceso, lo que pone de manifiesto la gran influencia de esta fase en la formación de porosidad.

### Fase de intensificación de la presión después del llenado del molde

Una vez que el molde está completamente lleno, se eleva la presión que el pistón ejerce sobre el metal y se mantiene durante la solidificación de la pieza. Esta presión, junto con los datos geométricos de la pieza a fabricar, determina la fuerza necesaria para mantener el molde (formado por varias partes que se acoplan) completamente cerrado, y está, obviamente, limitada por la capacidad del sistema de inyección que se esté empleando. Durante esta etapa, el aumento de la presión ejercida sobre el metal favorece la reducción de la porosidad en la pieza debido a la disminución del volumen que ocupa el aire atrapado. En la Figura 17.5 se representa un diagrama típico en el que se puede ver la evolución de la posición del pistón y la presión del sistema de inyección durante el llenado del molde.



**Figura 17.5:** Diagrama típico de la presión del sistema de inyección y el desplazamiento del pistón durante el llenado del molde (basado en Street [75]).

La presión ejercida sobre el metal tiene por tanto efectos contrapuestos sobre la porosidad dependiendo de la etapa del proceso en la que esté actuando. El aumento de la presión dinámica durante el llenado del molde tiende a incrementar los niveles de porosidad en la pieza fundida, debido al aumento de la ingestión de aire, mientras que incrementos de la presión estática durante la solidificación de la pieza tienden a reducirlos. Como ejemplo, Lismont et al. [51] mostraron cómo aumentos del orden de 1 MPa de

la presión estática en la etapa de solidificación redujeron el nivel de porosidad hasta en un 90% en el proceso considerado.

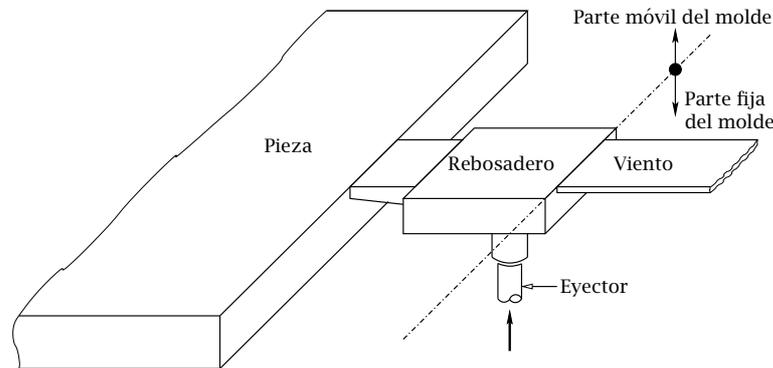
Una técnica con la que se trata de mantener una presión adecuada en cada una de las distintas etapas es el proceso de “squeeze casting” [29], que combina una muy baja presión durante el llenado del molde (baja velocidad) con una muy alta presión mantenida durante la solidificación de la pieza (puede ser de hasta 140 MPa), obteniéndose generalmente piezas fundidas libres de poros y con muy buenas características mecánicas. Su desventaja principal frente a los procesos de fundición por inyección a presión es el elevado tiempo típico de llenado requerido, lo que puede ser un factor importante en algunos casos.

### **17.3 SISTEMAS DE EVACUACIÓN DE AIRE**

El aire inicial que ocupa la cavidad del molde, el sistema de distribución y, en los casos de inyección mediante máquinas con cámara fría horizontal, la parte de la cámara de inyección que no está ocupada por el metal fundido, debe ser evacuado para evitar que quede atrapado en la pieza en forma de poros. Normalmente, el aire es evacuado desde la cavidad del molde hacia el medio ambiente a través de unos conductos de pequeña sección llamados vientos. Para que la evacuación sea óptima, los vientos deben situarse en las zonas del molde que se llenan en último lugar, lo cual es imposible en numerosas ocasiones, lo que hace que en determinadas circunstancias pueda existir aire no evacuado que quedará atrapado y contribuirá a la formación de poros. Es importante indicar que el diseño y la localización de los vientos debe, por un lado, reducir la masa de gas residual en la cavidad del molde al final del proceso de inyección, y por otro, minimizar los trabajos de acabado posteriores y asegurar que el metal fundido se solidifique dentro del molde.

La importancia de disponer de un sistema de evacuación de aire apropiado es mayor conforme el tamaño de la pieza aumenta. Con frecuencia, las piezas pequeñas no precisan de vientos, ya que la evacuación de aire producida a través de la superficie de unión de las partes del molde (línea de partición) suele ser suficiente. Además, en piezas relativamente grandes es habitual colocar junto a los vientos pequeños depósitos (rebosaderos) que permiten, entre otras cosas, retener elementos contaminantes como óxidos, escorias, pequeñas burbujas de aire, restos de lubricante, etc., o facilitar una

mayor evacuación de calor en zonas donde pueda ser necesario. Barton [6] recomienda usar varios depósitos de este tipo de pequeño tamaño<sup>4</sup> convenientemente situados en el molde. Cuando el metal se solidifica, los rebosaderos deben ser expulsados mediante eyectores para impedir que queden pegados en el molde. En la Figura 17.6 se muestra un esquema representativo de un rebosadero y un viento. En la práctica, los sistemas de



**Figura 17.6:** Detalle esquemático de un rebosadero y un viento.

evacuación de aire están formados por varios vientos de sección rectangular y pequeño espesor para evitar que el metal fundido pueda ser expulsado fuera de la cavidad del molde. Los vientos, que, como se ha dicho, deben situarse en lugares estratégicos para facilitar la completa evacuación del aire, se suelen mecanizar a lo largo de la línea de partición del molde.

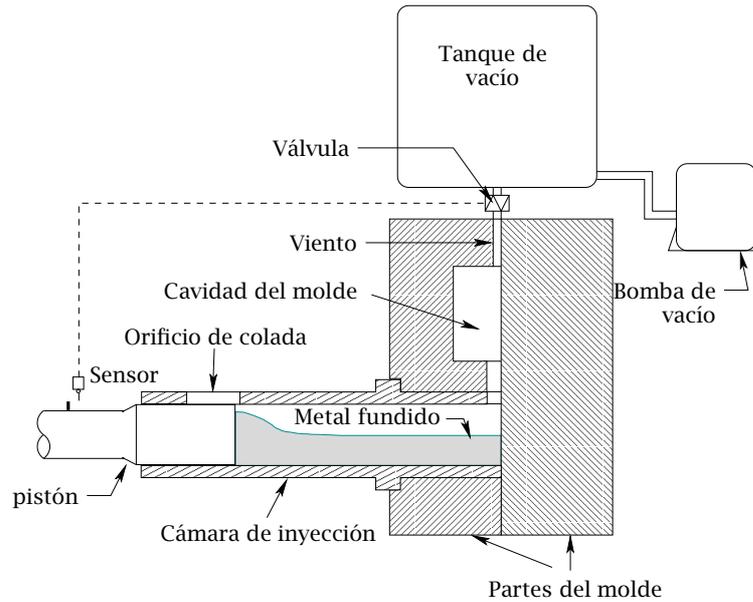
En muchos casos, para reducir los efectos del aire atrapado en el metal fundido suele ser suficiente usar máquinas de fundición a presión programables que permitan, en primer lugar, la expulsión al ambiente de la mayor parte del aire inicial contenido en el molde y en la cámara de inyección a través de los vientos (evacuación atmosférica), y posteriormente compriman, ejerciendo una gran presión, el aire restante que no ha podido ser evacuado formando pequeñas burbujas en el interior de la pieza. Sin embargo, cuando los requerimientos funcionales o la necesidad de realizar tratamientos térmicos o soldaduras sobre las piezas fabricadas obligan a reducir al máximo los niveles de porosidad, es necesario recurrir a técnicas alternativas como la inyección al vacío<sup>5</sup>. Para

<sup>4</sup>Para el aluminio, Barton [6] sugiere que un tamaño apropiado para estos depósitos podría ser aproximadamente de 22 mm de ancho, 32 mm de largo y 8 mm de espesor ( $\frac{7}{8} \times 1\frac{1}{4} \times \frac{5}{16}$  in<sup>3</sup>).

<sup>5</sup>Existe otra técnica alternativa para minimizar la cantidad de aire atrapado en el metal fundido, llamada

conseguir que esta técnica sea eficiente, los vientos deben ser suficientemente grandes ya que de lo contrario el bloqueo sónico del flujo de aire a través del viento impedirá que la reducción de la presión en la cavidad del molde sea suficientemente efectiva. Desde la mitad del siglo XX se han desarrollado muchos sistemas, en especial para máquinas de fundición por inyección a alta presión en cámaras frías, para mantener la acción de la presión de vacío durante el llenado de la cavidad del molde. En la década de los sesenta la "Die Casting Research Foundation" desarrolló un sistema de vientos corrugados y refrigerados que permite la evacuación masiva de aire sin riesgo de que el metal fundido salga fuera del molde. Pocos años antes, la compañía suiza F. Hodler & Cie (Fondarex) desarrolló un sistema de vacío que en la actualidad se está utilizando en muchas máquinas de fundición a presión. Con este sistema, la acción del vacío se activa mediante una válvula que se abre después de que el pistón que empuja al metal fundido en la cámara de inyección haya cerrado el orificio de colada. El aire se evacúa a continuación hasta que la válvula se cierra por la acción de la fuerza hidráulica que el metal ejerce sobre ella. A este sistema, cuyo esquema se representa en la Figura 17.7, se le conoce como "Optivac". Para que el sistema de vacío realice correctamente su función es conveniente sellar el molde para evitar que el aire exterior, succionado por la diferencia de presión, pueda entrar a través de la línea de partición.

Otro problema que se presenta en los sistemas de evacuación al vacío es el debido al periodo de tiempo tan pequeño en el que se produce el llenado de la cavidad del molde. Para que el aire pueda ser evacuado, en principio sería necesaria una bomba de vacío excesivamente grande y costosa que se usaría únicamente durante el periodo de inyección de metal fundido, no siendo utilizada durante el tiempo restante del ciclo productivo de una pieza. Para evitar estos inconvenientes, la bomba generalmente se conecta al viento a través de un tanque de vacío suficientemente grande, de forma que la presión permanezca prácticamente constante en éste durante el proceso de inyección. Bar-Meir et al. [4] determinaron, por ejemplo, que para que la presión en el tanque de "pore free", en la que, antes del llenado, se introduce un gas reactivo que tras desplazar el aire inicial del molde reaccionará con el metal líquido formando compuestos como los óxidos<sup>6</sup> dispersos por todo el metal, lo que reducirá la formación de burbujas de aire atrapado. En principio esta técnica se puede aplicar a todo tipo de aleaciones usando diferentes gases reactivos, aunque el uso de oxígeno para fabricar piezas de aluminio es el caso más extendido. Bar-Meir [3] describe detalladamente esta técnica y los casos en los que ofrece mejores resultados.



**Figura 17.7:** Esquema de un sistema de vacío en máquinas de fundición por inyección a presión.

vacío no supere el 25% de la presión atmosférica durante el llenado de la cavidad del molde, el volumen del tanque debe ser aproximadamente, como mínimo, 7 veces superior al volumen de aire que debe ser evacuado. Aunque, como ya se ha mencionado, con los sistemas de vacío se obtienen piezas de mejor calidad que con los sistemas de evacuación convencionales, el proceso de fundición es entre un 10% y un 15% más caro.

### 17.3.1 Área requerida de la sección transversal de los vientos

Algunos trabajos experimentales, como los de Draper (1967) y Luis y Draper (1967), para aleaciones de bajo punto de fusión, o los de Lindsey y Wallace (1972), para aleaciones de aluminio, realizados en máquinas de fundición por inyección a presión con cámara fría y sistemas de evacuación atmosférica, demuestran que los niveles de porosidad de las piezas fabricadas disminuyen hasta un límite a medida que el área del viento (o el tiempo de llenado) aumenta hacia un valor crítico. Estos resultados demuestran que la correcta determinación de este valor crítico del área de los vientos,  $A_c$ , puede ser crucial para reducir los niveles de porosidad. Para ello, existen algunas recomendaciones de tipo empírico. Por ejemplo, Rearwin [67] sugiere que, para condiciones de evacuación atmosférica, el área de los vientos debe ser aproximadamente el 50% del área de la entrada

hacia la cavidad del molde. Por otra parte, se han desarrollado diversos modelos teóricos para determinar el valor crítico del área del viento por encima del cual los niveles de porosidad no experimentan una reducción adicional apreciable.<sup>7</sup>

Recientemente, Bar-Meir, Eckert y Goldstein (1996, 1997) propusieron un modelo quasi-estacionario, en el que se supone que el gas en la cavidad del molde y en la cámara de inyección evoluciona isentrópicamente durante el llenado del molde, y se trata el flujo de gas a través de los vientos como un flujo de Fanno. En los sistemas de evacuación atmosférica, en los que los vientos evacúan el aire directamente al ambiente, la presión del gas en la cavidad aumenta continuamente y en ocasiones el flujo puede llegar al bloqueo sónico. El análisis llevado a cabo por estos autores, para sistemas de evacuación atmosférica, muestra que existe un área del viento crítica, que depende de la geometría y del tiempo de llenado, por debajo de la cual la evacuación de aire es pobre y por encima de la cual la resistencia al flujo de gas es mínima:

$$A_c = 1,2 \frac{V}{c_0(0)t_f \mathcal{F}}, \quad (17.4)$$

donde  $V$  es el volumen de aire que debe ser evacuado,  $c_0(0)$  es la velocidad inicial del sonido en la cavidad del molde y  $\mathcal{F}$  es un parámetro que depende de las características del viento y que puede ser calculado mediante la siguiente expresión

$$\mathcal{F} = M_{\max} \left( 1 + \frac{\gamma - 1}{2} M_{\max}^2 \right)^{\frac{\gamma + 1}{2(1 - \gamma)}},$$

siendo  $M_{\max}$  el número de Mach máximo en la sección de entrada al viento y  $\gamma$  la relación de calores específicos del aire. Para sistemas de evacuación al vacío, el flujo se bloquea

---

<sup>7</sup>La mayoría de estos modelos no tienen en cuenta la resistencia que el viento ofrece al flujo de aire, a pesar de que la rugosidad superficial y la geometría de los vientos que forman el sistema de evacuación de aire hacen que dicha resistencia pueda tener una influencia importante en el proceso de evacuación. En algunos de estos modelos se supone que el flujo presenta bloqueo sónico en todo momento, como en los propuestos por Sachs [70] o Veinik [85], quienes además consideran que la presión en la cavidad del molde es constante. Posteriormente, Veinik [86] introdujo en su modelo un factor de fricción para cuantificar la resistencia que el viento ofrece al flujo de aire. Bennett (1990) propuso otro modelo en el que, a diferencia de los anteriores, consideró que en el viento no existe bloqueo sónico en ningún momento y que, al igual que en el modelo de Veinik [86], la presión en la cavidad del molde permanece constante. Todos estos modelos consideran que el proceso de evacuación se puede suponer quasi-estacionario. Karni [43] desarrolló un modelo en el que se supone que el flujo de aire a través de los vientos es quasi-estacionario y adiabático, considerando además los efectos de fricción. En este modelo, la temperatura del gas en la cavidad del molde se supone constante y se considera la posibilidad de que exista o no bloqueo sónico.

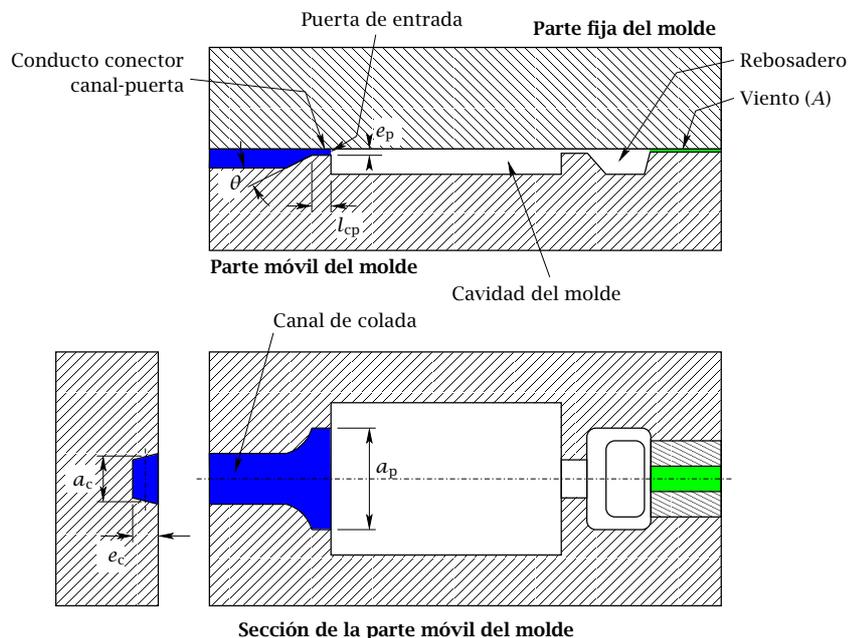
casi instantáneamente al principio del proceso de llenado, y el modelo propuesto por Bar-Meir et al. [4] supone que el flujo está bloqueado a lo largo de todo el proceso de llenado, una hipótesis que es más justificada cuando la presión de vacío es suficientemente pequeña. Una expresión equivalente a la de la Ecuación (17.4) para condiciones de evacuación al vacío es la expresada a continuación

$$A_c = 1,8 \frac{V}{c_0(0)t_f \mathcal{F}}. \quad (17.5)$$

En el trabajo de Hernández et al. [36] se muestra que los tiempos tan pequeños en los que se suele llenar un molde en estos procesos hace que los efectos no estacionarios del flujo de aire a través de los vientos, no considerados por los modelos anteriores, deban ser tenidos en cuenta.

## 17.4 DISEÑO DE LOS SISTEMAS DE DISTRIBUCIÓN

El esquema mostrado en la Figura 17.8 permite apreciar que las diferencias entre los moldes empleados en los llenados a presión y los empleados en los llenados por gravedad son sustancialmente importantes. Generalmente, el sistema de distribución en



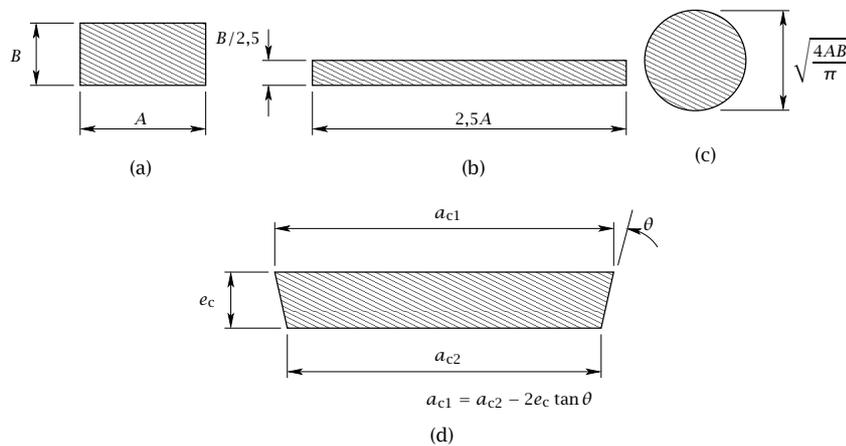
**Figura 17.8:** Esquema de un molde utilizado en la inyección de metal a presión.

los llenados a presión está formado por un conducto al que se denotará, al igual que en los llenados por gravedad, como canal de colada, que se encarga de dirigir al metal fundido desde una cámara de inyección hasta la entrada hacia la cavidad del molde. En lo que sigue se expondrán los criterios utilizados para el diseño apropiado de estos sistemas.

### 17.4.1 Canal de colada

Normalmente, los sistemas de distribución están formados por un canal de colada de sección transversal uniforme que debe, por un lado, reducir el tiempo de solidificación para incrementar la velocidad de producción, y por otro, minimizar las pérdidas de calor del metal que puedan provocar, durante el proceso de inyección, solidificaciones prematuras del metal en las secciones más estrechas de la cavidad del molde. En ocasiones se suelen utilizar canales de colada, como el mostrado más adelante en la Figura 17.12, de sección transversal decreciente para alimentar piezas grandes que requieran puertas de entrada muy anchas para que el llenado de la cavidad del molde se efectúe de forma apropiada. Más adelante se describirán de forma detallada este tipo de conductos.

En la Figura 17.9 se muestran posibles geometrías para la sección transversal del canal de colada. Puede comprobarse de la Ecuación (13.10) que para un mismo valor del área



**Figura 17.9:** Diferentes geometrías de la sección transversal del canal de colada.

de la sección transversal, la geometría que proporciona el mayor tiempo de solidificación es la circular (puede comprobarse que la geometría que posee menor perímetro de las

tres mostradas en las Figuras 17.9a, b y c, es la última). Cuando las piezas son pequeñas es esencial minimizar las pérdidas de calor en el sistema de distribución, por lo que, en estos casos, se deberían emplear secciones de geometría circular. Para piezas más grandes generalmente se utilizan canales de colada con secciones trapezoidales como los mostrados en las Figuras 17.8 y 17.9d para facilitar la extracción de la pieza. El espesor  $e_c$  es el factor determinante para su diseño. Es importante mencionar que el instante en el que el molde puede ser abierto para extraer la pieza fabricada depende del tiempo de solidificación del metal. Téngase en cuenta que el metal más caliente se encuentra generalmente en el sistema de distribución por lo que ésta suele ser la zona que se solidifica en último lugar, por tanto, un valor excesivo de  $e_c$  actúa en detrimento de la velocidad de producción. Así, si la productividad es un requisito esencial, para producir piezas grandes se obtendrán canales de colada finos que deben ser lo suficientemente anchos para mantener el flujo de metal requerido durante el llenado de la cavidad del molde. En estos casos se podrían utilizar canales múltiples como los mostrados más adelante en la Figura 17.15. También debe tenerse en cuenta que el tamaño del sistema de distribución debería ser lo más pequeño posible para reducir la cantidad de metal que debe ser eliminado de la pieza en procesos posteriores de acabado y la cantidad de aire que tendría que ser evacuada a través de los vientos. Así, la longitud del canal de colada no debería ser excesivamente grande, aunque en ocasiones se extienden deliberadamente para calentar determinadas zonas del molde y evitar defectos tales como las estrías que aparecen en la superficie de la pieza como resultado de la unión de dos frentes de metal líquido que no están suficientemente calientes para mezclarse de forma apropiada.

Por otro lado, el sistema de distribución debería ofrecer una baja resistencia al flujo y que el metal fundido entre en la cavidad del molde de forma estable<sup>8</sup>. Por lo tanto, el valor del área de la sección transversal del canal de colada,  $A_c$ , debería ser tan pequeño como fuese necesario, pero teniendo en cuenta que, para que el flujo entre en la cavidad del molde de forma estable, su valor, según los trabajos experimentales de Bennett [7] y Pokorny [63], debe ser como mínimo igual al de la puerta de entrada,  $A_p$ .

---

<sup>8</sup>Es importante mencionar que durante el proceso de llenado la capa de metal solidificado en las paredes del canal puede reducir significativamente el valor efectivo del área de su sección transversal, especialmente para valores pequeños de  $e_c$ .

### 17.4.2 Puerta de entrada

Al igual que en los llenados por gravedad, la velocidad del metal fundido a través de la puerta de entrada es un factor determinante para obtener piezas de calidad, por lo que es muy importante determinar correctamente su valor. Si  $v_p$  es la velocidad del metal fundido en la sección transversal de la puerta de entrada, este valor se puede emplear junto con el volumen de la cavidad del molde,  $V$ , y el tiempo de llenado requerido,  $t_f$ ,<sup>9</sup> para obtener el valor del área de la puerta de entrada mediante la siguiente expresión

$$A_p = \frac{V}{v_p t_f}. \quad (17.6)$$

Son muchos los datos empíricos del valor de  $v_p$  que se pueden encontrar en la literatura, aunque no existe un acuerdo claro acerca del valor óptimo que se debe utilizar para una pieza particular. Esto se debe a que es necesario tener en cuenta una gran cantidad de factores como la evacuación del área a través de los vientos, el valor de la porosidad mínima admisible, la erosión del molde, posibles solidificaciones prematuras, etc. Para determinar el valor óptimo de la velocidad de inyección se podrían utilizar técnicas computacionales como las descritas por López et al. [53], que efectúan un estudio exhaustivo del llenado de una placa como la mostrada en la Figura 17.8. En cualquier caso, existen recomendaciones acerca de los valores límite para esta velocidad que deberían ser considerados (véase, p. ej., Thukkaram [83]). Por un lado, la velocidad a emplear en condiciones normales de operación no debería exceder el valor límite de 100 m/s. Obviamente este valor estará limitado por la capacidad del sistema de inyección utilizado. Por otro lado, los valores mínimos recomendados dependen del metal utilizado y sus valores suelen encontrarse en torno a 27, 18 y 12 m/s para magnesio, aluminio y zinc, respectivamente. Las velocidades más altas se deben emplear en piezas de geometría compleja para compensar la resistencia debida a los abruptos cambios de dirección del flujo y evitar posibles solidificaciones prematuras en las secciones más estrechas de la cavidad del molde, aunque pueden favorecer la erosión del molde o el incremento del aire no evacuado a través de los vientos.

Al igual que en los llenados por gravedad, existe un límite máximo del tiempo requerido para llenar el molde,  $t_{f\max}$ , que está determinado por el tiempo de solidificación

<sup>9</sup>Recuérdese que el valor de  $t_f$  en llenados a presión suele estar limitado por el tiempo requerido para evacuar el aire inicial a través de los vientos.

del metal en las secciones más estrechas del molde. Por ejemplo, Allsop y Kennedy [1] recomiendan que para aluminio el tiempo de llenado del molde sea como máximo

$$t_{f\max} = 40 \times \text{espesor mínimo del molde (mm)} \times 10^{-1} \text{ s.}$$

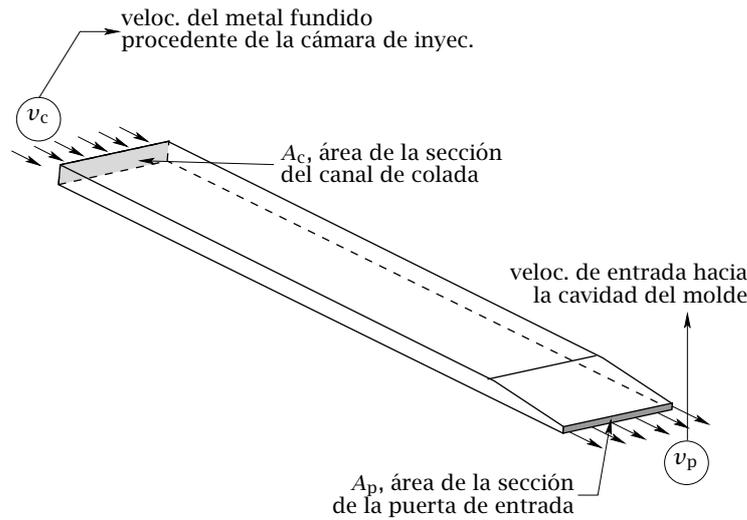
Por otro lado, existe un límite mínimo del tiempo requerido para llenar el molde,  $t_{f\min}$ , que está determinado por el tiempo necesario para evacuar el aire inicial a través de los vientos, cuyo valor se puede obtener de las Ecuaciones (17.4) y (17.5) para condiciones de evacuación atmosféricas y al vacío, respectivamente, haciendo  $A_c$  igual al área  $A$  de la sección transversal de los vientos. Por lo que,

$$t_{f\min} \leq t_f \leq t_{f\max}. \quad (17.7)$$

De este modo y teniendo en cuenta que, generalmente, la productividad es un requisito esencial en este tipo de procesos, el valor más apropiado para el tiempo de llenado suele ser el límite inferior de este intervalo ( $t_f = t_{f\min}$ ). Obsérvese que aunque la evacuación del aire de la cavidad del molde en los procesos de fundición por inyección a alta presión se realiza en un periodo de tiempo muy pequeño (generalmente entre  $10 \times 10^{-3}$  y  $50 \times 10^{-3}$  s), puede ocurrir que, cuando el valor de  $A$  es relativamente pequeño, el valor mínimo obtenido de las Ecuaciones (17.4) y (17.5) sea superior al obtenido a partir del tiempo de solidificación del metal en las secciones más estrechas del molde, por lo que, en este caso, se debe utilizar el valor  $t_{f\max}$  para evitar solidificaciones prematuras durante el llenado del molde.

### 17.4.3 Reducción del área del canal de colada

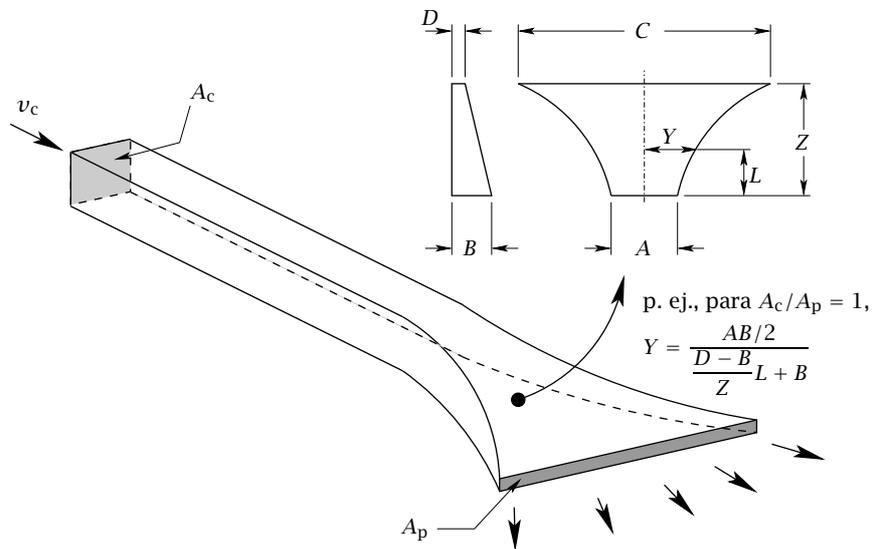
Para que el metal fundido entre de forma estable en la cavidad del molde, el extremo final del canal de colada debería reducir gradualmente su sección hasta alcanzar la entrada hacia la cavidad del molde. Cuando las piezas son pequeñas y no requieren dimensiones de las puertas de entrada excesivamente grandes, la reducción del área mostrada en la Figura 17.10 suele ser suficiente. En este caso el flujo de metal fundido a través de la sección transversal de la puerta de entrada es prácticamente uniforme, por lo que la Ecuación (17.6) es perfectamente aplicable para calcular el valor requerido de  $A_p$ . Cuando las piezas son más grandes se pueden utilizar sistemas de distribución como los mostrados en la Figura 17.11, en los que la anchura del canal de colada aumenta



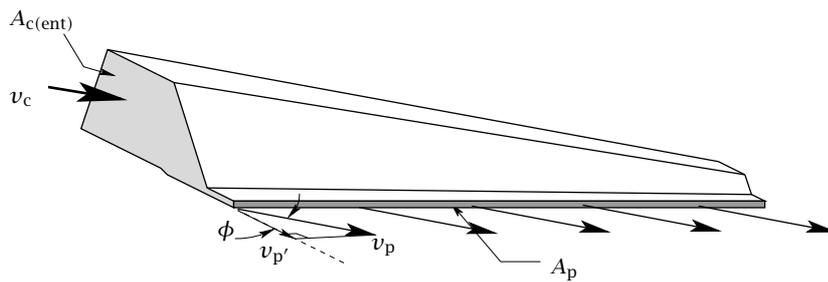
**Figura 17.10:** Reducción recta del área del canal de colada hacia la puerta de entrada.

reduciendo gradualmente su espesor y, como se puede observar, aunque a diferencia del caso anterior la velocidad del metal fundido a través de la sección transversal de la puerta de entrada no es uniforme, la Ecuación (17.6) se puede considerar aún como una buena aproximación para estimar el valor apropiado de  $A_p$ . El principal inconveniente en estos sistemas es la mecanización de estos conductos en el molde. En esta figura se muestra una posible variación de la sección transversal del canal de colada para un ejemplo en el que  $A_c = A_p$ .

En los casos en los que se requieren puertas de entrada muy anchas y los sistemas de distribución de la Figura 17.11 no son suficientes, se suelen utilizar sistemas de distribución en los que el área de la sección transversal del canal de colada no es constante reduciendo gradualmente su valor como se indica en la Figura 17.12. En estos sistemas, la puerta de entrada se sitúa a lo largo de todo el canal de colada, y para calcular el valor del área de su sección transversal debe tenerse en cuenta la dirección del flujo de metal fundido. Los resultados de [74] muestran que la dirección del flujo depende fundamentalmente de la relación  $A_{c(ent)}/A_p$ , donde  $A_{c(ent)}$  es el área de la sección de entrada al canal de colada. Los resultados teóricos de estos autores, basados en la ecuación de Bernoulli, se muestran en la Figura 17.13, en la que se representa el valor del ángulo  $\phi$  de inclinación del flujo de metal fundido en la puerta de entrada en función de la rela-

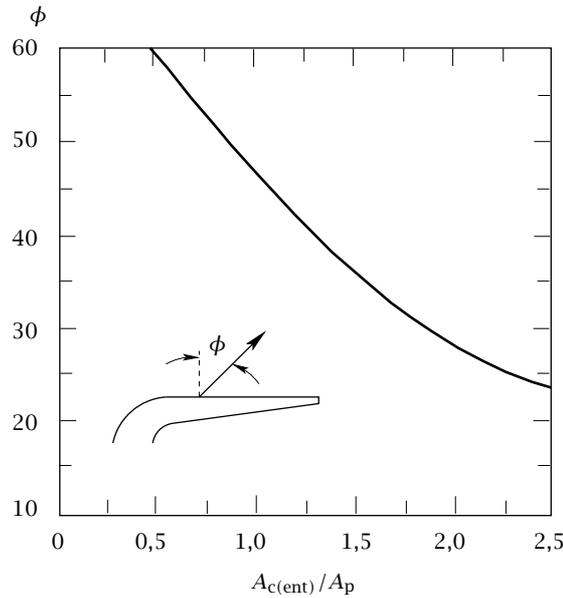


**Figura 17.11:** Reducción del área del canal de colada para obtener puertas de entrada de mayor anchura.



**Figura 17.12:** Canal de colada de sección decreciente.

ción  $A_{c(ent)}/A_p$ . La componente de la velocidad del metal fundido en la puerta de entrada



**Figura 17.13:** Resultados obtenidos por Siau y Davis [74] del valor del ángulo  $\phi$  de inclinación del flujo de metal fundido en la puerta de entrada en función de la relación  $A_{c(ent)}/A_p$ .

normal a la sección transversal,  $v_{p'}$ , se puede calcular como

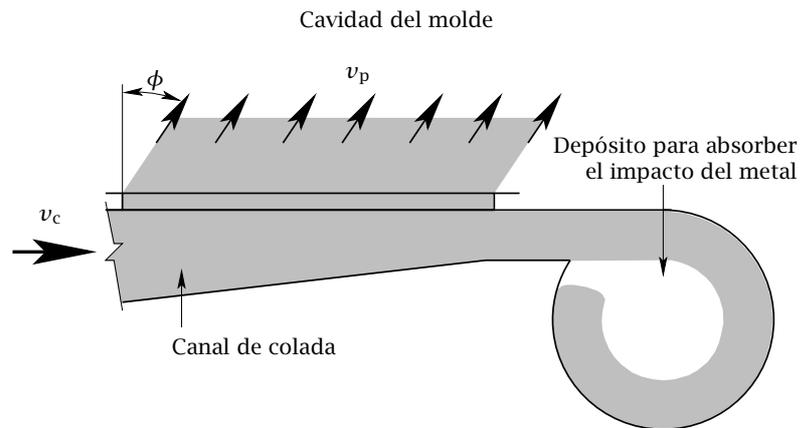
$$v_{p'} = v_p \cos \phi, \quad (17.8)$$

por lo que el valor del área de la sección transversal de la puerta de entrada en los sistemas de distribución como los mostrados en la Figura 17.12 se podrá obtener a partir de la siguiente expresión

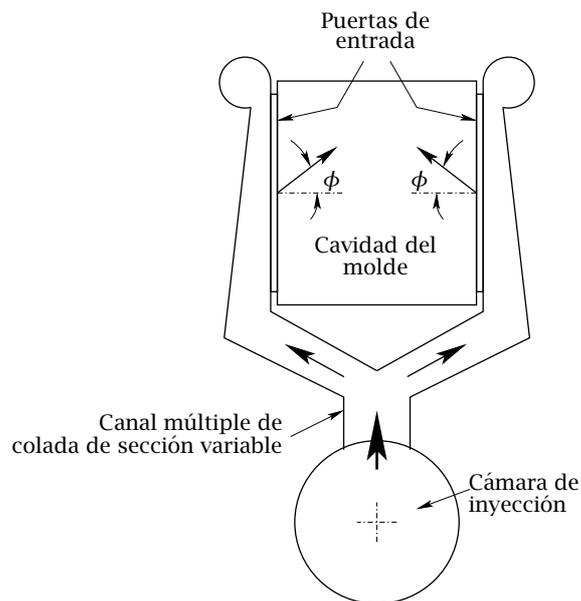
$$A_p = \frac{V}{v_p \cos \phi t_f}. \quad (17.9)$$

Durante la fase inicial del llenado, el choque del metal fundido contra la pared final del canal de colada mostrado en la Figura 17.12 puede producir fenómenos que favorezcan la oxidación del metal y el atrapamiento de aire. Para minimizar estos efectos se suelen utilizar pequeños depósitos, como el mostrado en la Figura 17.14, que evitan el impacto del metal al final del canal de colada.

Si las piezas son aún muy grandes se podrían emplear canales de colada múltiples como los mostrados en la Figura 17.15.



**Figura 17.14:** Esquema de un depósito para evitar el impacto del metal fundido al final del canal de colada.



**Figura 17.15:** Esquema de un sistema de distribución con canales múltiples de sección decreciente para el llenado de una placa.

---

## Bibliografía

---

- [1] Allsop, D.F. y Kennedy, D., 1983, *Pressure DieCasting part 2: The Technology of the Casting and the Die*. Pergamon Press, Oxford.
- [2] Ampuero, J., Charbon, Ch., Hoadley, A.F.A. y Rappaz, M.A., 1991, "Modeling of Microporosity Evolution During the Solidification of Metallic Alloys," *Materials Processing in the Computer Age*, pp. 377-388.
- [3] Bar-Meir, G., 1995, "Analysis of Mass Transfer Process in the Pore Free Technique," *ASME Journal of Engineering Materials and Technology*, v 117, pp. 215-219.
- [4] Bar-Meir, G., Eckert, E.R.G. y Goldstein, R.J., 1996, "Pressure Die Casting: A Model of Vacuum Pumping," *ASME Journal of Manufacturing Science and Engineering*, v 118, pp. 259-265.
- [5] Bar-Meir, G., Eckert, E.R.G. y Goldstein, R.J., 1997, "Air Venting in Pressure Die Casting," *ASME Journal of Fluids Engineering*, v 119, pp. 473-476.
- [6] Barton, H.K., 1963, "How to Vent Die Casting Dies," *Foundry*, julio, pp. 52-59.
- [7] Bennett, F.C., 1966, "Designing Die Casting Dies to Work on Early Shots," *Transactions*, Society of Die Casting Engineers, Paper 503.
- [8] Bishop, H.F., Myskowski, E.T. y Pellini, W.S., 1955, "A Simplified Method for Determining Riser Dimensions," *American Foundrymen's Society Transactions*, 63, pp. 271-281.
- [9] Bishop, H.F., Myskowski, E.T. y Pellini, W.S., 1951, "Soundness of Cast Steel Bars," *American Foundrymen's Society Transactions*, 59, 174.

- [10] Bishop, H.F. y Pellini, W.S., 1950, "The Contribution of Riser and Chill Edge Effects to Soundness of Cast Steel Plates," *American Foundrymen's Society Transactions*, 58, pp. 185-197.
- [11] Bühler Brothers, 1974, "Method for Pressure Casting," US Patent n 3964537.
- [12] Caine, J.B., 1949, "Risering Castings," *American Foundrymen's Society Transactions*, 57, pp. 66-76.
- [13] Campbell, J., 1967, *Pore Nucleation in solidifying Metals*, The Solidification of Metals, Iron and Steel Inst., London, pp. 33-36.
- [14] Campbell, J., 1969, "Feeding Mechanisms in Castings," *AFS Cast. Res. Met. Jnl.*, 5, marzo, pp. 1-8.
- [15] Campbell, J., 1991, *Castings*, Butterworth-Heinemann, Oxford.
- [16] Chvorinov, N., 1940, *Giesserei*, 27, pp. 177-186,201-208,222-225.
- [17] Coca, P. y Rosique, J., 1989, *Tecnología Mecánica y Metrotecnica*, Pirámide, Madrid.
- [18] DIN 1683-1, "Piezas en bruto fundidas de acero fundido. Tolerancias generales. Demasías de mecanizado."
- [19] DIN 1684-1, "Piezas en bruto fundidas de fundición maleable. Tolerancias generales. Demasías de mecanizado."
- [20] DIN 1685-1, "Piezas en bruto fundidas de hierro fundido con grafito esferoidal. Tolerancias generales. Demasías de mecanizado."
- [21] DIN 1686-1, "Piezas en bruto de hierro fundido con grafito laminar. Tolerancias generales. Demasías de mecanizado."
- [22] DIN 1687-1, "Piezas en bruto de fundición de aleaciones de metales pesados. Fundición en arena. Tolerancias generales. Demasías de mecanizado."
- [23] DIN 1687-3, "Piezas en bruto de fundición de aleaciones de metales pesados. Fundición en coquilla. Tolerancias generales. Demasías de mecanizado."
- [24] DIN 1687-4, "Piezas en bruto de fundición de aleaciones de metales pesados. Fundición a presión. Tolerancias generales. Demasías de mecanizado."

- [25] DIN 1688-1, "Piezas en bruto de aleaciones de metal ligero. Fundición en arena. Tolerancias generales. Demasías de mecanizado."
- [26] DIN 1688-3, "Piezas en bruto de aleaciones de metal ligero. Fundición en coquilla. Tolerancias generales. Demasías de mecanizado."
- [27] DIN 1688-4, "Piezas en bruto de aleaciones de metal ligero. Fundición a presión. Tolerancias generales. Demasías de mecanizado."
- [28] DIN 1511, "Dispositivos de modelos de fundición. Preparación y calidad."
- [29] Doric, J.L. y Verma, S.K., 1988, "Squeeze Casting," ASM Handbook, v 15, pp. 323-327.
- [30] Faura, F., López, J. y Zamora, R., 1997, "Technical and Cost Analysis of a High Pressure Die Casting Operation for the Fabrication of Aluminum Automotive Parts," *The Julian Szekely Memorial Symposium on Materials Processing*, ed. H.Y. Sohn, J.W. Evans y D. Apelian. Warrendale, P.A.: TMS, p. 731.
- [31] Faura, F., López, J. y Hernández, J., 2001, "On the Optimum Plunger Acceleration Law in the Slow Shot Phase of Pressure Die Casting Machines," *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, **41**, pp. 173-191.
- [32] Flemings, M.C., 1974, *Solidification Processing*, McGraw-Hill Book Co., New York.
- [33] Flinn, R.A., 1963, *Fundamentals of Metal Casting*, Addison Wesley, Reading, Massachusetts.
- [34] Hansen, P.N. y Sahm, P.R., 1988, "How to Model and Simulate the Feeding Process in Casting to Predict Shrinkage and Porosity Formation," *Modeling of Casting and Welding Processes IV*, Ed. A.F. Giamei y G.J. Abbaschian. Warrendale, P.A.: TMS, pp. 33-42.
- [35] Harvie, D.J.E. y Fletcher, D.F., 2000, "A New Volume of Fluid Advection Algorithm: the Stream Scheme," *Journal of Computational Physics*, **162**, pp. 1-32.
- [36] Hernández, J., López, J. y Faura, F., 2001, "Influence of Unsteady Effects on Air Venting in Pressure Die Casting," *ASME Journal of Fluids Engineering*, **123**(4), pp. 884-892.

- [37] Hirt, C.W. y Nichols, B.D., 1981, "Volume of Fluid (VOF) Method for the Dynamics of Free Boundaries," *J. Comput. Phys.*, v 39, pp. 201-225.
- [38] Hirt, C.W., 1991, "A Flow-3d Study of the Importance of Fluid Momentum Mold Filling," *Numerical Simulation of Casting Solidification in Automotive Applications*, ed. Kim y Kim. Warrendale, P.A.: TMS, pp. 173-188.
- [39] Hwang, W.S. y Stoehr, R.A., 1983, "Fluid Flow Modeling for Computer-Aided Design of Castings," *J. Met.* v 35, octubre, pp. 22-30.
- [40] Hwang, W.S. y Stoehr, R.A., 1988, "Modeling of Fluid Flow," *ASM Metals Handbook*, novena edición, v 15, pp. 867-876.
- [41] Johnson, S.B. y Lopez, C.R., 1969, *American Foundrymen's Society Transactions*, 77, pp. 360-367.
- [42] Kalpakjian, S., 1995, *Manufacturing Engineering and Technology*, Addison Wesley, New York.
- [43] Karni, Y., 1991, "Venting Design in Die Casting: An Analytical Approach," *NADCA Congress and Exposition*, Detroit, MI, G-T91-OC2.
- [44] Kim, C. y Kim, C-W., 1991, *Numerical Simulation of Casting Solidification in Automotive Applications*, TMS, Warrendale, Pennsylvania.
- [45] Kimio, K. y Pehlke, R.D., 1985, "Mathematical Modeling of Porosity Formation in Solidification," *Met. Trans.* 16B, junio, pp. 359-366.
- [46] Koster W. y Goehring, K., 1941, *Giesserei*, 28, (26), 521.
- [47] Kuo J.H. y Hwang W.S., 1998, "Flow Pattern Simulation in Shot Sleeve During Injection of Diecasting," *American Foundrymen's Society Transactions*, v 63, pp. 497-503.
- [48] Lewis R.W., Morgan, K., Thomas, H.R. y Seetharamu, K.N., 1996, *The Finite Element Method in Heat Transfer Analysis*, John Wiley & Sons, Chichester.
- [49] Lindberg, B., Hansen, P.N. y Hansen, S.F., 1991, "High Speed Filming of Mold Filling Process of Al Alloys in High Pressure Die Casting," *Modeling of Casting, Welding and Advanced Solidification Processes V*, ed. M. Rappaz, M.R. Özgü y K.W. Mahin. Warrendale, PA: TMS, pp. 763-769.

- [50] Lindsey, D. y Wallace, J.F., 1972, "Effect of Vent Size and Design, Lubrication Practice, Metal Degassing, Die Texturing and Filling of Shot Sleeve on Die Casting Soundness," *Transactions of 7th SDCE International Die Casting Congress and Exposition*, Chicago, USA, paper 10372, 1-15.
- [51] Lismont, H., et al., 1990, "PreCoCast and Cobapress," Seminar Aluminium mould castings using innovative technology, Meschede.
- [52] López, J., Hernández, J., Faura, F. y Trapaga, G., 2000, "Shot Sleeve Wave Dynamics in the Slow Phase of Die Casting Injection," *ASME Journal of Fluids Engineering*, **122**(2), pp. 349-356.
- [53] López, J., Franco, P., Faura, F. y Hernández, J., 2000, "Análisis Numérico del Atrapamiento de Aire en el Proceso de Fundición por Inyección a Alta Presión de una Placa de Aluminio," *Anales de Ingeniería Mecánica*, **13**(3), pp. 2101-2112.
- [54] López, J., Hernández, J., Faura, F. y Gómez, P., 2002, "Un Método de Tipo VOF para el Tratamiento de Superficies Libres. Aplicación al Llenado de Moldes," *V Congreso de Métodos Numéricos en la Ingeniería*. Madrid.
- [55] López, J., Hernández, J., Gómez, P. y Faura, F., 2004, "A Volume of Fluid Method Based on Multidimensional Advection and Spline Interface Reconstruction," *Journal of Computational Physics*, **195**, pp. 718-742.
- [56] Niyama, E., Uchida, T., Morikawa, M. y Saito, S., 1982, "A Method of Shrinkage Prediction and Its Application to Steel Casting Practice," *AFS Int. Cast Metals Inst. Jnl.*, **7**, pp. 52-63.
- [57] Ohnaka, I., 1993, "Modeling of Fluid Flow and Solidification in Casting," *Modeling of Casting, Welding and Advanced Solidification Processes VI*, ed. T.S. Piwonka, V. Voller y L. Katgerman. Warrendale, PA: TMS, pp. 337-348.
- [58] Ostermann, F. et al., 1993, *Aluminium Materials Technology for Automobile Construction*, Mechanical Engineering Publication Limited, London, U.K.
- [59] Pellini, W.S., 1953, "Factors Which Determine Riser Adequacy and Feeding Range," *American Foundrymen's Society Transactions*, **61**, pp. 61-80.

- [60] Piwonka, T.S. y Flemings, M.C., 1966, "Pore Formation in Solidification," *Trans. Met. Soc. of AIME*, 236, agosto, pp. 1157-1165.
- [61] Poirier, D.R., Yeum, K. y Maples, A.L., 1987, "A Thermodynamic Prediction For Microporosity Formation in Aluminum-Rich Al-Cu Alloys," *Met. Trans.*, 18, noviembre, pp. 1979-1987.
- [62] Poirier, D.R. y Poirier, E.J., 1994, *Heat Transfer Fundamentals for Metal Casting*, TMS, Warrendale, Pennsylvania.
- [63] Pokorny, H.H., 1966, "Balancing," *Transactions*, Society of Die Casting Engineers, Paper 52.
- [64] Portevin, A. y Bastien, P., 1934, "Fluidity of Ternary Alloys," *J. Inst. Metals*, 54, 45.
- [65] Press, W.H., Teukolsky, S.A., Vetterling, W.T. y Flannery, B.P., 1986, *Numerical Recipes in Fortran*, Cambridge.
- [66] Puckett, E.G., 1991, "A Volume of Fluid Interface Tracking Algorithm with Applications to Computing Shock wave Rarefaction," *Proceedings of the 4th International Symposium on Computational Fluid Dynamics*, pp. 933-938.
- [67] Rearwin, E.W., 1960, "Gating of Aluminium Diecasting," *Foundry*, Noviembre, pp. 106.
- [68] Rider, W.J. y Kothe, D.B., 1995, *Stretching and Tearing Interface Tracking Methods*. Technical Report AIAA 95-1717, AIAA.
- [69] Rider, W.J. y Kothe, D.B., 1998, "Reconstructing Volume Tracking," *Journal of Computational Physics*, 24, pp. 112-152.
- [70] Sachs, B., 1952, "An Analytical Study of the Die Casting Process," PhD thesis, Columbia University.
- [71] Scardovelli, R. y Zaleski, S., 1999, "Direct Numerical Simulation of Free-Surface and Interfacial Flow," *Annual Review of Fluid Mechanics*, 31, pp. 567- 603.
- [72] Schwartz, C., 1933, *Z. Angew. Math. Mech.*, 13, p. 202.
- [73] Schey, J.A., 1977, *Introduction to Manufacturing Processes*, McGraw-Hill, Boston.

- [74] Siau, T.H. y Davis, A.J., 1979, "Flow Analysis in Tapered Runners," *Transactions, Society of Die Casting Engineers*, Paper G-T79-052.
- [75] Street, A.C., 1977, *The Diecasting Book*, Portcullis Press, Surrey, England.
- [77] Szekely, J. y Themelis, N.J., 1971, *Rate Phenomena in Process Metallurgy*, John Wiley & Sons, New York.
- [77] Szekely, J. y Themelis, N.J., 1971, *Rate Phenomena in Process Metallurgy*, John Wiley & Sons, New York.
- [78] Szekely, J., 1979, *Fluid Flow Phenomena in Metals Processing*, Academic Press, New York.
- [79] Taylor, H.F., Flemings, M.C. y Wulff, J., 1959, *Foundry Engineering*, John Wiley & Sons, New York.
- [80] Taylor, C. y Hughes, T.G., 1981, *Finite element programming of Navier-Stokes equations*, Pineridge Press, Swansea.
- [81] Thome, M.C. y Brevick, J.R., 1993, "Modeling Fluid Flow in Horizontal Cold Chamber Die Casting Shot Sleeves," *American Foundrymen's Society Transactions*, 101, pp. 343-348.
- [82] Thome, M.C. y Brevick, J.R., 1995, "Optimal Slow Shot Velocity Profiles for Cold Chamber Die Casting," *NADCA Congress and Exposition*, Indianapolis, paper T95-024.
- [83] Thukkaram, P., 1972, "Factors Controlling Design of Runners, Gates, Overflows and Vents in Die Casting Dies," *Transactions, Society of Die Casting Engineers*, Paper 10172.
- [84] Tsai, W. y Yue, D., 1996, "Computation of Non-Linear Free-Surface Flows," *Annual Review of Fluid Mechanics*, 28, pp. 247-278.
- [85] Veinik, A.I., 1962, *Theory of Special Casting Method*, ASME, New York.
- [86] Veinik, A.I., 1966, "Thermodynamic Factors in Metal Injection: Effect of Friction on Gas Content and Quality," *Transactions of the 4<sup>th</sup> SDCE International Die Casting Exposition & Congress*, Cleveland, Ohio, 103.

- [87] Wang, C.M., 1990, "Computer Modeling of Fluid Flow and Heat Transfer in Metal Castings," PhD thesis, University of Pittsburgn.
- [88] Webster P.D., 1964, *British Foundryman*, 57, pp. 520-523.
- [89] Webster P.D., 1967, *British Foundryman*, 60, pp. 314-319.
- [90] Welch, J.E., Harlow, F.H., Shanon, P.J. y Dally, B.T., 1965, "The MAC Method -A Computing Technique for Solving Viscous, Incompressible, Transient Fluid Flow Problems Involving Free Surfaces," Technical Report LA-3425, Los Alamos Scientific Laboratory.
- [91] Youngs, D.L., 1984, *An Interface Tracking Method for a 3D Eulerian Hydrodynamics Code*. Technical Report 44/92/35, AWRE.

## **Parte IV**

# **Pruebas de Evaluación de Procesos Convencionales de Fabricación**

# CAPÍTULO 18

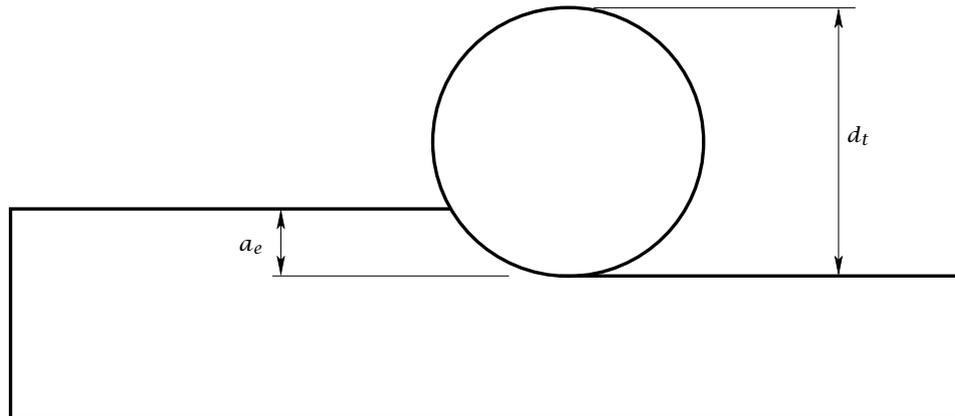
---

## Pruebas de evaluación de mecanizado

---

### 18.1 CUESTIONES

1. Dibuja una herramienta monofilo indicando los elementos fundamentales que la forman.
2. Indicar al menos 3 máquinas que utilicen herramientas de un solo filo y 2 con herramientas de filo múltiple.
3. Haz una breve clasificación de los principales materiales de corte en función de su resistencia al desgaste y tenacidad.
4. ¿Qué relación existe entre el espesor de viruta indeformada  $a_c$  y el avance por vuelta  $f$  de una herramienta con ángulo de inclinación del filo principal  $K_r$  en un proceso de torneado convencional?
5. En una operación de limado, en la que el corte es ortogonal, el avance por pasada es  $f$  y la profundidad de corte  $p$ , se utiliza una herramienta de corte con ángulo del filo de corte principal  $K_r$ . Determínese el espesor de viruta indeformada, el ancho de corte y el caudal de viruta cortada cuando se utiliza una velocidad de corte  $v_c$ .
6. Calcula los espesores máximo y medio de viruta en una operación de fresado cilíndrico como la mostrada en la figura en la que el avance por filo es  $f/N$ , siendo  $N$  el número de filos de la fresa.



7. En una operación de cilindrado en pasada única sobre una pieza de longitud  $l_w$  y diámetro  $d_p$ , se emplea un avance  $f$ , profundidad de corte  $a_p$  y velocidad del husillo principal  $n_w$ . Determinése:
  - a) El tiempo de mecanizado.
  - b) Velocidad de corte.
  - c) Caudal de viruta cortada.
8. En un proceso de corte ortogonal se emplea una herramienta con ángulo de inclinación normal efectivo  $\gamma$ . Si se conocen los espesores de viruta  $a_0$ , deformada, y  $a_c$ , sin deformar, determinése el ángulo de cizalladura  $\phi$ .
9. Obtener el valor medio del espesor de viruta indeformada que se debería utilizar en un modelo de corte ortogonal para una operación de fresado cilíndrico.
10. Obtener el valor medio del espesor de viruta indeformada que se debería utilizar en un modelo de corte ortogonal para una operación de fresado frontal.
11. En una operación de taladrado se utiliza una herramienta con 3 filos de corte, que se desarrollan a lo largo del cuerpo de la broca con un ángulo de hélice  $\alpha$ . El ángulo de posición principal de cada filo de corte es igual a  $K_r$ . Se ha comprobado que la razón de corte en este proceso resulta igual a  $1/4$ . Si se utiliza un avance  $f$  por cada vuelta de la broca y se aplica la teoría de corte de Ernst-Merchant, determinése el ángulo medio de fricción aparente  $\beta$  y el espesor de viruta deformada  $a_0$ .
12. En una operación de fresado cilíndrico, se utiliza una fresa de  $N$  dientes rectos y diámetro  $d_t$ , avance por vuelta  $f$  y profundidad de corte  $a_e$ . Obténgase el espesor

de viruta promedio y máximo en esta operación.

13. Calcula el caudal de viruta en un proceso de cilindrado con velocidad de corte, avance y profundidad de corte igual a  $v_c$ ,  $f$  y  $p$ , respectivamente. Obténgase también la fuerza de corte  $F_c$  necesaria para cortar el material de una pieza con energía específica de corte igual a  $P_s$ .
14. Indíquense qué características principales diferencian a una operación de limado y a otra de cepillado. Determínese la geometría de la sección de viruta indeformada en función del ángulo del filo de corte principal,  $k_r$ , de la herramienta y de los parámetros del proceso de corte (profundidad  $p$  y avance  $f$  de corte).
15. Expresa las relaciones analíticas de las teorías de corte ortogonal de Ernst-Merchant y Lee-Shaffer. Teniendo en cuenta que la razón de corte en una operación de mecanizado es  $r_c = 1/3$ , determínese el ángulo de desprendimiento  $\gamma$  necesario para que ambas teorías coincidan.
16. Establece las distintas componentes de las fuerzas en el corte ortogonal y la relación geométrica que existe entre ellas.
17. Dibuja las componentes principales de la fuerza en un modelo de corte ortogonal y los ángulos que forman entre ellas. Deduce una expresión que relacione la resistencia a la cizalladura del material  $\tau_s$  con las componentes  $F_c$  (fuerza de corte) y  $F_t$  (fuerza de empuje), el ángulo de cizalladura  $\phi$  y el área  $A_c$  de la sección de viruta indeformada.
18. En una operación de corte ortogonal, indíquese que efecto produce sobre el ángulo de cizalladura  $\phi$  y la fuerza de corte un incremento del ángulo de desprendimiento  $\gamma$ , suponiendo que el ángulo medio de fricción  $\beta$  permanece constante. Razone la respuesta.
19. En una operación de corte ortogonal, ¿cómo influye un incremento del ángulo medio de fricción en la fuerza de corte si se mantiene constante el ángulo de desprendimiento? Razona la respuesta.
20. En una operación de cilindrado, en la que el corte es ortogonal y el avance por vuelta es  $f$ , se utiliza una herramienta de corte con ángulo del filo de corte principal  $K_r$

y ángulo de desprendimiento  $\gamma$ . Conociendo el espesor de viruta deformada  $a_0$ , se pide deducir analíticamente el ángulo del plano de deslizamiento  $\phi$ .

21. Comenta brevemente cómo se ve afectada la fuerza de corte en las siguientes situaciones en una operación de corte ortogonal:
- a) Un aumento del ángulo de desprendimiento manteniendo constante el ángulo medio de fricción.
  - b) Un aumento del ángulo medio de fricción manteniendo constante el ángulo de desprendimiento.

Justifique la respuesta.

22. Haz un esquema con la distribución de esfuerzos normales y cortantes a lo largo de la cara de desprendimiento de una herramienta de corte e identifica las dos zonas de esta cara en las que se producen los dos fenómenos de fricción característicos de estos procesos.
23. Justifica mediante el modeo de fricción de Zorev la dependencia que existe entre el ángulo medio de fricción y el ángulo de desprendimiento.
24. Representa esquemáticamente la distribución típica de tensiones cortantes y normales a lo largo de la cara de la herramienta durante un proceso de mecanizado. Qué consecuencias puede tener la distribución de tensiones típica sobre el comportamiento a la fricción en el contacto viruta-cara de la herramienta.
25. ¿De qué modo afecta el ángulo de desprendimiento al ángulo medio de fricción? Razona la respuesta.
26. Cuáles son los principales mecanismos de desgaste de las herramientas de corte. Haz un esquema con las principales zonas de desgaste en las herramientas de corte e indica cuál es el criterio que se utiliza habitualmente en condiciones óptimas de corte para determinar la vida útil de una herramienta.
27. Haz un esquema gráfico en el que se represente la evolución de la franja de desgaste en el flanco de una herramienta de corte cuando se utilizan condiciones óptimas de corte. Marca las zonas características del gráfico indicando los eventos que tienen lugar en cada caso.

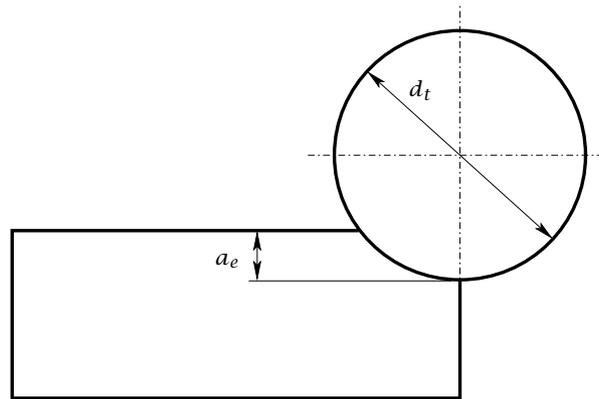
28. Haz un esquema de la curva de evolución en el tiempo de la franja de desgaste en el flanco de la herramienta de corte e identifica los tramos característicos de dicha curva. Indica cómo obtendrías la ecuación de Taylor  $vt^n = C$  si se dispone de las curvas de evolución del desgaste para las velocidades de corte  $v_1$  y  $v_2$ .
29. Indica brevemente cuáles son los criterios de selección del avance en operaciones de corte convencionales.
30. En una operación de cilindrado, se emplea una herramienta de corte con punta en arista viva. Los ángulos del filo de corte principal y secundario son, respectivamente,  $K_r$  y  $K'_r$ . Si se desea obtener un acabado superficial correspondiente a una desviación media aritmética del perfil en la dirección del avance  $R_a$ , determínese el valor del avance por vuelta  $f$  que se debería emplear.
31. ¿Cuál es el criterio de vida de una herramienta de corte que habitualmente se utiliza en condiciones óptimas de corte? Haz un esquema de la curva de evolución en el tiempo de la franja de desgaste en el flanco de la herramienta de corte e identifica los tramos característicos de dicha curva.
32. Con herramientas nuevas de carburo metálico se hicieron dos ensayos obteniendo los siguientes resultados de velocidad de corte y duración de herramienta:

$$v_{c1} = 166 \text{ m/min} \quad t_1 = 5 \text{ min}$$

$$v_{c2} = 100 \text{ m/min} \quad t_2 = 10 \text{ min}$$

Obtégase la ecuación de Taylor correspondiente.

33. Explica de qué modo se podrían aplicar las expresiones de duración óptima de una herramienta de corte continuo con velocidad constante (mínimo coste o máxima producción) a operaciones de corte intermitente.
34. ¿Cómo influye el tiempo no productivo en la velocidad de corte más económica en una operación de mecanizado? Razone la respuesta
35. En una operación de fresado cilíndrico como la mostrada en la figura adjunta, determínese la duración óptima para condiciones de máxima producción conociendo el tiempo de cambio de herramienta  $t_{ch}$  y el exponente  $n$  de la ecuación de Taylor.



## 18.2 EJERCICIOS DE APLICACIÓN PRÁCTICA

### Problemas de mecánica del corte de metales

1. **FEBO2** En un ensayo de corte ortogonal con ángulo de desprendimiento de la herramienta igual a  $5^\circ$ , ancho de corte igual a 2,5 mm y espesor de viruta no deformada de 0,25 mm, el espesor de viruta deformada obtenida fue 1 mm y la fuerza de corte y de empuje medidas fueron iguales y de valor 900 N cada una. Determinése

- el valor del ángulo de cizalladura, y
- la resistencia media a la cizalladura del material.

**Sol:**  $\phi = 14,3^\circ$ ;  $\tau_s = 256,6 \text{ N/mm}^2$ .

2. **JUN05** En un ensayo de corte ortogonal con un ancho de corte igual a 2,5 mm, un espesor de viruta no deformada de 0,25 mm, un espesor de viruta deformada de 0,75 mm y un ángulo de desprendimiento de la herramienta igual a  $5^\circ$ , las fuerzas de corte y de empuje medidas fueron 900 y 450 N, respectivamente. Determinése

- el ángulo medio de fricción en la cara de la herramienta,
- el valor del ángulo de cizalladura, y
- la resistencia media a la cizalladura del material.

**Sol:**  $\beta = 31,56^\circ$ ;  $\phi = 18,9^\circ$ ;  $\tau_s = 365,78 \text{ N/mm}^2$ .

3. **FEB03** En un torno convencional se cilindra una pieza de acero de 191 mm de diámetro. Se utiliza un avance de 0,5 mm/rev, una profundidad de pasada de 5 mm y una herramienta con un ángulo de desprendimiento  $\gamma = 8^\circ$ , imprimiendo a la

pieza un movimiento de corte de 75 rpm. El acero de la pieza presenta una resistencia aparente media a la cizalladura del material  $\tau_s = 479 \text{ N/mm}^2$ . Admitiéndose condiciones de corte ortogonal con razón de corte igual a 1/3, calcúlese:

- a) componentes de la fuerza de corte sobre la herramienta, aplicando el modelo de corte de Ernst-Merchant, y
- b) potencias de corte y avance.

**Sol:**  $F_r = 11190 \text{ N}$ ;  $F_c = 6918,5 \text{ N}$ ;  $F_t = 8795 \text{ N}$ ;  $P_c = 5053,4 \text{ w}$ ;  $P_f = 5,5 \text{ w}$ .

4. **FEB04** En una operación de cilindrado se utilizó una herramienta de corte con ángulo de filo principal igual a  $45^\circ$  y ángulo de inclinación normal efectivo igual a  $5^\circ$ . El avance y la profundidad utilizados fueron respectivamente  $f = 0,2 \text{ mm/vuelta}$  y  $a_p = 2 \text{ mm}$ . Las medidas llevadas a cabo durante la operación proporcionaron un valor del espesor de viruta deformada igual a  $1 \text{ mm}$ , y valores de la fuerza de corte y de empuje iguales a  $900$  y  $450 \text{ N}$ , respectivamente. Determínese

- a) el valor del ángulo de cizalladura  $\phi$ ,
- b) la longitud del plano de cizalladura  $l_s$ ,
- c) el ángulo medio de fricción aparente  $\beta$ , y
- d) la resistencia media a la cizalladura del material  $\tau_s$ .

**Sol:**  $\phi = 8,1^\circ$ ;  $l_s = 1 \text{ mm}$ ;  $\beta = 31,6^\circ$ ;  $\tau_s = 292,2 \text{ N/mm}^2$ .

5. **SEP04** Se cilindra una pieza de acero de  $200 \text{ mm}$  de diámetro en un torno convencional. En esta operación se emplea un avance de  $0,5 \text{ mm/rev}$ , una profundidad de pasada de  $5 \text{ mm}$  y una herramienta con un ángulo de inclinación del filo principal  $k_r = 45^\circ$  y un ángulo de desprendimiento  $\gamma = 9^\circ$ . La velocidad de giro de la pieza es igual a  $100 \text{ rpm}$ . El acero de la pieza presenta una resistencia aparente media a la cizalladura del material  $\tau_s = 500 \text{ N/mm}^2$ . Admitiéndose condiciones de corte ortogonal con razón de corte igual a 1/3 y teniendo en cuenta el modelo de corte de Ernst-Merchant, calcúlese:

- a) ángulo medio de fricción,
- b) componentes de la fuerza resultando sobre la herramienta, y

c) potencias en la dirección principal de corte y de avance.

**Sol:**  $\beta = 60,7$ ;  $F_r = 11610$  N;  $F_c = 7197,2$  N;  $F_t = 9110$  N;  $P_c = 7535,5$  w;  $P_f = 7,6$  w.

6. **FEB05** En una operación de cilindrado sobre un redondo de 72 mm de diámetro, se utiliza una herramienta con ángulo de desprendimiento  $\gamma = 10^\circ$  y ángulo del filo de corte principal  $k_r = 45^\circ$ . La velocidad de corte  $v$  es de 63 m/min, el avance  $f = 0,25$  mm/rev y la profundidad de corte  $p = 1$  mm. Se obtuvo un espesor de viruta deformada  $a_0$  igual a 0,65 mm. El material mecanizado presenta una resistencia de cizalladura  $\tau_s = 60$  daN/mm<sup>2</sup>. Admitiendo la hipótesis de corte ortogonal y el modelo de Ernst-Merchant sobre el plano normal al filo de corte, calcúlese:

a) Fuerza de corte y de empuje.

b) Potencia en kw empleada en el corte del metal comprobando que la parte debida al movimiento de avance se puede considerar despreciable frente a la parte debida al movimiento principal de corte.

**Sol:**  $F_c = 106,7$  daN;  $F_t = 174,8$  daN;  $P_c = 1,1$  kw;  $P_f = 2 \cdot 10^{-3}$  kw;  $P_c \gg P_f$ .

7. **JUN04** En una operación de fresado cilíndrico se realiza una pasada de 2 mm de profundidad con una fresa de 35 mm de diámetro y 4 filos rectos que gira a una velocidad de 280 rpm. Cuando se emplea un avance por filo de 0,013 mm, se obtiene un espesor de viruta deformada medio igual a 0,01 mm y fuerzas de corte  $F_c$  y empuje  $F_t$  iguales a 900 y 450 N, respectivamente. Admitiendo que el ángulo de desprendimiento se puede suponer igual a  $\gamma = 10^\circ$ , calcúlese:

- el valor del ángulo de cizalladura  $\phi$ ,
- el ángulo medio de fricción aparente  $\beta$ , y
- la potencia de corte.

**Sol:**  $\phi = 17,8^\circ$ ;  $\beta = 36,6^\circ$ ;  $P_c = 461,8$  w.

8. **FEB07** En una operación de limado se mecaniza una pieza de 300 mm de longitud y 50 mm de ancho utilizando un avance  $f = 2$  mm/rev y una profundidad de corte  $a_p = 5$  mm. El desplazamiento de la herramienta de corte se ajusta en 350 mm de tal forma que el tiempo total por pasada (carrera activa más retroceso) sea igual a 6 s,

siendo la velocidad de retroceso el triple de la de la carrera activa. La herramienta de corte se posiciona apropiadamente para conseguir un ángulo de desprendimiento de  $10^\circ$ . Después de efectuar una pasada de corte, la viruta deformada presenta una longitud de 100 mm. Teniendo en cuenta que la presión específica de corte de esta operación es igual a  $40 \text{ daN/mm}^2$  y admitiendo como válida la teoría de Ernst-Merchant, calcúlese

- a) la fuerza de corte  $F_c$  y de empuje  $F_t$ ,
- b) la resistencia media aparente a la cizalladura del material  $\tau_s$ , y
- c) la potencia de corte.

**Sol:**  $F_c = 400 \text{ daN}$ ;  $F_t = 504,7 \text{ daN}$ ;  $\tau_s = 6,96 \text{ daN/mm}^2$ ;  $P_c = 311,2 \text{ w}$ .

9. **JUN07** En una operación de corte ortogonal con un ángulo de desprendimiento de la herramienta igual a  $15^\circ$ , ancho de corte igual a 3,0 mm y espesor de viruta no deformada de 0,5 mm, el espesor de viruta deformada obtenida fue 1,5 mm. Durante el proceso de corte se midieron las fuerzas de corte y de empuje resultando valores de 200 y 150 daN, respectivamente. Determinése:

- a) El valor del ángulo de cizalladura.
- b) La resistencia media a la cizalladura del material.
- c) Si la velocidad de corte utilizada es de 2 m/s, obtener el caudal de viruta y la potencia consumida.

**Sol:**  $\phi = 19,4^\circ$ ;  $\tau_s = 30,7 \text{ daN/mm}^2$ ;  $Z_w = 3000 \text{ mm}^3/\text{s}$ ;  $P_c = 4000 \text{ w}$ .

10. **SEPO6** En el cilindrado de una pieza, en el que se utiliza una profundidad de corte de 2 mm y un avance de 0,5 mm/vuelta, se emplea una herramienta con ángulo de corte principal igual a  $45^\circ$  y ángulo de desprendimiento y igual a  $5^\circ$ . Durante el proceso de corte se midieron las fuerzas de corte y de empujen, resultando iguales a 1000 y 750 N, respectivamente, y el espesor de viruta deformada, resultando igual a 1 mm. Considerando que el corte es ortogonal, determinése:

- a) valores del ángulo de cizalladura y del ángulo medio de fricción,
- b) la energía específica de corte, y

c) la resistencia media a la cizalladura del material.

**Sol:**  $\phi = 20^\circ$ ;  $\beta = 41,9^\circ$ ;  $P_s = 1000 \text{ N/mm}^2$ ;  $\tau_s = 233,7 \text{ N/mm}^2$ .

11. **JUN06** En una operación de fresado cilíndrico se mecaniza una pieza de acero de resistencia a la cizalladura del material  $\tau_s = 50 \text{ daN/mm}^2$ . La operación de mecanizado se realiza utilizando los siguientes parámetros de corte:

- velocidad de giro del husillo: 60 rpm,
- profundidad de pasada: 5 mm,
- anchura de corte: 90 mm,
- avance por diente: 0,1 mm.
- diámetro de la fresa: 120 mm.

Teniendo en cuenta la teoría de Ernst-Merchant y que la fuerza resultante media  $F_r$  que cada filo de ejerce sobre el material durante el proceso de corte es igual a 1200 daN, calcúlese:

- a) ángulo de cizalladura,
- b) componentes de la fuerza de corte y empuje.
- c) potencia de corte consumida.

**Sol:**  $\phi = 16,0^\circ$ ;  $F_c = 635,9 \text{ daN}$ ;  $F_t = 1017,7 \text{ daN}$ ;  $P_c = 2397,3 \text{ w}$ .

12. **FEB06** Mediante una operación de taladrado se realiza, en una pieza con resistencia media aparente a la cizalladura  $\tau_s = 50 \text{ daN/mm}^2$ , un orificio de 20 mm de diámetro mediante una broca de dos filos de corte y las siguientes características geométricas:

- ángulo de la punta:  $120^\circ$ , ángulo de hélice:  $20^\circ$  y anchura del filo transversal: 4 mm.

Trabajando con una velocidad de giro de la broca de 100 rpm y un avance de 0,1 mm/rev, se obtiene un espesor de viruta deformada de  $a_0 = 0,2 \text{ mm}$ . Admitiendo el modelo de corte de Ernst-Merchant, se pide:

- a) Fuerza de corte y de empuje.

- b) Potencia de corte consumida.
- c) Componente de la fuerza en la dirección axial de la broca.

**Sol:**  $F_c = 181,6$  daN;  $F_t = 392,4$  daN;  $P_c = 190,2$  w;  $F_{axial} = 679,6$  daN.

13. **FEB08** Se realiza una operación de limado de una pieza de 300 mm de longitud empleando un avance  $f = 2$  mm/pasada y una profundidad de corte  $a_p = 5$  mm. La herramienta de corte se posiciona de tal forma que el ángulo de desprendimiento es igual a  $\gamma = 10^\circ$  y el ángulo del filo de corte principal es  $k_r = 45^\circ$ . Después de efectuar una pasada de corte, la viruta deformada presenta una longitud de 100 mm. Teniendo en cuenta que la presión específica de corte de esta operación es igual a  $40$  daN/mm<sup>2</sup> y admitiendo como válida la teoría de Ernst-Merchant, calcúlese:

- a) Espesor de viruta deformada  $a_0$ .
- b) Fuerza de corte  $F_c$  y de empuje  $F_t$ .
- c) Resistencia media aparente a la cizalladura del material  $\tau_s$ .

**Sol:**  $a_0 = 4,24$  mm;  $F_c = 400$  daN;  $F_t = 504,3$  daN;  $\tau_s = 6,97$  daN/mm<sup>2</sup>.

14. **JUN08** En una operación de corte ortogonal se posiciona una herramienta monofilo con un ángulo de corte principal igual a  $45^\circ$  sobre la pieza. Cuando se utiliza un avance igual a 2 mm/rev, profundidad de corte igual a 2 mm y un ángulo de desprendimiento de  $15^\circ$ , se obtuvo un espesor de viruta deformada igual a 4 mm y las fuerzas de corte y de empuje resultantes fueron de 500 y 750 daN, respectivamente. Determínese:

- a) El valor del ángulo de cizalladura.
- b) La resistencia media a la cizalladura del material.
- c) Si la velocidad de corte utilizada es de 2 m/s, obtener el caudal de viruta y la potencia consumida.

**Sol:**  $\phi = 20,6^\circ$ ;  $\tau_s = 17,95$  daN/mm<sup>2</sup>;  $Z_w = 8 \times 10^{-6}$  m<sup>3</sup>/s;  $P_c = 10$  kw.

15. **SEP08** Se desea realizar una operación de cilindrado sobre una pieza de 80 mm de diámetro utilizando un avance por vuelta y profundidad de corte de 0.5 mm y 1.0 mm, respectivamente. El ángulo del filo de corte principal es igual a  $45^\circ$  y

el ángulo de desprendimiento es igual a  $15^\circ$ . Utilizando una velocidad de rotación de la pieza de 70 rpm, se midieron 2000 y 1500 N de fuerzas de corte y empuje, respectivamente, y se obtuvo un espesor de viruta deformada de 1 mm. Determínese

- a) el ángulo medio de fricción en la cara de la herramienta,
- b) el valor del ángulo de cizalladura,
- c) el caudal de viruta arrancada,
- d) la resistencia media a la cizalladura del material, y
- e) la potencia de corte consumida.

**Sol:**  $\beta = 51,87^\circ$ ;  $\phi = 20,6^\circ$ ;  $Z_w = 144,78 \text{ mm}^3/\text{s}$ ;  $\tau_s = 910,63 \text{ N/mm}^2$ ;  $P_c = 579,1 \text{ w}$ .

16. **FEB09** En una operación de corte ortogonal se utiliza una herramienta con punta en arista viva y ángulo para los filos de corte principal y secundario igual a  $45^\circ$ . Empleando un ángulo de desprendimiento igual a  $10^\circ$ , avance  $f = 2 \text{ mm/rev}$  y profundidad de corte  $p = 3 \text{ mm}$  para esta operación, varias mediciones realizadas sobre la viruta cortada estimaron una razón de corte igual a  $1/3$ . Teniendo en cuenta que la resistencia media aparente a la cizalladura del material es  $\tau_s = 40 \text{ daN/mm}^2$  y admitiendo como válida la teoría de corte de Ernst-Merchant, calcúlese:

- a) Espesores de viruta deformada,  $a_0$ , e indeformada,  $a_c$ , y ángulo  $\phi$  del plano de deslizamiento.
- b) Desviación media geométrica  $R_a$  esperada para el acabado superficial de la pieza fabricada.
- c) Fuerza de corte  $F_c$  y de empuje  $F_t$ .

**Sol:**  $a_0 = 4,24 \text{ mm}$ ;  $a_c = 1,414 \text{ mm}$ ;  $\phi = 19,21^\circ$ ;  $R_a = 0,25 \text{ mm}$ ;  $F_c = 1377,6 \text{ daN}$ ;  $F_t = 1736,9 \text{ daN}$ .

17. **JUN09** En una operación de corte ortogonal se posiciona una herramienta monofilo con un ángulo de corte principal igual a  $45^\circ$  sobre la pieza. Cuando se utiliza un avance igual a  $2 \text{ mm/rev}$ , profundidad de corte igual a  $2 \text{ mm}$  y un ángulo de desprendimiento de  $15^\circ$ , se obtuvo un espesor de viruta deformada igual a  $4 \text{ mm}$  y las fuerzas de corte y de empuje resultantes fueron de  $500$  y  $750 \text{ daN}$ , respectivamente. Determínese:

- a) Valores del ángulo de cizalladura y del ángulo medio de fricción.
- b) La resistencia media a la cizalladura del material y la energía específica de corte.
- c) Teniendo en cuenta la teoría de corte de Ernst-Merchant y que el ángulo medio de fricción se mantiene constante, calcúlese la fuerza de corte teórica y la eficiencia del proceso de corte.

**Sol:**  $\phi = 20,6^\circ$ ;  $\beta = 71,3^\circ$ ;  $\tau_s = 17,95 \text{ daN/mm}^2$ ;  $P_s = 125 \text{ daN/mm}^2$ ;  $F_r^{teo} = 474,11 \text{ daN}$ ;  $\eta = 95\%$ .

18. **SEP09** En una operación de cilindrado en corte ortogonal se pretende mecanizar una pieza de 50 mm de diámetro. Se emplea un avance por vuelta y profundidad de corte de 0,5 mm y 1,0 mm, respectivamente. Utilizando una velocidad de rotación de la pieza de 100 rpm, se midieron 1500 y 800 N de fuerzas de corte y empuje, respectivamente, y se obtuvo un espesor de viruta deformada de 1 mm. Teniendo en cuenta que el ángulo del filo de corte principal es igual a  $45^\circ$  y que el ángulo de desprendimiento es igual a  $15^\circ$ , determínese:

- a) Ángulo medio de fricción en la cara de la herramienta.
- b) Valor del ángulo de cizalladura.
- c) Resistencia media a la cizalladura del material.
- d) Eficiencia del proceso de corte teniendo en cuenta la teoría de corte de Ernst-Merchant.
- e) Potencia de corte consumida.

**Sol:**  $\beta = 43,07^\circ$ ;  $\phi = 20,6^\circ$ ;  $\tau_s = 790,6 \text{ N/mm}^2$ ;  $\eta = 87,8\%$ ;  $P_c = 384,85 \text{ w}$ .

19. **SEP10** En una operación de limado en corte ortogonal se pretende mecanizar una pieza de longitud 100 mm empleando un avance por pasada de 0,5 mm y una profundidad de corte de 1,0 mm. Durante la operación de corte se midieron 1000 y 600 N de fuerzas de corte y empuje, respectivamente, y se obtuvo una longitud de viruta deformada de 30 mm por pasada. El tiempo de mecanizado por pasada es de 2 segundos y la velocidad de retroceso de la herramienta es 3 veces superior a la velocidad de corte. Teniendo en cuenta que el ángulo de desprendimiento es igual a  $15^\circ$ , determínese:

- a) Ángulo medio de fricción en la cara de la herramienta.
- b) Valor del ángulo de cizalladura.
- c) Resistencia media a la cizalladura del material.
- d) Potencia de corte consumida.

**Sol:**  $\beta = 45,96^\circ$ ;  $\phi = 17,4^\circ$ ;  $\tau_s = 463,4 \text{ N/mm}^2$ ;  $P_c = 66,67 \text{ w}$ .

<b>Problemas de economía del corte de metales</b>
---

1. **JUN05** En una pieza de acero, se realiza un ensayo en seco con una herramienta de acero rápido a una velocidad de corte de 80 m/min, obteniéndose una vida para la herramienta de 15 min. Manteniendo constantes todos los parámetros de ensayo y partiendo de una herramienta nueva, para una velocidad de 60 m/min se obtiene un ancho de la franja de desgaste  $VB$  igual a 0,02 mm al cabo de 5 min.
- a) Determínese el valor del desgaste crítico que se ha utilizado para realizar el primer ensayo, suponiendo la variación del desgaste lineal en el tiempo y el parámetro  $n$  de la ecuación de Taylor igual a 0,15.
- b) Teniendo en cuenta la ecuación de Taylor del ensayo anterior y que se mecaniza una pieza de 26 mm de diámetro y 70 mm de longitud, determínese, para los valores que se indican a continuación, el coste y el tiempo de producción por pieza si el mecanizado se realiza según el criterio de mínimo coste.
- avance = 0,3 mm/rev.
  - Tasa horaria = 3 euros/hora.
  - Coste por filo de la herramienta = 2 euros/filo.
  - Tiempo no productivo = 2 min/pieza.
  - Tiempo de reafilado = 10 min/filo.

**Sol:**  $VB_c = 0,41$  mm;  $t_{pr} = 2,37$  min/pieza;  $C_{pr} = 0,12$  euros/pieza.

2. **FEB03** Para las condiciones del ejercicio anterior (**FEB03** de los problemas de mecánica del corte), calcúlese:
- a) el tiempo de producción por pieza, sabiendo que la longitud de la pieza de acero es de 500 mm. Considérese que el tiempo no productivo es despreciable, que el tiempo de cambio de herramienta  $t_{ch} = 25$  s/filo y que la duración de la herramienta,  $t$ , se puede relacionar con la velocidad de corte a través de la relación  $vt^{1/3} = 1$  ( $v$  en m/s;  $t$  en s).
- b) Tiempo de producción correspondiente a las condiciones de máxima producción.

**Sol:**  $t_{pr} = 8593,8$  s/pieza;  $t_{pr} = 33249,1$  s/pieza.

3. **FEB04** Bajo las condiciones de operación del ejercicio anterior (**FEB04** de los problemas de mecánica del corte) se mecaniza una pieza de 80 mm de diámetro y 150 mm de longitud. Se sabe que si se mecaniza a una velocidad de corte igual a 250 m/min, la vida de la herramienta es 2 min, mientras que si se mecaniza a una velocidad igual a 200 m/min, la vida de la herramienta llega a ser igual a 4,2 min. Para la máquina empleada, la suma de los gastos de mano de obra directa más los gastos generales asociados ascienden a 12,5 euros/hora, y por otro lado, los gastos de amortización más los gastos generales asociados a ella son igual a 6 euros/hora. El tiempo de cambio de herramienta es 0,5 min, y el coste de cada herramienta es de 0,45 euros. El tiempo no productivo es de 0,4 min por pieza. Calcúlese para condiciones de mínimo coste:

- a) Velocidad de corte.
- b) Tiempo de producción por pieza.
- c) Coste de producción por pieza.

**Sol:**  $v_{mc} = 195,1$  m/min;  $t_{pr} = 1,47$  min/pieza;  $C_{pr} = 0,55$  euros/pieza.

4. **FEB05** Se pretende cilindrar un lote de piezas de 254 mm de diámetro y 750 mm de longitud en una sola pasada con un avance  $f$  igual a 0,13 mm/rev. Se realizan diversos ensayos previos observando que cuando se utiliza un velocidad del cabezal del torno  $n = 100$  rpm se consiguen mecanizar 9 piezas con una sola herramienta, mientras que cuando  $n = 125$  rpm sólo se consiguen fabricar 3 piezas. Teniendo en cuenta que la tasa horaria  $M = 0,2$  euros/min, el coste de herramienta  $C_h = 0,2$  euros/filo y el tiempo de reposición de herramienta  $t_{ch} = 1$  min/filo, determínese

- a) la velocidad del cabezal del torno para condiciones de mínimo coste, y
- b) el número de piezas que una herramienta nueva puede conseguir fabricar en las condiciones del apartado anterior.

**Sol:**  $n_{mc} = 194,5$  rpm; 0,33 piezas.

5. **JUN04** Se han realizado dos ensayos de cilindrado usando dos herramientas del mismo material. Las condiciones de corte y vida de las herramientas para un valor del ancho de la zona de desgaste  $VB$  igual a 0,3 mm son las siguientes:

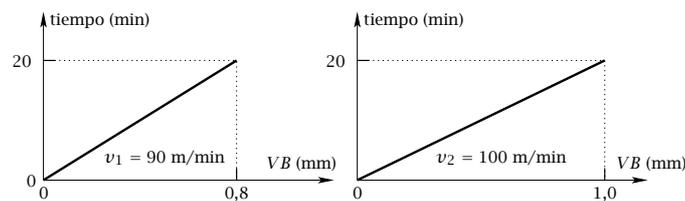
Ensayo	$v_c$ (m/min)	$t$ (min)
1	300	1
2	250	2

Teniendo en cuenta que la variación de  $VB$  con el tiempo de mecanizado es aproximadamente lineal, obténgase:

- Valor de  $n$  y  $C$  de la ecuación de vida de la herramienta de Taylor.
- Vida esperada de la herramienta cuando se utiliza una velocidad de corte de 100 m/min y un criterio de vida de herramienta de  $VB = 0,25$  mm.
- Considerando la ecuación de vida del primer apartado, calcúlense las condiciones óptimas de corte para los criterios de máximo producción y mínimo coste teniendo en cuenta que el tiempo de cambio de herramienta es igual a 5 min/filo, el coste por herramienta es igual a 0,5 euros/filo y la tasa horaria es 2 euros/hora.

**Sol:**  $n = 0,263$ ;  $C = 300$  para  $v$  en m/min y  $t$  en min;  $t_{v=100} = 54,3$  min;  $v_{mc} = 104,1$  m/min;  $v_{mp} = 150$  m/min.

6. **FEB07** Sobre la misma operación del ejercicio anterior (problema **FEB07** de la sección de mecánica del corte) se realizan dos ensayos con dos herramientas de corte nuevas y dos velocidades de corte distintas manteniendo los parámetros restantes invariables. La variación del ancho de la franja de desgaste  $VB$  obtenida en función del tiempo se muestra, para cada velocidad, en la siguiente figura.



Si se adopta como criterio de fin de vida de la herramienta el correspondiente a un valor  $VB$  igual a 0,750 mm, determínese

- a) Vida de la herramienta cuando se trabaja en condiciones análogas a las del ensayo con una velocidad de corte de 30 m/min.

- b) Vida de la herramienta y velocidad de corte para condiciones óptimas de mínimo coste teniendo en cuenta que el tiempo de reposición por filo de la herramienta es igual a  $t_{ch} = 15$  min/filo, el coste por filo es igual a  $C_h = 0,25$  euros/filo y la tasa horaria es igual a  $M = 20$  euros/hora.
- c) Tiempo de producción por pieza para las condiciones de mínimo coste suponiendo despreciables los tiempos no productivos.

**Sol:**  $t = 194,2$  min;  $t_{mc} = 11,4$  min;  $v_{mc} = 113,9$  m/min;  $t_{pr} = 0,19$  min/pieza.

7. **JUN07** En una operación de cepillado en la que la velocidad de retroceso es tres veces superior a la velocidad de corte, se mecaniza una pieza de acero. Las características del proceso son las siguientes:

- avance: 0,4 mm/pasada,
- ancho de la pieza: 80 mm,
- longitud de la pieza: 150 mm,
- tasa horaria: 4,5 euros/hora,
- coste de la herramienta: 0,9 euros/filo,
- tiempo de reposición del filo de corte: 4 min/filo,
- tiempo no productivo: 5 min/pieza,
- constantes  $C$  y  $n$  de la ecuación de Taylor: 123 y 0,15, respectivamente (velocidad en m/min y duración en min).

Teniendo en cuenta el criterio de mínimo coste y que la carrera activa es aproximadamente igual a la longitud de la pieza, obtener:

- a) velocidad de corte,
- b) número de piezas construidas en la vida de la herramienta, y
- c) tiempo y coste por pieza.

**Sol:**  $v_{mc} = 65,3$  m/min; 147,8 piezas;  $t_{pr} = 5,6$  min/pieza;  $C_{pr} = 0,43$  euros/pieza.

8. **SEP06** Se va a desbastar en pasada única un lote de 10000 piezas desde un diámetro de 100 mm hasta 90 mm en una longitud de 300 mm. Para ello se utiliza un torno con una velocidad de avance de 0,25 mm/rev. La ecuación de Taylor para la combinación herramienta-pieza se definió experimentalmente como  $vt^{0,25} = 28$  ( $v$  en m/s y  $t$  en s). Si el coste por filo de corte es igual a 2 euros, el tiempo de reposición por

filo es igual a 1 min, la tasa horaria del proceso es igual a 30 euros/hora y el tiempo no productivo es igual a 2 min/pieza, calcúlese:

- a) vida de la herramienta y velocidad de corte correspondiente para condiciones de máxima producción,
- b) tiempo total de producción, y
- c) coste total de producción.

**Sol:**  $t_{mp} = 3$  min;  $v_{mp} = 7,64 \times 10^3$  mm/s;  $t_{total} = 50,7$  horas;  $C_{total} = 2040$  euros.

9. **JUN06** Para efectuar una operación de cilindrado en una pieza de acero se emplea una herramienta de acero rápido con los siguientes datos:

- Avance  $f = 0,4$  mm/rev
- Profundidad de corte: 2 mm
- Diámetro de la pieza: 80 mm
- Longitud de la pieza: 150 mm
- Tasa horaria de la máquina: 4,5 euros/hora
- Coste de la herramienta: 0,9 euros/filo
- Tiempo de reposición del filo: 4 min/filo
- Tiempo no productivo: 5 min/pieza
- Ecuación de vida de la hta.:  $vt^{0,3} = 150$  ( $t$  min;  $v$  m/min)

Calcular, utilizando el criterio de mínimo coste, los siguientes parámetros:

- a) Duración de la herramienta y velocidad óptima de corte.
- b) Número de piezas construidas en la vida de la herramienta.
- c) Caudal de viruta cortada.
- d) Tiempo y coste de producción por pieza.

**Sol:**  $t_{mc} = 37,3$  min;  $v_{mc} = 50,65$  m/min; 20,7 piezas;  $Z_w = 40520$  mm<sup>3</sup>/min;  $t_{pr} = 7$  min/pieza;  $C_{pr} = 0,57$  euros/pieza.

10. **JUN08** En una operación de cilindrado sobre una pieza de 50 mm de diámetro y 150 mm de longitud, se utiliza una herramienta de corte con ángulos de corte principal y secundario iguales ambos a  $45^\circ$ . Se realiza una única pasada con profundidad de corte igual a 2 mm. Teniendo en cuenta los siguientes datos:

- tiempo no productivo: 2 min/pieza,
- tiempo de cambio de herramienta: 1 min/filo,
- coste de herramienta por filo: 1 euro/filo,
- tasa horaria: 20 euros/hora,
- ecuación de Taylor:  $vt^{0,3} = 150$  con  $v$  en m/min y  $t$  en min,

determinése:

- a) Avance óptimo que ha de utilizarse para conseguir un acabado superficial  $R_a$  igual a  $10 \mu\text{m}$ .
- b) Velocidad óptima de corte para condiciones de máxima producción.
- c) Tiempo y coste de producción por pieza.

**Sol:**  $f = 0,08$  mm/rev.;  $v_{mp} = 116,33$  m/min;  $t_{pr} = 5,47$  min/pieza;  $C_{pr} = 2,86$  euros/pieza.

11. **SEP08** Se va a fabricar un lote de piezas de 20 mm de diámetro y 75 mm de longitud en una sola pasada con un avance  $f$  igual a 0,25 mm/rev. Se realizan diversos ensayos previos observando que cuando se utiliza un velocidad del cabezal del torno  $n = 100$  rpm se consiguen mecanizar 10 piezas con una sola herramienta, mientras que cuando  $n = 150$  rpm sólo se consiguen fabricar 2 piezas. Teniendo en cuenta que la tasa horaria  $M = 0,2$  euros/min., el coste de herramienta  $C_h = 0,2$  euros y el tiempo de reposición de herramienta  $t_{ch} = 1$  min., determinése

- a) la velocidad del cabezal del torno para condiciones de mínimo coste y el número de piezas que una herramienta nueva puede conseguir fabricar,
- b) tiempo de producción por pieza (supónganse los tiempos no productivos despreciables), y
- c) coste de producción por pieza.

**Sol:**  $n_{mc} = 130,26$  rpm; num. piezas = 3,5 piezas;  $t_{pr} = 2,6$  min/pieza;  $C_{pr} = 0,58$  euros/pieza.

12. **FEBO9** En una operación de cilindrado de una pieza de acero de 100 mm de diámetro y 200 mm de longitud se emplea una herramienta de acero rápido con ecuación de vida  $vt^{0,15} = 100$  ( $v$  en m/min y  $t$  en min). Si se emplea un avance  $f$  igual a 0,5 mm/rev y profundidad de corte  $p$  igual a 2 mm, y teniendo en cuenta los datos económicos que se indican a continuación:

- coste horario máquina-operario: 4,0 Euros/hora,
- coste de la herramienta: 1,0 Euros/filo,
- tiempo de reposición del filo de corte: 5 min,
- tiempo no productivo: 2 min/pieza,

calcúlese para condiciones de coste mínimo:

- a) número de piezas construidas en la vida de la herramienta,
- b) tiempo de producción por pieza, y
- c) coste por pieza.

**Sol:** Num. piezas = 45,3 piezas;  $t_{pr} = 4,6$  min/pieza;  $C_{pr} = 0,33$  euros/pieza.

13. **SEP09** En una operación de cilindrado se pretende mecanizar un lote de 1000 piezas de 75 mm de diámetro inicial y 500 mm de longitud. Para realizar dicha operación se emplean herramientas monofilo que satisfacen la siguiente relación entre la vida de la herramienta  $t$  (min) y la velocidad de corte  $v$  (m/min):  $vt^{2/3} = K$ . Para una velocidad de 10 m/min, la duración de una herramienta nueva fué de 1 min hasta alcanzar el ancho máximo admisible de la franja de desgaste. Sabiendo que el tiempo no productivo es despreciable, que el tiempo de cambio de herramienta  $t_{ch}$  es igual a 0,5 euros/filo, que el avance y profundidad de corte son igual a 0,15 mm/rev y 5 mm, respectivamente, que el coste total horario es igual a 3 euros/hora y que el coste de herramienta es igual a 0,5 min/filo, calcúlese para las condiciones de máxima producción:

- a) velocidad de giro del cabezal de la máquina,
- b) el tiempo de producción por lote, y

c) el coste de producción correspondiente.

**Sol:**  $n_{mp} = 114,6$  rpm;  $t_{pr} = 1454,4$  horas;  $C_{pr} = 62543$  euros.

14. **FEB10** En una operación de cilindrado de una pieza de acero de 100 mm de diámetro y 200 mm de longitud se emplea una herramienta de acero rápido con ecuación de vida  $vt^{0,15} = 100$  ( $v$  en m/min y  $t$  en min). Si se emplea un avance  $f$  igual a 0,5 mm/rev y profundidad de corte  $p$  igual a 2 mm, y teniendo en cuenta los datos económicos que se indican a continuación:

- coste horario máquina-operario: 4,0 Euros/hora,
- coste de la herramienta: 1,0 Euros/filo,
- tiempo de reposición del filo de corte: 5 min,
- tiempo no productivo: 2 min/pieza,

calcúlese para condiciones de coste mínimo:

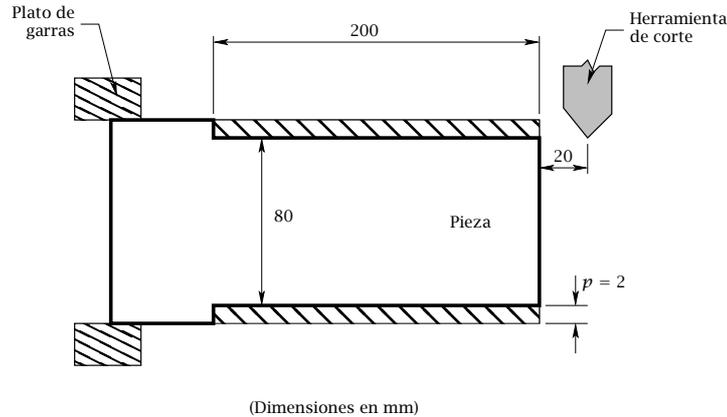
- a) número de piezas construidas en la vida de la herramienta,
- b) tiempo de producción por pieza, y
- c) coste por pieza.

**Sol:** Num. piezas = 45,3 piezas;  $t_{pr} = 4,6$  min/pieza;  $C_{pr} = 0,33$  euros/pieza.

15. **SEP10** Se pretende realizar una operación de cilindrado como la mostrada en la figura. Se emplean herramientas monofilo que satisfacen la siguiente relación entre la vida de la herramienta  $t$  (min) y la velocidad de corte  $v$  (m/min):  $vt^{1/3} = K$ . Para una velocidad de 100 m/min, la duración de una herramienta nueva fué de 1 min hasta alcanzar el ancho máximo admisible de la franja de desgaste. Sabiendo que el tiempo no productivo es despreciable, que el tiempo de cambio de herramienta  $t_{ch}$  es igual a 0,5 min/filo, que el avance y profundidad de corte son igual a 0,15 mm/rev y 2 mm, respectivamente, que el coste total horario es igual a 3 euros/hora y que el coste de herramienta es igual a 0,5 euros/filo, calcúlese para las condiciones de máxima producción:

- a) velocidad de giro del cabezal de la máquina,
- b) el tiempo de producción por pieza, y

c) el coste de producción correspondiente.



**Sol:**  $n_{mp} = 400,6$  rpm;  $t_{pr} = 5,3$  min/pieza;  $C_{pr} = 1,93$  euros/pieza.

16. **FEB11** Se debe mecanizar un lote de 1000 piezas de 150 mm de diámetro y 250 mm de longitud en una sola pasada con un avance  $f$  igual a 0,13 mm/rev y profundidad de corte de 2 mm. Se realizan diversos ensayos previos observando que cuando se utiliza un velocidad del cabezal del torno  $n = 100$  rpm se consiguen mecanizar 6 piezas con una sola herramienta, mientras que cuando  $n = 150$  rpm sólo se consiguen fabricar 3 piezas. Teniendo en cuenta que la tasa horaria es  $M = 0,5$  euros/min, el coste de herramienta  $C_h = 0,3$  euros/filo y el tiempo de reposición de herramienta  $t_{ch} = 1$  min/filo, determínese

- la velocidad del cabezal del torno para condiciones de mínimo coste,
- número de herramientas necesarias para fabricar todo el lote, y
- el tiempo y coste de producción de todo el lote (considérense los tiempos no productivos despreciables).

**Sol:**  $n_{mc} = 329,4$  rpm; Num. herramientas = 1280,2 herramientas;  $t_{pr} = 4782,02$  min;  $C_{pr} = 2775,01$  euros.

# CAPÍTULO 19

---

## Pruebas de evaluación de conformación plástica

---

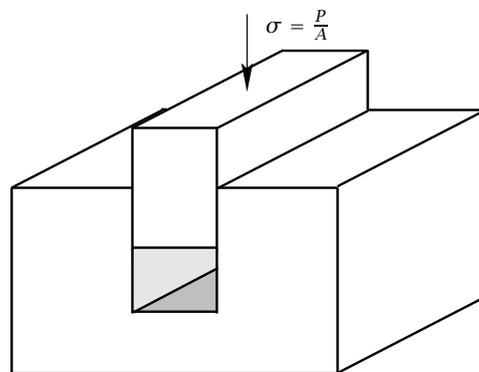
### 19.1 CUESTIONES

1. Demuestra que en el punto de carga máxima de una curva tensión real  $\sigma$  y deformación logarítmica  $\epsilon$  obtenida en un ensayo de tracción simple uniaxial se debe cumplir la relación:

$$\frac{d\sigma}{d\epsilon} = \sigma.$$

2. ¿Que relación debe existir entre la tensión real  $\sigma$  y la deformación logarítmica  $\epsilon$  obtenida en un ensayo de tracción uniaxial justo en el momento en el que se inicia la deformación inestable de la probeta?
3. ¿Qué inconveniente presenta el ensayo simple de tracción uniaxial para obtener las propiedades mecánicas de un material para el estudio de los procesos de deformación plástica.? Si el resultado del ensayo de tracción se representa en un diagrama tensión real-deformación logarítmica, de qué modo identificarías el punto de inestabilidad o de inicio de extricción de la probeta.
4. Si el resultado del ensayo de tracción se representa en un diagrama tensión real-deformación logarítmica, de qué modo identificarías el punto de inestabilidad o de inicio de extricción de la probeta.
5. Teniendo en cuenta el criterio de fluencia de von-Mises, deducir la relación existente entre los límites de fluencia  $Y$ ,  $K$  y  $S$  de un mismo material obtenidos, respectivamente, en los ensayos de tracción uniaxial, torsión y deformación plana.

6. ¿Qué relación debe existir entre la tensión de fluencia  $Y$  obtenida en un ensayo de tracción simple y la tensión de fluencia  $S$  obtenida en un ensayo de deformación plana?. Téngase en cuenta el criterio de fluencia de von-Mises.
7. Considerando el criterio de fluencia de Tresca, determínese la relación entre la tensión de fluencia  $Y$  obtenida en un ensayo de tracción simple y la tensión de fluencia  $S$  obtenida en un ensayo de deformación plana.
8. Determínense las tensiones necesarias para deformar plásticamente el material de la figura y representense dichas tensiones en el círculo de Mohr correspondiente. Considérese el criterio de fluencia de von-Mises y que el material presenta una tensión de fluencia por tracción  $Y$  constante durante todo el proceso.



9. Haz una clasificación de los principales procesos de conformación plástica que conozcas incluyéndolos dentro de dos grandes grupos: procesos de conformación volumétrica y procesos de conformación de chapa.
10. Indica cuáles son las principales características que diferencian los procesos de conformación volumétrica de los procesos de conformación de chapa.
11. Indíquese las diferencias fundamentales entre los procesos de extrusión directa e inversa y enumera las aplicaciones más importantes de cada proceso.
12. Enumera las principales ventajas y desventajas de los procesos de conformación por deformación plástica en caliente.
13. Enumera los principales procesos de extrusión que conozcas indicando las características fundamentales de cada uno.

14. ¿Cuál es la diferencia fundamental entre un proceso de extrusión directa e inversa?
15. Enumera los principales procesos de forja que conozcas indicando las características fundamentales de cada uno.
16. Determínese la fuerza necesaria del rodillo de radio  $R$  en un proceso de laminación de una chapa de acero de anchura  $w$  para provocar una reducción del espesor igual a  $\Delta h$ . Puede utilizarse la tensión media de fluencia del material. Considérense además las siguientes condiciones:
- no se ejercen fuerzas externas en la dirección de entrada-salida del material,
  - el estado de deformación es plano con tensión media de fluencia igual a  $\bar{S}$ , y
  - las fuerzas de fricción son despreciables a efectos del cálculo de la tensión de fluencia.
17. En una operación de laminación de una chapa de anchura  $w$  con rodillos de radio  $R$ , se reduce el espesor de la chapa desde  $h_0$  hasta  $h_1$ . Expresar en función de la resistencia a la fluencia en tracción simple uniaxial  $Y$  del material, los esfuerzos resultantes en las direcciones de los ejes principales suponiendo despreciables los efectos de fricción y considerando que la deformación es homogénea. Considérese que la resistencia a la fluencia del material permanece prácticamente constante.
18. Teniendo en cuenta el límite de fluencia en deformación plana  $S$  de un determinado material, determínese razonadamente las diferentes tensiones que se deben presentar para que se produzca fluencia en
- a) un proceso de laminación, y en
  - b) un proceso de extrusión directa.
19. Teniendo en cuenta el límite de fluencia en tracción uniaxial  $Y$  de un determinado material, determínese razonadamente las diferentes tensiones que se deben presentar para que se produzca fluencia en
- a) un proceso de laminación, y en
  - b) un proceso de extrusión directa.

Supóngase despreciables el trabajo de distorsión interna y los efectos de fricción.

20. Dibuja en un círculo de Mohr los estados tensionales correspondientes a los siguientes procesos de deformación plástica.
- a) Un proceso de compresión uniaxial.
  - b) Un proceso de laminación.
  - c) Un proces de trefilado.
21. Determinar razonadamente la relación que debe existir entre las diferentes tensiones principales que se presentan para que se produzca fluencia en:
- a) Un proceso de laminación.
  - b) Un proceso de extrusión inversa.
22. Dibuja en un círculo de Mohr los estados tensionales correspondientes a los siguientes procesos de deformación plástica.
- a) Un proceso de extrusión directa.
  - b) Un proceso de laminación.
23. Determinar razonadamente la relación que debe existir entre las diferentes tensiones que se presentan para que se produzca la fluencia en:
- a) un proceso de laminación, y
  - b) un proceso de trefilado.
24. Representa en un círculo de Mohr el estado tensional producido en los siguientes procesos:
- a) Trefilado.
  - b) Extrusión.
  - c) Cortadura pura.
  - d) Laminación.

Supónganse despreciables los efectos de fricción y distorsión interna.

25. Representa en un diagrama de círculos de Mohr el estado tensional producido en las siguientes situaciones (considérese en todos los casos despreciables los efectos de fricción y distorsión interna):

- Ensayo de cortadura pura.
  - Proceso de extrusión.
  - Proceso de trefilado.
  - Ensayo de deformación plana.
26. Teniendo en cuenta el criterio de von-Mises, determínese razonadamente la relación que debe existir entre las diferentes tensiones que se presentan para que se produzca la fluencia en:
- a) Un proceso de forja con estampa semicerrada.
  - b) Un proceso de trefilado.
27. Define tensión y deformación efectiva o equivalente en función de las tensiones y deformaciones principales en un proceso de deformación plástica.
28. Obtener la tensión efectiva o equivalente correspondiente a un ensayo de cortadura pura con límite de fluencia  $K$  y a un ensayo de deformación plana con límite de fluencia  $S$ .
29. Obtener los esfuerzos y deformaciones efectivas para los siguientes procesos.
- a) Un proceso de laminación.
  - b) Un proceso de extrusión.
30. Determínese la tensión y deformación equivalente en un proceso de deformación plana en el que las tensiones principales máxima y mínima son, respectivamente,  $0$  y  $-\sigma$ , y la deformación en la dirección principal de tensión mínima es  $\epsilon$ .
31. Calcúlese la tensión y deformación efectiva para el caso definido por las siguientes tensiones y deformaciones principales:

$$\sigma_1 = 0; \sigma_2 = \sigma/2; \sigma_3 = \sigma,$$

$$\epsilon_1 = \epsilon; \epsilon_2 = 0; \epsilon_3 = \epsilon,$$

32. Deducir la ecuación del trabajo en deformación homogénea indicando las hipótesis adoptadas. Aplicar dicha ecuación al proceso de trefilado para obtener la carga necesaria para deformar el material.

33. Deducir la ecuación del trabajo en deformación homogénea indicando las hipótesis adoptadas. Aplicar dicha ecuación al proceso de extrusión para obtener la carga necesaria para deformar el material.

## 19.2 EJERCICIOS DE APLICACIÓN PRÁCTICA

### Problemas de conformación plástica

1. **JUN05** La tensión de fluencia de una probeta de tracción mecanizada a partir de una chapa de cobre de 6 mm de espesor y 500 mm de ancho se ha comprobado que es igual a 350 N/mm<sup>2</sup>. La chapa se lamina posteriormente en un tren de laminación con diámetro de los rodillos igual a 200 mm para reducir su espesor a 5,5 mm.
- ¿Qué fuerza es necesario aplicar a los rodillos para efectuar el proceso?
  - Si en la salida del tren de laminación se aplica una fuerza de 25000 N en la dirección de avance de la chapa, en cuánto se verá reducida la fuerza aplicada a los rodillos para realizar el proceso de laminación.

**Sol:**  $P = 1,43 \cdot 10^6$  N;  $P = 1,40 \cdot 10^6$  N.

2. **FEB03** En un tren de laminación se pretende reducir una chapa recocida de acero de 3 mm de espesor y 2000 mm de ancho a 2 mm en dos etapas (1ª etapa: de 3 a 2,5 mm; 2ª etapa: de 2,5 a 2 mm) con cilindros de 300 mm de diámetro. Suponiendo que la curva tensión de fluencia en deformación plana - deformación natural ( $S - \epsilon$ ) satisfaga la ecuación  $S = 40\epsilon + 40$  ( $S$  en daN/mm<sup>2</sup>) y que se satisface la condición de deformación plana, obténgase en cada etapa:
- las deformaciones experimentadas por el material en la dirección de los ejes principales,
  - la tensión de fluencia media del material, y
  - las cargas aproximadas que se requieren en los cilindros, así como la representación gráfica de las tensiones producidas en un círculo de Mohr.

**Sol:**  $\epsilon_1^{etapa1} = 0,18$ ;  $\epsilon_1^{etapa2} = 0,41$ ;  $\bar{S}_{etapa1} = 43,6$  daN/mm<sup>2</sup>;  $\bar{S}_{etapa2} = 51,8$  daN/mm<sup>2</sup>;  $P_{etapa1} = 7,56 \cdot 10^5$  daN;  $P_{etapa2} = 8,96 \cdot 10^5$  daN.

3. **FEB04** Un alambre de acero de 2,5 mm de diámetro se estira hasta un diámetro de 2,0 mm. Suponiendo que la curva tensión de fluencia - deformación natural ( $Y - \epsilon$ ) satisface la ecuación  $Y = 40\epsilon + 40$  ( $Y$  en daN/mm<sup>2</sup>), calcúlese
- La carga de estirado mínima aproximada (es decir, despreciando los efectos de fricción y considerando la deformación homogénea).
  - El valor mínimo del diámetro del alambre que se podría alcanzar si se llevase a cabo una segunda etapa de estirado.

**Sol:**  $F_1 = 68,6$  daN;  $D = 1,04$  mm.

4. **FEB05** Supóngase que la curva de esfuerzo-deformación obtenida en un ensayo de tracción uniaxial se puede expresar a través de la ecuación  $\sigma = 440\epsilon^{0,3}$  daN/mm<sup>2</sup>.
- Determinar la carga máxima alcanzada en el ensayo de tracción cuando se utiliza una probeta de diámetro inicial igual a 50 mm.
  - Si un redondo del mismo diámetro se sometiese a una operación de trefilado, ¿cuál sería la reducción máxima de área que se podría conseguir y el esfuerzo necesario?.

**Sol:**  $P_{max} = 445992,8$  daN;  $A = 535,1$  mm<sup>2</sup>;  $P = 254729,2$  daN.

5. **JUN04** En una operación de estirado de un material para el que se supone que se produce un endurecimiento por deformación de tipo lineal caracterizado por

$$Y = 50 + 10\epsilon \text{ (daN/mm}^2\text{)},$$

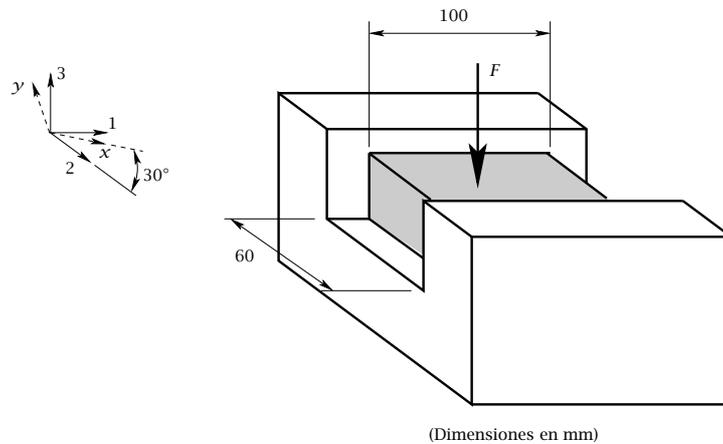
se utiliza un motor eléctrico de 10 kw de potencia y una velocidad de estirado a la salida de la hilera de 6 m/min. Teniendo en cuenta que el diámetro final de la barra es de 1,5 mm, calcúlese

- Diámetro máximo de la barra inicial que se podría utilizar en este proceso.
- Diámetro mínimo de la barra que se podría alcanzar en una segunda pasada.  
¿Es capaz la máquina utilizada para alcanzar dicho diámetro?.

**Sol:**  $D_{0max} = 2,6$  mm;  $D_{1min} = 0,87$  mm; si es capaz.

6. **FEBO7** Se desea reducir el espesor  $h_0 = 20$  mm de una pieza de ancho  $b = 60$  mm y altura  $L_0 = 100$  mm hasta  $h_1 = 15$  mm utilizando el proceso de forja con estampa semicerrada mostrado en la figura. Suponiendo que los efectos de fricción y de distorsión interna son despreciables y que la relación entre la tensión real y deformación logarítmica obtenida de un ensayo de tracción uniaxial se puede expresar como  $\sigma = 100\epsilon^{0,25}$  (daN/mm<sup>2</sup>), se pide:

- la carga  $F$  necesaria para fabricar la pieza y
- las tensiones producidas en los ejes principales.



**Sol:**  $F = 6 \times 10^5$  daN (téngase en cuenta que el área de aplicación de la carga varía; utilícese el valor medio);  $\sigma_1 = 0$ ;  $\sigma_2 = -42,3$  daN/mm<sup>2</sup>;  $\sigma_3 = -84,6$  daN/mm<sup>2</sup>.

7. **JUN06** Determínese la máxima reducción de área y la correspondiente potencia consumida en el estirado de un redondo de acero recocido de 30 mm de diámetro inicial aceptando un comportamiento rígido-plástico del material para el que la curva tensión - deformación obtenida en un ensayo de deformación plana es igual a  $40\epsilon + 40$  (daN/mm<sup>2</sup>). Supóngase que la velocidad de alimentación del acero es de 0,2 m/s y que se desprecia el trabajo adicional y el rozamiento.

**Sol:**  $D_1 = 15,1$  mm;  $P = 107249,9$  w.

8. **FEBO6** Una probeta cilíndrica de diámetro  $D_0=30$  mm y altura  $h_0=25$  mm es deformada plásticamente hasta una altura  $h_1 = \frac{3}{4}h_0$ . Si el límite de fluencia del material obtenido en un ensayo de tracción simple uniaxial puede ser descrito mediante  $\sigma = 200\epsilon^{0,35}$  N/mm<sup>2</sup> y suponiendo despreciables los efectos de distorsión y fricción, determínese:

- a) La tensión verdadera al final de la deformación.
- b) La tensión nominal al final de la deformación.
- c) El trabajo plástico necesario para provocar tal deformación.
- d) Si una probeta idéntica (el mismo material y las mismas dimensiones) fuese sometida a un esfuerzo de tracción ¿cuál sería el trabajo necesario para alcanzar el punto de inestabilidad?

**Sol:**  $\sigma = 129,4 \text{ N/mm}^2$ ;  $\sigma_{nom} = 172,5 \text{ N/mm}^2$ ;  $W = 487,7 \text{ J}$ ;  $W_{inest} = 634,6 \text{ J}$ .

9. **JUN08** En un proceso de conformación por deformación plana se produce el siguiente estado tensional:

$$\sigma_x = 100 \text{ daN/mm}^2; \quad \sigma_y = 10 \text{ daN/mm}^2; \quad \tau_{xy} = 25 \text{ daN/mm}^2.$$

Determinése:

- a) El ángulo formado por el sistema de ejes principales y el actual sistema de referencia.
- b) Valores de las tensiones principales y tensión cortante máxima.
- c) Si el material que se deforma presenta un límite de fluencia obtenido mediante un ensayo de torsión  $k = 50 \text{ daN/mm}^2$ , determinése si el material se deformará plásticamente según los criterios de Tresca, por un lado, y Von Mises, por otro.

**Sol:**  $\theta^* = 14,5^\circ$ ; Se produce fluencia en ambos casos ( $\sigma_1 = 106,48 \text{ daN/mm}^2$ ;  $\sigma_2 = 55 \text{ daN/mm}^2$ ;  $\sigma_3 = 3,52 \text{ daN/mm}^2$ ).

10. **FEB09** Mediante un proceso de laminación, una chapa de espesor 50 mm y anchura 1000 mm reduce su espesor a 40 mm empleando rodillos de 300 mm de diámetro. Si la tensión de fluencia del material obtenida de un ensayo de tracción uniaxial puede ser expresada como  $\sigma = 50 + 10\epsilon$  (daN/mm<sup>2</sup>) y las fuerzas de fricción son despreciables, se pide:

- a) Carga que los rodillos deben ejercer sobre el material para fabricar la pieza.
- b) Tensiones producidas en los ejes principales.
- c) Trabajo de deformación por unidad de volumen.

**Sol:**  $F = 2,29 \times 10^6$  daN;  $\sigma_1 = 0$ ;  $\sigma_2 = -29,62$  daN/mm<sup>2</sup>;  $\sigma_3 = -59,24$  daN/mm<sup>2</sup>;  $w/V = 13,34$  daN/mm<sup>2</sup>.

11. **JUN09** En un proceso de trefilado, se utiliza un motor eléctrico de 0,12 kw de potencia y una velocidad de estirado a la salida de la hilera de 6 m/min. El límite de fluencia en tracción uniaxial del material viene dado por la siguiente relacional lineal

$$Y = 50 + 10\epsilon \quad (\text{daN/mm}^2).$$

Teniendo en cuenta que el diámetro final del alambre es de 1,5 mm, calcúlese

- Diámetro máximo de la barra inicial que se podría utilizar en este proceso.
- Potencia consumida.
- Diámetro mínimo de la barra que se podría alcanzar en una segunda pasada.  
¿Es capaz la máquina utilizada para alcanzar dicho diámetro?

**Sol:**  $d_{max_1} = 2,6$  mm;  $P = 107,8$  w;  $d_{min_2} = 0,88$  mm; La máquina no es capaz (potencia consumida en la segunda etapa igual a 126,9 w).

12. **FEB10** En un proceso de trefilado, se utiliza una velocidad de estirado a la salida de la hilera de 6 m/min. El límite de fluencia en deformación plana del material viene dado por la siguiente relacional lineal

$$S = 50 + 10\epsilon \quad (\text{daN/mm}^2).$$

Teniendo en cuenta que el diámetro final del alambre es de 1,5 mm, calcúlese

- Diámetro máximo de la barra inicial que se podría utilizar en este proceso.
- ¿Sería capaz de realizar la operación del apartado anterior una máquina con potencia igual a 0,12 kw?
- Diámetro mínimo de la barra que se podría alcanzar en una segunda pasada.  
¿Es capaz la misma máquina de alcanzar dicho diámetro?

**Sol:**  $d_{max_1} = 2,58$  mm; si es capaz (potencia consumida en la primera etapa igual a 90,9 w);  $d_{min_2} = 0,907$  mm; si es capaz (potencia consumida en la segunda etapa igual a 104,2 w).

13. **FEB11** Se pretende fabricar alambre de 1,5 mm de diámetro. Para ello se utiliza una velocidad de estirado a la salida de la hilera de 5 m/min. El límite de fluencia en deformación plana del material viene dado por la siguiente relación

$$S = 50\epsilon^{0,3} \text{ (daN/mm}^2\text{)}.$$

Calcúlese

- a) Diámetro máximo de la barra inicial que se podría utilizar si el proceso se realiza en una sólo pasada.
- b) Potencia consumida.
- c) Trabajo realizado por unidad de volumen.

**Sol:**  $d_{max} = 2,87 \text{ mm}$ ;  $P = 66,1 \text{ w}$ ;  $w/V = 448,7 \text{ julios/mm}^3$ .

# CAPÍTULO 20

---

## Pruebas de evaluación de fundición

---

### 20.1 CUESTIONES

1. ¿De qué modo influye la velocidad de enfriamiento y el intervalo de solidificación de una aleación metálica en la formación de porosidad por contracción en moldes de fundición?
2. Indica en cuál de las siguientes situaciones el riesgo de formación de porosidad es mayor. Razona la respuesta.
  - a) Pieza obtenida en un molde desechable o la misma pieza obtenida en un molde permanente.
  - b) Pieza obtenida con una aleación Al-Si o la misma pieza obtenida en condiciones similares pero con Al puro.
3. Enumera los procesos de fundición en molde desechable que conozcas clasificándolos en función de las tolerancias dimensionales que proporcionen para las piezas fabricadas.
4. Enumera los procesos de fundición en molde desechable que conozcas. ¿Cuál es el proceso más apropiado para fabricar piezas pequeñas y de geometría compleja como bisturís o piezas dentales?
5. De la siguiente lista, di en qué procesos de fundición se usan moldes desechables y en qué otros se usan moldes permanentes:

- fundición en cáscara
  - fundición por inyección a alta presión en “cámara fría”
  - fundición por inyección a alta presión en “cámara caliente”
  - fundición a la cera perdida
6. Actualmente, en la industria del automóvil se impone cada vez más la utilización de materiales ligeros como el aluminio o el magnesio. ¿Por qué crees que en este sector se impone el uso de cámara fría en las máquinas de fundición por inyección a alta presión?
7. ¿Cuál es la diferencia térmica principal entre un molde desechable y un molde permanente?. Representa esquemáticamente la distribución térmica aproximada en un determinado instante durante la solidificación del metal en ambos tipos de moldes.
8. Indica los dos tipos de configuración básica y campo de aplicación de las máquinas de fundición por inyección a alta presión.
9. Haz una breve clasificación de los principales procesos de fundición que conozcas según el tipo de molde: procesos en molde desechable y procesos en molde permanente.
10. ¿Qué condiciones mínimas han de cumplirse para el correcto diseño de una mazarota en fundición?
11. Deducir la ecuación de diseño de una mazarota cilíndrica de altura igual a dos veces su diámetro que alimenta lateralmente a una pieza de módulo  $V/A$  con fracción de alimentación requerida  $\beta$ . Suponer despreciable el contacto pieza-mazarota.
12. Determínese la relación que debe existir entre la altura  $H$  y el diámetro  $D$  de una mazarota cilíndrica que alimenta, en un molde de arena, a una pieza por su parte superior, para que con un volumen dado  $V$  el tiempo de solidificación de la mazarota sea máximo.
13. Teniendo en cuenta que la ecuación de diseño de una mazarota se puede expresar del siguiente modo,  $\xi D^3 - (4\xi\eta_l + \eta_s + \eta_i) \frac{V_p/A_p}{1-\beta} D^2 - \frac{4\beta V_p}{\pi(1-\beta)} = 0$ , obténgase la expresión simplificada en los casos que se indican a continuación.

- a) Mazarota perfectamente aislada en su parte superior y situada en la parte superior de una pieza.
  - b) Mazarota situada en la parte lateral de una pieza (considérese despreciable el contacto pieza mazarota).
14. Comprobar si una mazarota de volumen  $V_R = 50 \text{ cm}^3$  es capaz de alimentar a una pieza de volumen  $V_p = 1000 \text{ cm}^3$  teniendo en cuenta que la fracción de alimentación  $\beta$  requerida es igual a 0,05. En caso de que no sea capaz, cuál es el volumen mínimo que ha de tener dicha mazarota.
  15. Enumera los requisitos que debe poseer un sistema de distribución correctamente diseñado.
  16. Haz un esquema de un sistema de distribución típico para llenar moldes por gravedad identificando los elementos que lo forman. Exponer las reglas básicas que se suelen utilizar para diseñar el bebedero y la base del bebedero.
  17. Haz un esquema con los elementos principales de un sistema de distribución para el llenado por gravedad de un molde de fundición de arena. ¿Cómo diseñarías un canal de colada en el que existen tres puertas de entrada a la cavidad del molde.?
  18. Indica cómo diseñarías un canal de colada en el que es necesario utilizar 4 puertas iguales de entrada a la cavidad del molde, teniendo en cuenta que el área inicial del canal de colada es  $A$  y el caudal total de metal fundido durante el llenado del molde es  $Q$ .
  19. Dibuja esquemáticamente un sistema de distribución en un molde de arena indicando los elementos básicos que lo componen y las reglas para el diseño óptimo del bebedero y del canal de colada con tres puertas de entrada.
  20. Diseña el canal de colada de un sistema de distribución a lo largo del que se colocan 3 puertas de entrada de igual tamaño y área  $A_p$  para llenar uniformemente la cavidad de la pieza.
  21. En el sistema de distribución de un molde de arena, se utiliza una puerta de entrada con área de la sección transversal igual a  $A_c$  y un bebedero con diámetro inferior

igual a  $d_i$ . Teniendo en cuenta que la sección transversal del canal de colada debe ser cuadrada, obténganse las dimensiones óptimas de la base del bebedero.

22. Calcula la reducción de área de un canal de colada de sección inicial  $A$  a lo largo del cual se disponen 4 puertas de entrada. Sabiendo que el diámetro de la parte inferior del bebedero es  $D_{bi}$ , calcula también las dimensiones del depósito situado a la entrada del canal de colada (considérese cuadrada la sección inicial del canal de colada).
23. Haz un esquema con las tres formas típicas habitualmente utilizadas en los canales de colada de los sistemas de distribución en llenados a presión. Indica en qué casos se emplea cada sistema.

## 20.2 EJERCICIOS DE APLICACIÓN PRÁCTICA

1. **JUN05** Se pretende fabricar una barra de aluminio de  $150 \times 25 \times 25 \text{ cm}^3$  por fundición en un molde de arena silícea. Para reducir los problemas debidos a la contracción del metal al solidificarse se emplea una mazarota que alimenta a la pieza lateralmente y que está recubierta por un material aislante de características similares a la mullita (véase la tabla adjunta). Teniendo en cuenta que la fracción de alimentación requerida en este caso es  $\beta = 0,05$ , determínese:

a) ecuación de diseño de la mazarota, y

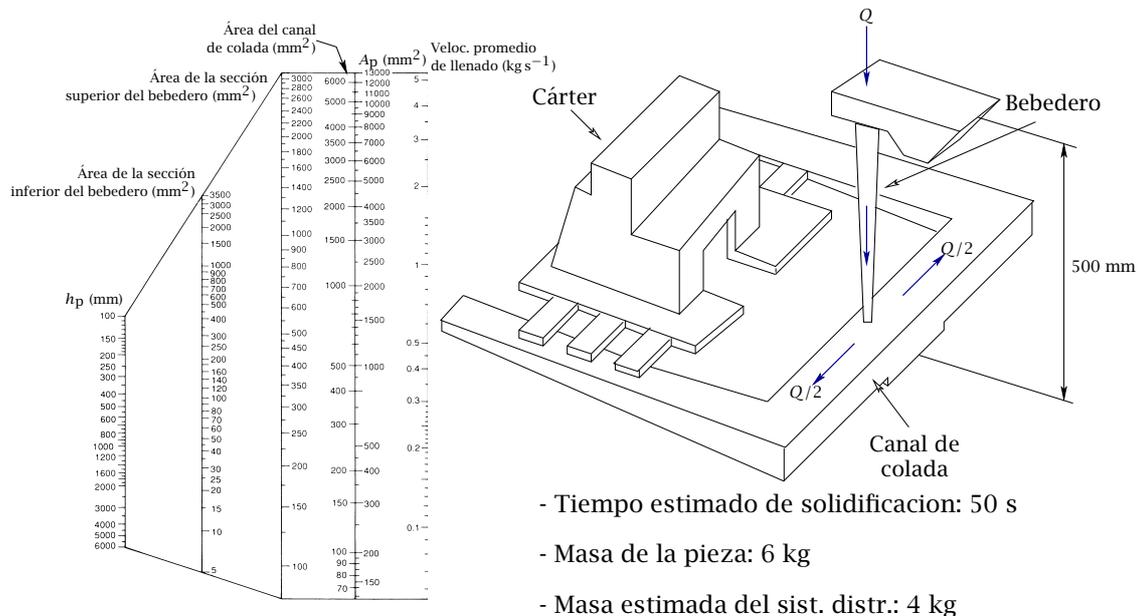
b) valor del diámetro mínimo que ésta podría llegar a alcanzar.

Material del molde*	$k$ ( $\text{W m}^{-1}\text{K}^{-1}$ )	$\rho$ ( $\text{kg m}^{-3}$ )	$C_p$ ( $\text{J kg}^{-1}\text{K}^{-1}$ )	$\sqrt{k\rho C_p}$ ( $\text{J m}^{-2}\text{K}^{-1}\text{s}^{-1/2}$ )
Arena silícea	0,52	1600	1170	987
Mullita	0,38	1600	750	675
Yeso	0,35	1120	840	574
Arena de circonio	1,04	2720	840	1540

Material fundición	$T_M$ (K)	$H_f$ ( $\text{J kg}^{-1}$ )	$\rho'$ ( $\text{kg m}^{-3}$ )	$C'_p$ ( $\text{J kg}^{-1}\text{K}^{-1}$ )	$k'$ ( $\text{W m}^{-1}\text{K}^{-1}$ )
Hierro	1809	$2,72 \times 10^5$	7210	750	40
Níquel	1728	$2,91 \times 10^5$	7850	670	35
Aluminio	933	$3,91 \times 10^5$	2400	1050	260

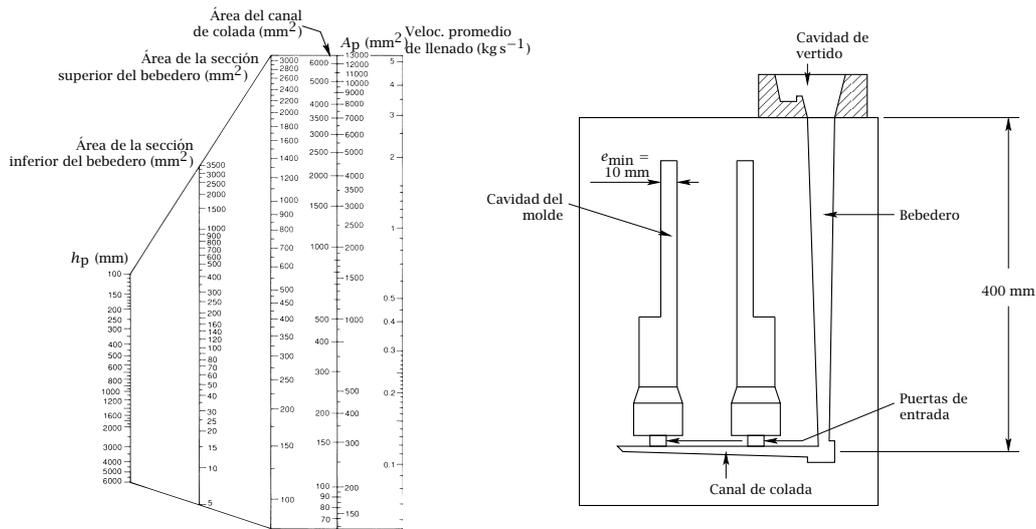
**Sol:**  $D^3 - 0,25D^2 - 6,28 \cdot 10^{-3} = 0$ ;  $D_{min} = 0,165 \text{ m}$ .

2. **FEBO4** Diseñar un sistema de distribución como el mostrado en la figura para llenar una pieza de aluminio de 6 kg de masa. Supóngase que la masa del sistema de distribución es aproximadamente igual a 4 kg y que el tiempo de solidificación de la sección más estrecha de la pieza es aproximadamente igual a 50 s. Considérese la sección del bebedero circular y la sección de los dos canales de colada rectangular.



**Sol:**  $D_{bs} = 19,5$  mm;  $D_{bi} = 10,7$  mm;  $A_{p1} = A_{p2} = \dots = A_{p6} = 100$  mm<sup>2</sup>;  $A_{cc1} = 12,25 \times 12,25$  mm<sup>2</sup>; base del bebedero: 21,4 mm  $\times$  6,1 mm;  $A_{cc2} = 2A_{cc1}/3$ ;  $A_{cc3} = A_{cc1}/3$ .

3. **SEPO6** En un molde de arena de circonio se fabrica una pieza de 2 kg de aluminio como la mostrada esquemáticamente en la figura. El espesor mínimo de la pieza es de 10 mm. Las propiedades térmicas del aluminio y del molde son las siguientes: temperatura de fusión,  $T_f = 933$  K; calor latente de fusión,  $H = 3,91 \times 10^5$  Jkg<sup>-1</sup>; densidad del metal fundido  $\rho_f = 2400$  kgm<sup>-3</sup>; conductividad térmica del molde  $k_m = 1,04$  Wm<sup>-1</sup>K<sup>-1</sup>; densidad del molde,  $\rho_m = 2720$  kgm<sup>-3</sup> y calor específico del molde,  $c_m = 840$  Jkg<sup>-1</sup>K<sup>-1</sup>. Calcúlense las dimensiones un sistema de distribución con dos puertas de entrada utilizado para llenar el molde de la figura. Considérese que la temperatura ambiente,  $T_0$ , es igual a 300 K, que la sección del bebedero es circular y la del canal de colada cuadrada, y que el sistema de distribución contendrá una vez lleno aproximadamente el 60% de la masa de la pieza.



**Sol:**  $t_{llenado} = 18,16 \text{ s}$ ;  $Q = 0,18 \text{ kgs}^{-1}$ ;  $A_{p1} = A_{p2} = 220 \text{ mm}^2$ ;  $A_{cc1} = 220 \text{ mm}^2$ ;  $A_{bs} = 210 \text{ mm}^2$ ;  $A_{bi} = 60 \text{ mm}^2$ .

4. **JUN06** En un molde de arena de circonio, una pieza cilíndrica de hierro de 50 mm de diámetro y 200 mm de longitud es alimentada en su parte lateral con una mazarota también cilíndrica. Si la fracción de alimentación requerida es  $\beta = 0,05$  y se considera despreciable el contacto pieza mazarota, determínese:

- a) Dimensiones de la mazarota cilíndrica que alimenta a la pieza.
- b) Reducción en tanto por ciento del volumen de la mazarota que se conseguiría utilizando un material perfectamente aislante en la parte superior de la mazarota.
- c) el valor del diámetro mínimo que podría alcanzarse.

**Sol:**  $D = H = 0,075 \text{ m}$ ;  $D = H = 0,0646 \text{ m}$ , lo que corresponde a una reducción en volumen del 36%;  $D_{min} = 0,047 \text{ m}$ .

5. **FEB06** Se desea construir por fundición una pieza de aluminio de dimensiones  $40 \times 40 \times 100 \text{ cm}^3$  en un molde de arena silíceo. Para evitar la formación de porosidad se decide utilizar una mazarota que alimenta a la pieza por un lateral. Suponiendo que el contacto entre pieza y mazarota se puede considerar despreciable y que la fracción de alimentación requerida es  $\beta = 0,05$ , determínese:

- a) Tiempo de solidificación del metal de la pieza.

b) Dimensiones de la mazarota.

c) Valor del diámetro mínimo que podría alcanzar una mazarota en estas condiciones.

Material del molde*	$k$ ( $\text{W m}^{-1}\text{K}^{-1}$ )	$\rho$ ( $\text{kg m}^{-3}$ )	$C_p$ ( $\text{J kg}^{-1}\text{K}^{-1}$ )	$\sqrt{k\rho C_p}$ ( $\text{J m}^{-2}\text{K}^{-1}\text{s}^{-1/2}$ )
Arena sílicea	0,52	1600	1170	987

Material fundición	$T_M$ (K)	$H_f$ ( $\text{J kg}^{-1}$ )	$\rho'$ $\text{kg m}^{-3}$	$C'_p$ ( $\text{J kg}^{-1}\text{K}^{-1}$ )	$k'$ ( $\text{W m}^{-1}\text{K}^{-1}$ )
Aluminio	933	$3,91 \times 10^5$	2400	1050	260

**Sol:**  $t_s = 3,42$  horas;  $D = H = 0,559$  m;  $D_{min} = 0,351$  m.

6. **FEB08** Se desea construir por fundición una placa de hierro de dimensiones  $10 \times 100 \times 100 \text{ cm}^3$  en un molde de arena sílicea. Para evitar la formación de porosidad se decide utilizar una mazarota que alimenta a la pieza por su parte superior. Suponiendo que la fracción de alimentación requerida es  $\beta = 0,08$ , determínese:

a) Dimensiones de la mazarota.

b) Valor mínimo del diámetro que podría alcanzar una mazarota en las condiciones anteriores.

**Sol:**  $D = 0,409$  m;  $H = 0,2045$  m;  $D_{min} = 0,18$  m.

7. **FEB09** Una placa de hierro de dimensiones  $10 \times 200 \times 200 \text{ cm}^3$  es fabricada en un molde de arena sílicea. Para evitar la formación de porosidad se decide utilizar una mazarota que alimenta a la pieza por su parte lateral. Suponiendo que la fracción de alimentación requerida es  $\beta = 0,05$ , determínese:

a) Tiempo necesario de solidificación del metal de la mazarota para alimentar correctamente a la pieza.

b) Dimensiones de la mazarota.

c) Valor mínimo del diámetro que podría alcanzar una mazarota en las condiciones anteriores.

Material del molde*	$k$ ( $\text{W m}^{-1}\text{K}^{-1}$ )	$\rho$ ( $\text{kg m}^{-3}$ )	$C_p$ ( $\text{J kg}^{-1}\text{K}^{-1}$ )	$\sqrt{k\rho C_p}$ ( $\text{J m}^{-2}\text{K}^{-1}\text{s}^{-1/2}$ )	
Arena sílicea	0,52	1600	1170	987	
Material fundición	$T_M$ (K)	$H_f$ ( $\text{J kg}^{-1}$ )	$\rho'$ ( $\text{kg m}^{-3}$ )	$C'_p$ ( $\text{J kg}^{-1}\text{K}^{-1}$ )	$k'$ ( $\text{W m}^{-1}\text{K}^{-1}$ )
Hierro	1809	$2,72 \times 10^5$	7210	750	40

**Sol:**  $t_s = 46,5$  min;  $D = H = 0,43$  m;  $D_{min} = 0,19$  m.

8. **FEB10** Una placa de hierro de dimensiones  $5 \times 100 \times 100$  cm<sup>3</sup> es fabricada en un molde de arena sílicea. Para evitar la formación de porosidad se decide utilizar una mazarota que alimenta a la pieza por su parte lateral. Suponiendo que la fracción de alimentación requerida es  $\beta = 0,05$ , determínese:

- Tiempo necesario de solidificación del metal de la mazarota para alimentar correctamente a la pieza.
- Dimensiones de la mazarota.
- Valor mínimo del diámetro que podría alcanzar una mazarota en las condiciones anteriores.

Material del molde*	$k$ ( $\text{W m}^{-1}\text{K}^{-1}$ )	$\rho$ ( $\text{kg m}^{-3}$ )	$C_p$ ( $\text{J kg}^{-1}\text{K}^{-1}$ )	$\sqrt{k\rho C_p}$ ( $\text{J m}^{-2}\text{K}^{-1}\text{s}^{-1/2}$ )	
Arena sílicea	0,52	1600	1170	987	
Material fundición	$T_M$ (K)	$H_f$ ( $\text{J kg}^{-1}$ )	$\rho'$ ( $\text{kg m}^{-3}$ )	$C'_p$ ( $\text{J kg}^{-1}\text{K}^{-1}$ )	$k'$ ( $\text{W m}^{-1}\text{K}^{-1}$ )
Hierro	1809	$2,72 \times 10^5$	7210	750	40

**Sol:**  $t_s = 11,7$  min;  $D = H = 0,23$  m;  $D_{min} = 0,096$  m.

# APÉNDICE A

---

## Apéndice A. Propiedades de algunos materiales

---

Tecnología de fundición empleada	$h_g$ ( $\text{W m}^{-2}\text{K}^{-1}$ )
Hierro dúctil en moldes recubiertos con carbono	1700
Acero en moldes de hierro	1020
Aluminio en moldes pequeños de cobre	1700-2550
Acero refrigerado en moldes de acero	
antes de formarse el hueco*	400-1020
después de formarse el hueco	400
Aluminio en fundición por inyección a presión	
antes de formarse el hueco*	2500-5000
después de formarse el hueco	400

\*Aunque el hueco debido a la contracción aún no se haya formado, el contacto térmico entre el metal y el molde puede ser imperfecto a causa de los efectos de tensión superficial, las capas de óxido o el recubrimiento de los moldes.

**Tabla A.1:** Coeficientes de transmisión del calor en las zonas entre el metal y el molde [62].

Material del molde*	$k$ ( $\text{W m}^{-1}\text{K}^{-1}$ )	$\rho$ ( $\text{kg m}^{-3}$ )	$C_p$ ( $\text{J kg}^{-1}\text{K}^{-1}$ )	$\sqrt{k\rho C_p}$ ( $\text{J m}^{-2}\text{K}^{-1}\text{s}^{-1/2}$ )
Arena silicea	0,52	1600	1170	987
Mullita	0,38	1600	750	675
Yeso	0,35	1120	840	574
Arena de circonio	1,04	2720	840	1540

Material fundición	$T_M$ (K)	$H_f$ ( $\text{J kg}^{-1}$ )	$\rho'$ $\text{kg m}^{-3}$	$C'_p$ ( $\text{J kg}^{-1}\text{K}^{-1}$ )	$k'$ ( $\text{W m}^{-1}\text{K}^{-1}$ )
Hierro	1809	$2,72 \times 10^5$	7210	750	40
Níquel	1728	$2,91 \times 10^5$	7850	670	35
Aluminio	933	$3,91 \times 10^5$	2400	1050	260

\*Estos valores son orientativos ya que las propiedades térmicas dependen, entre otros factores, de la temperatura, el tamaño de las partículas de arena, etc.

**Tabla A.2:** Propiedades térmicas de algunos materiales para la fabricación de piezas por fundición en moldes aislantes [62].

Metal	Punto de fusión ( $^{\circ}\text{C}$ )	Densidad del metal fundido ( $\text{kg m}^{-3}$ )	Densidad del metal sólido ( $\text{kg m}^{-3}$ )	Cambio de volumen (%)
Al	660	2368	2550	7,14
Au	1063	17380	18280	5,47
Co	1495	7750	8180	5,26
Cu	1083	7938	8382	5,30
Ni	1453	7790	8210	5,11
Pb	327	10665	11020	3,22
Fe	1536	7035	7265	3,16
Mg	651	1590	1655	4,10
Sn	232	6986	7166	2,51

**Tabla A.3:** Contracción volumétrica durante la solidificación de algunos metales [15].