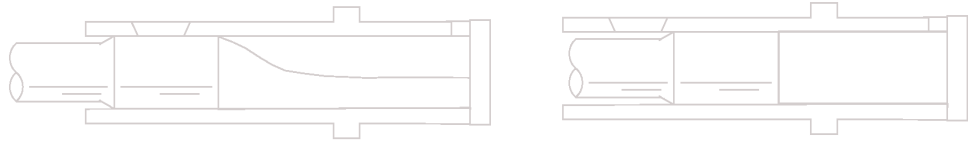


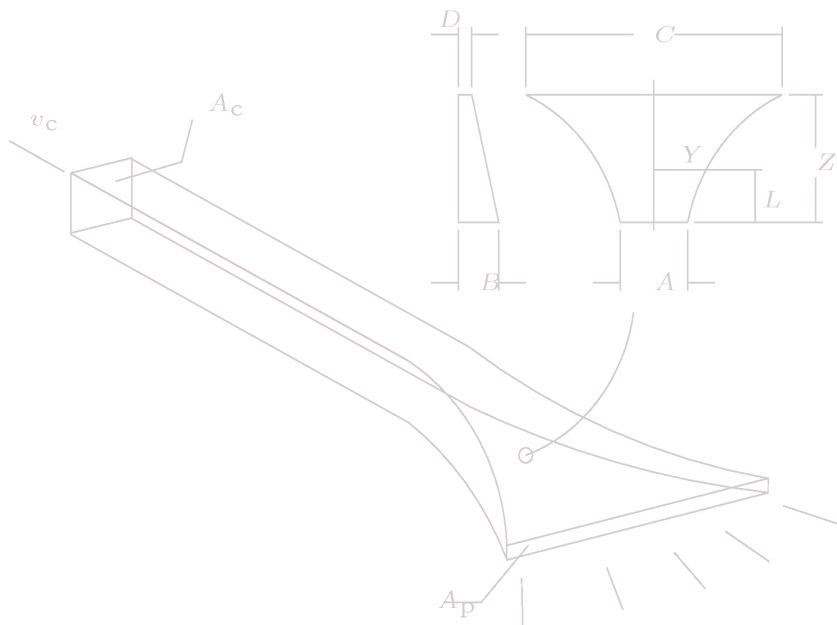
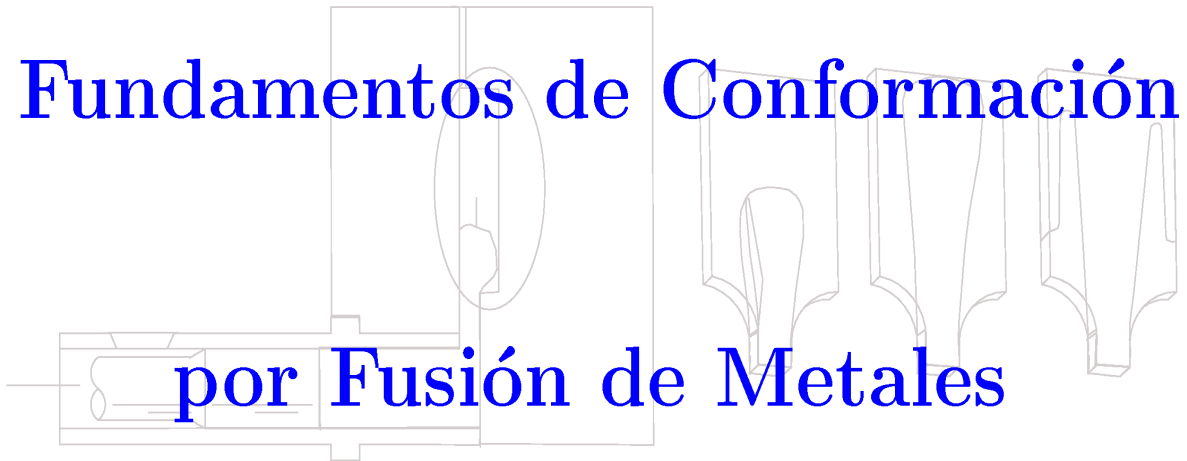


industriales
etsii

Escuela Técnica
Superior
de Ingeniería
Industrial



Fundamentos de Conformación por Fusión de Metales



Universidad
Politécnica
de Cartagena

Joaquín López Rodríguez

Fundamentos de Conformación por Fusión de Metales

Joaquín López Rodríguez

Área de Ingeniería de los Procesos de Fabricación

Universidad Politécnica de Cartagena

Febrero, 2011

©Joaquín López Rodríguez
Edita Universidad Politécnica de Cartagena
Febrero, 2011
ISBN:

Índice general

Índice de tablas	vii
Índice de figuras	xiii
1. Tecnología de la fundición de metales	1
1.1. Fundición en molde desechable	3
1.2. Fundición en molde permanente	6
2. Evacuación de calor y solidificación	13
2.1. Evacuación de calor en moldes	13
2.1.1. Evacuación de calor en moldes desechables	15
2.1.2. Evacuación de calor en moldes permanentes	16
2.2. Solidificación de los metales	18
2.2.1. Tiempos de solidificación de metales en moldes desecha- bles	19
2.2.2. Tiempos de solidificación de metales en moldes perma- nentes	20
2.2.3. Solidificación de las aleaciones metálicas	20
2.2.4. Contracción de los metales durante el proceso de soli- dificación	20
2.3. Mecanismos de formación de porosidad	23
3. Diseño de los sistemas de compensación	27
3.1. Métodos experimentales	29
3.1.1. Método de Caine	29
3.1.2. Método NRL	30

3.2.	Consideraciones para el diseño de los sistemas de compensación	30
3.3.	Ecuación de diseño de los sistemas de compensación	33
3.4.	Ubicación de los sistemas de compensación	36
3.4.1.	Distancia de alimentación líquida en placas	39
3.4.2.	Distancia de alimentación líquida en barras	41
4.	Fundamentos del llenado de moldes en fundición	45
4.1.	Consideraciones para el correcto llenado de moldes	46
4.2.	Técnicas computacionales para el análisis del llenado de moldes	50
4.2.1.	Ejemplos numéricos del llenado de moldes	54
5.	Sistemas de distribución en llenados por gravedad	59
5.1.	Sistemas de llenado por gravedad	59
5.1.1.	Llenado directo	59
5.1.2.	Llenado por la línea de partición del molde	61
5.1.3.	Llenado por la parte inferior de la cavidad del molde .	62
5.1.4.	Llenados especiales	64
5.2.	Diseño de los sistemas de distribución	71
5.2.1.	Cavidad de vertido	71
5.2.2.	Bebedero	73
5.2.3.	Base del bebedero	74
5.2.4.	Canal de colada y puertas de entrada	75
6.	Sistemas de distribución en llenados a presión	79
6.1.	Sistemas de llenado a baja presión	80
6.2.	Sistemas de llenado a alta presión	82
6.2.1.	Fases de inyección	82
6.2.1.1.	Fase lenta de inyección en máquinas con cámara fría horizontal	84
6.2.1.2.	Fase de intensificación de la presión después del llenado del molde	87
6.3.	Sistemas de evacuación de aire	88
6.3.1.	Área requerida de la sección transversal de los vientos .	91
6.4.	Diseño de los sistemas de distribución	93
6.4.1.	Canal de colada	93
6.4.2.	Puerta de entrada	96
6.4.3.	Reducción del área del canal de colada	97
A.	Apéndice A. Propiedades de algunos materiales	103
	Bibliografía	107

Índice de tablas

2.1. Contracción de solidificación para algunos metales (datos extraídos de la referencia Kalpakjian (1995)).	21
4.1. Lista parcial de códigos de fundición y de propósito general usados para simulación de procesos de fundición.	53
6.1. Expresiones analíticas de la velocidad crítica.	84
A.1. Coeficientes de transmisión del calor en las zonas entre el metal y el molde (Poirier y Poirier, 1994).	104
A.2. Propiedades térmicas de algunos materiales para la fabricación de piezas por fundición en moldes aislantes (Poirier y Poirier, 1994).	104
A.3. Contracción volumétrica durante la solidificación de algunos metales (Campbell, 1991).	105

Índice de figuras

1.1.	Sección de un molde de arena en el momento en el que se inicia el vertido del metal fundido.	2
1.2.	Esquema de un proceso de fundición en molde de arena.	3
1.3.	Extracción del modelo en un molde de arena.	4
1.4.	Esquema de un proceso de moldeo en cáscara.	5
1.5.	Esquema de un proceso de fundición a la cera perdida.	6
1.6.	Esquema de un molde metálico o coquilla.	7
1.7.	Esquema de una máquina de fundición por inyección a alta presión con cámara caliente (basado en Kalpakjian (1995)).	8
1.8.	Esquema de una máquina de fundición por inyección a baja presión (basado en Kalpakjian (1995)).	9
1.9.	Esquema de una máquina de fundición por inyección a alta presión con cámara fría horizontal (basado en Kalpakjian (1995)).	10
2.1.	Distribución de temperaturas durante la solidificación del metal fundido en un molde.	14
2.2.	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.	16
2.3.	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.	17
2.4.	Esquema de la distribución de temperaturas durante la solidificación de una aleación metálica.	21

2.5. Mecanismo de formación de rechupes (a y b) y método para evitarlos (c).	22
3.1. 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.	28
3.2. 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 (1974)).	28
3.3. Resultados, obtenidos experimentalmente por Caine (1949) 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, $(V_R/A_R)/(V_p/A_p)$	29
3.4. Resultados, obtenidos experimentalmente por Bishop et al. (1955) 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 $(L + W)/T$	31
3.5. Esquema del sistema de distribución (bebedero, canal de colada y puertas de entrada) y del sistema de compensación de una placa metálica.	31
3.6. Relación $(\frac{V}{A}) \frac{1}{V^{1/3}}$ de la Ecuación (3.3) para una mazarota lateral (línea de trazo continuo) y de la Ecuación (3.5) (línea de trazo discontinuo) para una mazarota superior en función del parámetro ξ	32
3.7. Esquema del proceso de alimentación líquida durante la solidificación de una aleación metálica.	37
3.8. 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. (1959)).	37
3.9. Resultados, obtenidos por Pellini (1953), 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.	38
3.10. Distancias de alimentación en placas obtenidas experimentalmente por Pellini (1953); (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.	40

3.11. Distancias máximas de alimentación en barras obtenidas experimentalmente por Pellini (1953); (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	42
4.1. Esquema de dos ensayos de fluidez: (a) ensayo de fluidez en espiral; (b) ensayo de fluidez al vacío.	46
4.2. Esquema del llenado de moldes: a) por gravedad; b) a presión.	47
4.3. Modelado tridimensional de la tapa del cárter de un motor Diesel fabricado en Suzuki-Santana Motor, S.A.	51
4.4. Resultados del llenado del molde correspondiente al modelo tridimensional de la Figura 4.3, obtenidos con el código de elementos finitos Wrafts para distintas velocidades de inyección.	52
4.5. Resultados de la superficie libre reconstruida mediante el método de Puckett (1991) y vectores de velocidad en distintos instantes de tiempo durante el llenado de un molde por gravedad.	55
4.6. Resultados de la superficie libre reconstruida mediante el método de Puckett (1991) 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 m s^{-1}	56
5.1. Esquema de un sistema de distribución habitualmente utilizado en los llenados de moldes por gravedad (basado en Taylor et al. (1959)).	60
5.2. Esquema del llenado directo de un molde (basado en Taylor et al. (1959)).	60
5.3. Esquema de la construcción de un molde de arena.	61
5.4. Llenado por la línea de partición del molde.	62
5.5. Llenado por la parte inferior de la cavidad del molde.	63
5.6. Nomograma construido por Campbell (1991) para el dimensionamiento de los sistemas de distribución para aleaciones ligeras de densidad en torno a 2 500 kg/m^3	65
5.7. Nomograma construido por Campbell (1991) para el dimensionamiento de los sistemas de distribución para aleaciones pesadas de densidad en torno a 7 000 kg/m^3	66
5.8. Inversión del molde para favorecer la compensación del déficit volumétrico debido a la contracción del metal cuando se solidifica.	67

5.9. Llenado en etapas con canal de colada múltiple que favorece la solidificación direccional y mejora el rendimiento de las mazarotas.	68
5.10. Llenado uniforme que favorece la solidificación direccional y mejora el rendimiento de las mazarotas.	69
5.11. Llenado por centrifugación.	69
5.12. Llenado por centrifugación de piezas cilíndricas: (a) llenado vertical; (b) llenado horizontal.	70
5.13. Esquema del llenado por gravedad de un molde.	72
5.14. 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.	72
5.15. Reducción del valor del área del bebedero.	73
5.16. Diseño de la base del bebedero.	74
5.17. Canal de colada con una puerta de entrada.	76
5.18. Canal de colada con más de una puerta de entrada. a) Canal de colada de sección uniforme. b) Canal de colada de sección decreciente.	77
5.19. Esquema del llenado de una pieza. a) Sistema con una puerta de entrada. b) Sistema con dos puertas de entrada.	78
6.1. Esquema del llenado de la cavidad de un molde de arena mediante vacío (basada en Schey (1977)).	80
6.2. Esquema del llenado de la cavidad de un molde; a) por inyección con aire a presión (basada en Schey (1977)), b) mediante una bomba electromagnética.	81
6.3. 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.	83
6.4. 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.	85
6.5. Diagrama típico de la presión del sistema de inyección y el desplazamiento del pistón durante el llenado del molde (basado en Street (1977)).	87
6.6. Detalle esquemático de un rebosadero y un viento.	89
6.7. Esquema de un sistema de vacío en máquinas de fundición por inyección a presión.	91
6.8. Esquema de un molde utilizado en la inyección de metal a presión.	94

6.9. Diferentes geometrías de la sección transversal del canal de colada.	94
6.10. Reducción recta del área del canal de colada hacia la puerta de entrada.	98
6.11. Reducción del área del canal de colada para obtener puertas de entrada de mayor anchura.	98
6.12. Canal de colada de sección decreciente.	99
6.13. Resultados obtenidos por Siau y Davis (1979) del valor del ángulo ϕ de inclinación del flujo de metal fundido en la puerta de entrada en función de la relación $A_{c(ent)}/A_p$	100
6.14. Esquema de un depósito para evitar el impacto del metal fundido al final del canal de colada.	101
6.15. Esquema de un sistema de distribución con canales múltiples de sección decreciente para el llenado de una placa.	102

C A P Í T U L O 1

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 1.1 puede verse una sección de un molde de arena en el momento en el que se inicia el vertido del metal fundido). Estos procesos 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 Capítu-

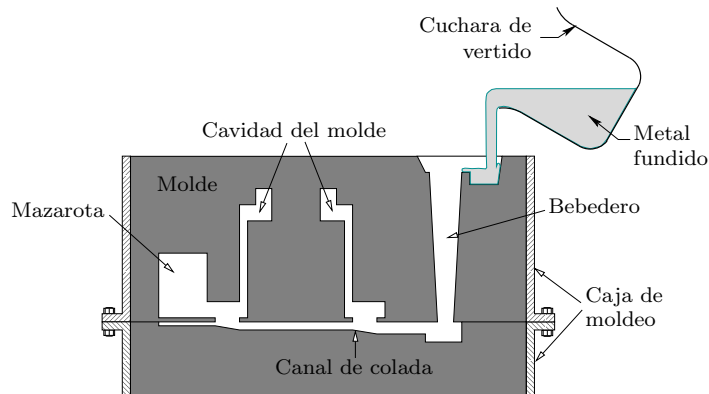


Figura 1.1: Sección de un molde de arena en el momento en el que se inicia el vertido del metal fundido.

los 2 y 4, 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 solidificada¹. 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.

¹Estos 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.

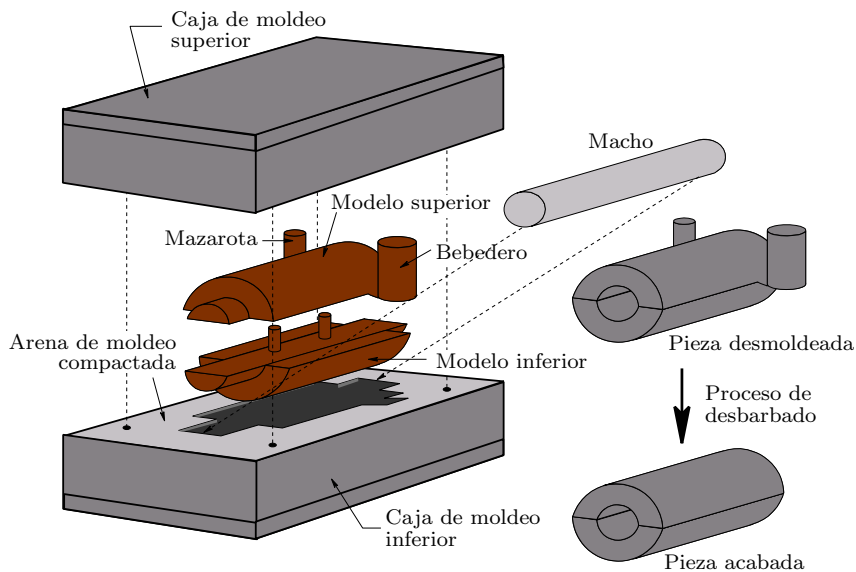


Figura 1.2: Esquema de un proceso de fundición en molde de arena.

1.1. 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 1.2 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 (1683-1) para piezas de acero fundido, las DIN (1684-1)

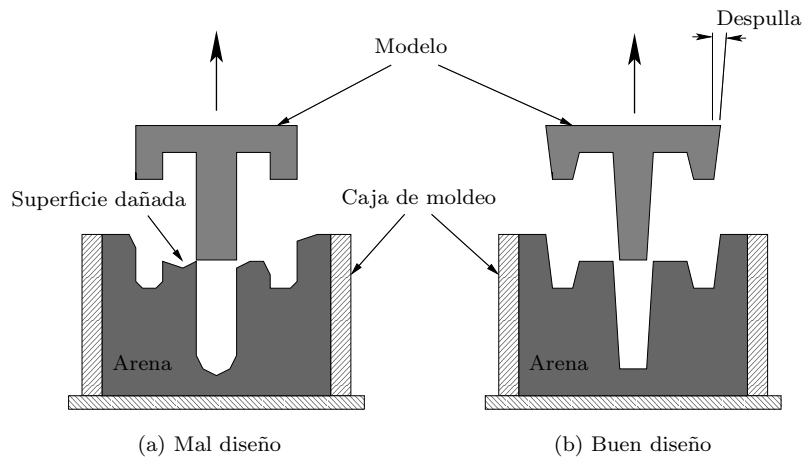


Figura 1.3: Extracción del modelo en un molde de arena.

para piezas de fundición maleable o las DIN (1685-1) para piezas de hierro fundido con grafito esférico (véase también las referencias DIN (1686-1, 1687-1,3,4, 1688-1,3,4)). 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 1.3b). 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 (1511). Por ejemplo, para modelos de madera su valor se debe encontrar, aproximadamente, entre 1 y 3° y para modelos metálicos entre $0,5$ y 1° .

Los machos o noyos son los elementos del molde que permiten generar cavidades internas (véase la Figura 1.2). 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 Coca y Rosique (1989).

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 aproximada de 200°C . Es-

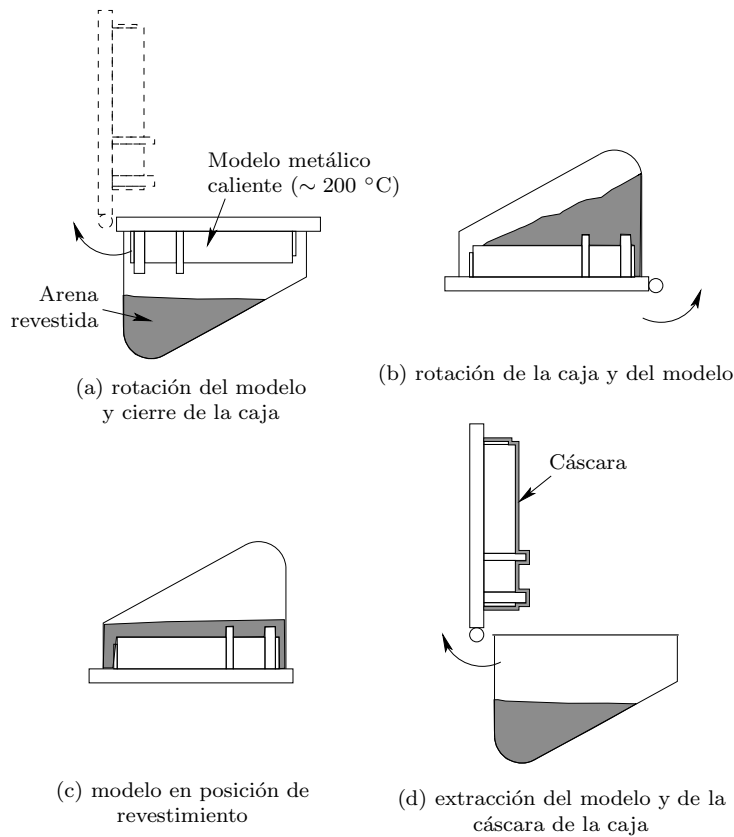


Figura 1.4: Esquema de un proceso de moldeo en cáscara.

to permite que en pocos segundos la resina compacte a la arena de moldeo formándose una costra de unos 5 mm de espesor (Figura 1.4)². Otra técnica muy empleada es la del moldeo a la cera perdida (Figura 1.5) en la que el modelo se construye con materiales, como la cera o el plástico³, 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 tolerancias dimensionales

²El elevado coste de las resinas se ve compensado por la menor cantidad de arena requerida en estos casos.

³Una 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 $-60\text{ }^{\circ}\text{C}$) incrementa de forma considerable el coste del equipo necesario.

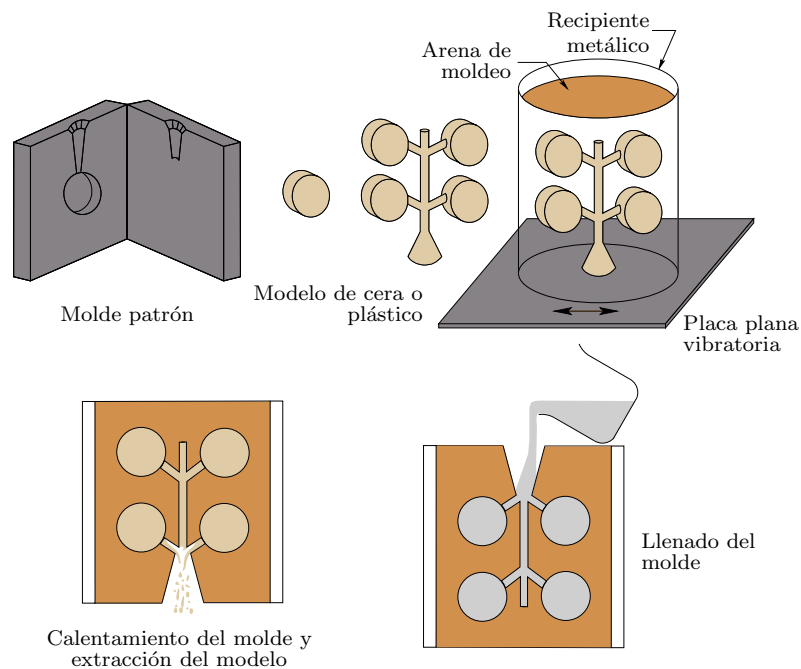


Figura 1.5: Esquema de un proceso de fundición a la cera perdida.

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 férreos (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 Coca y Rosique (1989).

1.2. 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

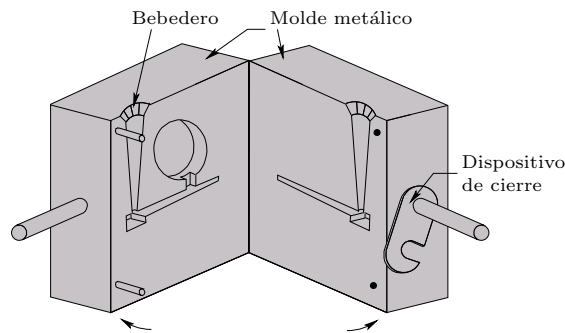


Figura 1.6: Esquema de un molde metálico o coquilla.

metal (hierro fundido, acero, bronce o aleaciones refractarias) o de grafito. En la Figura 1.6 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 1.7 se muestra un esquema típico de una máquina de inyección con cámara caliente. No obstante, estas máquinas no se pueden utilizar pa-

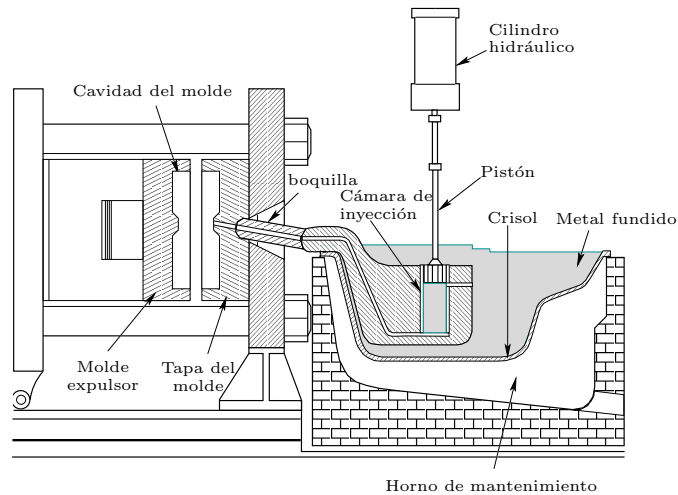


Figura 1.7: Esquema de una máquina de fundición por inyección a alta presión con cámara caliente (basado en Kalpakjian (1995)).

ra 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 1.8) 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 1.9, permiten ejercer presiones 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

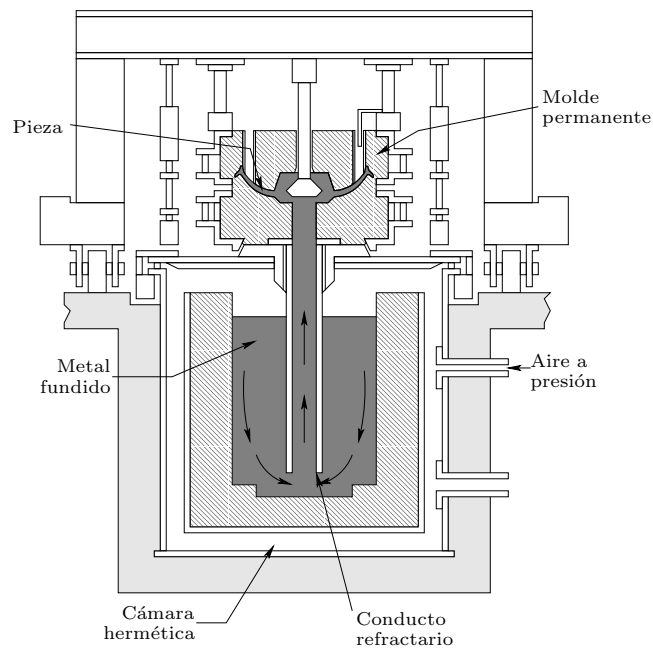


Figura 1.8: Esquema de una máquina de fundición por inyección a baja presión (basado en Kalpakjian (1995)).

velocidades de inyección del orden de $1\,000\text{ kg/cm}^2$ y 6 m/s respectivamente, existiendo en el mercado máquinas de hasta $5\,000$ Toneladas de resistencia al cierre del molde.

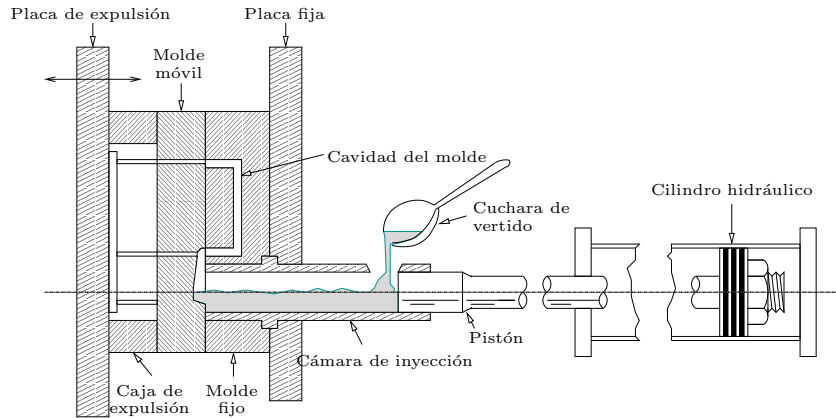


Figura 1.9: Esquema de una máquina de fundición por inyección a alta presión con cámara fría horizontal (basado en Kalpakjian (1995)).

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 Street (1977). En los Capítulos 2 y 4 se analizan brevemente 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 3), y los sistemas de distribución en

1.2. Fundición en molde permanente

11

llenados por gravedad y a presión (Capítulos 5 y 6, respectivamente).

C A P Í T U L O 2

Fundamentos de evacuación de calor y solidificación en fundición

2.1. 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)¹, 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 2.1. Las discontinuidades térmicas observadas en la figura son debidas a las zonas de separación que existen entre el medio ambiente y el molde (ΔT_1), por un lado, y entre el molde y el metal solidificado (ΔT_2), por otro. El tamaño y características de estas zonas de separación dependen fundamentalmente de los efectos de tensión superficial del metal fundido, la

¹Este 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.

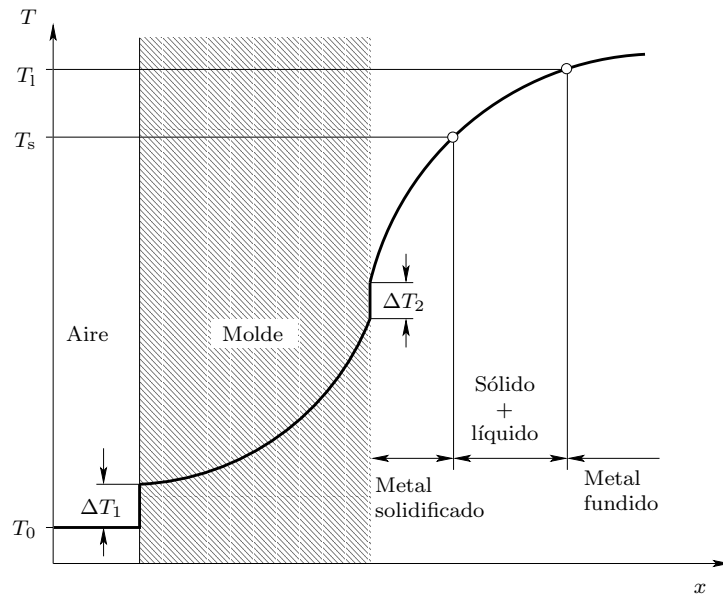


Figura 2.1: Distribución de temperaturas durante la solidificación del metal fundido en un molde.

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 el molde y el metal aumentará gradualmente conforme la contracción del metal aumente, 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. (1996)), 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).

2.1.1. 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 2.2. 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

$$\left(\frac{q}{A}\right)_{x=0} = -\rho_f H \frac{\partial s}{\partial t}, \quad (2.1)$$

donde s es el espesor del metal solidificado (véase la Figura 2.2). Por otro lado, se puede escribir

$$\left(\frac{q}{A}\right)_{x=0} = -k_m \left(\frac{\partial T}{\partial x}\right)_{x=0}, \quad (2.2)$$

donde k_m es la conductividad térmica del molde, por lo que resolviendo las

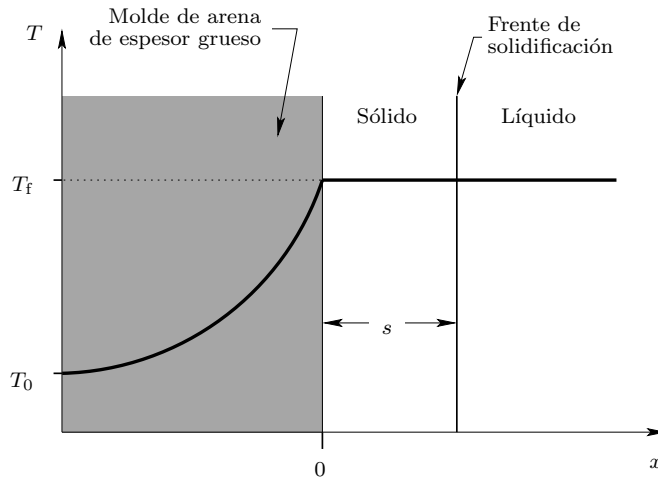


Figura 2.2: Esquema de la distribución de temperaturas durante la solidificación de un metal puro vertido a la temperatura de fusión T_f en un molde aislante de geometría plana.

Ecuaciones (2.1) y (2.2) (véase por ejemplo Flemings (1974)) se puede obtener el espesor solidificado de metal en función del tiempo:

$$s = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \underbrace{\sqrt{k_m \rho_m c_m}}_{\text{molde}} \underbrace{\left(\frac{T_f - T_0}{\rho_f H} \right)}_{\text{metal}} \sqrt{t}. \quad (2.3)$$

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 (1933) y Poirier y Poirier (1994) 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.

2.1.2. 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 2.3.

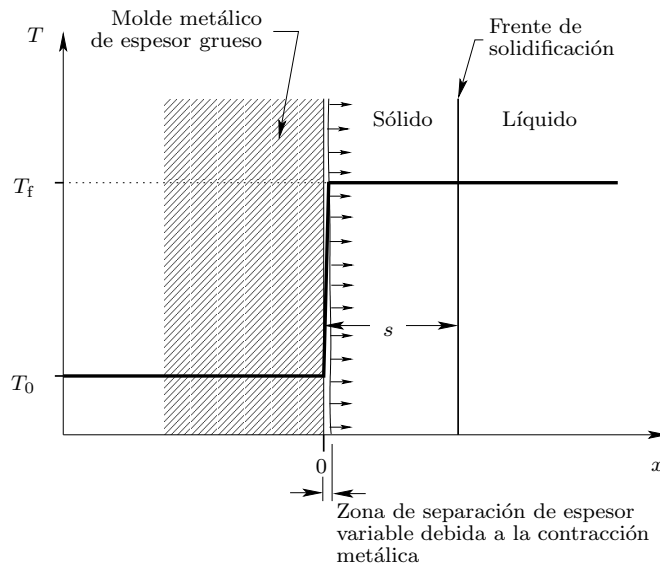


Figura 2.3: Esquema de la distribución de temperaturas durante la solidificación de un metal puro vertido a la temperatura de fusión T_f en un molde metálico de geometría plana.

El flujo de calor a través de la zona de separación entre el molde y el metal solidificado se puede expresar del siguiente modo

$$\left(\frac{q}{A}\right)_{x=0} = -h(T_f - T_0), \quad (2.4)$$

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 coeficiente². La solución de las Ecuaciones (2.1) y (2.4) (véase, p. ej., Flemings (1974)) proporciona el espesor de metal solidificado en función del tiempo

$$s = \underbrace{h}_{\text{interface}} \underbrace{\frac{T_f - T_0}{\rho_f H}}_{\text{metal}} t. \quad (2.5)$$

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 ΔT 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

$$\hat{Q} = \rho V H + \rho_\ell V c_\ell \Delta T, \quad (2.6)$$

donde V es el volumen de metal y el subíndice ℓ hace referencia a las propiedades del metal líquido sobrecalentado. Se considera que una aproximación razonable, utilizada por Poirier y Poirier (1994), 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 $H' = H + c_\ell \Delta T$.

2.2. 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 constante³, mientras que en las aleaciones metálicas la solidificación se inicia

²Debe mencionarse que en los moldes desechables, la resistencia al flujo de calor que ofrece la zona de separación entre el metal y el molde se puede considerar despreciable frente a la resistencia al flujo de calor del molde aislante.

³Por ejemplo, el aluminio puro se solidifica a 660 °C, el hierro a 1 537 °C y el tungsteno a 3 410 °C

cuando 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 2.1 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 (1940) 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.

2.2.1. Tiempos de solidificación de metales en moldes desechables

Para moldes desechables, introduciendo la aproximación de Chvorinov anteriormente mencionada en la Ecuación (2.3) se puede obtener la siguiente expresión

$$t_s = C \left(\frac{V}{A} \right)^2, \quad (2.7)$$

donde t_s es el tiempo total de solidificación y

$$C = \frac{\pi}{4} \left(\frac{\rho_f H}{T_f - T_0} \right)^2 \frac{1}{k_m \rho_m c_m}. \quad (2.8)$$

Aunque en la práctica se suele considerar a la Ecuación (2.7) 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 (1974))

$$t_s = \left(C - \frac{1}{a\alpha_m} \right) \left(\frac{V}{A} \right)^2, \quad (2.9)$$

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 ∞ para placas finas⁴, $8/\sqrt{\pi}$ para cilindros y $6/\sqrt{\pi}$ para esferas. Comparando las Ecuaciones (2.7) y (2.9) se puede observar que la aproximación utilizada por Chvorinov está más justificada conforme α_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.

⁴Obviamente para placas finas las Ecuaciones (2.7) y (2.9) deben coincidir.

2.2.2. Tiempos de solidificación de metales en moldes permanentes

De igual forma, introduciendo la aproximación de Chvorinov en la Ecuación (2.5) se puede obtener la expresión equivalente a la Ecuación (2.7) para moldes permanentes

$$t_s = C' \left(\frac{V}{A} \right), \quad (2.10)$$

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).

2.2.3. 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 2.2.3 se representa el esquema de la distribución de temperaturas durante la solidificación de una 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.

2.2.4. Contracción de los metales durante el proceso de solidificación

Generalmente los metales se contraen cuando se solidifican y enfrían (véase la Tabla 2.1). 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

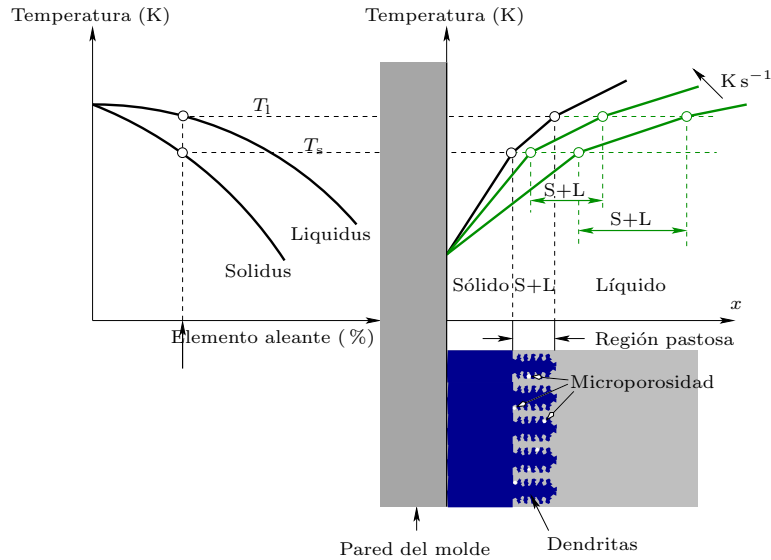


Figura 2.4: Esquema de la distribución de temperaturas durante la solidificación de una aleación metálica.

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 2.1: Contracción de solidificación para algunos metales (datos extraídos de la referencia Kalpakjian (1995)).

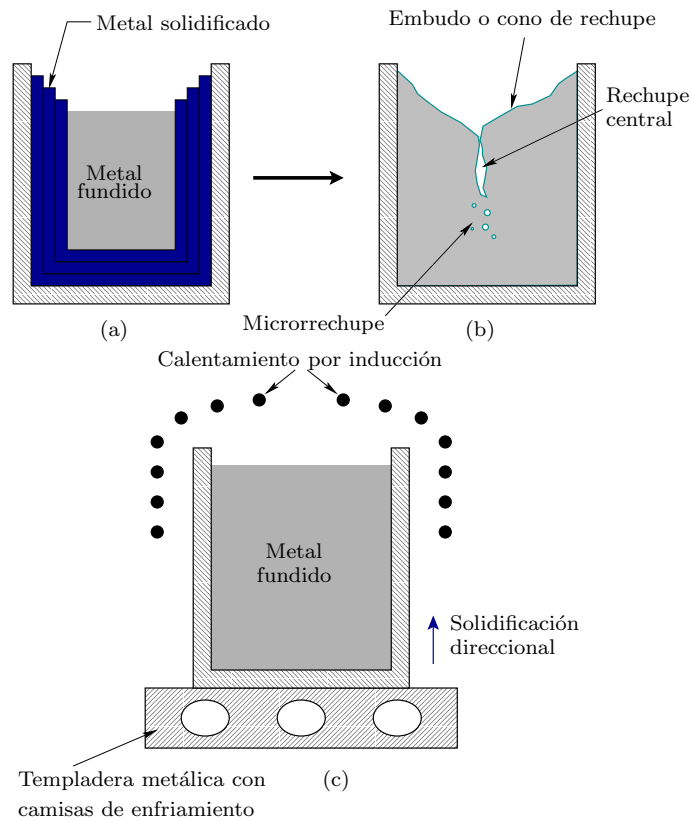


Figura 2.5: Mecanismo de formación de rechupes (a y b) y método para evitarlos (c).

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 2.5. Puede observarse que el frente de solidificación se inicia en la pared del molde progresando hacia el centro de la pieza (Figura 2.5a). 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 2.5b). 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 2.5c).

En lo que sigue se describen brevemente los distintos mecanismos que pueden provocar la formación de porosidad en procesos de fundición.

2.3. 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 (1974)). De esta forma se identificaron dos de los parámetros que frecuentemente controlan la aparición de porosidad: el tiempo de solidificación (Chvorinov, 1940) y los gradientes de temperatura durante la solidificación del metal fundido (Pellini, 1953; Niyama et al., 1982).

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 (Hwang y Stoehr, 1983, 1988; Hansen y Sahn, 1988).

Algunos de los primeros trabajos clásicos sobre porosidad en piezas fundidas pueden encontrarse, por ejemplo, en las referencias Piwonka y Flemings (1966) y Campbell (1967, 1969). 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 (Kimio y Pehlke, 1985; Poirier et al., 1987; Wang, 1990).

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 líquida⁵ pueden dar lugar a porosidad interna producida por un mecanismo de nucleación interna⁶ (Ampuero et al., 1991) o de iniciación superficial⁷ (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 solidificación⁸.

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 isoterms 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

⁵Si 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.

⁶Para 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.

⁷Si 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.

⁸Cuando 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.

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 (1941) 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 (Hirt, 1991). Lindberg et al. (1991) 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 (1993) 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 bur-

bujas. 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 3

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 2.2 y 2.3. En muchas ocasiones se emplean depósitos, denominados comúnmente como mazarotas, que compensan el déficit volumétrico originado. En la Figura 3.1 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 3.2b, lo que permite reducir las dimensiones de las mazarotas (véase la Figura 3.2c). 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 3.2d y e).

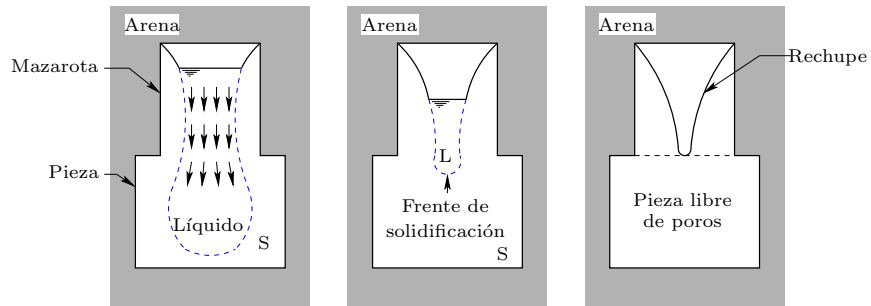


Figura 3.1: Esquema de la evolución del frente de solidificación de un metal puro en un molde de arena en forma de cubo y una mazarota cilíndrica situada en la parte superior.

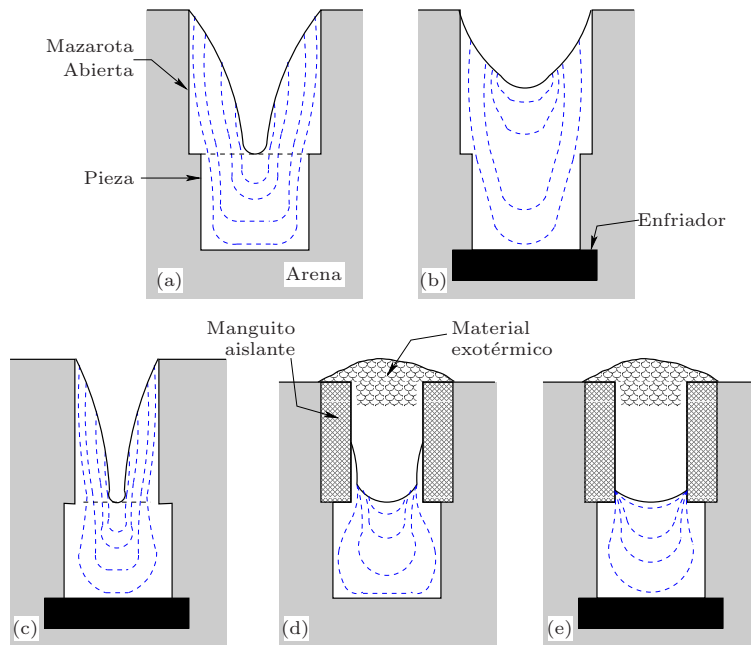


Figura 3.2: Mejora de la eficacia de una mazarota que alimenta a un cubo en un molde de arena (a) mediante enfriadores (b,c y e), y materiales aislantes y exotérmicos (d y e) (basada en Flemings (1974)).

3.1. 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 (1949) o Bishop et al. (1955) 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.

3.1.1. Método de Caine

Para que el proceso de alimentación líquida se efectúe correctamente, Caine (1949) obtuvo experimentalmente curvas, como la mostrada en la Figura 3.3, 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 repre-

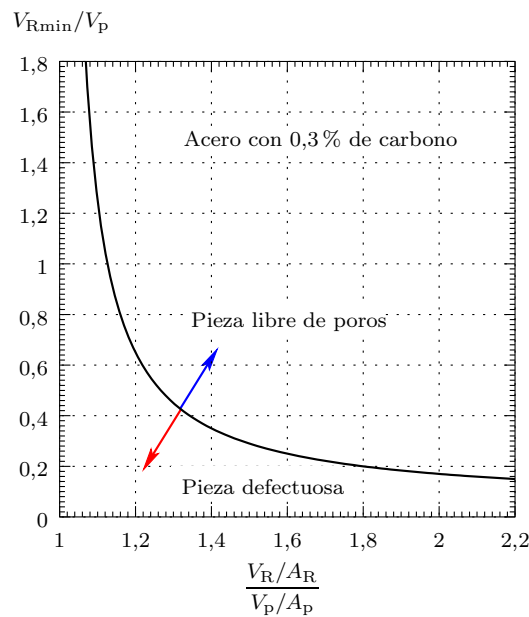


Figura 3.3: Resultados, obtenidos experimentalmente por Caine (1949) para aceros con contenido en carbono igual al 0,3 %, de la relación entre el volumen de la mazarota V_R y el de la pieza a la que alimenta V_p en función de la relación entre el módulo de la mazarota y el de la pieza, $(V_R/A_R)/(V_p/A_p)$.

sentada en esta figura permite determinar, 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).

3.1.2. Método NRL

Bishop et al. (1955) establecieron un método análogo al de la sección anterior en el que, la relación de módulos utilizada por Caine (1949) 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 3.4 se representa la relación, obtenida experimentalmente por Bishop et al. (1955) 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 $(L+W)/T$.

3.2. 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 2.1). 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 3.5. 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 que proporciona el máximo tiempo de solidificación se puede obtener del modo que a continuación se

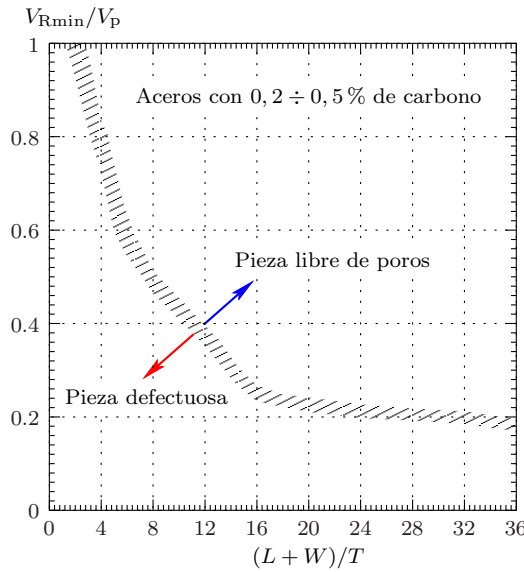


Figura 3.4: Resultados, obtenidos experimentalmente por Bishop et al. (1955) para aceros con contenido en carbono comprendido entre 0,2 y 0,5 %, de la relación entre el volumen de la mazarota, V_R , y el de la pieza a la que alimenta, V_p , en función del factor de forma $(L + W)/T$.

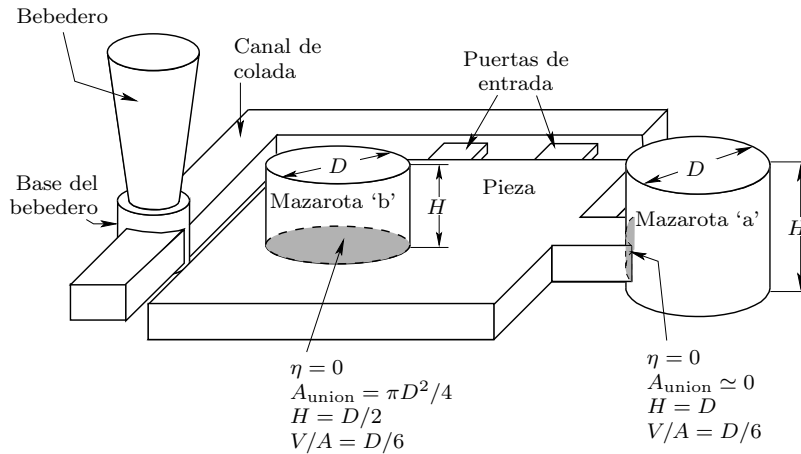


Figura 3.5: Esquema del sistema de distribución (bebedero, canal de colada y puertas de entrada) y del sistema de compensación de una placa metálica.

indica. El volumen, V , y el área, A , de la superficie de la mazarota pueden ser expresados, respectivamente, como

$$A = \pi D^2 \xi + \frac{\pi}{2} D^2, \quad (3.1)$$

$$V = \frac{\pi}{4} D^3 \xi. \quad (3.2)$$

De las Ecuaciones (3.1) y (3.2) se puede obtener la siguiente relación

$$\left(\frac{V}{A}\right) \frac{1}{V^{1/3}} = \frac{\xi^{2/3}}{4^{2/3} \pi^{1/3} \left(\xi + \frac{1}{2}\right)}. \quad (3.3)$$

En la Figura 3.6 se representa con línea continua la relación $\left(\frac{V}{A}\right) \frac{1}{V^{1/3}}$ de la Ecuación (3.3) en función de la relación geométrica ξ . Puede observarse

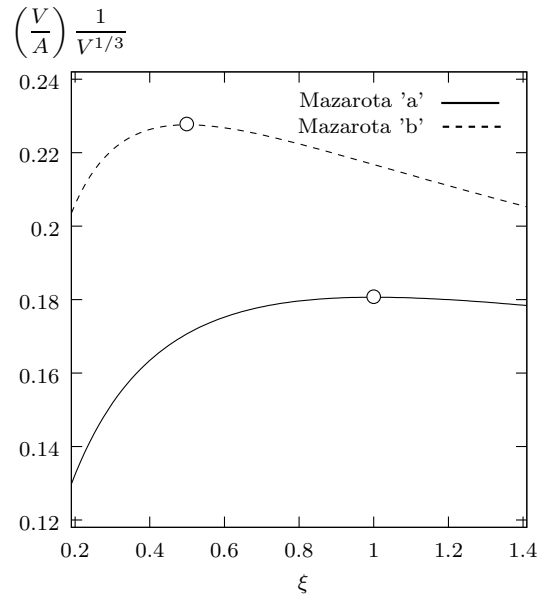


Figura 3.6: Relación $\left(\frac{V}{A}\right) \frac{1}{V^{1/3}}$ de la Ecuación (3.3) para una mazarota lateral (línea de trazo continuo) y de la Ecuación (3.5) (línea de trazo discontinuo) para una mazarota superior en función del parámetro ξ .

que, para un volumen V dado, el valor del parámetro ξ que proporciona el máximo valor de la relación V/A y por tanto, según la Ecuación (2.7), 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 3.5 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 (3.1) menos el área de la superficie de unión, $A_{\text{union}} = \pi D^2/4$, entre la mazarota y la pieza. Por tanto,

$$A = \pi D^2 \xi + \frac{\pi}{4} D^2. \quad (3.4)$$

De las Ecuaciones (3.4) y (3.2) se puede obtener una expresión equivalente a la de la Ecuación (3.3)

$$\left(\frac{V}{A}\right) \frac{1}{V^{1/3}} = \frac{\xi^{2/3}}{4^{2/3} \pi^{1/3} \left(\xi + \frac{1}{4}\right)}, \quad (3.5)$$

que se ha representado con línea discontinua en la Figura 3.6. Se puede observar que en este caso, el valor del parámetro ξ 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 Poirier y Poirier (1994) se pueden encontrar resultados para casos como los que se acaban de mencionar.

3.3. Ecuación de diseño de los sistemas de compensación

Recuérdese que, tal y como se menciona en la Sección 2.2.1, 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 (2.7)). En lo que sigue se considerarán mazarotas cilíndricas como las mostradas en la Figura 3.5. 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 (2.7) esta condición puede ser expresada del siguiente modo

$$C_R \left(\frac{V_{Rf}}{A_R} \right)^2 = C_p \left(\frac{V_p}{A_p} \right)^2, \quad (3.6)$$

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

$$V_{Rf} = V_R - \beta (V_R + V_p), \quad (3.7)$$

siendo β 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 β 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 (3.7), a la condición

$$\frac{V_R}{V_p} \geq \frac{\beta}{1 - \beta} \quad (3.8)$$

Sustituyendo la Ecuación (3.7) en la Ecuación (3.6) y operando adecuadamente se puede obtener la siguiente expresión

$$(1 - \beta)V_R - \beta V_p = \underbrace{\left[\left(\frac{C_p}{C_R} \right)^{1/2} A_R \right]}_I \left(\frac{V_p}{A_p} \right). \quad (3.9)$$

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 3.2a, 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 3.2d y e). Para considerar las distintas situaciones que se acaban de mencionar Poirier y Poirier (1994) proponen un método aproximado que consiste en dividir el término de la Ecuación (3.9) referenciado con la letra I en tres sumandos correspondientes a las zonas lateral (l), superior (s) e inferior (i) de la mazarota

$$\left(\frac{C_p}{C_R}\right)^{1/2} A_R \simeq \underbrace{\left(\frac{C_p}{C_{Rl}}\right)^{1/2}}_{\eta_l} A_{Rl} + \underbrace{\left(\frac{C_p}{C_{Rs}}\right)^{1/2}}_{\eta_s} A_{Rs} + \underbrace{\left(\frac{C_p}{C_{Ri}}\right)^{1/2}}_{\eta_i} A_{Ri}, \quad (3.10)$$

donde C_{Rl} , C_{Rs} y C_{Ri} son, respectivamente, los valores correspondientes obtenidos de la Ecuación (2.8). 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, η 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

$$\eta_l = \eta_s = \eta_i = \left(\frac{C_p}{C_R}\right)^{1/2} = 1. \quad (3.11)$$

Introduciendo la Ecuación (3.10) en la Ecuación (3.9) se puede expresar

$$(1 - \beta)V_R - \beta V_p = (\eta_l A_{Rl} + \eta_s A_{Rs} + \eta_i A_{Ri}) \left(\frac{V_p}{A_p}\right). \quad (3.12)$$

Para mazarotas cilíndricas como las mostradas en la Figura 3.5, con relación geométrica entre su altura y su diámetro ξ , se puede escribir

$$V_R = \frac{\pi}{4} D^3 \xi, \quad (3.13)$$

$$A_{Rl} = \pi D^2 \xi, \quad (3.14)$$

$$A_{Rs} = A_{Ri} = \frac{\pi}{4} D^2. \quad (3.15)$$

Introduciendo las Ecuaciones (3.13), (3.14) y (3.15) en la Ecuación (3.12), y operando adecuadamente se obtiene

$$\xi D^3 - (4\xi\eta_l + \eta_s + \eta_i) \frac{V_p/A_p}{1 - \beta} D^2 - \frac{4\beta V_p}{\pi(1 - \beta)} = 0. \quad (3.16)$$

En mazarotas laterales con $\xi = 1$, como la denotada con la letra 'a' en la Figura 3.5, 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 (3.16) resulta, en este caso,

$$D^3 - 6 \frac{V_p/A_p}{1-\beta} D^2 - \frac{4\beta V_p}{\pi(1-\beta)} = 0. \quad (3.17)$$

En mazarotas como la denotada con la letra 'b' en la Figura 3.5 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

$$\frac{1}{2} D^3 - 3 \frac{V_p/A_p}{1-\beta} D^2 - \frac{4\beta V_p}{\pi(1-\beta)} = 0. \quad (3.18)$$

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.

3.4. 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 mazarota, 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 3.7), 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 3.8). En general, como algunos trabajos experimentales así 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 2.2.3, regiones dendríticas más extensas. En la Figura 3.9 se representan resultados, obtenidos por Pellini (1953), 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 la barra, se alcanza la

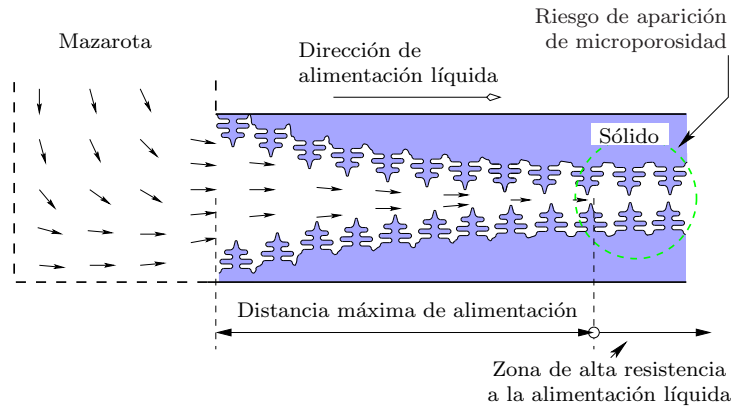


Figura 3.7: Esquema del proceso de alimentación líquida durante la solidificación de una aleación metálica.

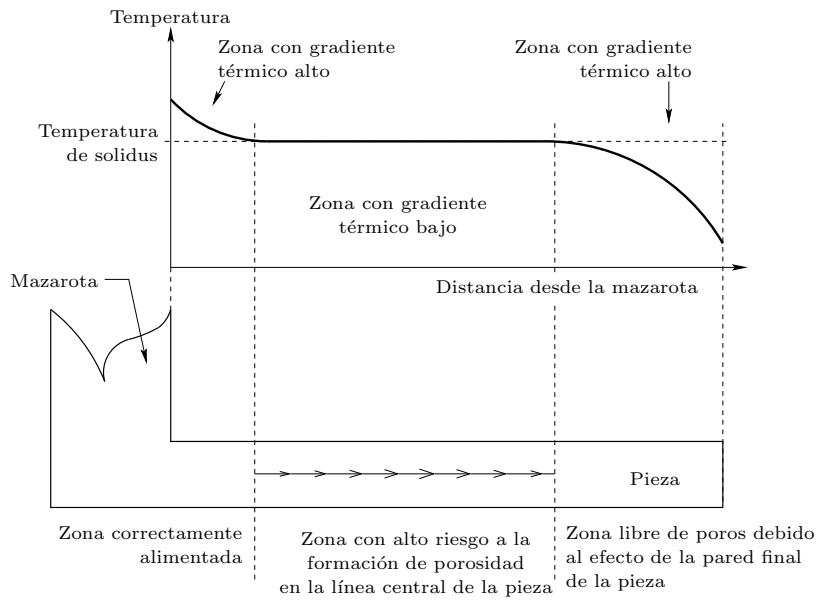


Figura 3.8: Esquema de la distribución de temperaturas en un instante dado a lo largo de la línea central de una pieza alimentada por una mazarota abierta (basada en Taylor et al. (1959)).

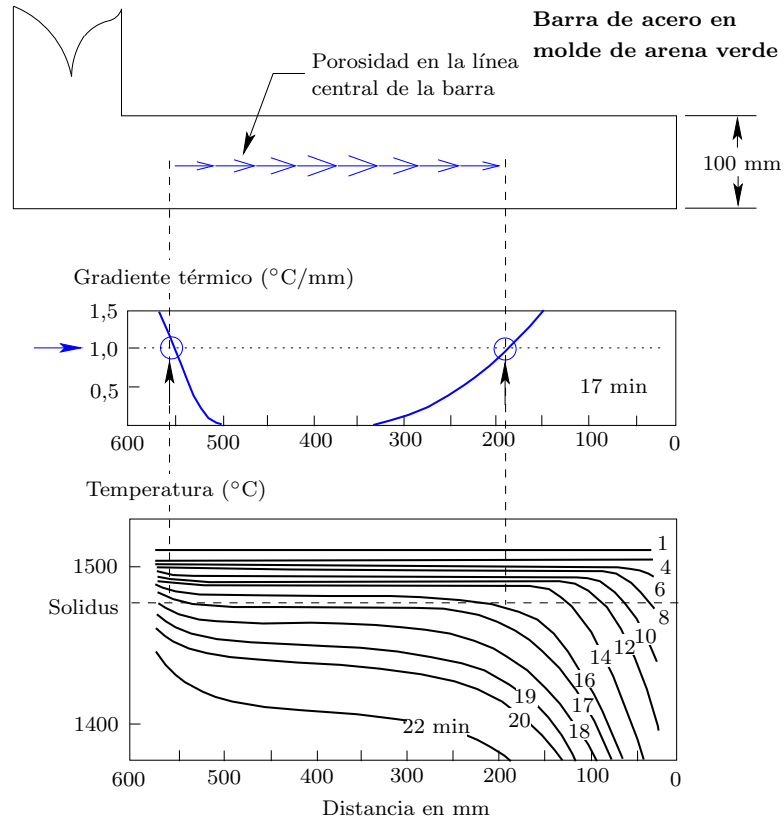


Figura 3.9: Resultados, obtenidos por Pellini (1953), de la temperatura en distintos instantes de tiempo a lo largo de la línea central de una barra de acero en un molde de arena verde.

temperatura de solidus¹, las zonas en las que se forma porosidad presentan gradientes térmicos en la dirección longitudinal de la barra inferiores a 1 °C/mm. Puede apreciarse en las Figuras 3.8 y 3.9 que las zonas próximas a la mazarota y a la pared final de la pieza, que presentan gradientes térmicos relativamente altos, suelen estar libres de poros. Pellini (1953), Bishop et al. (1951), y Bishop y Pellini (1950) 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.

3.4.1. Distancia de alimentación líquida en placas

Los resultados de Pellini (1953) para placas de acero de espesor comprendido entre 13 y 100 mm en moldes de arena verde se muestran esquemáticamente en la Figura 3.10. 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 3.10a 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 3.10b debe ser igual a

¹Durante la última etapa de la solidificación el crecimiento dendrítico en esta zona, y por tanto la resistencia a la alimentación líquida, será máximo.

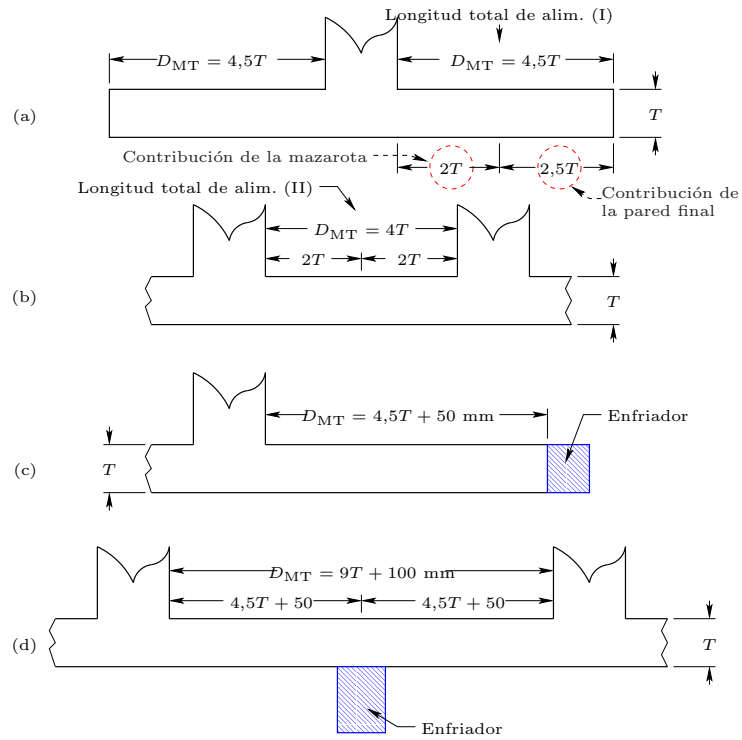


Figura 3.10: Distancias de alimentación en placas obtenidas experimentalmente por Pellini (1953); (a) y (c) entre la mazarota y la pared final sin y con enfriador, respectivamente; (b) y (d) entre dos mazarotas sin y con enfriador entre ambas, respectivamente.

$$2T + 2T = 4T.$$

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 mostrados en las Figuras 3.10c 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 (1953), representados en las Figuras 3.10c y d, muestran que la longitud total de alimentación aumenta en 50 mm, aproximadamente².

Johnson y Loper (1969) 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

$$D_{MT} = 72 \left(\frac{V}{A} \right)^{1/2} - 140 \text{ mm}, \quad (3.19)$$

donde V/A es el módulo de la placa en mm.

3.4.2. Distancia de alimentación líquida en barras

Los resultados experimentales obtenidos por Pellini (1953), para barras de acero con espesores comprendidos entre 50 y 200 mm en moldes de arena verde, se exponen en la Figura 3.11. 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 3.11e 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 3.11e. Se puede ver que en el rango considerado por estos autores el valor de esta longitud se encuentra comprendido entre $1T$ y $4T$ (Figura 3.11b). Los resultados experimentales de Pellini (1953) representados en las Figuras 3.11c 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 (1969) para barras de espesores pequeños (inferiores a 13 mm) muestran que la longitud total efectiva de ali-

²El enfriador colocado entre mazarotas tiene el mismo efecto que el correspondiente a un enfriador situado al final de la pieza.

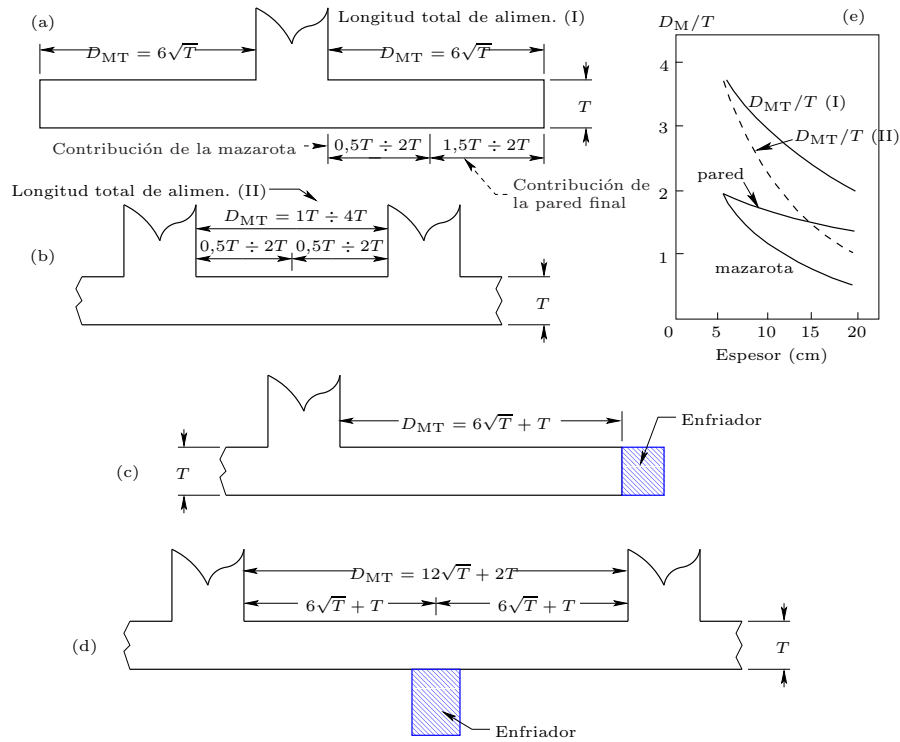


Figura 3.11: Distancias máximas de alimentación en barras obtenidas experimentalmente por Pellini (1953); (a) y (c) entre la mazarota y la pared final sin y con enfriador, respectivamente; (b) y (d) entre dos mazarotas sin y con enfriador entre ambas, respectivamente. (e) Contribución correspondiente a la mazarota y a la pared final de la barra en función del espesor T .

mentación líquida D_{MT} se puede obtener a través de la siguiente expresión

$$D_{MT} = 80 \left(\frac{V}{A} \right)^{1/2} - 84 \text{ mm.} \quad (3.20)$$

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 4

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 4.1a y 4.1b. 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.

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 (Flinn , 1963) 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

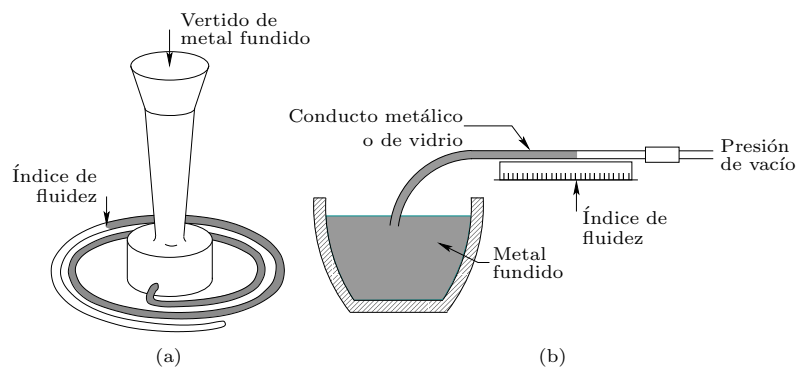


Figura 4.1: Esquema de dos ensayos de fluidez: (a) ensayo de fluidez en espiral; (b) ensayo de fluidez al vacío.

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.

4.1. 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 (1991) 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 4.2a y 4.2b 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.

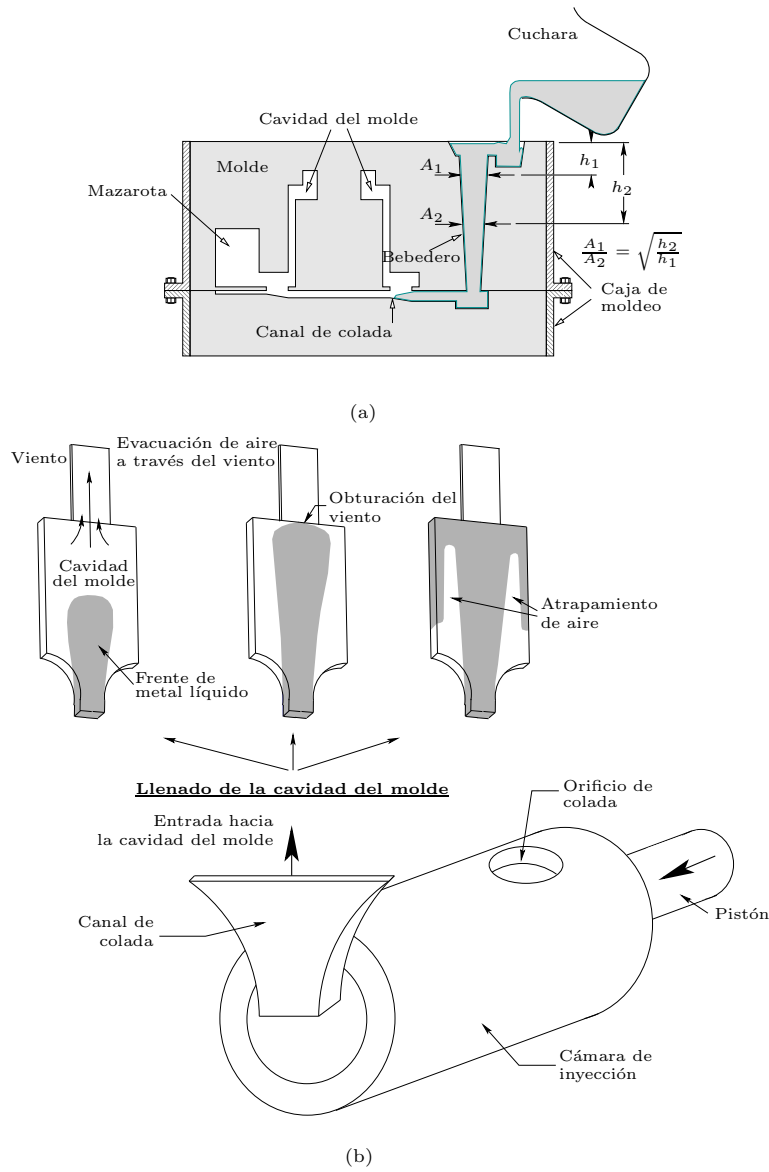


Figura 4.2: Esquema del llenado de moldes: a) por gravedad; b) a presión.

- 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.
- 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 inde-seables 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 metal¹. 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.

¹La 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.

4.2. 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 (1971); Szekely (1979)), 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 modelado de geometrías complejas. Por ejemplo, en la Figura 4.3 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 4.4 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 (Faura et al., 1997). Entre los recientes desa-

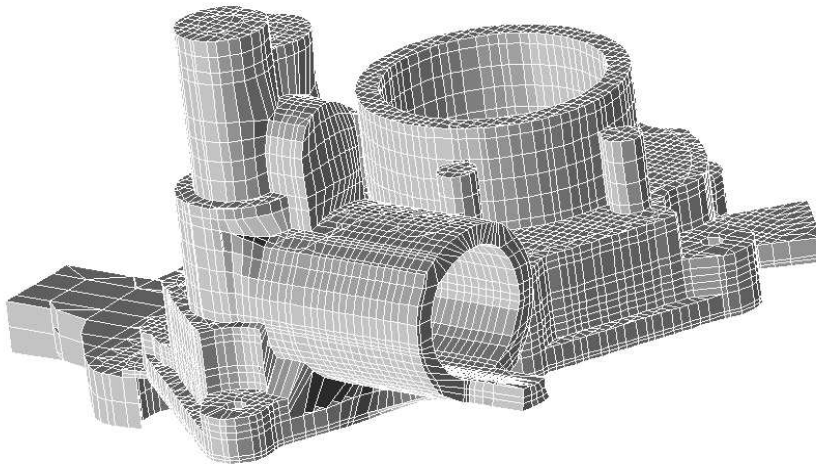


Figura 4.3: Modelado tridimensional de la tapa del cárter de un motor Diesel fabricado en Suzuki-Santana Motor, S.A.

rrillos 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 4.1 presenta una lista de códigos frecuentemente utilizados actualmente. Estos códigos pueden incluir:

- representación de formas complejas del molde;
- modelos de flujo fluido transitorio y secuencias de llenado de molde;

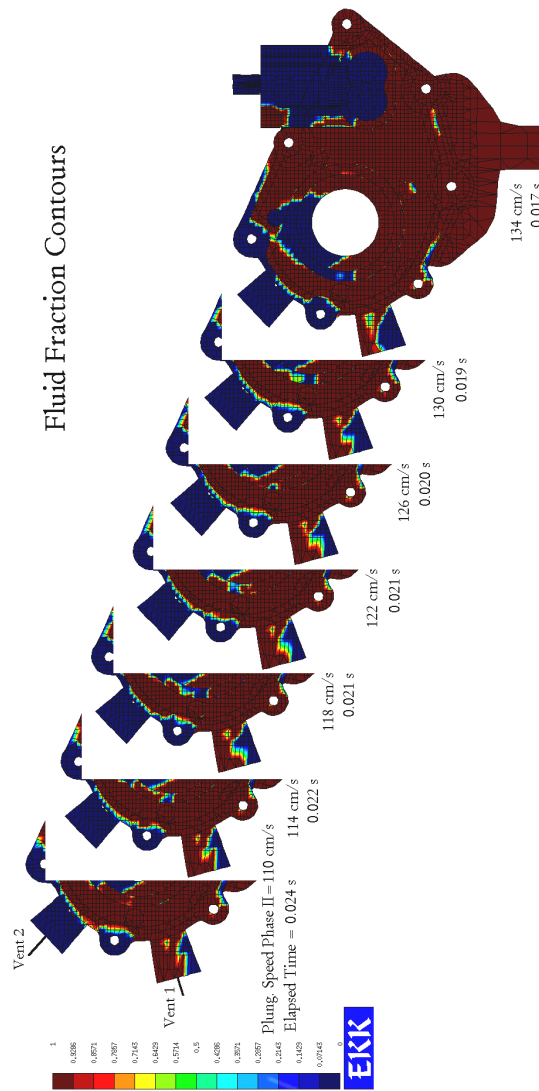


Figura 4.4: Resultados del llenado del molde correspondiente al modelo tridimensional de la Figura 4.3, obtenidos con el código de elementos finitos Wrafts para distintas velocidades de inyección.

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.
ASTECC (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 4.1: Lista parcial de códigos de fundición y de propósito general usados para simulación de procesos de fundición.

- 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.

4.2.1. Ejemplos numéricos del llenado de moldes

En las Figuras 4.5 y 4.6 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 $1 \times 1 \text{ m}^2$ López et al. (2002). 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. (2004). En la Figura 4.5 el llenado se realiza por gravedad desde la parte superior del molde, y en las Figuras 4.6a, b y c, por la parte inferior, con velocidades de inyección de 2,5, 5 y 10 m s^{-1} , respectivamente. Se ha utilizado una malla de 32×32 elementos y la superficie libre se ha reconstruido mediante el método de segundo orden de Puckett (1991). 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 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

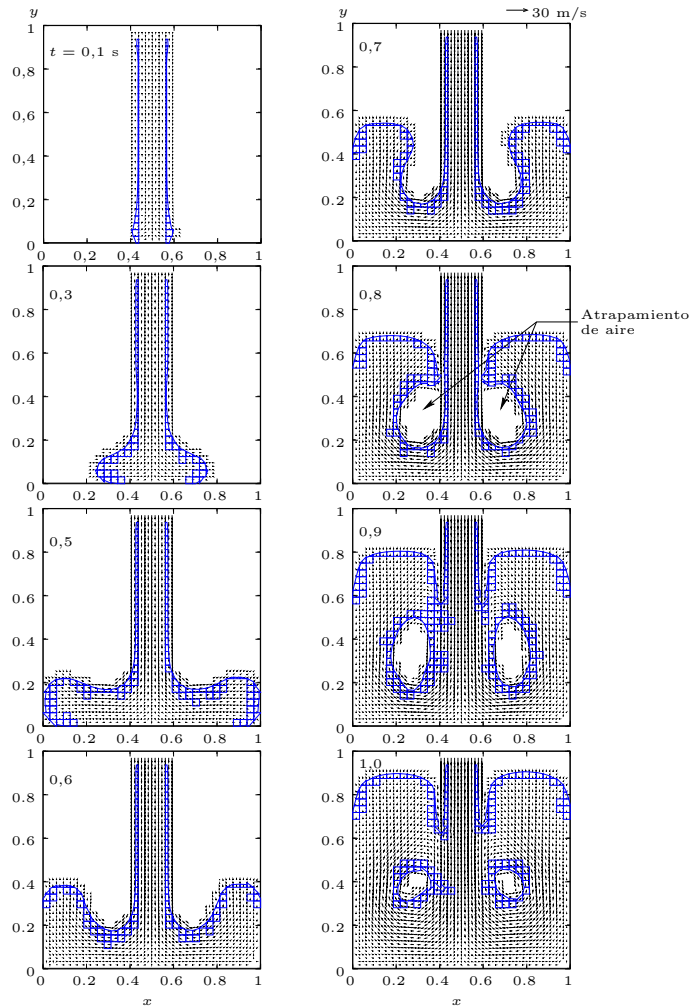


Figura 4.5: Resultados de la superficie libre reconstruida mediante el método de Puckett (1991) y vectores de velocidad en distintos instantes de tiempo durante el llenado de un molde por gravedad.

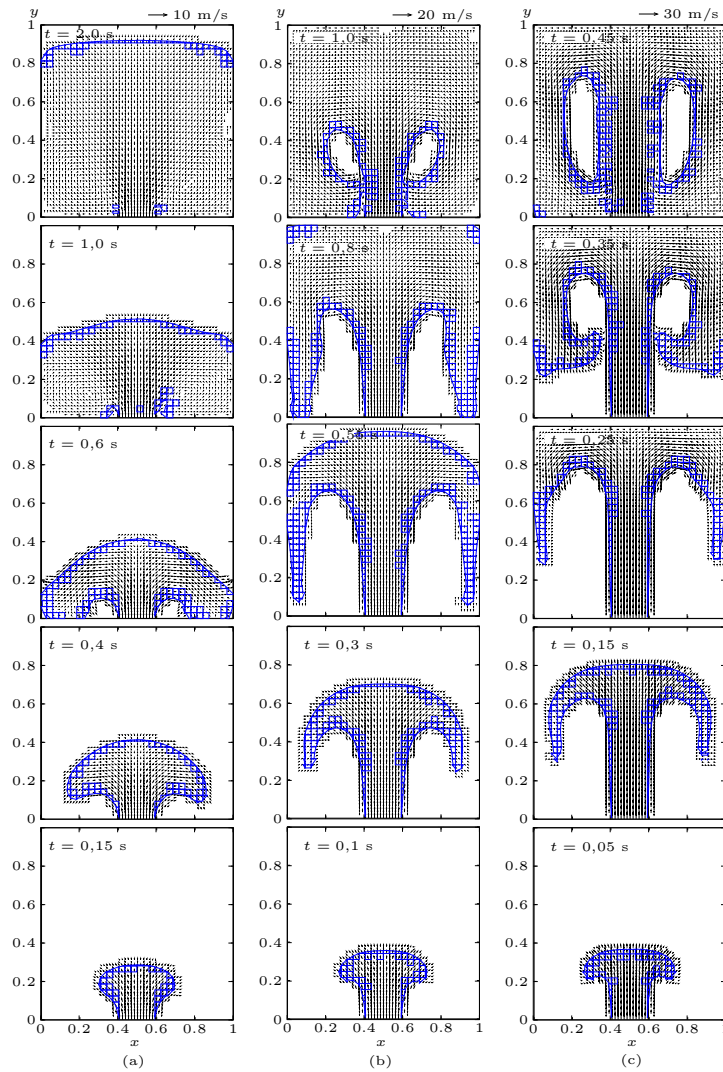


Figura 4.6: Resultados de la superficie libre reconstruida mediante el método de Puckett (1991) y vectores de velocidad en distintos instantes de tiempo durante el llenado de un molde a presión con velocidades de inyección (a) 2,5, (b) 5 y (c) 10 m s^{-1} .

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 atrapamiento de grandes cantidades de aire es el representado en la Figura 4.6a, 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

5

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 5.1 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.

5.1. Sistemas de llenado por gravedad

5.1.1. Llenado directo

El modo más sencillo de llenar un molde puede ser como el mostrado en la Figura 5.2a, 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

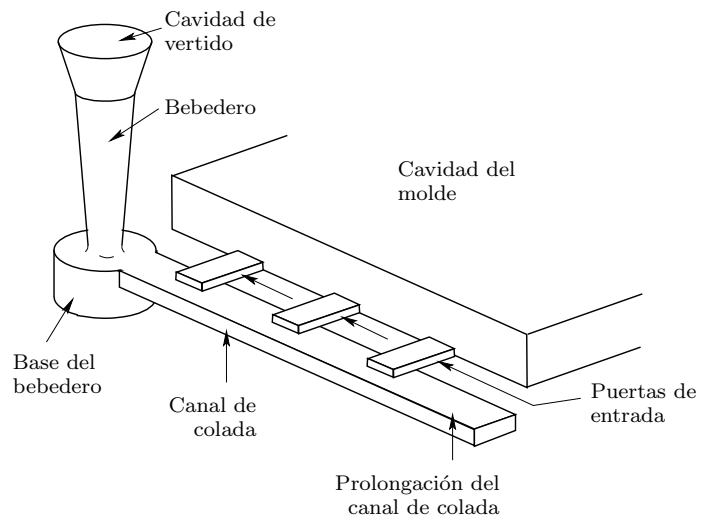


Figura 5.1: Esquema de un sistema de distribución habitualmente utilizado en los llenados de moldes por gravedad (basado en Taylor et al. (1959)).

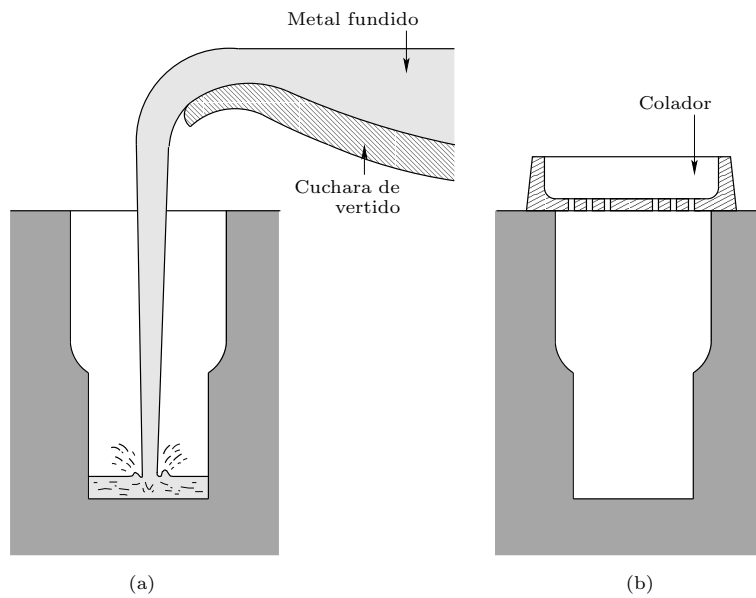


Figura 5.2: Esquema del llenado directo de un molde (basado en Taylor et al. (1959)).

puede utilizarse en moldes grandes construidos 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 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 5.2b 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.

5.1.2. 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 5.3, 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

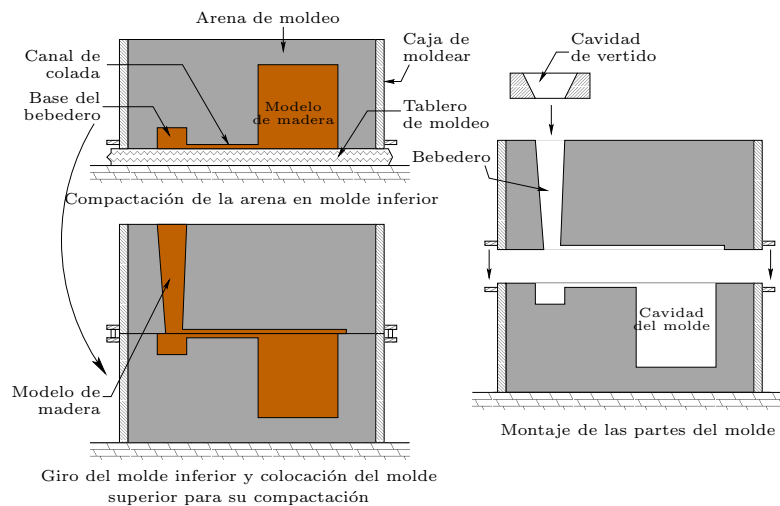


Figura 5.3: Esquema de la construcción de un molde de arena.

estos casos la puerta de 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

$$y + \frac{v^2}{2g} + \frac{p}{\rho g} = \text{constante}, \quad (5.1)$$

donde y es la altura del punto considerado, v , p y ρ 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 5.4

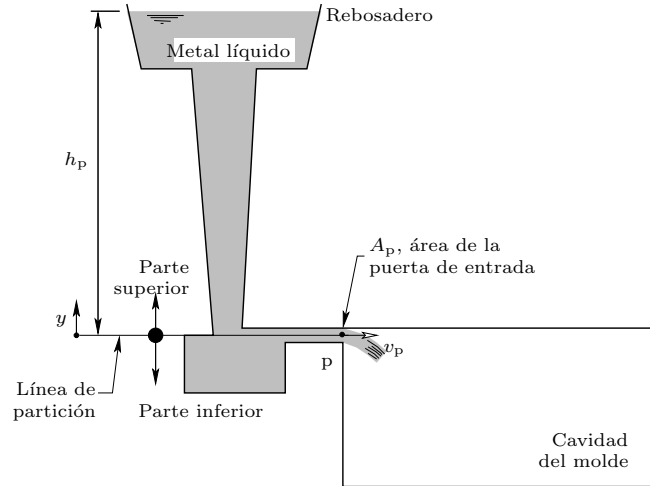


Figura 5.4: Llenado por la línea de partición del molde.

y el nivel de metal líquido en el rebosadero permanece constante, aplicando la Ecuación (5.1), la velocidad del metal en la sección de entrada del metal fundido a la cavidad del molde, v_p , se puede expresar como

$$v_p = (2gh_p)^{1/2}, \quad (5.2)$$

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

$$A_p = \frac{V}{\sqrt{2gt_f}} h_p^{-1/2}. \quad (5.3)$$

5.1.3. 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 5.5). En estos casos puede aparecer un problema debido a que la zona más caliente del

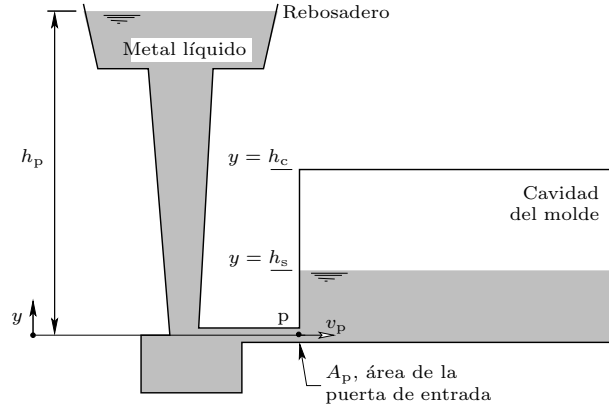


Figura 5.5: Llenado por la parte inferior de la cavidad del molde.

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 2.2.4). Para evitar este problema se pueden 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

$$v_s = \frac{dh_s}{dt}, \quad (5.4)$$

donde v_s es la velocidad de la superficie libre del metal fundido, que de la Ecuación (5.1) resulta

$$v_s = \sqrt{2g(h_p - h_s)}. \quad (5.5)$$

Integrando la Ecuación (5.4) 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

$$h_s = h_p - \left(\sqrt{h_p} - \frac{\sqrt{2g}}{2} t \right)^2. \quad (5.6)$$

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

$$t_f = \frac{2}{\sqrt{2g}} \left(\sqrt{h_p} - \sqrt{h_p - h_c} \right), \quad (5.7)$$

Aplicando la ecuación de continuidad, la velocidad del flujo de metal fundido en la puerta de entrada debe ser igual a

$$v_p = \frac{A_c}{A_p} \sqrt{2g(h_p - h_s)}, \quad (5.8)$$

donde A_c es el área de la sección transversal de la cavidad del molde en $y = h_s$. Sustituyendo la Eq. (5.6) en la Eq. (5.8), se obtiene:

$$v_p = \frac{A_c}{A_p} \left(\sqrt{2gh_p} - gt \right). \quad (5.9)$$

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,

$$A_p = \frac{V}{v_{lim} t_f}. \quad (5.10)$$

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 ($\rho \sim 2500$ kg/m³) 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 ($\rho \sim 7000$ kg/m³). En las Figuras 5.6 y 5.7 se muestran dos nomogramas diseñados por Campbell (1991) 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.

5.1.4. Llenados especiales

En ocasiones para evitar los problemas de solidificación en los llenados de la sección anterior, el molde se gira o invierte (Figura 5.8) 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.

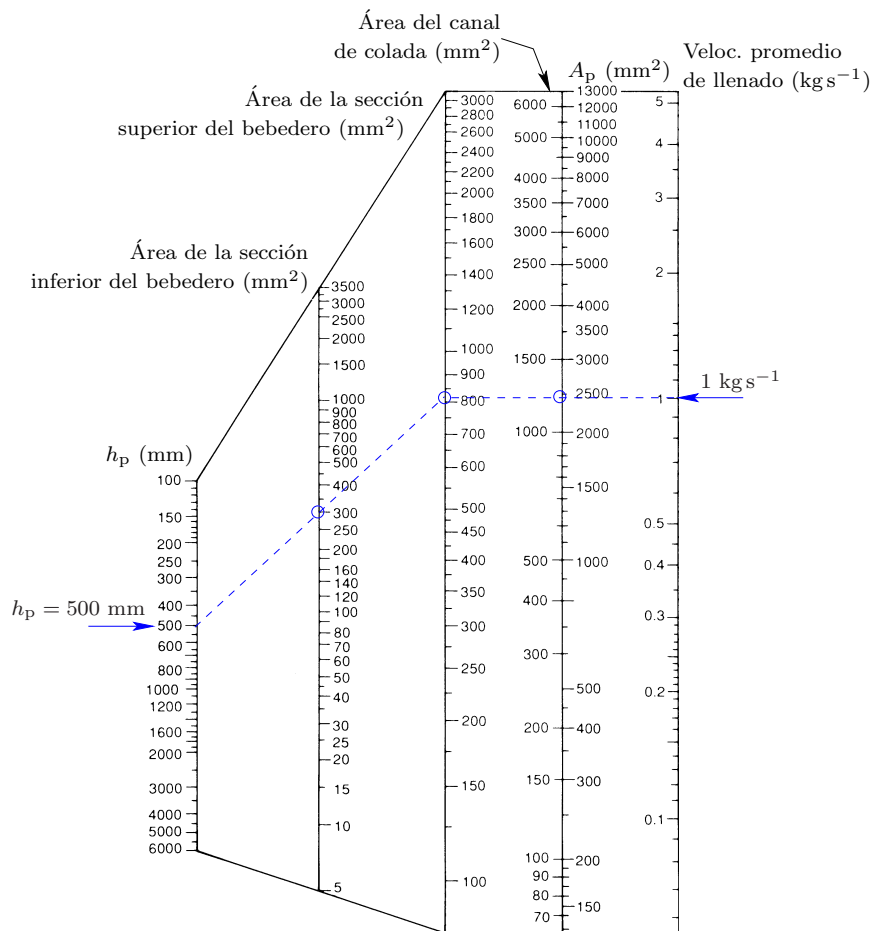


Figura 5.6: Nomograma construido por Campbell (1991) para el dimensionamiento de los sistemas de distribución para aleaciones ligeras de densidad en torno a 2 500 kg/m³.

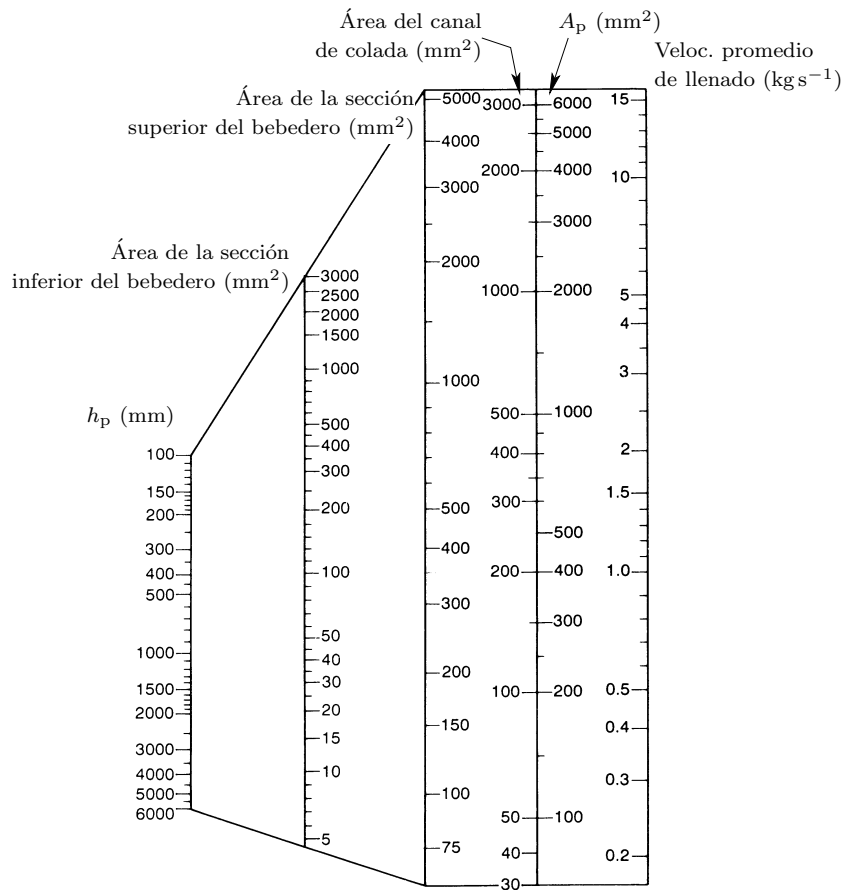


Figura 5.7: Nomograma construido por Campbell (1991) para el dimensionamiento de los sistemas de distribución para aleaciones pesadas de densidad en torno a $7\,000\text{ kg/m}^3$.

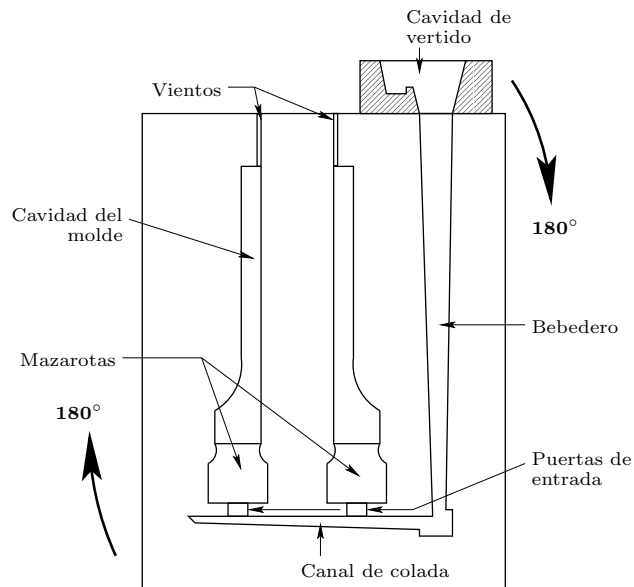


Figura 5.8: Inversión del molde para favorecer la compensación del déficit volumétrico debido a la contracción del metal cuando se solidifica.

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 5.9. 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 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 5.10.

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 6.1) o por centrifugación, en el que el metal llena la cavidad al girar el molde en torno al eje central del bebedero (Figura 5.11). 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 5.12a) o también horizontal (Figura 5.12b) 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

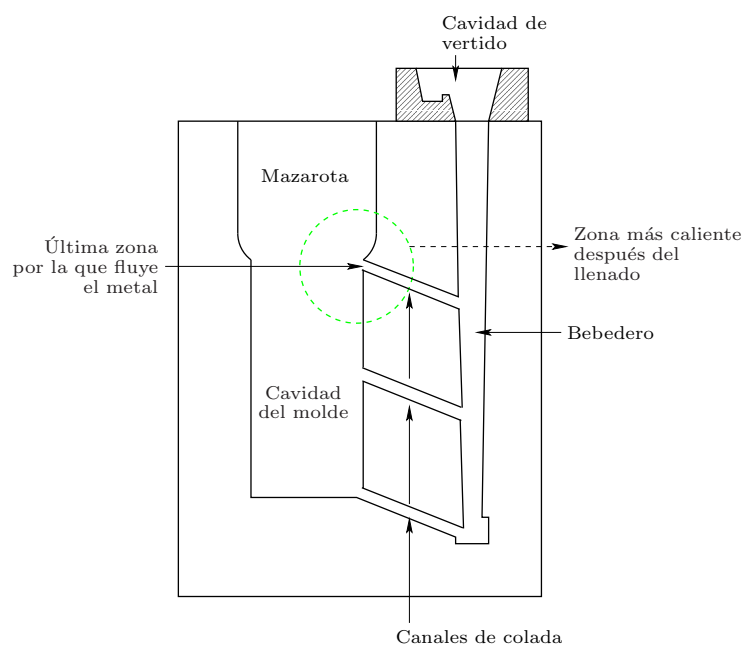


Figura 5.9: Llenado en etapas con canal de colada múltiple que favorece la solidificación direccional y mejora el rendimiento de las mazarotas.

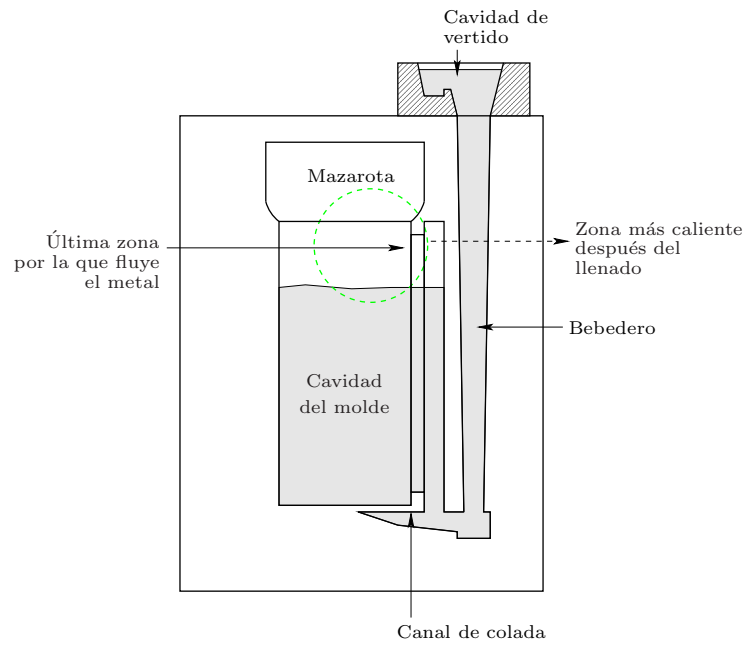


Figura 5.10: Llenado uniforme que favorece la solidificación direccional y mejora el rendimiento de las mazarotas.

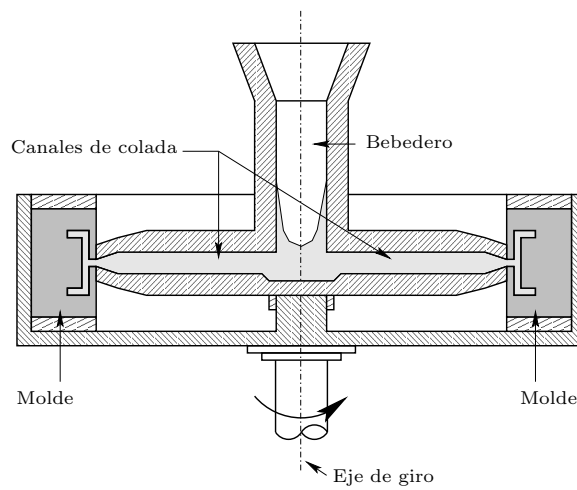


Figura 5.11: Llenado por centrifugación.

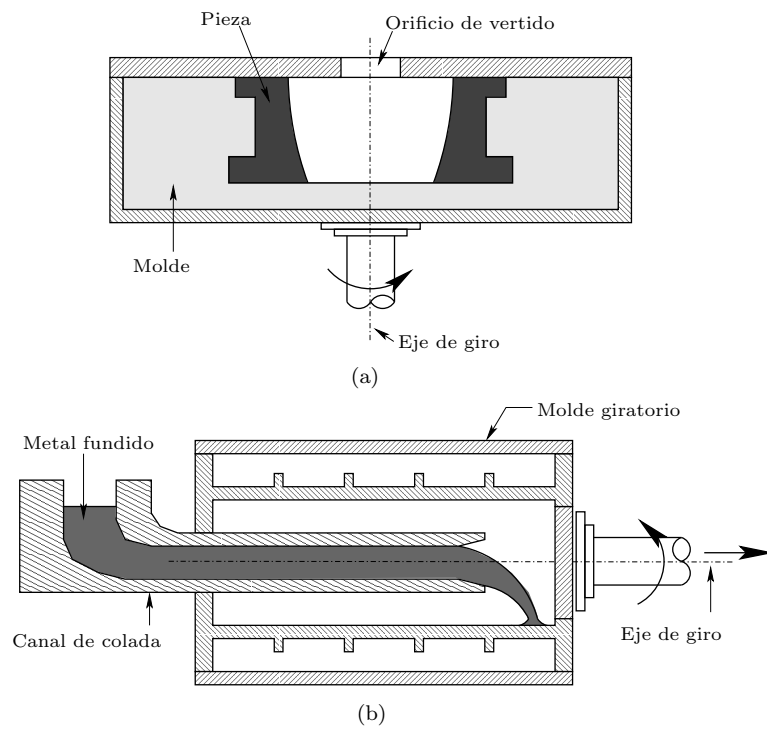


Figura 5.12: Llenado por centrifugación de piezas cilíndricas:
(a) llenado vertical; (b) llenado horizontal.

el hueco interior por lo que en estos casos no se requieren machos o corazones.

5.2. 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_{max} , 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 (2.7), para moldes desechables, y de la Ecuación (2.10), para moldes permanentes. Por otro lado, en la Sección 4.1 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 5.13, en la que se aprecian importantes deficiencias que deben ser corregidas.

5.2.1. 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 5.13 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 5.14c, 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.

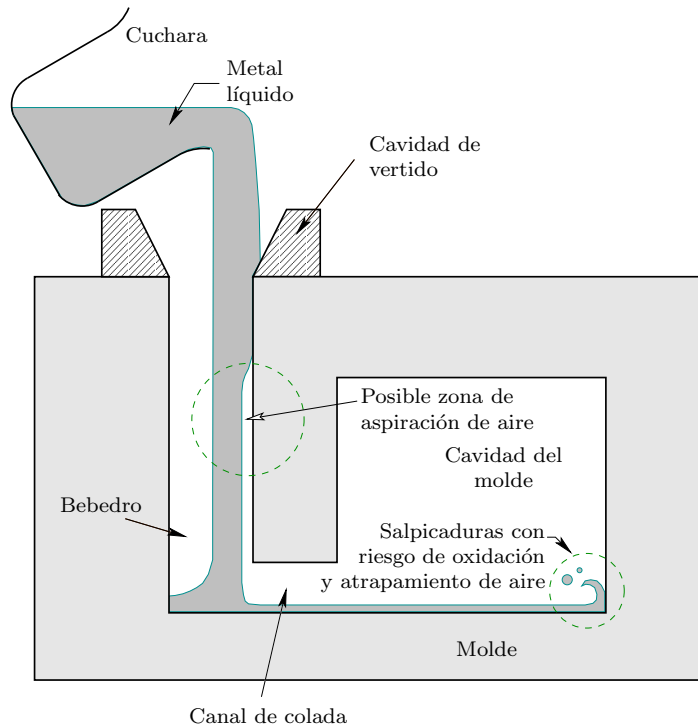


Figura 5.13: Esquema del llenado por gravedad de un molde.

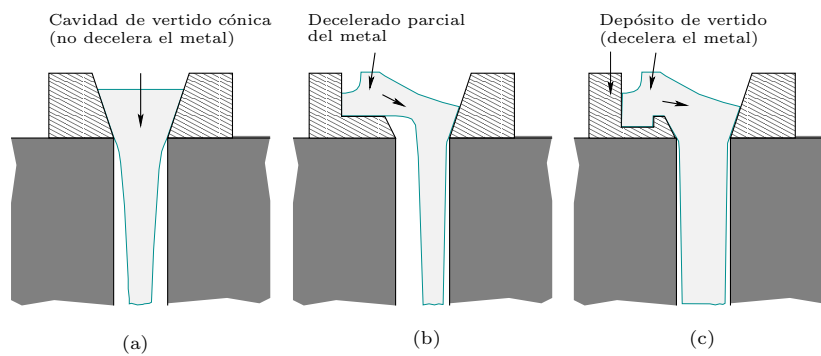


Figura 5.14: Diseño de la cavidad de vertido para decelerar el metal a la entrada del bebedero. a) Cavidad de vertido cónica. b) Decelerado parcial del metal fundido. c) Diseño óptimo de la cavidad de vertido.

5.2.2. Bebedero

Puede observarse en las Figuras 5.13 y 5.14 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 (5.1) se puede obtener que

$$\frac{A_{bs}}{A_{bi}} = \sqrt{\frac{h_{bi}}{h_{bs}}}, \quad (5.11)$$

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 5.15). En la práctica, se suele utilizar una reducción lineal

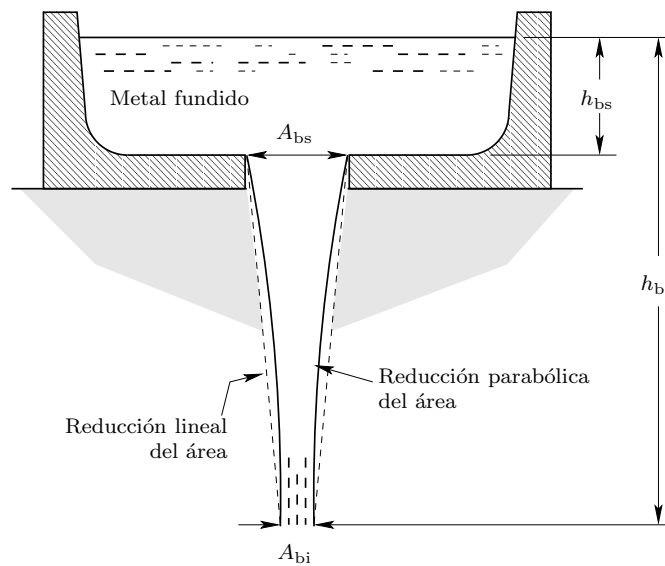


Figura 5.15: Reducción del valor del área del bebedero.

del área de la sección transversal del bebedero (véase la reducción de trazo discontinuo representada en la Figura 5.15). Téngase en cuenta que el valor del área de la parte inferior del bebedero obtenida de la Ecuación (5.11) es menor que la que se obtendría si se considerasen las pérdidas de carga por fricción.

5.2.3. Base del bebedero

Resultados experimentales de analogía con agua (Webster, 1967) demuestran que si la unión entre el bebedero y el canal de colada se realiza como en la Figura 5.16a 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 suele

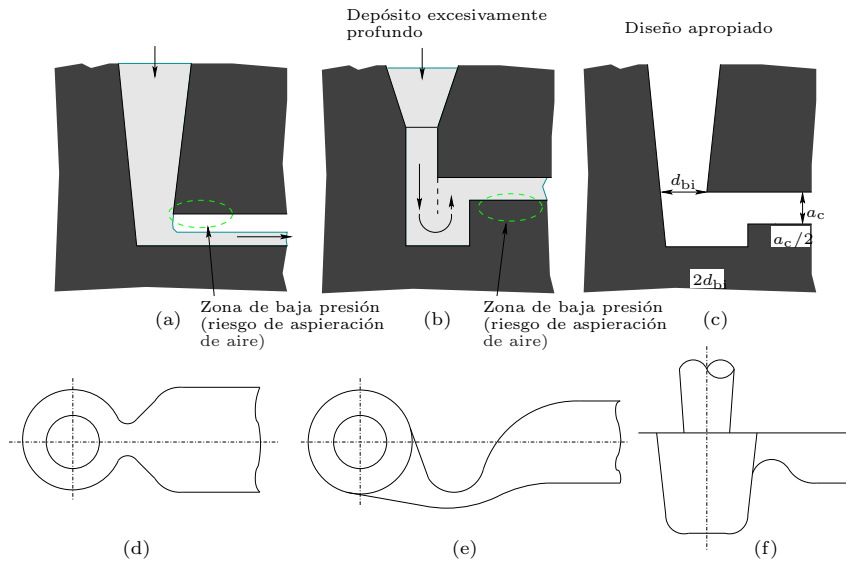


Figura 5.16: Diseño de la base del bebedero.

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 5.16b), 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 5.16c, 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 5.16d, e o f. El diseño de la Figura 5.16e evita que las salpicaduras del metal cuando choca contra la base del bebedero se prolonguen a lo largo del canal de colada.

5.2.4. 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 (1964) 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 (5.10) para el área de las puertas de entrada¹.

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 5.17. 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 5.18a), 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 5.18b. 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 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 apropiada-

¹Los nomogramas de las Figuras 5.6 y 5.7, diseñados por Campbell (1991), se han construido teniendo en cuenta las consideraciones que se acaban de mencionar.

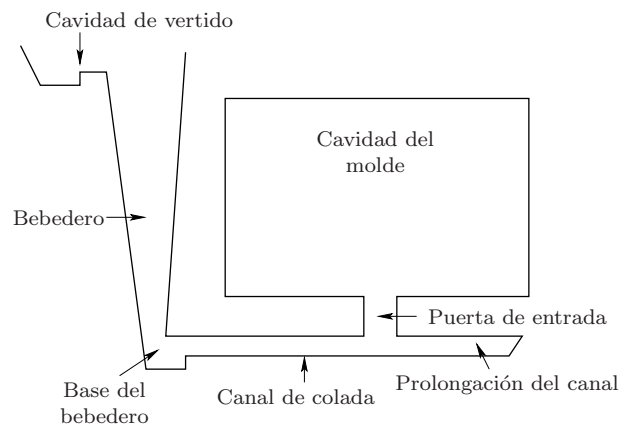


Figura 5.17: Canal de colada con una puerta de entrada.

mente para evitar fenómenos como los mostrados en la Figura 5.19a. 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 5.19b atenuará estos efectos.

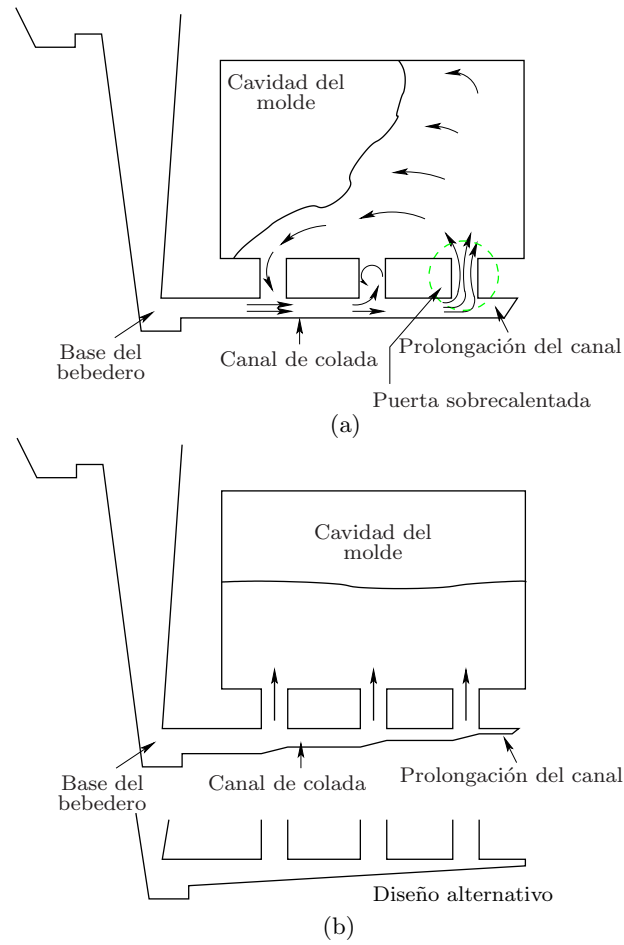


Figura 5.18: Canal de colada con más de una puerta de entrada. a) Canal de colada de sección uniforme. b) Canal de colada de sección decreciente.

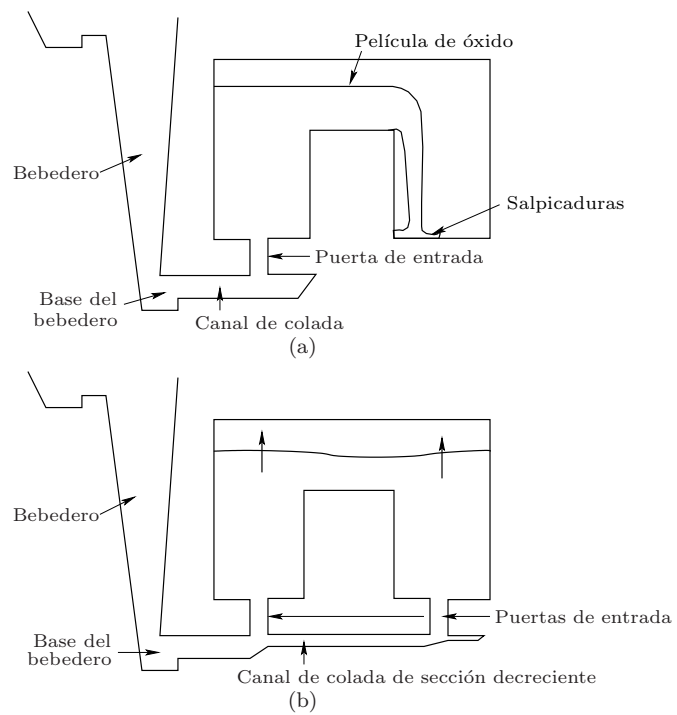


Figura 5.19: Esquema del llenado de una pieza. a) Sistema con una puerta de entrada. b) Sistema con dos puertas de entrada.

C A P Í T U L O 6

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.

6.1. 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 6.1, 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 succionar 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

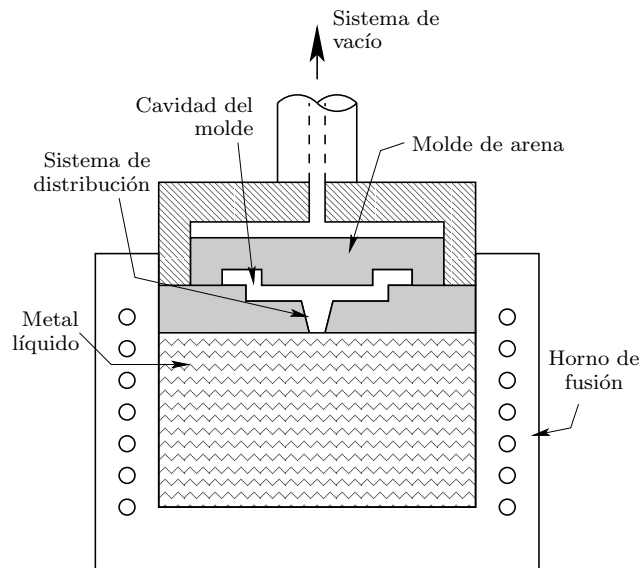


Figura 6.1: Esquema del llenado de la cavidad de un molde de arena mediante vacío (basada en Schey (1977)).

de inyección que proporcionan presiones de inyección relativamente bajas son los mostrados en las Figuras 6.2a y 6.2b, con los que se pueden emplear moldes de arena o metal. En la Figura 6.2a el metal fundido se inyecta mediante aire a presión, y en la Figura 6.2b 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 6.2a, el aire a presión puede entrar, a través de la cámara de inyección, en la cavidad del

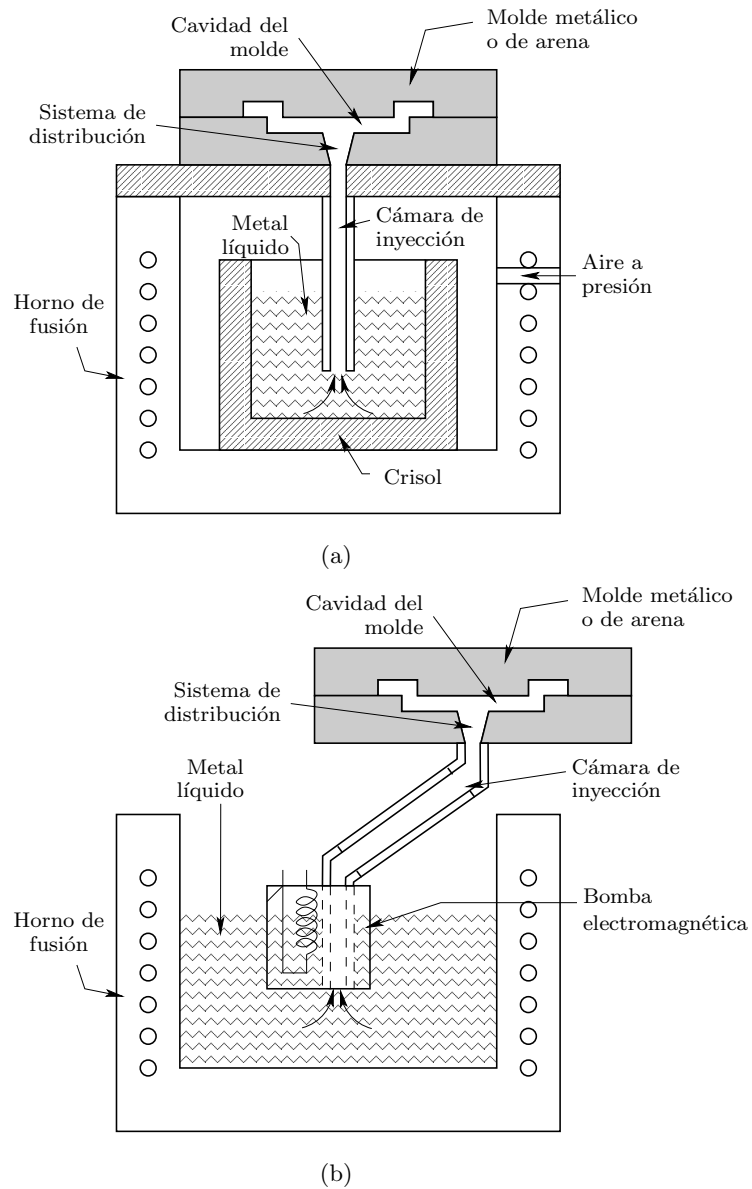


Figura 6.2: Esquema del llenado de la cavidad de un molde; a) por inyección con aire a presión (basada en Schey (1977)), b) mediante una bomba electromagnética.

molde pudiendo provocar la formación de porosidad en la pieza fabricada.

6.2. 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 el Capítulo 1 en las que el sistema de inyección se puede encontrar dentro (cámara caliente) o fuera (cámara fría) del horno de fusión (véanse las Figuras 1.7 y 1.9, 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 (Ostermann et al., 1993). 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.

6.2.1. 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 6.3 se pueden ver esquemáticamente las dos fases del proceso mencionadas.¹

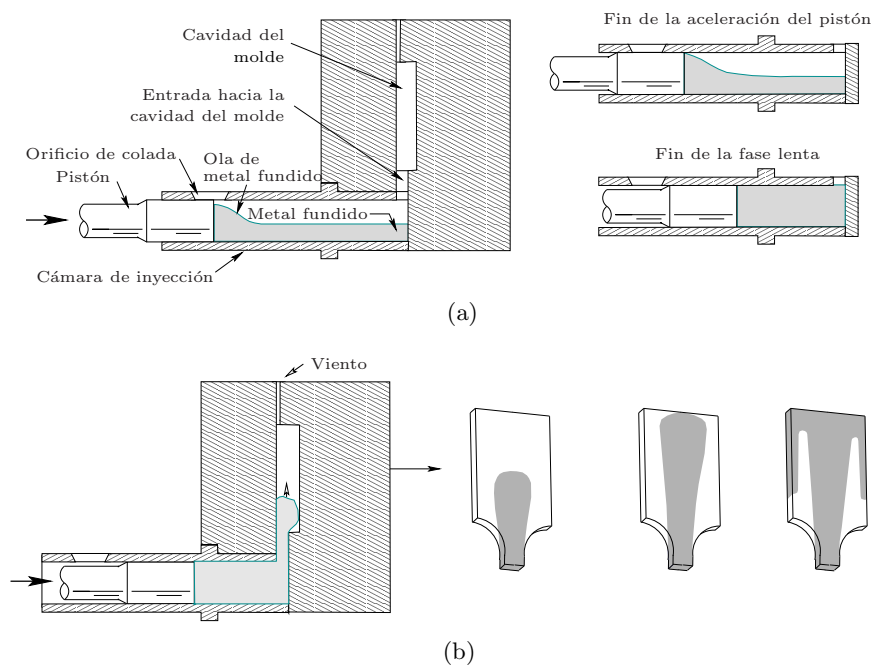


Figura 6.3: Fases de la etapa de inyección en los procesos de fundición por inyección a alta presión con cámaras horizontales. a) Fase lenta. b) Fase rápida.

¹Smith 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.

6.2.1.1. 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 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 6.1).² Si el pistón alcanza una velocidad mayor que la crítica,

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 6.1: Expresiones analíticas de la velocidad 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 6.4a). 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 6.4b).

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 (1993, 1995), Brevick et

²Kuo y Hwang (1998) 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.

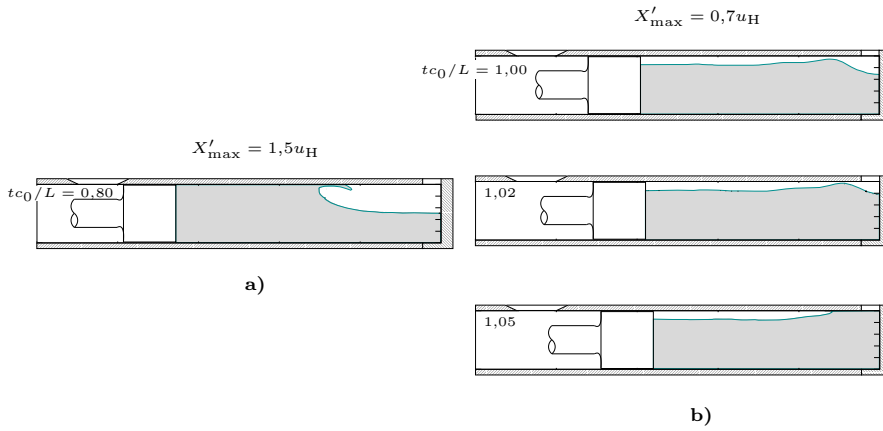


Figura 6.4: Condiciones que tienden a incrementar el atrapamiento de aire: a) velocidad del pistón superior a la velocidad crítica; b) velocidad del pistón inferior a la velocidad crítica.

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,

$$X''(t) = \alpha^2 \beta e^{\alpha t}, \quad \text{para } t \leq t_H, \quad (6.1)$$

donde α y β 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 (1974) 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).³ Para ésta ley de aceleración, entre otras, se puede encontrar en el trabajo de López et al. (2000a) un estudio en el que se obtienen valores óptimos de los parámetros de aceleración a través de expresiones analíticas como

$$\begin{aligned}
 &\bullet \xi \leq \frac{4}{3} \quad \implies \frac{L}{\beta} = \frac{3}{2}\xi^2, \\
 &\bullet \xi > \frac{4}{3}; f \leq f^* \quad \implies \frac{L}{\beta} = 5\xi - 4 - \ln\left(\xi - \frac{1}{3}\right), \text{ y} \\
 &\bullet \xi > \frac{4}{3}; f > f^* \quad \implies \frac{L}{\beta} = \frac{\frac{3}{2}\xi^2 f^{-1/2}(3f^{-1/2}-2)}{3\xi(f^{-1/2}-1)+1} \\
 &\quad \quad \quad + 3\xi(f^{-1/2}-1) - \ln[3\xi(f^{-1/2}-1)+1],
 \end{aligned} \tag{6.2}$$

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,

$$X''(t) = \frac{2c_0^2}{3\ell} \left(1 - \frac{c_0 t}{\ell}\right)^{-4/3} \quad \text{para } t \leq t_H = \frac{L}{c_0}(1 - f^{3/2}), \tag{6.3}$$

³Autores 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 (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 (1972) 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.

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. (2001) se realiza un análisis detallado de esta nueva ley destacando, frente a otras leyes de aceleración, sus rangos y condiciones límite de utilización.

6.2.1.2. 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 6.5 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.

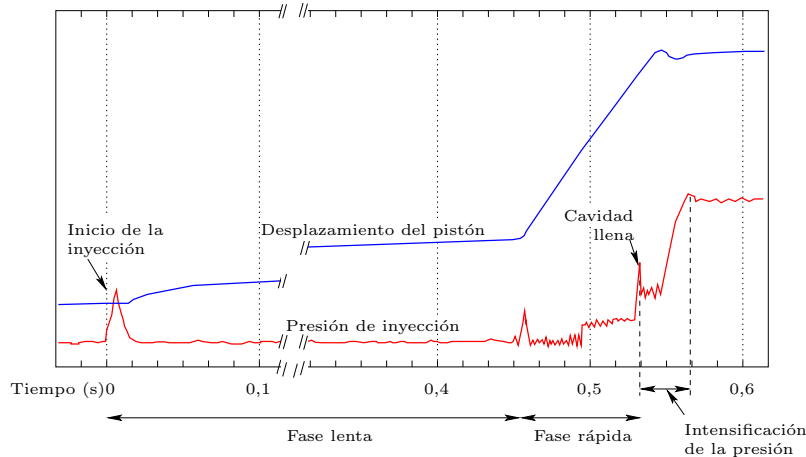


Figura 6.5: Diagrama típico de la presión del sistema de inyección y el desplazamiento del pistón durante el llenado del molde (basado en Street (1977)).

La presión ejercida sobre el metal tiene por tanto efectos contrapuestos sobre la porosidad dependiendo de la etapa del proceso en la que esté actuan-

do. 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. (1990) 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” (Doric y Verma, 1988), 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.

6.3. 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 (1963) recomienda usar varios depósitos de este tipo de pequeño tamaño⁴ 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 6.6 se muestra un esquema representativo de un rebosadero y un viento. En la práctica, los sistemas de evacuación de aire

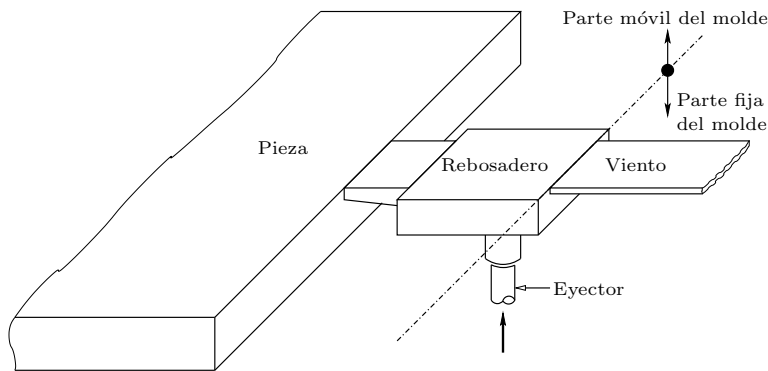


Figura 6.6: Detalle esquemático de un rebosadero y un viento.

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

⁴Para el aluminio, Barton (1963) 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 ($\frac{7}{8} \times 1\frac{1}{4} \times \frac{5}{16}$ in³).

inyección al vacío⁵. Para 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 6.7, 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. (1996) determinaron, por ejemplo, que para que la presión en el tanque de vacío no supere el 25 % de la presión atmosférica durante el llenado de la cavidad del molde, el volumen del tanque debe ser

⁵Existe otra técnica alternativa para minimizar la cantidad de aire atrapado en el metal fundido, llamada “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 óxidos⁶ 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 (1995b) describe detalladamente esta técnica y los casos en los que ofrece mejores resultados.

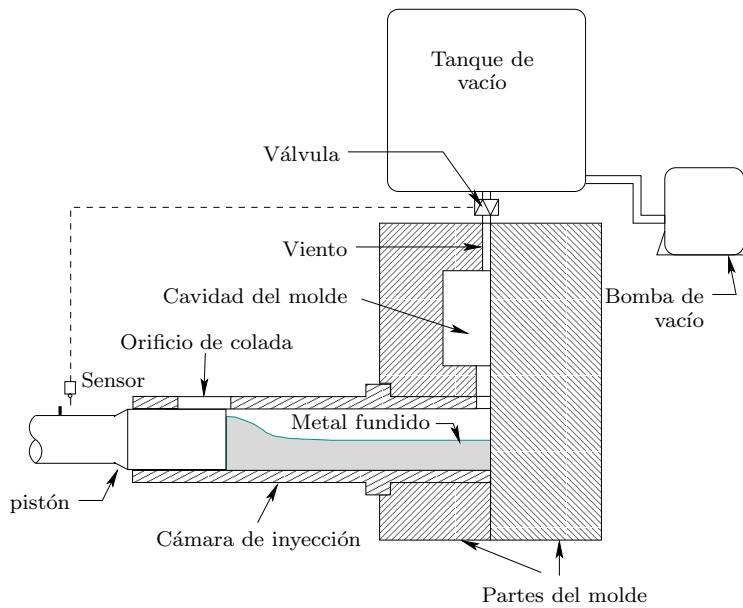


Figura 6.7: Esquema de un sistema de vacío en máquinas de fundición por inyección a presión.

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.

6.3.1. 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 (1960) 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.⁷

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:

$$A_c = 1,2 \frac{V}{c_0(0)t_f \mathcal{F}}, \quad (6.4)$$

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 γ la relación de calores específicos del aire. Para sistemas de evacuación al

⁷La 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 (1952) o Veinik (1962), quienes además consideran que la presión en la cavidad del molde es constante. Posteriormente, Veinik (1966) 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 (1966), la presión en la cavidad del molde permanece constante. Todos estos modelos consideran que el proceso de evacuación se puede suponer quasi-estacionario. Karni (1991) 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.

vacío, el flujo se bloquea casi instantáneamente al principio del proceso de llenado, y el modelo propuesto por Bar-Meir et al. (1996) 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 (6.4) para condiciones de evacuación al vacío es la expresada a continuación

$$A_c = 1,8 \frac{V}{c_0(0)t_f \mathcal{F}}. \quad (6.5)$$

En el trabajo de Hernández et al. (2001) 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.

6.4. Diseño de los sistemas de distribución

El esquema mostrado en la Figura 6.8 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 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.

6.4.1. 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 6.12, 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 6.9 se muestran posibles geometrías para la sección transversal del canal de colada. Puede comprobarse de la Ecuación (2.10) que para un

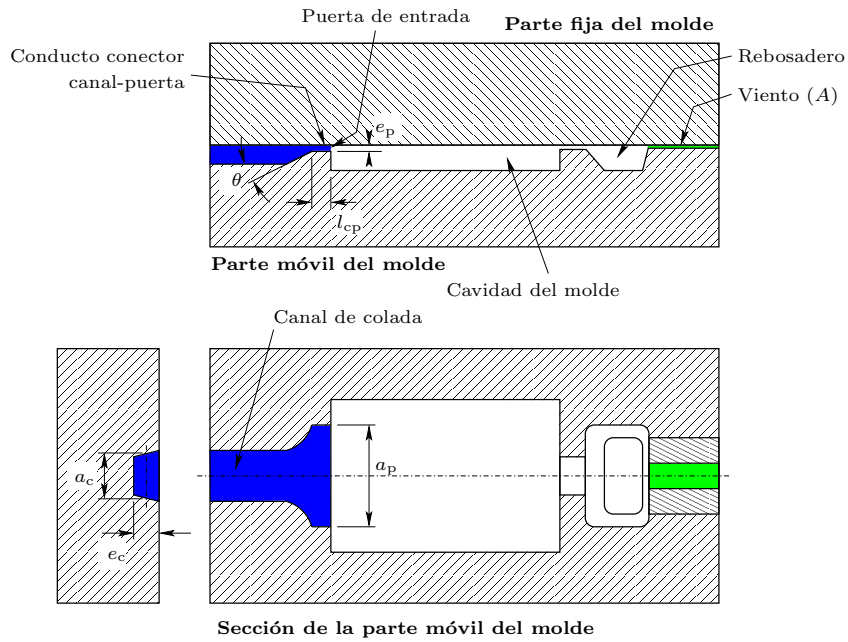


Figura 6.8: Esquema de un molde utilizado en la inyección de metal a presión.

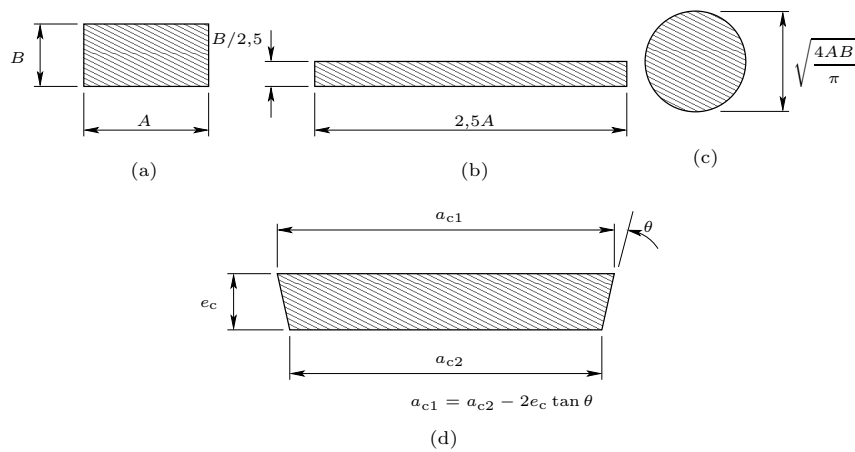


Figura 6.9: Diferentes geometrías de la sección transversal del canal de colada.

mismo valor del área 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 6.9a, 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 6.8 y 6.9d 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 6.15. 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 estable⁸. 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 (1966) y Pokorny (1966), debe ser como mínimo igual al de la puerta de entrada, A_p .

⁸Es 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 .

6.4.2. 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 ,⁹ para obtener el valor del área de la puerta de entrada mediante la siguiente expresión

$$A_p = \frac{V}{v_p t_f}. \quad (6.6)$$

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. (2000b), que efectúan un estudio exhaustivo del llenado de una placa como la mostrada en la Figura 6.8. En cualquier caso, existen recomendaciones acerca de los valores límite para esta velocidad que deberían ser considerados (véase, p. ej., Thukkaram (1972)). 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_{fmax} , que está determinado por el tiempo de solidificación del metal en las secciones más estrechas del molde. Por ejemplo, Allsop y Kennedy (1983) recomiendan que para aluminio el

⁹Recuérdese 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.

tiempo de llenado del molde sea como máximo

$$t_{\text{fmax}} = 40 \times \text{espesor mínimo del molde (mm)} \times 10^{-1} \text{ s.}$$

Por otro lado, existe un límite mínimo del tiempo requerido para llenar el molde, t_{fmin} , 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 (6.4) y (6.5) 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,

$$t_{\text{fmin}} \leq t_f \leq t_{\text{fmax}}. \quad (6.7)$$

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 ($t_f = t_{\text{fmin}}$). 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 10×10^{-3} y 50×10^{-3} s), puede ocurrir que, cuando el valor de A es relativamente pequeño, el valor mínimo obtenido de las Ecuaciones (6.4) y (6.5) 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_{fmax} para evitar solidificaciones prematuras durante el llenado del molde.

6.4.3. 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 6.10 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 (6.6) 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 6.11, en los que la anchura del canal de colada aumenta 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 (6.6) 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

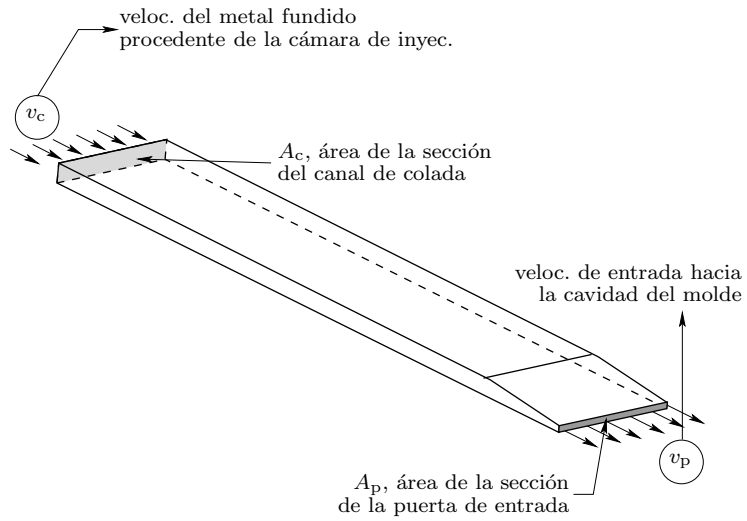


Figura 6.10: Reducción recta del área del canal de colada hacia la puerta de entrada.

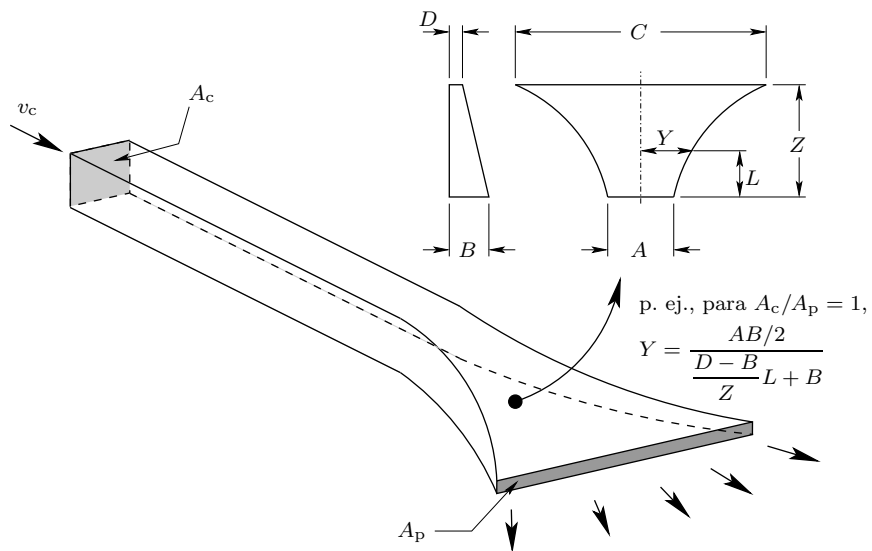


Figura 6.11: Reducción del área del canal de colada para obtener puertas de entrada de mayor anchura.

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 6.11 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 6.12. En estos sistemas, la puerta de entrada se sitúa

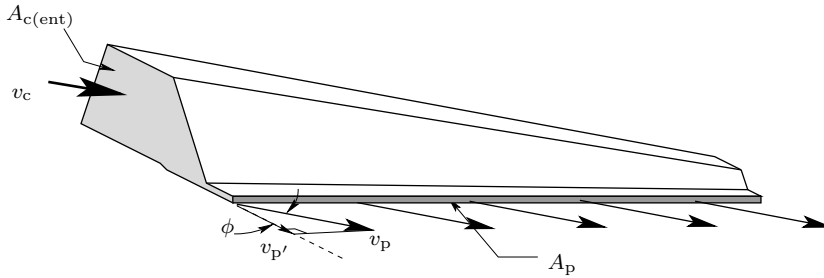


Figura 6.12: Canal de colada de sección decreciente.

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 Siau y Davis (1979) 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 6.13, en la que se representa el valor del ángulo ϕ de inclinación del flujo de metal fundido en la puerta de entrada en función de la relación $A_{c(ent)}/A_p$. La componente de la velocidad del metal fundido en la puerta de entrada normal a la sección transversal, $v_{p'}$, se puede calcular como

$$v_{p'} = v_p \cos \phi, \quad (6.8)$$

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 6.12 se podrá obtener a partir de la siguiente expresión

$$A_p = \frac{V}{v_p \cos \phi t_f}. \quad (6.9)$$

Durante la fase inicial del llenado, el choque del metal fundido contra la pared final del canal de colada mostrado en la Figura 6.12 puede producir fenómenos que favorezcan la oxidación del metal y el atrapamiento de aire.

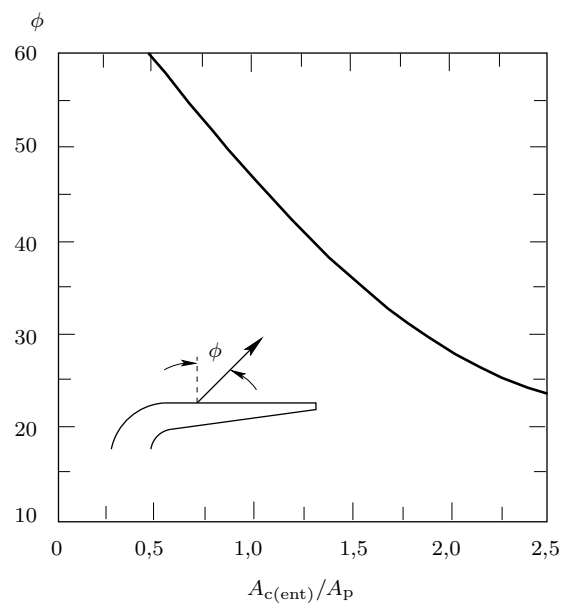


Figura 6.13: Resultados obtenidos por Siau y Davis (1979) del valor del ángulo ϕ de inclinación del flujo de metal fundido en la puerta de entrada en función de la relación $A_{c(ent)}/A_p$.

Para minimizar estos efectos se suelen utilizar pequeños depósitos, como el mostrado en la Figura 6.14, que evitan el impacto del metal al final del canal de colada.

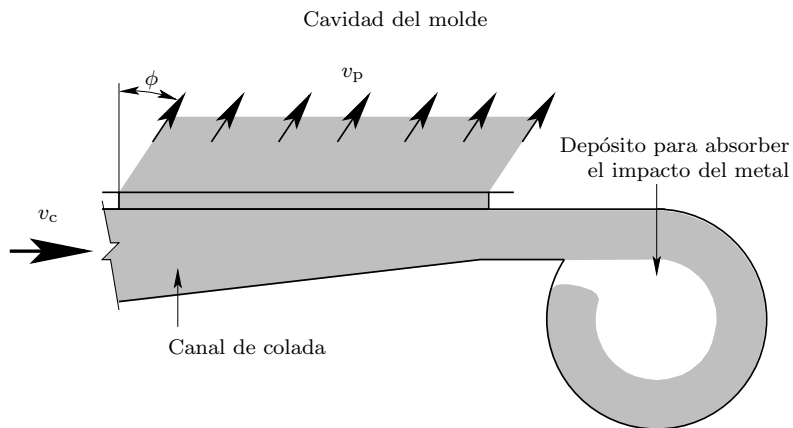


Figura 6.14: Esquema de un depósito para evitar el impacto del metal fundido al final del canal de colada.

Si las piezas son aún muy grandes se podrían emplear canales de colada múltiples como los mostrados en la Figura 6.15.

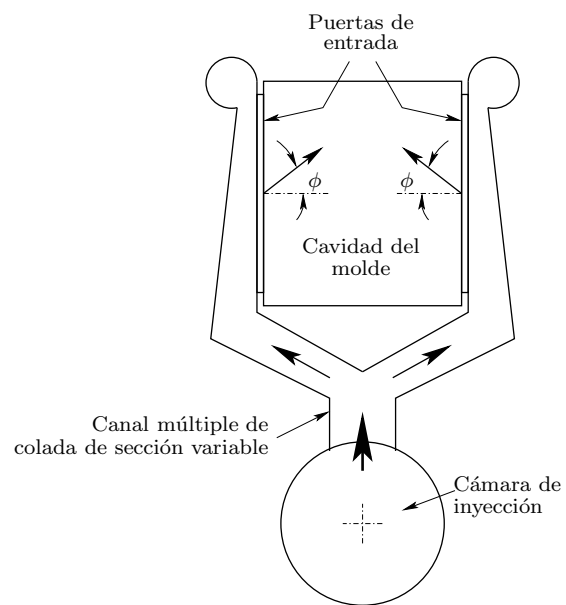


Figura 6.15: Esquema de un sistema de distribución con canales múltiples de sección decreciente para el llenado de una placa.

A P É N D I C E
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 (Poirier y Poirier, 1994).

Material del molde*	k ($\text{W m}^{-1}\text{K}^{-1}$)	ρ (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
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 (J kg^{-1})	ρ' 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 (Poirier y Poirier, 1994).

Metal	Punto de fusión (°C)	Densidad del metal fundido (kg m ⁻³)	Densidad del metal sólido (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 (Campbell, 1991).

Bibliografía

- Allsop, D.F. y Kennedy, D., 1983, *Pressure DieCasting part 2: The Technology of the Casting and the Die*. Pergamon Press, Oxford.
- 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.
- 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.
- 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.
- 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.
- Barton, H.K., 1963, "How to Vent Die Casting Dies," *Foundry*, julio, pp. 52-59.
- Bennett, F.C., 1966, "Designing Die Casting Dies to Work on Early Shots," *Transactions*, Society of Die Casting Engineers, Paper 503.
- 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.
- Bishop, H.F., Myskowski, E.T. y Pellini, W.S., 1951, "Soundness of Cast Steel Bars," *American Foundrymen's Society Transactions*, 59, 174.

- 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.
- Bühler Brothers, 1974, "Method for Pressure Casting," US Patent n 3964537.
- Caine, J.B., 1949, "Rising Castings," *American Foundrymen's Society Transactions*, 57, pp. 66-76.
- Campbell, J., 1967, *Pore Nucleation in solidifying Metals*, The Solidification of Metals, Iron and Steel Inst., London, pp. 33-36.
- Campbell, J., 1969, "Feeding Mechanisms in Castings," *AFS Cast. Res. Met. Jnl.*, 5, marzo, pp. 1-8.
- Campbell, J., 1991, *Castings*, Butterworth-Heinemann, Oxford.
- Chvorinov, N., 1940, *Giesserei*, 27, pp. 177-186,201-208,222-225.
- Coca, P. y Rosique, J., 1989, *Tecnología Mecánica y Metrotecnica*, Pirámide, Madrid.
- DIN 1683-1, "Piezas en bruto fundidas de acero fundido. Tolerancias generales. Demasías de mecanizado."
- DIN 1684-1, "Piezas en bruto fundidas de fundición maleable. Tolerancias generales. Demasías de mecanizado."
- DIN 1685-1, "Piezas en bruto fundidas de hierro fundido con grafito esferoidal. Tolerancias generales. Demasías de mecanizado."
- DIN 1686-1, "Piezas en bruto de hierro fundido con grafito laminar. Tolerancias generales. Demasías de mecanizado."
- DIN 1687-1, "Piezas en bruto de fundición de aleaciones de metales pesados. Fundición en arena. Tolerancias generales. Demasías de mecanizado."
- DIN 1687-3, "Piezas en bruto de fundición de aleaciones de metales pesados. Fundición en coquilla. Tolerancias generales. Demasías de mecanizado."
- DIN 1687-4, "Piezas en bruto de fundición de aleaciones de metales pesados. Fundición a presión. Tolerancias generales. Demasías de mecanizado."
- DIN 1688-1, "Piezas en bruto de aleaciones de metal ligero. Fundición en arena. Tolerancias generales. Demasías de mecanizado."

- DIN 1688-3, "Piezas en bruto de aleaciones de metal ligero. Fundición en coquilla. Tolerancias generales. Demasías de mecanizado."
- DIN 1688-4, "Piezas en bruto de aleaciones de metal ligero. Fundición a presión. Tolerancias generales. Demasías de mecanizado."
- DIN 1511, "Dispositivos de modelos de fundición. Preparación y calidad."
- Doric, J.L. y Verma, S.K., 1988, "Squeeze Casting," *ASM Handbook*, v 15, pp. 323-327.
- 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.
- 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.
- Flemings, M.C., 1974, *Solidification Processing*, McGraw-Hill Book Co., New York.
- Flinn, R.A., 1963, *Fundamentals of Metal Casting*, Addison Wesley, Reading, Massachusetts.
- 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.
- 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.
- 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.
- 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.

- 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.
- 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.
- Hwang, W.S. y Stoehr, R.A., 1988, "Modeling of Fluid Flow," *ASM Metals Handbook*, novena edición, v 15, pp. 867-876.
- Johnson, S.B. y Lopez, C.R., 1969, *American Foundrymen's Society Transactions*, 77, pp. 360-367.
- Kalpakjian, S., 1995, *Manufacturing Engineering and Technology*, Addison Wesley, New York.
- Karni, Y., 1991, "Venting Design in Die Casting: An Analytical Approach," *NADCA Congress and Exposition*, Detroit, MI, G-T91-OC2.
- Kim, C. y Kim, C-W., 1991, *Numerical Simulation of Casting Solidification in Automotive Applications*, TMS, Warrendale, Pennsylvania.
- Kimio, K. y Pehlke, R.D., 1985, "Mathematical Modeling of Porosity Formation in Solidification," *Met. Trans.* 16B, junio, pp. 359-366.
- Koster W. y Goehring, K., 1941, *Giesserei*, 28, (26), 521.
- 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.
- 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.
- 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.
- 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.

- Lismont, H., et al., 1990, "PreCoCast and Cobapress," Seminar Aluminium mould castings using innovative technology, Meschede.
- 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.
- 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.
- 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.
- 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.
- 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.
- 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.
- Ostermann, F. et al., 1993, *Aluminium Materials Technology for Automobile Construction*, Mechanical Engineering Publication Limited, London, U.K.
- Pellini, W.S., 1953, "Factors Which Determine Riser Adequacy and Feeding Range," *American Foundrymen's Society Transactions*, 61, pp. 61-80.
- Piwonka, T.S. y Flemings, M.C., 1966, "Pore Formation in Solidification," *Trans. Met. Soc. of AIME*, 236, agosto, pp. 1157-1165.
- 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.
- Poirier, D.R. y Poirier, E.J., 1994, *Heat Transfer Fundamentals for Metal Casting*, TMS, Warrendale, Pennsylvania.

- Pokorny, H.H., 1966, "Balancing," *Transactions*, Society of Die Casting Engineers, Paper 52.
- Portevin, A. y Bastien, P., 1934, "Fluidity of Ternary Alloys," *J. Inst. Metals*, 54, 45.
- Press, W.H., Teukolsky, S.A., Vetterling, W.T. y Flannery, B.P., 1986, *Numerical Recipes in Fortran*, Cambridge.
- 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.
- Rearwin, E.W., 1960, "Gating of Aluminium Diecasting," *Foundry*, Noviembre, pp. 106.
- Rider, W.J. y Kothe, D.B., 1995, *Stretching and Tearing Interface Tracking Methods*. Technical Report AIAA 95-1717, AIAA.
- Rider, W.J. y Kothe, D.B., 1998, "Reconstructing Volume Tracking," *Journal of Computational Physics*, 24, pp. 112-152.
- Sachs, B., 1952, "An Analytical Study of the Die Casting Process," PhD thesis, Columbia University.
- Scardovelli, R. y Zaleski, S., 1999, "Direct Numerical Simulation of Free-Surface and Interfacial Flow," *Annual Review of Fluid Mechanics*, 31, pp. 567-603.
- Schwartz, C., 1933, *Z. Angew. Math. Mech.*, 13, p. 202.
- Schey, J.A., 1977, *Introduction to Manufacturing Processes*, McGraw-Hill, Boston.
- Siauw, T.H. y Davis, A.J., 1979, "Flow Analysis in Tapered Runners," *Transactions*, Society of Die Casting Engineers, Paper G-T79-052.
- Street, A.C., 1977, *The Diecasting Book*, Portcullis Press, Surrey, England.
- Szekely, J. y Themelis, N.J., 1971, *Rate Phenomena in Process Metallurgy*, John Wiley & Sons, New York.
- Szekely, J. y Themelis, N.J., 1971, *Rate Phenomena in Process Metallurgy*, John Wiley & Sons, New York.

- Szekely, J., 1979, *Fluid Flow Phenomena in Metals Processing*, Academic Press, New York.
- Taylor, H.F., Flemings, M.C. y Wulff, J., 1959, *Foundry Engineering*, John Wiley & Sons, New York.
- Taylor, C. y Hughes, T.G., 1981, *Finite element programming of Navier-Stokes equations*, Pineridge Press, Swansea.
- 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.
- 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.
- Thukkaram, P., 1972, "Factors Controlling Design of Runners, Gates, Overflows and Vents in Die Casting Dies," *Transactions*, Society of Die Casting Engineers, Paper 10172.
- Tsai, W. y Yue, D., 1996, "Computation of Non-Linear Free-Surface Flows," *Annual Review of Fluid Mechanics*, 28, pp. 247-278.
- Veinik, A.I., 1962, *Theory of Special Casting Method*, ASME, New York.
- Veinik, A.I., 1966, "Thermodynamic Factors in Metal Injection: Effect of Friction on Gas Content and Quality," *Transactions of the 4th SDCE International Die Casting Exposition & Congress*, Cleveland, Ohio, 103.
- Wang, C.M., 1990, "Computer Modeling of Fluid Flow and Heat Transfer in Metal Castings," PhD thesis, University of Pittsburgh.
- Webster P.D., 1964, *British Foundryman*, 57, pp. 520-523.
- Webster P.D., 1967, *British Foundryman*, 60, pp. 314-319.
- 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.
- Youngs, D.L., 1984, *An Interface Tracking Method for a 3D Eulerian Hydrodynamics Code*. Technical Report 44/92/35, AWRE.

