



18  
201

UNIVERSIDAD NACIONAL AUTONOMA DE MEXICO

FACULTAD DE QUIMICA



“METODOLOGIA GENERAL PARA EL CALCULO DE SISTEMAS DE ALIMENTACION Y DE COLADA PARA PIEZAS FUNDIDAS EN ALUMINIO”.



EXAMENES PROFESIONALES  
FAC. DE QUIMICA

T E S I S

QUE PARA OBTENER EL TITULO DE:

INGENIERO QUIMICO METALURGICO

P R E S E N T A :

ARIEL MARTINEZ OLIVE

México, D. F.

TESIS CON  
FALLA DE ORIGEN

1991



Universidad Nacional  
Autónoma de México



## **UNAM – Dirección General de Bibliotecas Tesis Digitales Restricciones de uso**

### **DERECHOS RESERVADOS © PROHIBIDA SU REPRODUCCIÓN TOTAL O PARCIAL**

Todo el material contenido en esta tesis está protegido por la Ley Federal del Derecho de Autor (LFDA) de los Estados Unidos Mexicanos (México).

El uso de imágenes, fragmentos de videos, y demás material que sea objeto de protección de los derechos de autor, será exclusivamente para fines educativos e informativos y deberá citar la fuente donde la obtuvo mencionando el autor o autores. Cualquier uso distinto como el lucro, reproducción, edición o modificación, será perseguido y sancionado por el respectivo titular de los Derechos de Autor.

## INDICE

### CAPITULO I.

Consideraciones generales sobre el diseño de

Sistemas de Alimentación. . . . .	1
- Métodos Convencionales de alimentación. . . . .	5
- Modelado Geométrico. . . . .	9

### CAPITULO II.

Consideraciones generales sobre el diseño de

Sistemas de Colada. . . . .	17
Criterios de Diseño. . . . .	21

### CAPITULO III.

Metodología Propuesta. . . . .	26
III.1.- Diseño del Sistema de Alimentación . . . . .	27
III.1.1. Cálculo de la secuencia de solidificación y ubicación de alimentadores. . . . .	27
III.1.2. Dimensionamiento de los alimentadores. . . . .	32
III.1.3. Diseño de Cuellos. . . . .	34
III.1.4. Determinación del número de alimentadores necesarios. . . . .	36
III.1.5. Verificación de que el sistema satisface la demanda líquida de la pieza. . . . .	40
III.2. Diseño del Sistema de Colada. . . . .	43
III.2.1. Diseño de los componentes del Sistema de Colada. . . . .	43
- Tazón de colada. . . . .	43
- Canal vertical o bajada. . . . .	46
- Canal horizontal o corredor. . . . .	47

- Ataques.	51
- Extensión del corredor.	52
- Vientos.	54
III.2.2. Determinación del Area de Estrangulamiento.	54
CAPITULO IV.	
Aplicación de la metodología a casos particulares.	68
- Ejemplo de Aplicación I.	69
- Ejemplo de Aplicación II.	84
CONCLUSIONES.	98
ANEXO I.	1
ANEXO II.	6
ANEXO III.	20
BIBLIOGRAFIA.	

## PROLOGO

El sistema de alimentación y colada es una parte fundamental para la obtención de piezas fundidas con buena calidad. Por lo cual se sugiere una metodología general para el diseño y cálculo de sistemas de alimentación y de colada , partiendo del conocimiento de las consideraciones generales sobre el diseño y dimensionamiento de los sistemas de alimentación, expuesto en el Capítulo I ; el Capítulo II, abarca las consideraciones generales y criterios relacionados al diseño y dimensionamiento de los sistemas de colada.

El Capítulo III, expone la metodología propuesta para el diseño y cálculo de sistemas de alimentación y de colada para piezas fundidas en aluminio de pureza comercial y aleaciones de aluminio de rango corto de solidificación cercanas al eutéctico.

Para finalizar y ejemplificar la metodología propuesta se plantean de una forma teórica dos casos de aplicación.

## INTRODUCCION

El objetivo básico del proceso de fundición es la obtención de piezas metálicas de geometría y dimensiones preestablecidas a partir de metal líquido, el cual es vertido dentro de la impresión de un molde.

Las piezas así obtenidas deben cumplir con especificaciones de control de calidad (acordados conjuntamente por el fundidor y el cliente).

Para lograr este objetivo se puede considerar que la obtención de la pieza fundida requiere de dos elementos básicos:

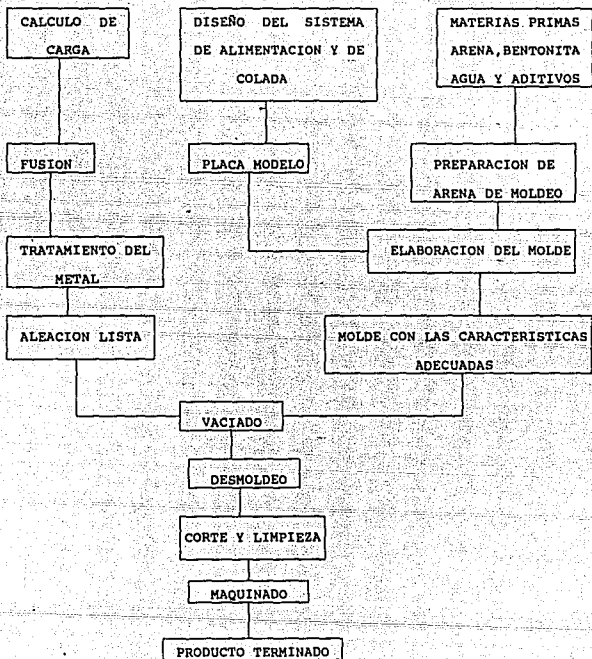
- a) La aleación líquida, con la composición química requerida, previamente tratada para que presente las características y la temperatura de vaciado adecuadas.
- b) El molde, con la impresión de una o más piezas, del sistema de alimentación, del sistema de colada, fabricado con un material de moldeo con las propiedades mecánicas requeridas .

Para obtener cada uno de estos elementos es necesario realizar una serie de operaciones. Las dos series convergen en la operación de llenado del molde.

- Para obtener la aleación (metal líquido), se parte de un balance de carga, cuyo propósito es el de ajustar la composición

química del baño metálico a los valores requeridos, la carga es introducida en la unidad de fusión, previamente precalentada para disminuir las pérdidas por oxidación en el estado sólido, donde la aleación será llevada a una temperatura superior a la de líquidos, hasta alcanzar el sobrecalentamiento necesario para realizar el tratamiento del metal a la temperatura preestablecida. En el caso de aleaciones de aluminio es necesario aplicar un tratamiento de desgasificación, con gas inerte o bien pastillas de hexacloroetano. En algunos casos se introducen modificadores de estructura o refinadores de grano con el fin de mejorar las propiedades mecánicas de las piezas fundidas, una vez que el metal ha alcanzado la temperatura de vaciado requerida, se realiza la operación de llenado del molde, donde el metal, será vertido en la cavidad del molde, llenando la impresión del mismo. Para obtener el molde se requiere del modelo de la pieza, del diseño del sistema de alimentación y del sistema de colada, a partir del cual se realiza la placa modelo, con la forma y dimensiones de la pieza a obtener, además del sistema de alimentación y el sistema de colada. Una vez obtenida la placa modelo se elabora el molde con arena de moldeo, la cual contiene las siguientes materias primas: Arena, Agua, Bentonita, y Aditivos. Una vez que el molde está terminado, es conducido a la zona de vaciado para proseguir con la etapa de vaciado (inciso d): en este paso convergen las dos series para así llegar a la fase de desmoldeo, corte y limpieza de la pieza o piezas, y como paso final el maquinado.

De una forma esquemática se presenta el diagrama de flujo del proceso de obtención de una pieza fundida.





Este trabajo tiene por objetivo el establecer una metodología que permita diseñar sistemas de alimentación y de colada para la obtención de piezas fundidas en aluminio puro y aleaciones eutécticas de interés comercial (conforme normas ASM, aleaciones 336.0, A336.0, 380.0, A380.0, 413.0, A413.0, 514.0, 535.0, A535.0, B535.0, 712.0, 771.0 ) moldeadas horizontalmente en emoldes de arena.

La justificación de este trabajo se resume en los siguientes puntos:

- El diseño de sistemas de alimentación y colada tiene una gran incidencia en la productividad de piezas fundidas (rendimiento de metal e índice de rechazo).
- En la mayoría de los casos, estos sistemas se establecen de manera empírica lo cual es un procedimiento largo y costoso, que conduce en ocasiones, a soluciones antieconómicas. El diseño de estos sistemas reduce a un mínimo el número de pruebas necesario para la optimización de los resultados.
- El correcto diseño de estos sistemas permite evitar la presencia de defectos que reducen la calidad y por ende la competitividad del producto terminado.
- Una parte no despreciable de las piezas fundidas en aleaciones de aluminio utiliza, aleaciones eutécticas de los tipos que serán considerados.
- En México existe un gran número de fundiciones pequeñas, con un acceso limitado a nuevas tecnologías.

## CAPITULO I. Consideraciones generales sobre el diseño de Sistemas de Alimentación.

### Sistemas de Alimentación.

A continuación se mencionan los aspectos más generales asociados al diseño de sistemas de alimentación.

La finalidad básica del sistema de alimentación es el proveer de metal líquido a la pieza para compensar los cambios de volumen asociados a su enfriamiento y solidificación.

Para cumplir con este objetivo es necesario considerar los aspectos metalúrgicos y de transferencia de calor involucrados durante la solidificación de la pieza en el molde.

Cuando una aleación líquida es vertida dentro de la impresión de un molde sufre variaciones de volumen. Se pueden distinguir tres etapas de variación de volumen, asociados al enfriamiento de la aleación líquida desde la temperatura de colada hasta la temperatura ambiente. (fig. 1).

- Variaciones de volumen en el estado líquido.
- Variaciones de volumen durante la solidificación.
- Variaciones de volumen en el estado sólido.

El sistema de alimentación se utiliza para controlar los efectos de las primeras dos etapas. La contracción en el estado sólido es considerada durante el dimensionamiento del modelo de modo tal que la pieza tenga las dimensiones requeridas a temperatura ambiente.

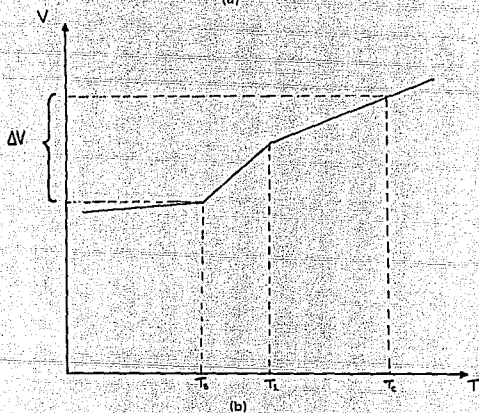
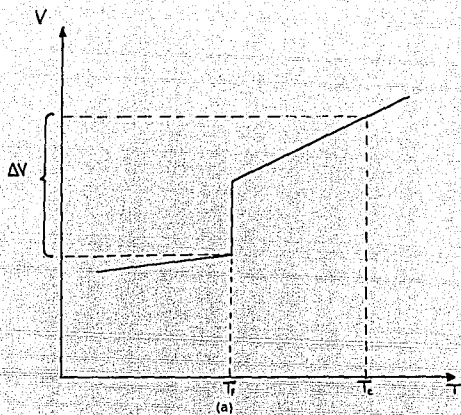


Figura I.1. Variación del volumen con respecto a la temperatura  
 a) Metal puro y eutécticos b) con rango de solidificación.

En el caso más general, es decir para las aleaciones que no presentan expansión, el patrón de cambio volumínico asociado durante el enfriamiento y la solidificación, incluye dos etapas:

- 1.- Contracción Primaria ( Contracción en el edo. líquido).
- 2.- Contracción de Solidificación.

Por otra parte, en el caso de hierro gris y hierro nodular se presenta durante la solidificación, el fenómeno de expansión. En este caso, el patrón de cambio volumínico asociado incluye tres eventos durante el enfriamiento y la solidificación: a) Contracción primaria, b) Expansión, c) Contracción secundaria.

De lo anteriormente expuesto surge la primera clasificación en cuanto a los métodos de diseño de sistemas de alimentación:

- a) Métodos de Alimentación aplicada, para aleaciones que presentan expansión.
- b) Métodos convencionales de alimentación, para aleaciones que no presentan expansión.

El presente trabajo centrará su atención a los métodos de alimentación convencionales

## Métodos Convencionales de Alimentación.

La aplicación de los métodos convencionales de alimentación presenta dos variantes en función del modo de solidificación de la aleación, distinguiendo dos grupos de aleaciones:

- 1.- Aleaciones que presentan un frente continuo de solidificación ( metales puros, aleaciones eutécticas y de composición cercana a la eutéctica).
- 2.- Aleaciones que solidifican con frente discontinuo ( de manera pastosa).

El modo de solidificación esta asociado al intervalo de solidificación de la aleación ( $T_{liq.} - T_{sol.}$ ) y es afectado por la velocidad de extracción de calor ( naturaleza del material de molde). Para moldeo en arena, los metales puros y las aleaciones eutécticas o de intervalo corto de solidificación, solidifican con frente continuo. Las aleaciones con intervalo amplio de solidificación, solidifican de una manera pastosa. En la tabla 1.1 se resumen los intervalos de solidificación y el modo de solidificación de diversas aleaciones moldeadas en arena.

El modo de solidificación permite prever la forma en que se manifiesta la contracción. Las aleaciones que solidifican con frente continuo muestran una tendencia a formar macrorrechupes localizados en los centros térmicos de la pieza; las aleaciones que solidifican con frente discontinuo tienden a formar rechupes dispersos ( microrrechupes), concentrados en mayor medida en los centros térmicos de la pieza. En estas aleaciones también se presentan, bajo ciertas condiciones, hundimientos superficiales.

Tabla I.1.

Aleación	Intervalo de solidificación (°C)	Modo de solidificación		Tipo de defecto	
			C		R
Aluminio ( 99.9 )	≤ 10	F	O	M	E
Cobre ( 98.0 )	≤ 10	R	N	A	C
Cuproaluminio	≤ 10	E	T	C	H
Al-Si12 ( 413.0 )	≤ 10	N	I	R	U
Aluminio ( 99.50 )	≤ 10	T	N	O	P
Latón 60-40	≤ 10	E	U		E
Latón 60-30	Aprox.30		O		

Para aleaciones del segundo grupo, las isothermas de líquidus y solidus se encuentran a una distancia tal que la alimentación no se puede realizar completamente, por lo que la contracción se manifiesta como microrrechupes dispersos en casi toda la pieza.

Los métodos convencionales de alimentación buscan los siguientes objetivos dependiendo del modo de solidificación de la aleación :

- a) Grupo 1.- Ausencia total de macrorrechupes en la pieza.
- b) Grupo 2.- Reparto homogéneo de microrrechupes buscando la mayor densidad posible.

Centraremos nuestra atención en las aleaciones de aluminio que pertenecen al primer grupo.

Los métodos convencionales de alimentación siguen la metodología general que se describe a continuación:

- Descomposición de la pieza y determinación de la secuencia de solidificación para establecer la ubicación de los alimentadores.
- Empleo de la noción de radio de acción de un alimentador para establecer el número de alimentadores y verificación de que los alimentadores incluidos satisfacen la demanda líquida de la pieza.

Todos los métodos de diseño de sistemas de alimentación parten del conocimiento de la secuencia de solidificación de la pieza, que es el orden cronológico en que solidifican las zonas que conforman a la pieza.

Para conocer la secuencia de solidificación es necesario analizar la transferencia de calor entre el metal y el material de moldeo, durante el enfriamiento y la solidificación de la pieza.

El modelado de la solidificación de piezas coladas de arena ha seguido dos rutas:

- Resolución de la ecuación de conservación de energía.
- Modelado Geométrico.

La resolución numérica de la ecuación de conservación de energía, sujeta a diversas hipótesis simplificativas<sup>11-14</sup>, se ha realizado gracias a la disponibilidad de computadoras de gran capacidad de memoria. Los métodos comunmente empleados son las diferencias finitas y el elemento finito. La principal limitación de estos métodos, en cuanto a su aplicación generalizada a escala industrial, son la gran capacidad de memoria requerida por la computadora, la disponibilidad de un banco de datos termofísicos confiable y el tiempo de computo requerido para obtener resultados significativos, el cual se refleja en el costo de aplicación de estas aproximaciones.

El modelado geométrico<sup>4-9</sup>, consiste en utilizar parámetros geométricos para describir los efectos del flujo de calor proveniente del enfriamiento y solidificación de un metal vertido dentro de un molde de arena. Las aproximaciones que caen dentro de esta clasificación utilizan, en esencia el concepto de módulo de solidificación, propuesto por Chvorinov y aplicado sistemáticamente por Wlodawer<sup>8</sup> a la determinación de secuencias de solidificación de piezas de acero moldeadas en arena.

Debido a su relativa simplicidad, la aplicación del concepto de módulo de solidificación ha constituido la herramienta básica, a nivel industrial, para el cálculo de secuencias de solidificación enfocado al diseño de sistemas de alimentación.

La ecuación de Chvorinov establece que el tiempo de solidificación de una pieza o segmento de pieza es una función del módulo de solidificación (M):



$M = \text{Volumen de la pieza} / \text{Area efectiva de transferencia de calor}$

o bien para piezas semi-infinitas, como anillos:

$M = \text{Area} / \text{Perímetro efectivo de extracción de calor.}$

La relación entre el tiempo de solidificación y el módulo está dada por:

$$t = K \cdot M^2$$

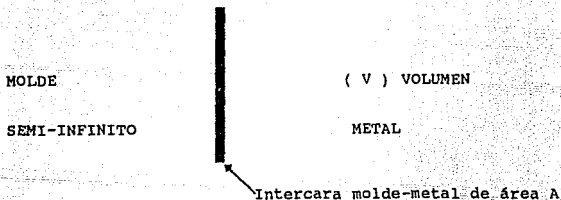
donde  $K$  es una constante que depende de las propiedades termofísicas del material de moldeo y del metal, supuestas constantes.

Para deducir la relación entre el módulo de solidificación y el tiempo de solidificación expresada en la ecuación de Chvorinov se parte de un hecho que ha sido comprobado experimentalmente: La solidificación de piezas metálicas en moldes de arena es un proceso controlado por las propiedades termofísicas del material de moldeo, esto es, la resistencia principal al flujo de calor se ubica en el molde.

El flux de calor proveniente del metal que se enfría estará limitado en consecuencia, por la capacidad extractora de calor por parte del molde.

La ecuación de Chvorinov puede obtenerse de un balance global de energía en la intercara molde-metal, asumiendo válidas las siguientes hipótesis:

- Flujo unidireccional de calor.
- Las propiedades termofísicas del molde y el metal se consideran constantes.
- La temperatura de la intercara molde-metal es en todo momento igual a la temperatura de sólidos de la aleación ( $T_r$ ).
- El molde es considerado como un medio semi-infinito.



Ecuación de balance global:

$$\left[ \begin{array}{l} \text{Cantidad total de calor extraída} \\ \text{por el molde, en la intercara molde-} \\ \text{metal por unidad de área de intercambio,} \\ \text{desde } t=0 \text{ hasta } t=t_s \end{array} \right] \left[ \begin{array}{l} \text{Área de} \\ \text{intercambio} \end{array} \right] =$$

$$\left[ \begin{array}{l} \text{Cantidad de calor liberado para el enfriamiento} \\ \text{y solidificación de un elemento de metal de volu-} \\ \text{men } V \text{ inicialmente a una temperatura } T_c. \end{array} \right]$$

Para calcular la cantidad total de calor extraída por el molde desde  $t=0$  hasta  $t=t_s$ , el tiempo de solidificación del elemento metálico de volumen  $V$ , se parte de la distribución de temperaturas en el molde obtenida de la solución de la ecuación general de conducción, para el flujo unidireccional de calor, en estado inestable, asumiendo una temperatura en la intercara ( $x = 0$ ) igual a la temperatura de sólidos del metal y una temperatura en  $x = \infty$  que corresponde a la temperatura ambiente. Suponiendo que la difusividad térmica del material de moldeo es constante ( ver Anexo I) , el perfil de temperaturas obtenido es:

$$T(x,t) = T_0 + ( T_r - T_0 ) \operatorname{erfc} x / 2(\alpha t)^{1/2}$$

el flux instantáneo de calor en la intercara molde-metal ( $x=0$ ) es el siguiente (Anexo I):

$$q_1 = -K \delta T(x, t) / \delta t \Big|_{x=0} = K (T_r - T_0) / (\pi \alpha t)^{1/2}$$

La cantidad total de calor transferida a través de la intercara desde  $t=0$  hasta  $t = t_s$  se obtiene integrando entre estos límites la expresión anterior:

$$Q = \int_{t=0}^{t=t_s} K(T_r - T_0) dt / (\pi \alpha)^{1/2} (t)^{1/2} = 2K(T_r - T_0) t_s^{1/2} / (\pi \alpha)^{1/2}$$

Por otra parte para que el elemento metálico de volumen  $V$ , se enfríe y solidifique por completo, es necesario extraer el calor asociado a este proceso: Podemos distinguir dos contribuciones:

- 1.- Calor sensible asociado al enfriamiento del metal líquido desde  $T_c$  hasta  $T_r$ , la temperatura de inicio de solidificación.

$$Q_{\text{sensible}} = \rho V C_p (T_c - T_r)$$

$\rho$ =densidad ( $\text{g/cm}^3$ )     $V$  = volumen del elemento ( $\text{cm}^3$ )

$C_p$ = capacidad calorífica promedio de la aleación liq.  
( $\text{cal/g}^\circ\text{C}$ )

- 2.- El calor latente asociado a la solidificación del elemento  $V$ .

$$Q_{\text{latente}} = \rho V H_f$$



Debido a la naturaleza unidimensional del tratamiento de Chvorinov se han incluido, dentro de la expresión que define al tiempo de solidificación, en función del módulo, diferentes correcciones<sup>9-18</sup> que introducen los efectos bidimensionales y tridimensionales asociados a la geometría finita de piezas reales.

Este tratamiento bajo la forma de programas computarizados<sup>15-17</sup>, ha sido aplicado con éxito relativo en el caso de piezas de geometría simple, incorporando los efectos de saturación térmica de corazones y la inclusión de enfriadores con el fin de promover una solidificación direccional.

En el caso de piezas complejas, con corazones múltiples y geometría intrincada, es necesario considerar adicionalmente los efectos de curvatura y saturación térmica asociados a uniones simples ( X, T, L, ...) y uniones complejas con el fin de obtener resultados mas cercanos a la realidad.

El método denominado Análisis de la Forma<sup>18</sup> constituye una aproximación sistemática y racional para conocer la secuencia de solidificación de piezas simples o complejas coladas en moldes de arena.

En este método la pieza es descompuesta en elementos, uniones y apéndices calculando, para cada componente, el módulo de enfriamiento  $M'$ , que es el módulo de Chvorinov, corregido por un factor experimental,  $\omega$ , denominado factor de forma, el cual introduce el efecto de curvatura:

$$M' = M \omega$$

Este método emplea el concepto de módulo de enfriamiento bajo la forma de un espesor equivalente de placa infinita,  $e_1$ , el espesor de la placa infinita que solidifica en el mismo tiempo que el componente iésimo considerado, con un módulo de enfriamiento  $M'_i$ :

$$e_1 = 2 M'_i$$

Esto equivale a transformar a los componentes que forman la pieza en una serie de placas infinitas de diferentes espesores, lo que facilita la aplicación de los factores de forma y la definición de criterios más generales.

La metodología empleada por el análisis de la forma se resume a continuación:

- Descomposición de la pieza en elementos, uniones y apéndices.
- Cálculo de espesores equivalentes de apéndices.
- Cálculo de espesores equivalentes de uniones.
- Partiendo del análisis de la secuencia natural de solidificación de la pieza se puede calcular el efecto de la inclusión de enfriadores sobre el espesor equivalente de un componente dado, con el fin de promover la secuencia de solidificación requerida.

Esta metodología es la más completa en cuanto a la consideración de factores de forma, obtenidos mediante un extenso trabajo experimental<sup>18-22</sup>, aplicables prácticamente a la totalidad de situaciones de diseño de piezas coladas en moldes de arena.

## Capitulo II. Consideraciones generales sobre el diseño de Sistemas de Colada.

### Sistemas de Colada.

El sistema de colada tiene la finalidad básica de permitir la introducción de metal líquido proveniente de la olla de vaciado para llenar la impresión de una o más piezas en un molde, garantizando, junto con el sistema de alimentación que estas sean obtenidas con las características requeridas al menor costo posible.

Aunque las funciones de los sistemas de alimentación y de colada son diferentes, existen entre ellos una relación estrecha, ya que para ubicar y dimensionar el sistema de colada es necesario calcular y establecer previamente el sistema de alimentación.

El diseño de un sistema de colada consiste en establecer la geometría de sus componentes así como sus dimensiones de modo tal que se introduzca la cantidad requerida de metal líquido en un tiempo preestablecido, persiguiendo los siguientes objetivos<sup>3,23,24,28</sup>:

- El molde debe ser llenado en un tiempo tal que se evite la solidificación prematura del metal y en consecuencia el llenado incompleto del molde así como otros defectos asociados a una exposición prolongada del material de moldeo a la radiación del metal .



- El metal líquido debe entrar a la impresión de la pieza de modo tal que se produzcan gradientes térmicos que promuevan, junto con la ubicación de los alimentadores el enfriamiento adecuado de la pieza.
- Se debe evitar el atrapamiento mecánico de gases en el metal impidiendo las condiciones de diseño que permiten la aspiración debido a la formación de zonas de baja presión.
- Limitar la entrada de escoria a la pieza, introduciendo diversos componentes que permitan, junto con una técnica adecuada de desescoriado, minimizar la entrada de escoria a la impresión.
- Optimizar el rendimiento de metal.
- Optimizar los costos de remoción y acabado final de la pieza.

La fenomenología implícita en el llenado de la impresión de un molde con un metal líquido es sumamente compleja ya que el sistema de colada opera inicialmente en estado inestable, existe en todo momento transferencia de calor del flujo metálico hacia el material de moldeo, existen reacciones químicas del metal líquido con la atmósfera presente en la impresión, etc..

El análisis formal de estos aspectos se ha realizado asumiendo hipótesis simplificativas<sup>25,27</sup> mediante la resolución numérica de la ecuación de Navier-Stokes sujetas a restricción de conservación de volumen y balances de energía entre elementos ubicados en el metal y el material de moldeo, utilizando diferencias finitas y elementos finitos.

Sin embargo estos cálculos requieren de una gran capacidad de memoria y un tiempo de cálculo considerable, posible solo mediante el uso de computadoras extremadamente potentes. Así mismo la aplicación de estas aproximaciones requiere como datos las características del sistema de colada (Trayectoria, dimensiones, etc.) para analizar los efectos de cada diseño específico sobre el comportamiento del flujo metálico durante el llenado. Por todo lo anterior la aplicación de estas aproximaciones a nivel industrial es muy restringida.

Esto ha llevado a asumir hipótesis simplificativas que permitan proponer metodologías prácticas para el dimensionamiento de sistemas de colada.

La principal hipótesis simplificada asumida por todos los métodos de diseño y dimensionamiento de sistemas de colada utilizados a nivel industrial reside en considerar que el sistema opera en un régimen de estado estable.

Así mismo el dimensionamiento del sistema de colada requiere del conocimiento previo de la trayectoria del mismo.

Para el diseño y dimensionamiento del sistema de colada se parte de los balances de materia y energía mecánica, expresados respectivamente por la ecuación de continuidad (1) y el teorema de Bernoulli(2):

$$A_1V_1 = A_2V_2 \quad (II.1)$$

$$\Delta V_2 / 2g + \Delta P / \rho g + \Delta h = \sum K_i \Delta V / 2g \quad (II.2)$$

Estas ecuaciones fueron utilizadas para establecer los criterios de diseño, de los componentes del sistema de colada, que evitan las condiciones de aspiración y mezclado mecánico de gases<sup>31</sup>. (Anexo II).

Asimismo, estos, principios permiten establecer el área de estrangulamiento, que es la sección transversal al flujo que controla el gasto volumétrico promedio de metal introducido por el sistema de colada.

La finalidad básica del sistema de colada es introducir un volumen de metal ( el volumen asociado al conjunto alimentadores-pieza, en un cierto tiempo, es decir define un gasto volumétrico promedio:

$$Q = V / t \quad (II.3)$$

El gasto volumétrico promedio es controlado por el área de estrangulamiento, ubicado en el plano de partición, y la velocidad del metal en este plano, que es una función de la altura metalostática efectiva, H, el factor de fricción, que introduce las pérdidas de energía cinética sufridas por el metal durante su paso por el sistema de colada, y el factor de fluidez que introduce el efecto del sobrecalentamiento y la composición química de la aleación vaciada:

$$Q = A_c \text{ fr Fl } ( 2gh )^{1/2} \quad (II.4)$$

De 3 y 4 se obtiene la expresión que define al área de estrangulamiento:

$$Ac = V / t \text{ fr } FL(2gH)^{1/2} \quad (\text{II.5})$$

La ubicación del área de estrangulamiento es en la parte inferior de la bajada o en el corredor, lo más cercano posible a la unión bajada-corredor con el fin de permitir un vaciado fácilmente controlable desde el inicio de llenado del molde<sup>3,28,31</sup>.

El dimensionamiento de los componentes básicos del sistema de colada se realiza partiendo del valor calculado de área de estrangulamiento, aplicando el concepto de relación de colada que es la relación existente entre las áreas transversales totales asociadas a la(s) bajada(s), el (los) corredor(es) y el(los) ataque(s):

S: R: G

La relación de colada más adecuada para cada aleación se elige en base a dos criterios<sup>22</sup>:

- Sensibilidad de la aleación.
- Reparto equilibrado de flujo.

La sensibilidad es un término cualitativo que se refiere a la facilidad que presenta una aleación en estado líquido para reaccionar con el aire para formar óxidos. Se pueden distinguir

dos grandes clases de aleaciones de acuerdo a su sensibilidad : aquellas que contienen proporciones considerables de aluminio, magnesio, cromo, las cuales forman fácilmente capas de óxido en el momento del vaciado y, las aleaciones que pueden considerarse como poco sensibles, como gran parte de las aleaciones ferrosas y de cobre.

La sensibilidad debe tomarse en cuenta al definir el modo de llenado de la pieza. Para aleaciones sensibles se utiliza un llenado preferencialmente en fuente, con la mayor parte de la pieza ubicada por encima del plano de partición; para aleaciones poco sensibles se utiliza un llenado en cascada. Para establecer el modo de llenado deberá considerarse además de lo anterior, las restricciones impuestas por moldeo y corazono<sup>28</sup>.

El llenado de la pieza debe realizarse de una manera equilibrada para minimizar la trayectoria que debe recorrer el metal líquido en la impresión y de modo que no se contrarresten los gradientes térmicos considerados durante el diseño del sistema de alimentación.

De acuerdo con lo anterior, las relaciones de colada que han mostrado en estudios hidrodinámicos<sup>28</sup>, que simulan las condiciones del llenado de piezas fundidas, un funcionamiento adecuado en cuanto al reparto del metal líquido introducido a la pieza son las siguientes:

1 : 1 : 1 con corredor de sección transversal decreciente.

Aleaciones poco sensibles:

1 : 2 : 1 con corredor de sección transversal constante.

Aleaciones sensibles: ( con corredor de sección decreciente)

$$1: (H_i)^{1/2} : (H_i)^{1/2} \quad H_i \text{ es la altura del cope en dm.} \\ \text{llenado en fuente.}$$

junto con las siguientes ecuaciones que definen el área de ataque y cada corredor, en función del área de estrangulamiento , asumiendo que los ataques manejan el mismo gasto volumétrico:

$$\text{Ataques: } G_i = A_c G / N_t \quad ( \text{ II.6} )$$

Corredores de sección transversal constante:

$$R_i = A_c R N_i / N_t \quad ( \text{ II.7} )$$

Corredores con sección transversal decreciente:

$$\text{Area inicial: } A_{i0} = A_c (R + 0.1 (G/N_t) ( N_i - 1 ) ) N_i / N_t \quad \dots ( \text{ II.8} )$$

Area después del ataque iésimo:

$$A_{ii} = ( A_{i0} - n G_i ) 1.1 \quad ( \text{ II.9} )$$

Como las aleaciones de aluminio pueden considerarse como sensibles se adoptará una relación de colada  $1 : (H_i)^{1/2} : (H_i)^{1/2}$

La tendencia actual en el diseño computarizado de sistemas de colada es el desarrollo de sistemas expertos, que son programas que aplican una serie de reglas heurísticas para manipular relaciones y tomar decisiones de modo tal que se posibilite el diseño integral del sistema de colada, desde la definición de la trayectoria más adecuada hasta el dimensionamiento final de todos los componentes del sistema de colada.

### Capítulo III. METODOLOGIA PROPUESTA

En este capítulo se describirá en detalle la metodología para el diseño de sistemas de alimentación y colada para piezas fundidas en aleaciones comerciales de aluminio que presentan un rango corto de solidificación. Estas aleaciones se resumen en la tabla III.1

Tabla III.1

Aleación (Comp. Química)	Designación ASM	Designación NF
12Si-2.5Ni-1Mg-1Cu	336.0	A-S12N2G
9.5Si-0.5Mg	360.0,A360.0	-----
8.5Si-3.5Cu	380.0,A380.0	-----
12Si	413.0,A413.0	A-S13
4Mg	514.0	-----
7Mg	535.0,A535.0,B535.0	-----
5.8Zn-0.6Mg-0.5Cr-0.2Ti	712.0	-----
7Zn-0.9Mg-0.13Cr	771.0	-----

En el Anexo III se resumen las propiedades generales de las aleaciones incluidas en la tabla.

La metodología propuesta se resume a continuación:

#### A. Diseño del sistema de Alimentación.

A.1. Descomposición de la pieza en elementos, uniones y apéndices.

A.2. Cálculo del módulo local de solidificación de cada componente.



A.3. Ubicación y dimensionamiento de los alimentadores.

A.4. Determinación del número de alimentadores, empleando la noción de radio de acción (distancia de alimentación).

A.5. Verificación de que el número de alimentadores incluidos en el sistema satisface la demanda líquida de la pieza.

B. Diseño del sistema de colada.

B.1. Diseño de los componentes básicos del Sistema de Colada.

B.2. Determinación del Area de Estrangulamiento.

B.3. Dimensionamiento de los componentes básicos del Sistema de Colada.

III.1 Diseño del sistema de alimentación.

III.1.1. Cálculo de la secuencia de solidificación y ubicación de los alimentadores.

Para calcular la secuencia de solidificación que es el punto de partida del diseño de sistemas de alimentación se propone el uso de los conceptos básicos del método denominado Análisis de la Forma, que utiliza un factor correctivo experimental para incluir los efectos de curvatura asociado a piezas reales, complementando de este modo al tratamiento unidimensional de Chvorinov.

La descomposición en elementos, uniones y apéndices, se realiza sobre los cortes relevantes de la pieza.

El cálculo de los módulos locales de enfriamiento para elementos y apéndices requiere del conocimiento de dos parámetros, el módulo local de Chvorinov y un factor de forma experimental que contabiliza los efectos de curvatura del elemento o apéndice real.

Para ser más específicos es necesario mencionar que el módulo de enfriamiento está definido como el producto del factor de forma por el módulo de Chvorinov, también conocido como módulo geométrico de modo tal que la expresión que define al tiempo de solidificación del componente, incluyendo efectos de curvatura es el siguiente:





$$t = K (M')^2$$

Donde:

$M'$  Es el módulo local de enfriamiento del componente.

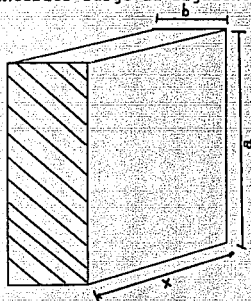
Tomando como referencia a la placa infinita, los factores de forma aplicables a diferentes geometrías se enlistan en la tabla III.1

Tabla III.1

Factores de Forma para piezas convexas		
Forma	Módulo geométrico	Factor de Forma
Placa infinita 	$e / 2$	1
Barra cuadrada infinita 	$e / 4$	0.9
Cilindro infinito  $\phi = e$	$e / 4$	0.8
Esfera  $\phi = e$	$e / 6$	0.75

Para calcular el módulo geométrico, cada componente es representado por un prisma rectangular definido por tres dimensiones  $x$ ,  $a$  y  $b$ , el menor prisma rectangular que puede contener al elemento o apéndice considerado. Como superficies extractoras de calor para el cálculo de módulo geométrico, se consideran exclusivamente aquellas que están en contacto directo con el material de moldeo y con corazones.

Ya que la pieza es una yuxtaposición de componentes, cada elemento o apéndice tendrá cuando menos una superficie no extractora de calor, la superficie que lo une con el resto de la pieza. De lo anterior surge la siguiente convención<sup>18</sup>:



- $x$  es la distancia perpendicular a la superficie de unión con el resto de la pieza.
- $b$  es el espesor del componente.
- $a$  es el ancho del componente.

En el caso en que  $a$  o  $x$  definan distancias entre superficies que no están en contacto directo con el material de moldeo, se asume que estas son infinitas desde el punto de vista de transferencia de calor.

De acuerdo con lo anterior, existirán tres casos :

Caso 1: Las tres distancias características son finitas desde el punto de vista térmico.

Caso 2: Una de las distancias características es térmicamente infinita.

Caso 3: Dos de las distancias características son térmicamente infinitas.

Los factores de forma asociados a los casos 2 y 3 en los cuales los elementos están en contacto con corazones cilíndricos o planos es calculado a partir de la relación  $(d/e)$  donde  $d$  es el diámetro o espesor del corazón y  $e$  el espesor de la placa infinita con un módulo geométrico igual al del elemento considerado. La dependencia de  $\omega$  con respecto al cociente  $d/e$  ha sido reportado en la literatura y se resume en la figura III.1, en donde se puede observar que cuando este cociente es mayor a 4 el corazón se comporta como un medio semi-infinito con un factor de forma unitario.

Para el cálculo de módulos locales de enfriamiento de uniones se procede de la siguiente manera: Para uniones simples tipo X, L, y T se parte de la relación entre los espesores de las placas infinitas que solidifican en el mismo tiempo que los elementos que convergen en la unión, por ejemplo, la unión simple tipo L de la figura III.2 involucra a los elementos A y B, los cuales tienen un módulo local de enfriamiento  $M_A$  y  $M_B$  y un espesor de placa infinita equivalente  $e_A$  y  $e_B$  respectivamente, iguales al doble de los módulos respectivos.

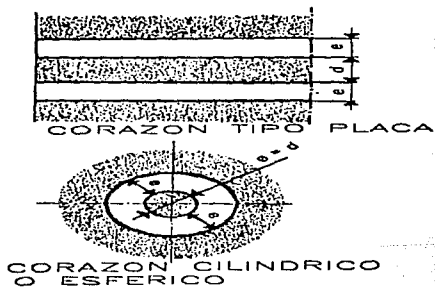
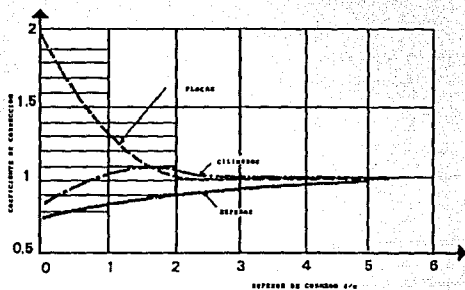


Figura III.1

Coeficiente de corrección

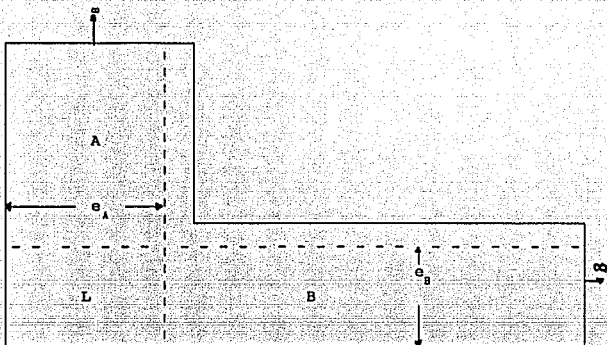





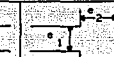




Figura III.2

El factor de forma asociado a este tipo de uniones es una función del cociente de los espesores equivalentes de los elementos que ahí convergen. En el caso de la unión tipo L, el factor de forma  $\omega$  que contabiliza la saturación térmica o el efecto neutro o enfriador asociado al ángulo de arena de la unión es una función del cociente  $e_A/e_B$  donde  $e_A$  es mayor o igual al elemento  $e_B$ . El módulo de enfriamiento de esta unión, es :

$$M_L = \omega M_A$$

La dependencia de  $\omega$  con respecto al tipo de unión y a la relación de espesores equivalentes, se resume en la tabla III.2.

Tabla III.2

Factores de Forma en el caso de uniones entre elementos planos.								
Forma								
Factores de Forma	1	$e_2/e_1$	$\omega$	$e_2/e_1$	$\omega$	$e_2/e_1$	$\omega$	
		<0.75	<1	<0.50	<1	<0.50	<1	
		0.75	1	0.50	1	0.50	1	1
		1	1.1	1	1.25	1	1.4	
$e_1$ es el elemento de referencia.								
 aleta de enfriamiento.  aleta natural.  Punto caliente.								

Una vez que han sido calculados los módulos locales de enfriamiento de elementos, uniones y apéndices, se procede a localizar las zonas de última solidificación o puntos calientes, zonas donde se ubicarán los rechupes.

Estas zonas poseen un módulo de enfriamiento, superior al de los componentes que los rodean, estos puntos constituyen zonas potenciales para la ubicación de los alimentadores.

### III.1.2. Dimensionamiento de los alimentadores.

El siguiente problema a resolver, es el dimensionamiento de los alimentadores. Se ha comprobado experimentalmente, que la condición, mínima que garantiza un adecuado funcionamiento del

alimentador, consiste en diseñar el alimentador de modo tal que posea un módulo mayor en un 20% al módulo local del componente de la pieza al cual esta conectado.

$$M_A = 1.2 M_p \quad \dots \quad (III.1.1)$$

Este porcentaje incluye el hecho de que el alimentador va a sufrir enfriamiento al igual que la pieza y por ende va a modificar su módulo hasta un valor final al terminar su solidificación. La geometría más utilizada en el caso de alimentadores es la cilíndrica, debido a consideraciones de facilidad de moldeo. En general las relaciones H/D (altura/diámetro) del cilindro más empleadas son 1.5 y 2 para aleaciones de aluminio. En el caso de alimentadores con chaqueta exotérmica se utilizan relaciones H/D > 1. Para establecer la relación H/D más adecuada a un caso particular se debe tener en mente que la altura del alimentador debe ubicarse a un nivel mas elevado que al nivel de la pieza a la que ha sido destinado.

Para determinar el diámetro de un alimentador de relación H/D = v se parte de la definición de módulo geométrico par un cilindro y de la condición expresada en la ecuación III.1.1.

$$d_A = (2v + 1 / v) 2M_A$$

$$d_A = (2v + 1 / v) 2.4 M_p$$

Para H/D = 1.5  $d_A = 6.4 M_p \quad \dots \quad (III.1.2)$

Para H/D = 2  $d_A = 6 M_p \quad \dots \quad (III.1.3)$



Debe notarse que estas relaciones se derivaron partiendo de la hipótesis de que todas las superficies del cilindro son extractoras de calor y no se consideró el efecto de curvatura asociado a la geometría cilíndrica.

Experimentalmente se ha determinado que la relación entre  $d_A$  y  $M_p$  que garantiza un adecuado funcionamiento del alimentador tomando en cuenta la superficie no extractora de la unión alimentador-cuello esta dada por las siguientes relaciones:

$$D_A = K M_p \quad \dots \quad (III.1.4)$$

Donde  $K = 5.6$  a  $6$  en el caso de alimentadores para piezas masivas y estrechas.

$K = 6$  a  $7.2$  en el caso de alimentadores ubicados sobre el canto de la pieza.

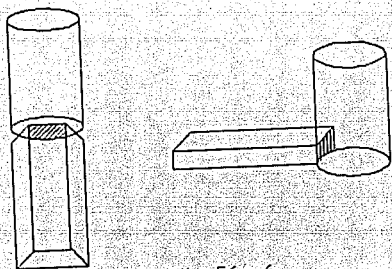
$K = 7.2$  a  $8.6$  en el caso de alimentadores destinados a regiones de pieza planas y de gran extensión.

Los tres casos mencionados se ilustran gráficamente en la figura III.3.

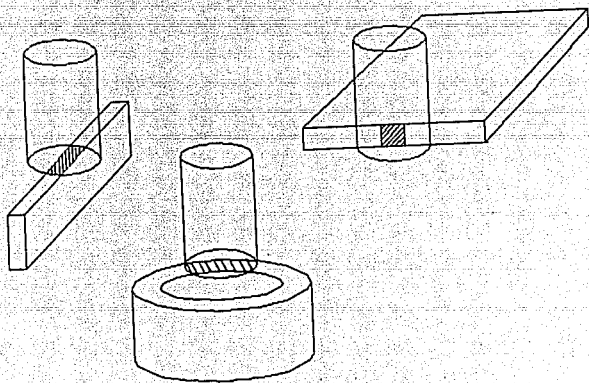
### III.1.3. Diseño de Cuellos.

El cuello debe ser diseñado de modo tal que permita el paso de metal líquido proveniente del alimentador hacia la pieza durante todo el tiempo de funcionamiento del alimentador ( es decir hasta que finalice la solidificación de la parte de la pieza a la que el alimentador está destinado.

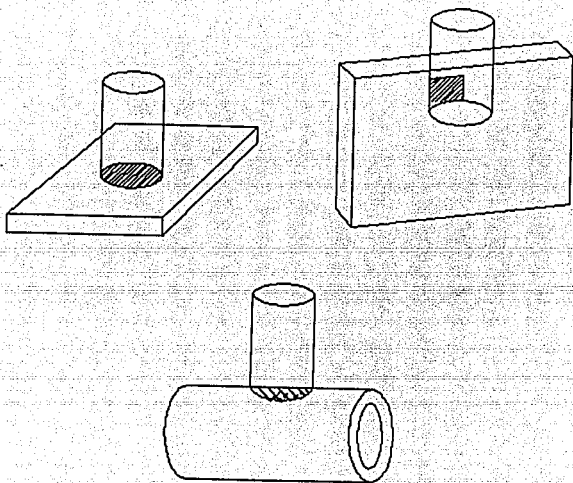
Existen dos opciones para el diseño de cuellos. La primera de ellas reside en diseñar el cuello de modo tal que su módulo cumpla con la



(a)  $K = 5.6 - 6$



(b)  $K = 6 - 7.2$



(c) K = 7.2 - 8.6

Figura III.3, Valor de la constante que relaciona  $D_A$  y  $M_p$  en función del tipo de alimentador

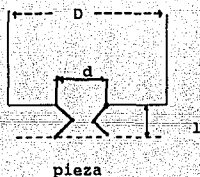
siguiente relación:

$$M_c = 1.1 M_p \quad . \quad . \quad . \quad (III.1.5)$$

Como el cuello está posicionado entre la pieza y el alimentador, los extremos no constituyen en principio superficies extractoras de calor por lo cual el módulo geométrico del cuello se calcula como en el caso de barras infinitas, haciendo uso de la fig. III.4a.

Sin embargo este diseño incrementa los costos de maquinado asociados a la remoción del sistema de alimentación.

La solución alternativa reside en utilizar un cuello estrangulado por ángulos de arena, que debido a su saturación térmica provocan un incremento en el tiempo de solidificación del cuello. En el caso de aleaciones de aluminio con rango corto de solidificación se ha establecido experimentalmente diseños de cuello que garantizan un adecuado funcionamiento, junto con la disminución en el costo de remoción de alimentadores. Las dimensiones básicas de dicho cuello, están en función del diámetro del alimentador. Se resume en la figura III.4.



$$0.30 < d/D < 0.50 \quad l/D = 0.10$$

$$d/D = 0.50 \quad 0.10 \leq l/D \leq 0.20$$

$$d/D = 0.55 \quad l/D \leq 0.30$$

Figura III.4

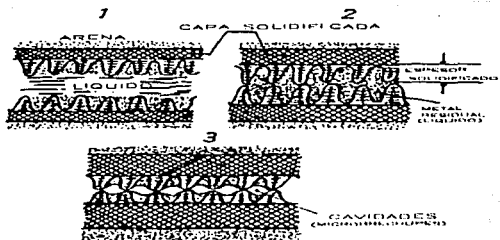


FIGURA III.5 SOLIDIFICACION DE UNA PLACA EN TRES FASES

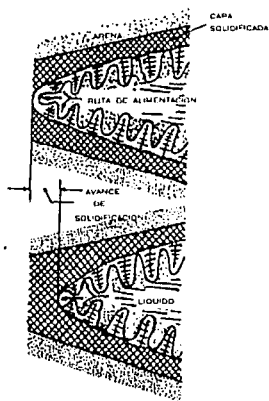


FIGURA III.6 AVANCE DE SOLIDIFICACION

III.1.4. Determinación del número de alimentadores necesarios utilizando el concepto de distancia de alimentación.

En primera instancia procederemos a explicar la noción de distancia de alimentación, analizando la solidificación de placas.

De acuerdo con la figura III.5 la solidificación de una placa se realiza en tres etapas: 1° Una costra sólida se forma con una región líquida entre los dos frentes de solidificación. El metal líquido fluye libremente y permanece siempre en contacto con las dendritas, llenando el espacio entre estas, y alimentando la contracción por solidificación adecuadamente. En la segunda etapa los frentes de solidificación se encuentran a la mitad del espesor de la placa restringiendo el flujo de metal líquido hacia las regiones interdendríticas, finalmente en estas regiones se presentarán rechupes debido a que no existió la disponibilidad de metal líquido para compensar la contracción en estas zonas.

Por otra parte, si las superficies de las intercaras, molde-metal, son divergentes (la sección de la pieza presenta una forma de cuña) los frentes de solidificación, no son paralelos y cuando estos se encuentran es posible la alimentación de las regiones interdendríticas por lo cual este tipo de piezas, para ciertos valores de ángulo de divergencia (ángulo de autoalimentación) no presentan un rechupe intermedio.

Un gradiente térmico produce un frente de solidificación similar al mencionado anteriormente por ejemplo, una placa como la mostrada en la figura III.6, solidifica en las esquinas primero donde los cristales crecen más rápidamente que en el centro de la placa, debido a que el enfriamiento se realiza a través de un mayor número

de intercaras. Los frentes de solidificación por lo tanto, divergen del centro debido al gradiente de temperatura o sea que los extremos de placas donde este ángulo de divergencia es lo suficientemente obtuso, solidificará siempre sin cavidades, la distancia límite donde se presenta este efecto es representada por la letra E (extremo).

También se genera un gradiente térmico en las zonas aledañas al alimentador, ya que este actúa como una zona más caliente, en cuya vecindad el metal permanece líquido por un mayor tiempo, por esta razón los cristales en esta zona, solidifican más lentamente que en el centro de la placa, alejado del alimentador los frentes de solidificación son convergentes en dirección opuesta al alimentador y se produce una zona libre de rechupes en un radio finito alrededor del alimentador.

Este radio es conocido como radio natural de acción del alimentador representado por la letra A. Si la zona en la que se presenta el efecto extremo y la zona alimentada por el radio de acción del alimentador están en contacto, la totalidad de la placa estará libre de rechupes ; si estas zonas están separadas por regiones con frentes de solidificación paralelos se presentarán rechupes en estas últimas zonas a la mitad del espesor de la placa.

En el caso de barras, analizando el efecto de extremo el enfriamiento se realiza a través de cinco interfases, es decir la pendiente de los frentes de solidificación es al inicio muy pronunciada y corta, de modo que la longitud que puede ser alimentada adecuadamente, es también corta. Conforme las

dimensiones de los extremos de placas o barras son mas grandes, la zona sujeta al efecto de extremo se extenderá más. Utilizando materiales exotérmicos en el alimentador el radio de acción de este aumenta debido a que el gradiente térmico en la vecindad del alimentador se incrementa, como resultado de el sobrecalentamiento adicional del metal en el alimentador.

Es posible incrementar el efecto de extremo introduciendo enfriadores, los cuales incrementan el gradiente térmico hacia el interior de la placa  $(E + E')$ . Un incremento similar se puede obtener simulando zonas de extremo entre dos alimentadores ubicando enfriadores entre las dos zonas de alimentación.

Los valores reportados de distancia de alimentación se derivaron de estudios realizados en aceros de bajo carbono (0.25 - 0.30 %), el cual presenta un rango corto de solidificación; investigaciones posteriores, confirmaron, que a medida que el rango de solidificación aumenta, la distancia de alimentación disminuye.

Para comparar distancias de alimentación de diferentes aleaciones, se introdujo el concepto de "Factor de resistencia de línea central", desarrollado a partir de datos de principio y fin de solidificación de diferentes aleaciones.

$$C.R.F = \frac{\text{tiempo en el que se presentan los cristales en la L.C.}}{\text{tiempo total de solidificación}} \times 100$$

En la tabla III.3 se observa que rangos de solidificación largos corresponden valores altos, mientras para rangos de solidificación cortos, por ejemplo, metales puros y aleaciones cercanas al



eutéctico, estas presentan una menor resistencia de alimentación.

Tabla III.3

Aleación	Factor de resistencia de línea central.
Cobre 99.8 %	1
Plomo 99.0 %	17
Bronce 60-40	26
Acero 18.8 (0.2% C)	35
Acero ( 0.6%C)	54
Monel	64
88/10/2 Gunmetal	95
Al-4Cu	96

Para moldeo en arena se encontró que aleaciones con factor de resistencia de línea central similar al acero, presentan características similares de alimentación.

En conclusión, los datos de alimentación para el acero, pueden ser aplicados a todas las aleaciones que tengan un factor de resistencia de línea central menor al acero ( tomando como referencia el acero 18.8 ).

Apliquemos lo anterior a la determinación del número de alimentadores necesarios, se tiene que existe una distancia límite en la cual puede actuar el alimentador, por lo tanto conociendo estas distancias límites, es posible establecer el número de alimentadores que deben incluirse en el sistema de alimentación, para que la totalidad de la pieza sea alimentada . Las distancias

de alimentación aplicables para placas y barras de aleaciones de aluminio de rango corto ( $A+E$ ,  $A+E+E'$ ) se resumen en las figuras III.7 y III.8.

III.1.5. Verificación de que el sistema de alimentación satisface la demanda líquida de la pieza.

Cada alimentador afectará a una zona de la pieza, limitada precisamente por la distancia de alimentación.

El cumplimiento de lo anterior únicamente establece que el paso de metal líquido llegará hasta estas zonas, sin embargo, para garantizar la ausencia de rechupes es necesario que la cantidad de líquido proveída por el alimentador satisfaga el volumen requerido por la contracción de esta zona de la pieza debido a su enfriamiento y su solidificación.

De lo anterior se desprende que el sistema de alimentación deberá satisfacer este requerimiento de metal por parte de la pieza, conocida como demanda líquida de la pieza.

La demanda líquida dependerá obviamente de las magnitudes asociadas a la contracción líquida y la contracción por solidificación. Esta última es característica de cada aleación mientras que la primera sera una función del sobrecalentamiento del metal.

Es importante subrayar que es en este punto donde tomamos en cuenta el efecto de la temperatura de colada, y que, si bien, un sistema de alimentación puede funcionar adecuadamente para un cierto grado de sobrecalentamiento, su acción puede ser inadecuada para un

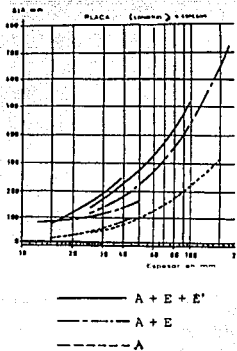


Figura III.7 Distancia de alimentación para placas.

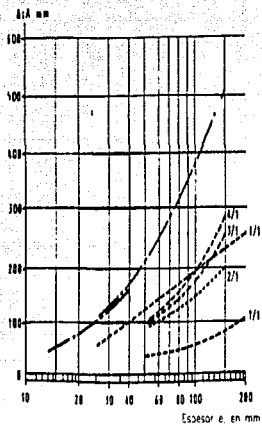


FIGURA III.8 DISTANCIA DE ALIMENTACION (ACERO AL CARECHI)

Tabla III.3.

Aleación	% Contracción de solidificación	% Contracción Total	
		$\Delta T$ ( $^{\circ}C$ )	
		50	150
99.50%	6.6	8.0	9.0
Al-12Si	3.8	4.5	7.5

sobrecalentamiento mayor de lo cual se desprende que cada sistema de alimentación esta diseñado para funcionar adecuadamente en cierto rango de temperaturas de colada.

De lo anterior se tiene que el volumen del alimentador debe ser lo suficientemente grande para satisfacer la demanda líquida de la pieza. Para asegurar lo anterior el volumen del alimentador debe cumplir con la condición:

$$V_{PA} > V_{HD}$$

$V_{PA}$  : Volumen de metal líquido proveído por el alimentador(es).

$V_{HD}$  : Volumen de metal líquido demandado por la pieza.

Lo cual es expresado por la siguiente desigualdad, llamada regla de las contracciones donde:

$$V_A \geq k r V_P \quad (III.1.6)$$

Donde:  $V_A$  es el volumen del alimentador(es) .

$k$  es una constante experimental  $2 < k < 6$  relacionada con la capacidad del alimentador para proveer metal líquido.

$k = 2$  para alimentador con exotérmicos.

$k = 6$  para alimentador ordinario.

$r$  Contracción de la aleación ( en edo. líquido + la contracción de solidificación (fracción volumen) ).

$V_p$  volumen de la pieza a alimentar.

Si el sistema de alimentación satisface la demanda líquida de la pieza se da por concluido el diseño del sistema de alimentación , si no es así se incluyen más alimentadores o se aumenta el volumen de estos, hasta que se cumpla la regla de las contracciones.

### III.2. Diseño del sistema de colada

Se propone el uso de sistemas de colada que presentan los siguientes componentes:

1. Tazón de colada
2. Canal vertical o bajada
3. Colchón o base de la bajada
4. Corredor
5. Extensión del corredor
6. Ataques
7. Radios de curvatura en uniones del sistema de colada.
8. Vientos

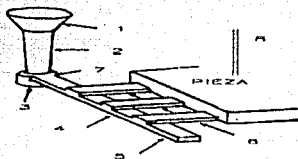


Figura III.9

#### III.2.1. Diseño de los componentes del sistema de colada.

El objetivo y criterios de diseño de cada componente se enlista a continuación.

### Tazón de colada.

El principal propósito de la presencia de un tazón de colada es facilitar la operación del llenado evitando el titubeo inicial que permite la entrada de escoria al sistema de colada cuando este es más vulnerable, garantizando que la velocidad del metal este gobernada exclusivamente por la altura del canal vertical y el nivel del metal en el tazón.

Sino existe este componente hay una gran probabilidad de vaciar directamente el metal hasta la base del canal vertical, lo que provocará gran turbulencia y probablemente arrastre de arena. Por otra parte mientras más grande sea el tazón menor será el titubeo ya que es más fácil apuntar el labio de la olla de vaciado lateralmente al tazón, que predecir el arco del chorro líquido para dirigirlo a la boca superior del canal vertical, generalmente de unas cuantas pulgadas de diámetro, y es por esto que el tazón es alargado en la dirección de la olla de vaciado.

El ancho del tazón de colada debe ser al menos el doble del diámetro del chorro proveniente de la olla. La profundidad debe crear confianza en el operario de que un comienzo rápido no provocará proyecciones o derramamiento. Como una guía, la profundidad y el ancho del tazón deben ser al menos el doble del diámetro superior de la bajada y la longitud, en la dirección del vaciado, el doble del ancho del tazón. Todos los filos deben ser redondeados para evitar arrastres de arena. En la figura III.10 se ilustran varios aspectos de lo anteriormente tratado.

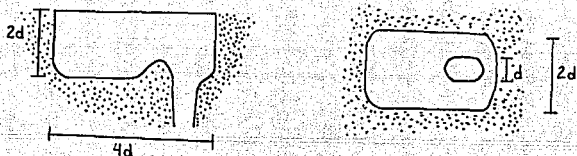


Figura III.10. Diseño recomendado para el tazón de vaciado (AFS)

El aplicar un tazón de colada excesivamente grande es contraproducente ya que disminuye el rendimiento del metal, sobre todo en piezas pequeñas, por lo cual si el volumen de la pieza es mayor o igual a  $1.5 \text{ dm}^3$  se recomienda un tazón con las dimensiones establecidas en la figura III.11. Si el volumen de la pieza es menor que  $1.5 \text{ dm}^3$  se puede prescindir del tazón ya que sus dimensiones no son críticas.

Al diseñar un tazón de colada deben observarse los siguientes puntos:

- La longitud y el ancho del tazón deben ser los mismos que permitan un fácil control del chorro proveniente de la olla de vaciado.



- La profundidad del tazón debe ser suficientemente para mantener el nivel del metal a una altura tal, con respecto a la boca superior del canal vertical, que evite la formación de un vórtice.
- El labio de la olla de vaciado debe mantenerse tan cerca como sea posible del tazón de colada.
- El metal líquido debe vaciarse tan uniforme y rápidamente como sea posible, evitando derramamientos.

#### Canal vertical o Bajada.

Es recomendable utilizar un canal en forma de cono truncado invertido, para eliminar la aspiración de aire y gases del molde, como se establece en el Anexo II. El área transversal de la boca superior se calcula mediante la fórmula (figura III.12).

$$A_2 = A_3 (h_c/h_t)^2 \quad \dots \quad (III.2.1)$$

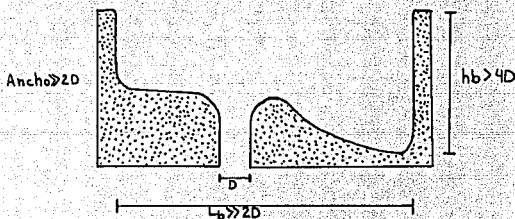


Figura III.11 Diseño recomendado para el tazón de colada  
(Jean Colas)

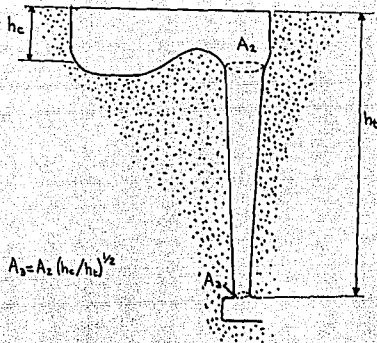


Figura III.12 Conicidad de la bajada

En la práctica es deseable utilizar un área transversal un poco mayor a la calculada por la anterior ecuación para asegurar una presión positiva del metal contra las paredes del molde.

#### Canal Horizontal o Corredor

Se propone un diseño que promueve un reparto equilibrado del metal entre los ataques conectados al corredor.

A continuación se describen los aspectos a considerar para lograr el objetivo anteriormente enunciado.

La relación entre el área transversal del canal (R) y el área transversal total de las entradas (G) determinará el reparto del gasto volumétrico entre las entradas ubicadas a lo largo del canal.

Generalmente es deseable que este reparto sea lo más uniforme posible por lo cual, para conseguir este objetivo, existen dos maneras de atacar el problema: Proponer una relación R/G que proporcione una uniformidad aceptable en el reparto de flujo o bien diseñar el canal de modo tal que se eviten las condiciones que provocan un reparto inadecuado.

La repartición del gasto volumétrico, asumiendo entradas de dimensiones iguales, es más uniforme conforme la velocidad del líquido en el canal es reducida o en otras palabras conforme R/G es grande. En el caso extremo  $(R/G) = \infty$  cuando la velocidad es nula (fig. III.13a) , la presión frente a cada entrada es la misma y el reparto será realizado proporcionalmente a la sección transversal de las entradas y cuando estas son iguales la repartición es completamente uniforme y equilibrada. Conforme el valor de R/G desciende, existe una mayor variación de la presión a lo largo del canal, lo que provoca a su vez un reparto cada vez más desequilibrado.

En la práctica se ha encontrado que para canales horizontales de sección transversal uniforme, una relación  $R/G = 2$  dará un reparto adecuado (Fig.III.13b).

La presión del líquido dentro del canal crece conforme se desplaza del inicio al final del canal por las siguientes razones:

a) La velocidad de salida del líquido a través de las entradas tiene una dirección perpendicular al eje de la canal y por ende a la dirección principal del flujo en el canal. La energía cinética de un volumen unitario de líquido en la entrada es el producto de la transformación de la energía de presión de un volumen unitario

de líquido en el canal, a la altura de la entrada, menos la energía de fricción utilizada para pasar del canal a la entrada.

b) Conforme el líquido se desplaza por el canal, las entradas van extrayendo un cierto gasto por lo cual el gasto al final del mismo y la disminución en energía cinética provocada por esta reducción en energía cinética provocada por esta reducción en el gasto se ve compensada por un aumento en la energía de presión.

De acuerdo con los puntos anteriores, al haber una mayor presión en la región cercana al final del canal, la entrada en este punto será la que manejará, asumiendo entradas de igual dimensión, un gasto mayor.

Como la variación de presión es el resultado de la variación en la velocidad de flujo del líquido a lo largo del canal, si evitamos, mediante el dimensionamiento adecuado de las áreas transversales del corredor después de cada entrada, la variación de velocidad a lo largo del canal, se logrará un reparto más uniforme.

Apliquemos un balance de materia para deducir la ley de degradación que se aplica en el diseño de un canal de sección transversal decreciente, el cual mejora en gran medida la uniformidad en el reparto de flujo.

Se parte de un canal horizontal de sección transversal uniforme con  $n$  entradas idénticas y  $R = G$ , el objetivo es que  $f_m$  el gasto manejado por cada entrada, sea el mismo a lo largo del canal (figura III.13), la velocidad del metal en este punto es asumida constante e igual a  $(2gH)^{1/2}$ .

Aplicando un balance de materia en la sección (A) del canal tenemos que:

Entra = sale

$$f_0 = nf \quad n = \text{No. de entradas} \quad f = f_0/n \quad \dots \text{(III.2.2)}$$

Ahora aplicaremos otro balance en la sección (B) del canal

$$f_1 = f_{1,1} + f \quad \dots \text{(III.2.3)} \quad f_1 = A_1 U_1; \quad f_{1,1} = U_{1,1} \quad \dots \text{(III.2.4)}$$

$$f = \text{gasto} = UA$$

Sustituyendo (III.2.1.) y (III.2.3) en III.2.2 queda:

$$A_1 U_1 = A_{1,1} \times U_{1,1} + A_0 U_{1,1} / n \quad U_1 = U_{1,1}$$

rearrreglando queda finalmente:

$$A_{1,1} = A_1 - A_0/n \quad \dots \text{(III.2.4)}$$

Donde  $A_1$  = área transversal del corredor después de cruzar la entrada iésima.

$A_0$  = área inicial del corredor.

$n$  = número de entradas.

En la práctica se acostumbra adicionar un 10% del área calculada por la ecuación (III.2.4) para considerar pérdidas por fricción.

La relación  $R/G = 1$  provoca un reparto uniforme (fig. III.13c). La manera más sencilla de recordar la ley de degresión es: Reducir el área transversal del corredor en una área de la entrada más un 10%.

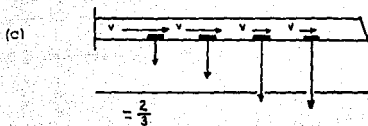
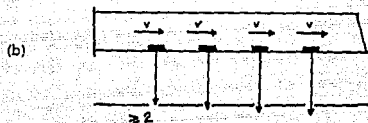
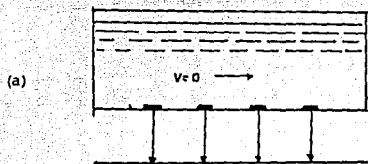


Figura.III.13. Influencia del cociente  $R/G$  sobre la repartición del gasto entre ataques para un corredor de sección transversal uniforme.

Después de la última entrada NO se reduce más el canal. En cuanto a la trayectoria, un canal recto es la mejor elección si el espacio disponible y la geometría de la pieza lo permiten. Si, por razones particulares, es inevitable "curvar" el canal, esto debe hacerse con el mayor radio de curvatura posible. En un arreglo recto-curvo-recto no es conveniente ubicar entradas cercanas al fin de la curva. Se recomienda dejar siempre un cierto espacio entre el final de la curva y la siguiente entrada. En piezas medianas esta distancia es de alrededor de 20 cm.

El número de corredores dependerá de las necesidades de llenado uniforme impuestas por la geometría de la pieza.

#### Canal horizontal-entradas- o Ataques.

La ubicación de los corredores, es en el drag y los ataques son ubicados en el cope, translapados y siendo su área de translaje igual al área transversal del ataque.

#### Ataques

El número de ataques a lo largo del canal dependerá del tamaño y las características de la pieza. Es conveniente ubicar varias entradas para llenar la impresión de una manera uniforme. Sin embargo, un número excesivo de ataques aumentará los gastos de acabado por lo que habrá que establecer un compromiso entre ambos aspectos. Es necesario ajustar las dimensiones de las entradas de acuerdo con el volumen de la zona a la que dirigirán el metal líquido.

Base del canal vertical o Colchón.

La finalidad de la presencia de una base es prevenir las condiciones de aspiración y disminuir la turbulencia provocadas por el cambio brusco de dirección en la unión bajada-corredor.

(Anexo II ).

Existen dos tipos de base, la primera llamada colchón es utilizada cuando el canal horizontal es más ancho que alto y la segunda es llamada extensión del canal vertical y es usada cuando el canal horizontal es estrecho y profundo.

Las dimensiones recomendadas para una base del tipo colchón (figura III.14a) son las siguientes:

- Su profundidad es el doble de la altura del canal horizontal.
- El área de sección transversal es 5 veces el área de la boca inferior del canal vertical.

Por otra parte, para una base del tipo extensión (fig.III.14b) las dimensiones recomendadas son:

- La profundidad es igual a la altura del canal horizontal.
- El diámetro es 2 1/2 veces el ancho del corredor.

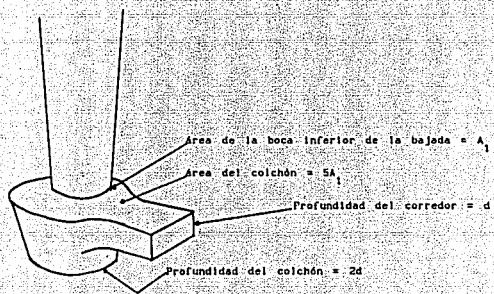
Extensión del corredor

La finalidad de este componente es evitar que el primer metal generalmente rico en escoria, entre a la impresión. La longitud de la extensión, que comienza a partir de la última entrada, debe ser tal que impida el rebote del primer metal hacia esta entrada.

La longitud mínima de la extensión es igual a dos veces la dimensión mas grande de la sección transversal del corredor a partir de la línea donde finaliza el último ataque.



(a) tipo Colchón, para corredores más anchos que altos.



(b) Tipo extensión para corredores más altos que anchos.

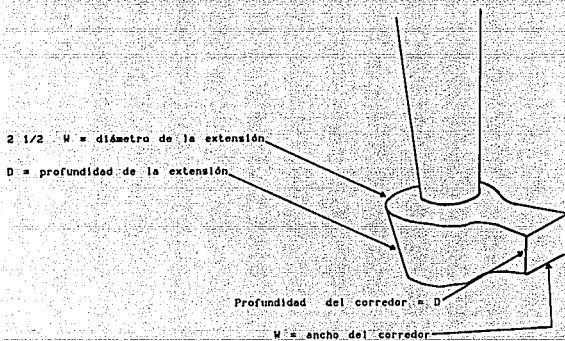


Figura III.14

Vientos.

El objetivo primordial de los vientos es el ofrecer una salida a los gases de reacción que se generan en el molde al vertir el metal líquido en el molde.

$$\text{Area total de vientos} = n_{\text{vientos}} \cdot \pi (d_v)^2 / 4 = Ac/2 \dots \quad (\text{III.2.5})$$

Piezas pequeñas  $d_v = 0.3 \text{ cm.}$

Piezas medianas  $d_v = 0.5 \text{ cm.}$

### III.2.2. Determinación del Area de estrangulamiento .

Como se estableció en el capítulo II, la finalidad básica del sistema de colada es introducir un volumen de metal ( el volumen asociado al conjunto alimentadores-pieza ), en un cierto tiempo, es decir define un gasto volumétrico promedio:

$$Q = V / t \quad (\text{III.2.6})$$

El gasto volumétrico promedio es controlado por el área de estrangulamiento, ubicado en el plano de partición, y la velocidad del metal en este plano, que es una función de la altura metalostática efectiva, H, el factor de fricción, que introduce las pérdidas de energía cinética sufridas por el metal durante su paso por el sistema de colada, y el factor de fluidez que introduce el efecto del sobrecalentamiento y la composición química de la aleación vaciada:

$$Q = A_e \text{ fr } F_1 ( 2gh )^{1/2} \quad (\text{III.2.7})$$

De 3 y 4 se obtiene la expresión que define al área de estrangulamiento:

$$A_c = V / t \text{ fr FL}(2gH)^{1/2} \quad (\text{III.2.8})$$

Para calcular el área de estrangulamiento se requiere en consecuencia conocer :

V : volumen de la pieza ( $\text{cm}^3$ ).

t : tiempo de colada (s).

fr : factor de fricción.

FL : factor de fluidez.

H : altura metalostática efectiva.

El volumen de la pieza puede ser determinado de diferentes maneras. El método más empleado para obtener un valor aproximado del volumen de la pieza, una vez que se cuenta con el modelo de ésta, en madera u otro material es el de desplazamiento de volumen líquido, o Método de Arquímedes.

Cuando no se cuenta con el modelo se utiliza la descomposición de la pieza empleada en la determinación de la secuencia de solidificación y cada componente es representado por el menor prisma rectangular que lo puede contener que en este caso poseerá tres dimensiones : espesor, largo y ancho que multiplicadas entre sí proporcionan el volumen local del componente. Sumando los volúmenes locales de todos los componentes se obtiene un valor aproximado del volumen total de la pieza, el cual es aceptable para fines prácticos.

El tiempo de llenado se establece tomando como referencia  $t_1$ , el tiempo que tarda la aleación en enfriarse desde  $T_0$ , la temperatura de entrada del metal a la impresión de la pieza, hasta  $T_1$ , la temperatura de liquidus, en la zona de la pieza donde existe el mayor riesgo de solidificación prematura. Como primera aproximación se considera que  $T_0$  es igual a  $T_c$ , la temperatura de colada.

Las variables que determinan el valor de  $t_1$  son: el tipo de aleación, el tipo de material de moldeo, el módulo de enfriamiento de la zona crítica y el sobrecalentamiento del metal.

Las expresiones que permiten determinar  $t_1$  se obtienen a partir de un balance térmico en la intercara molde-metal, asumiendo lo siguiente:

- Flujo unidireccional de calor.
- La principal resistencia al flujo de calor es impuesta por el material de moldeo, el molde es considerado semiinfinito.
- Las propiedades del metal y del material de moldeo no dependen de la temperatura.
- La temperatura del molde en la intercara molde-metal es constante e igual a la temperatura de liquidus del metal.

Bajo estas condiciones la ecuación de balance es:

$$2A(K\rho C_p)_m^{1/2} / (\pi)^{1/2} (T_1 - T_0) (t_1)^{1/2} - \rho_L V_L C_L (T_0 - T_1)$$

de donde se obtiene la expresión que define a  $t_1$ :

$$\ln t_1 = C_1 + 2 \ln \Delta T + 2 \ln (M \omega) \quad \dots \quad (III.2.9.)$$

donde  $t_1$  es el tiempo que tardará la aleación en enfriarse hasta líquido,  $\Delta T$  es el sobrecalentamiento de la aleación con respecto a  $T_1$ ,  $M$  es el módulo de enfriamiento de la zona crítica, definido por el espesor crítico de la pieza,  $E_c$  :

$$M = E_c/2 \quad (\text{III.2.10})$$

$\omega$  es un factor correctivo de forma que incluye el efecto de curvatura de la zona crítica y  $C_1$  es una constante:

$$C_1 = 2 \ln \left( \pi^{1/2} \rho_L C_{pL} / (K \rho C_p)^{1/2} (T_1 - T_0) \right) \quad (\text{III.2.11})$$

$\rho$  y  $C_p$  son la densidad ( $\text{g/cm}^3$ ) y la capacidad calorífica ( $\text{cal/gK}$ ) respectivamente, con los subíndices  $L$  para la aleación y  $a$  para el material de moldeo,  $T_1$  y  $T_0$  son respectivamente la temperatura de líquido de la aleación y la temperatura de la superficie externa del molde ( $K$ ) y  $(K \rho C_p)^{1/2}$  es la difusividad de calor ( $\text{cal/cm}^2 \text{K s}^{1/2}$ ) del material de moldeo.

El valor de los términos constantes de la expresión de  $t_1$  pueden obtenerse para aleaciones ligeras moldeadas en arena verde con un índice AFS 70-100 compactada al máximo y de las curvas semiempíricas reportadas por Jeancolas para este tipo de aleaciones.

La condición a cumplir para evitar el llenado incompleto en el caso de una pieza llenada en fuente (el ataque está ubicado en la parte inferior de la pieza) es :

$$t_c < t_1$$

Donde  $t_1$  es el tiempo que tarda la aleación en enfriarse desde la temperatura de colada hasta su temperatura de líquido, cuando da comienzo la solidificación.

Si se realizara un seguimiento del metal líquido desde el inicio de la operación de llenado, la temperatura inicial del metal será la temperatura de colada, el metal pasará por el tazón de colada, la bajada o canal vertical, el o los corredores, los ataques y finalmente llegará a la impresión. En el trayecto anterior el metal sufrirá una caída de temperatura. Ya dentro de la impresión el metal debe atravesar desde su punto de entrada, ubicado en la parte inferior de la impresión, una capa de líquido para seguir llenando la sección aún vacía de la impresión. Si la solidificación se presenta antes de acabar el llenado del molde, el metal entrante no podrá alcanzar la sección superior remanente de la impresión lo que provocará la obtención de una pieza incompleta.

Si por otra parte, la misma impresión es llenada mediante ataques ubicados en su parte superior (colada en cascada), es posible aceptar hasta cierto punto una cierta solidificación en el metal que ya ha entrado en la impresión, ya que la capa solidificada no impedirá el subsecuente llenado de la pieza. En este caso la impresión puede ser llenada en un tiempo más largo, tal que :

$$t_c = 2 t_1$$

$$t_c = 3 t_1$$

Con esto podemos observar que  $t_1$ , el tiempo de enfriamiento desde la temperatura de colada hasta la de líquido constituye una

referencia que es importante considerar. Para poder conocerla es necesario calcular la caída de temperatura del metal desde el inicio de la operación de llenado y durante su paso por el sistema de colada, sobre todo para piezas pequeñas o medianas (hasta 200 Kg ) y de espesores críticos o módulos reducidos (espesores de hasta 20 cm y módulos de hasta 10 cm ) durante un lapso de tiempo cercano a los tiempos de colada comunmente presentes en este tipo de piezas.

Para asegurar, con un margen de seguridad, el llenado completo de la impresión conviene realizar el llenado en un tiempo  $t$  en relación con el tiempo  $t_1$  de enfriamiento de la aleación desde su temperatura de entrada en la impresión (después de pasar por el sistema de colada ) hasta su temperatura de líquidus en la sección crítica de la pieza.

Para conocer  $t_1$  es necesario considerar la temperatura de entrada de la aleación a la impresión, la temperatura  $T_l$  de líquidus de la aleación y el espesor crítico de la pieza. La temperatura  $T_r$  es igual a la temperatura de colada  $T_c$  menos la caída de temperatura  $\Delta T$  sufrida por el metal durante su paso por el sistema de colada. Jeancolas propone el siguiente metodo aproximado, para moldeo de piezas pequeñas y medianas en arena sílica, para estimar  $\Delta T$ : Los factores que afectan la magnitud de  $\Delta T$  en el caso de un conducto de sección transversal uniforme son:

- La longitud  $L$  del ducto;  $\Delta T$  es directamente proporcional a  $L$ .
- Módulo  $M$  de la sección transversal del ducto;  $\Delta T$  es inversamente proporcional a  $M$ .

- Velocidad promedio del metal  $U_p$ ;  $\Delta T$  es inversamente proporcional a  $U_p$ .
- Tiempo de flujo,  $t_f$  (durante el cual el metal ha estado circulando a través del sistema de colada);  $\Delta T$  es inversamente proporcional a la raíz cuadrada del tiempo de flujo.
- Las propiedades termofísicas de la aleación.

La velocidad promedio  $U_p$  es función de la altura metalostática efectiva  $H$  y del factor de fricción  $Fr$ :

$$U_p = Fr (2gH)^{1/2} \quad (\text{III.2.12})$$

Si definimos a  $K$  como una constante de proporcionalidad, la expresión que define a la caída de la temperatura queda:

$$\Delta T = t_c - t_r = K ( L / M_r H t_r ) \quad (\text{III.2.13})$$

O bien, para un ducto de sección circular de diámetro  $d$  o una sección cuadrada de lado  $c = d$  (En ambos casos  $M = d/4$ ) la ecuación queda:

$$\Delta T = 4K ( L/d_r (H t_r)^{1/2} ) \quad (\text{III.2.14})$$

Obviamente  $\Delta T$  será función del tipo de aleación y de la difusividad térmica del material de moldeo (ambos factores se consideran implícitamente en el factor  $K$ ) así como de la temperatura de colada.

A continuación se muestran los órdenes de magnitud de  $\Delta T$  para diferentes condiciones de tiempo de flujo ( $t_r$ ), la altura



metalostática (H) y tipo de aleación para un canal de longitud  
 $L = 1$  m moldeado en arena sílica.

TABLA III.4

H ( dm )	Aleaciones ligeras		Fundic. Ferrosas aleaciones/cobre		Acs. de baja aleación	
	1	2	1	2	1	2
$t_r = 4s$	cód = 1 cm	44* 32*	56*	40*	84*	60*
	cód = 2 cm	22 16	28	20	42	30
	cód = 3 cm	11 8	14	10	21	15
$t_r = 16s$	cód = 2 cm	11 8	14	10	21	15
	cód = 4 cm	5.5 4	7	5	10.5	7.5
* $\Delta T$ (°C) cód = espesor o diámetro						

Los valores de los parámetros elegidos en la tabla III.4 corresponden a las condiciones comunmente encontradas en la fabricación de piezas pequeñas o medianas moldeadas en arena sílica. Los datos obtenidos son aplicables a un canal horizontal con una sola derivación o ataque al final del mismo. Analizemos ahora el efecto de la relación de colada y el número de ataques o derivaciones en el canal horizontal (corredor) para obtener datos

aplicables a condiciones más parecidas a las presentes en Fundición.

Consideremos tres sistemas (Fig III.15.) sujetos a la misma carga metalostática con el fin de poder aplicar los datos anteriormente obtenidos:

- El primero con S :R :G igual 1 :1 :1 con un solo ataque extremo y de longitud L.
- El sistema 2, 1: 1: 1, con sección transversal decreciente, con n ataques a lo largo de una longitud L.
- El sistema 3, 1:2:1 con sección transversal uniforme y n ataques a lo largo de una longitud L.

Los tres sistemas manejan el mismo gasto de metal pero si  $\Delta T_1$ ,  $\Delta T_2$  y  $\Delta T_3$  son respectivamente las caídas a temperaturas en cada uno de los sistemas, se ha observado experimentalmente que para un número de ataques n tal que  $2 < n < 10$  :

$$\Delta T_2 / \Delta T_1 = 1.5 \text{ a } 2.4 \qquad \Delta T_3 / \Delta T_1 = 2.8 \text{ a } 4.2$$

El sistema 3 pierde alrededor de dos veces más calor que el sistema 1. Para lograr estimaciones aproximadas de la caída de temperatura en los anteriores sistemas se sigue el siguiente procedimiento:

- Reemplazar el canal decreciente del sistema 1:1:1 con n ataques por un canal equivalente del tipo del sistema 1, de sección uniforme con una longitud 2L.
- Reemplazar el canal uniforme del sistema 1:2:1 por un canal equivalente (un solo ataque al final) de sección uniforme con una longitud 4L.

Con relación a los ataques, estos son en general cortos y pueden ser despreciados para la estimación de la caída de temperatura.

Para aclarar este procedimiento se mostrará un ejemplo de cálculo de  $\Delta T$ , para un sistema como el mostrado en la figura III.15., 1:1:1 con canal de sección transversal decreciente para hierro gris o bronce. La longitud total que debe considerarse es:

$$L = 0.05 + 0.20 + 0.5 \times 2 = 1.25 \text{ m.}$$

la altura metalostática  $H = 1 \text{ dm}$ . De la tabla III.4 vemos que para un canal cuadrado de  $d = 2 \text{ cm}$ , después de un tiempo de flujo de 4 segundos y una longitud  $L = 1\text{m}$  la caída de temperatura  $\Delta T = 28^\circ\text{C}$ . Aplicamos este dato para calcular  $\Delta T$  en el sistema analizando de la siguiente manera:

$$\Delta T = 28 \times 1.25 = 35^\circ\text{C}$$

Este  $\Delta T$  no es despreciable para piezas pequeñas que, en general, son coladas en un tiempo entre 3 y 8 segundos. Notemos que con acero, habríamos estimado este  $\Delta T$  en alrededor de  $50^\circ\text{C}$ .

Por el contrario, para piezas más grandes, la caída de temperatura a lo largo del sistema de colada son más reducidas. Supongamos un sistema de colada similar a la anterior solo que todas sus cotas multiplicadas por 2, destinado a proveer metal a piezas medianas de hierro gris o bronce, con tiempos de colada típicos comprendidos entre 30 y 40 segundos. Un cálculo análogo al del ejemplo anterior pondría en evidencia que alrededor de 16 segundos el  $\Delta T$  es de solo  $5 \times 2.50 = 12.5^\circ\text{C}$  ( Datos de la tabla III.4 para  $H = 2$ ,  $d = 4$  ).

Por otra parte, si este mismo sistema se considera funcionando bajo una altura metalostática de 8 dm, la caída de temperatura

después de 16 segundos sería de aproximadamente 8°C (utilizando la ecuación para  $\Delta T$ ).

Para sistemas no presurizados, destinados principalmente al manejo de aleaciones muy oxidables en los que es común adoptar sistemas 1:  $(H)^{1/2} : (H)^{1/2}$  las caídas de temperatura a lo largo del sistema deben referirse a las columnas de altura metalostática  $H = 1$  dm. de la tabla III.4.

La aplicación de todo lo mencionado anteriormente implica el utilizar un tiempo de llenado tal que  $t < t_1$ . Vaciar en un tiempo más largo es posible hasta cierta medida, sin embargo, reducimos el margen de seguridad para evitar el llenado incompleto o las uniones frías, sobre todo para las piezas coladas en fuente. Por ejemplo, consideramos una placa colada en fuente o en plano (es decir cuando las placas muy delgadas son proveídas de metal por ataques del mismo espesor de la placa). En este caso es prudente seguir la regla  $t < t_1$  ya que el recorrido del metal en el interior de la impresión es tal que es preferible que la solidificación no se inicie durante el llenado. Si existe un inicio significativo de la solidificación existirá un rápido aumento de la viscosidad, un aumento relativo en el tiempo de llenado trayendo como consecuencia el llenado incompleto.

Si por el contrario, esta pieza es colada en cascada con la impresión ubicada en posición vertical ó inclinada se puede permitir una cierta solidificación en la impresión antes de finalizar el llenado sin afectar el llenado completo de la pieza. Por lo tanto, la pieza en este caso, puede ser llenada en un tiempo más largo con respecto al tiempo  $t_1$  es decir  $t = 2$  o  $3 t_1$ .

El tiempo de enfriamiento hasta la temperatura de liquidus es una referencia importante e implica la consideración de dos factores principales: El sobrecalentamiento de la aleación y el módulo de solidificación crítico de la pieza.

Para piezas de espesores muy diferentes es recomendable tomar como dimensión de referencia el espesor más reducido de la pieza, siempre y cuando este espesor este presente en una parte considerable de la pieza ( v.g. no será elegido un detalle como un "nervio" o una "oreja" ).

Con respecto a la aparición de defectos por expansión del material de moldeo como "colas de rata", "costras", etc., uno de los remedios o precauciones a tomar consiste en utilizar tiempos de llenado menores a los tiempos críticos de aparición de estos defectos, es decir:

$$t < t_d$$

Las arenas finas, de un tamaño de grano AFS mayor a 100 son más sensibles a este tipo de defectos que las arenas más gruesas. Los tiempos críticos de aparición de estos defectos son muy variables, en función de la composición y moldeo de las arenas por lo cual cada fundidora deberá conocer los tiempos críticos de las arenas que maneja ( para lograrlo basta notar el tiempo de colada de las piezas que en particular presentan más comunmente este tipo de defectos).

Para determinar el valor de  $F_r$ , el factor de fricción, se propone el uso de la figura III.16. Este gráfico es para piezas medianas y grandes ( método simple).El método más recomendado, ya que fué

realizado a través de numerosos proyectos es el obtenido por el CTIF.

$$\frac{1}{Fr} = 1.876 + 0.0029 \left( L_d + \frac{L_e + L_c}{3} \right)$$

Donde :

$L_d$  = Longitud de la bajada (cm)

$L_c$  = Distancia de la bajada al ataque (cm)

$L_e$  = Distancia entre el primer ataque y el último ataque (cm).

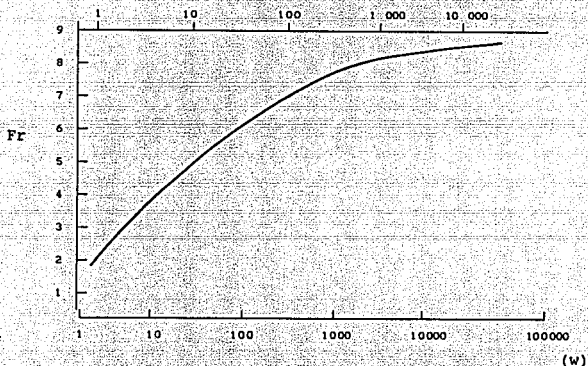


Figura III.16. Valores aproximados de Fr en función del peso de la pieza.

Para determinar la altura metalostática efectiva se propone el uso de la expresión :

$$(H)^{1/2} = \left( (H_i)^{1/2} + (H_r)^{1/2} \right) / 2 \quad \dots \quad (III.2.15)$$

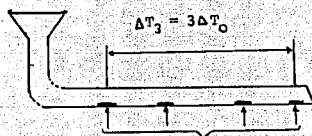
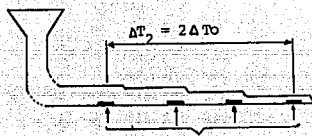
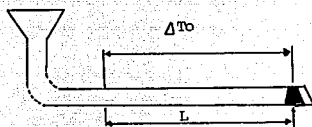


Figura III.15 .- Caída de temperatura a través de un corredor de acuerdo a su configuración.

Donde:  $H$  = altura metalostática efectiva.

$H_i$  = altura inicial del plano de partición al cope.

$H_r$  = altura del cope a la pieza.

En el caso del factor de fluidez, se utilizan los datos reportados por García<sup>36</sup> para fluidez de Aluminio y sus aleaciones en función del sobrecalentamiento:

Alpuro :  $I.F. = 424 \Delta T + 28.94$  (III.2.16.)

Al-Si(eutéctico)  $I.F. = 419 \Delta T + 39.49$  (III.2.17.)

Cabe señalar que la ubicación del área de estrangulamiento es en la parte inferior de la bajada o en el corredor, lo más cercano posible a la unión bajada-corredor con el fin de permitir un vaciado fácilmente controlable desde el inicio de llenado del molde<sup>3,28,31</sup>.



## CAPITULO IV. Aplicación de la Metodología a casos particulares.

Para ejemplificar la metodología propuesta se procederá a diseñar los sistemas de alimentación y colada para dos piezas mostradas en las figuras IV.1 y IV.3 producidas en aluminio de pureza comercial.

### Metodología:

I. Determinación de la secuencia de solidificación y distribución de volúmenes.

I.1.a.- Descomposición de la pieza.

I.1.b.- Determinación de los módulos locales y los volúmenes locales de los componentes que forman a la pieza.

I.2. Ubicación de los alimentadores, dimensionamiento de alimentadores y sus cuellos.

I.3.- Aplicación de la noción de radio de acción para definir el número de alimentadores necesarios.

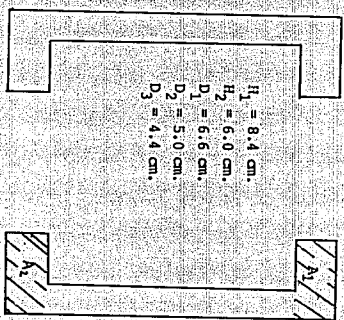
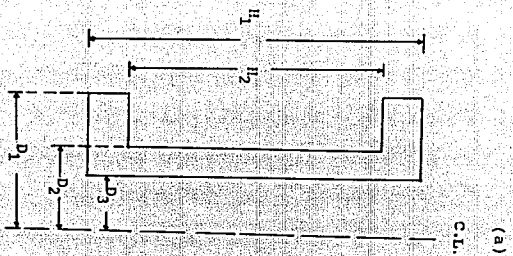
I.4.- Verificación de que los alimentadores incluidos satisfacen la demanda líquida de la pieza.

II.- Diseño del sistema de colada evitando condiciones de aspiración y llenado incompleto de la pieza.

II.1.- Cálculo del área de estrangulamiento.

II.2.- Dimensionamiento de los componentes que forman el sistema de colada.

II.3.- Diseño final de cada componente.



C.L.

Figura I.V.1 Pieza de prueba experimental

### Ejemplo de aplicación 1.

Nombre de la pieza: Cilindro prueba 1.

Dimensiones: Figura 4.1

Material de moldeo: Arena en verde.

Numero de impresiones por molde: 4

Aleación: Aluminio de pureza comercial (99.60).

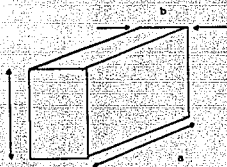
I.1.a.- La pieza está constituida por un elemento  $E_1$  y dos apéndices idénticos tipo brida  $A_1, A_2$  (figura IV.1.b).

El elemento  $E_1$  es representado por un prisma rectangular con las siguientes dimensiones reales:

$$x = 6 \text{ cm.}$$

$$b = 0.3 \text{ cm}$$

$$a = 2\pi r r_1 = 14.76 \text{ cm.}$$



El volumen local del elemento  $E_1$  es:

$$V_1 = 6 * 0.3 * 14.76 = 26.57 \text{ cm}^3$$

Para el cálculo del módulo local de enfriamiento de  $E_1$  se requiere calcular:

- El módulo de Chvorinov.

- El coeficiente de forma  $w$ .

Para el cálculo del modulo local de Chvorinov o módulo geométrico se distinguen dos tipos de distancias desde el punto de vista de transferencia de calor:

- Distancias finitas térmicamente.
- Distancias infinitas térmicamente.

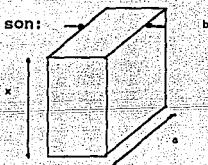
El componente es representado por un prisma rectangular, el cual está limitado en el espacio por superficies. Estas superficies puedan ser superficies reales, en contacto con el material de moldeo en forma directa y superficies ficticias, introducidas para descomponer a la pieza en elementos, uniones y apéndices.

Cada distancia define a un segmento que separa dos superficies: cuando al menos una de estas es una superficie real, la distancia es térmicamente finita, con una longitud igual a la de la correspondiente dimensión real.

Cuando el segmento separa dos superficies ficticias la distancia es térmicamente infinita.

De acuerdo a lo anterior las distancias térmicas que definen al elemento El son:

- $x = \infty$
- $a = \infty$
- $b = 0.3 \text{ cm}$



Es decir el elemento  $E_1$  se considera como una placa infinita con un módulo geométrico igual:

$$M = b / 2 = 0.15 \text{ cm}$$

El coeficiente de forma  $\omega$  introduce los efectos de saturación térmica del corazón que es rodeado por el elemento  $E_1$ . Para establecer el valor de este coeficiente se procede a calcular el cociente  $d/e$ , donde  $d$  es el diámetro del corazón y  $e$  es el espesor de la placa infinita que solidifica en el mismo tiempo que el elemento considerado.

Si  $d/e > 4$  el corazón se comporta<sup>1</sup> como un medio semi-infinito y  $\omega = 1$ . Como  $E_1$  es considerado a priori como una placa infinita para el cálculo del módulo de Chvorinov el espesor  $e$  es el espesor de este componente  $E_1$  el cociente es:

$$d/e = 4 / 0.3 = 13.3$$

Como  $d/e > 4$ ,  $\omega = 1$ , el corazón se comporta como un medio semi-infinito y el módulo local de enfriamiento de este elemento es:

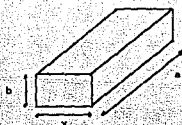
$$M' = (1)(0.15) = 0.15 \text{ cm}$$

Los apéndices  $A_1$  y  $A_2$  son idénticos y son representados por el prisma rectangular con las siguientes dimensiones reales:

$$b = 1.1 \text{ cm}$$

$$x = 1.2 \text{ cm}$$

$$a = 2\pi r_{Ap} = 17.28 \text{ cm}$$



$$\text{Volumen local} = 1.1 * 1.2 * 17.28 = 22.81 \text{ cm}^3$$

Para el cálculo del módulo local de Chvorinov, las distancias térmicas son:



$$a = \infty$$

$$b: 1.1 \text{ cm}$$

En el caso de la distancia térmica  $x$ , existe el siguiente aspecto. La superficie que une al apéndice con el elemento 1 está parcialmente en contacto con el material de moldeo. El tratamiento particular que se aplica para determinar el módulo local de Chvorinov para este tipo de apéndices, ( tipo brida) basado en mediciones experimentales de tiempos locales de solidificación<sup>21</sup>, es el siguiente:

Se calcula el módulo de Chvorinov asumiendo que el perímetro efectivo de extracción de calor es el perímetro geométrico de la brida:

$$M = \frac{b x}{2 ( b + x )} = \frac{(1.1 \times 1.2)}{2(1.1 + 1.2)} = 0.287 \text{ cm}$$

Se obtiene el espesor de la placa infinita equivalente:

$$e_{Ap} = 2 \times M = 0.574 \text{ cm.}$$

Se calcula el cociente  $e_{Ap} / e_{E1}$  donde  $E1$  es el espesor de la placa equivalente que representa al elemento adyacente a la brida.

Si este cociente es mayor de 3 el módulo local del apéndice es el inicialmente calculado.

Si la anterior condición no se cumple hay que recalcular el módulo asumiendo que el perímetro efectivo de extracción de calor es el perímetro geométrico, menos la longitud que representa a la superficie de unión del apéndice con el resto de la pieza.

En este caso:

$$e_{Ap} / e_{E1} = 1.91$$

el cociente es menor a 3 por lo cual el módulo local de Chvorinov es:

$$M_{Ap} = \frac{1.1 \times 1.2}{2(1.2 + 1.1)} = 0.377 \text{ cm} \approx 0.38 \text{ cm}$$

El volumen total de la pieza es:

$$V_T = 26.57 + (2 \times 22.81) = 72.19 \text{ cm}^3$$

Los módulos locales de enfriamiento así como las fracciones de volumen correspondientes a los componentes que forman a la pieza son los siguientes:

Componente	Módulo local (cm)	Fracción de Volumen
E1	0.150	0.368
A1	0.323	0.316
A2	0.323	0.316

Secuencia de solidificación: E1- A1, A2.

I.2.- En esta pieza las zonas de última solidificación se ubican en los apéndices A<sub>1</sub>, A<sub>2</sub>. Estos puntos constituyen las zonas potenciales de ubicación del alimentador.

Para la obtención de las dimensiones del alimentador se define que el tipo de alimentador, que en este caso es del tipo a "sobrecanto" (sunchant) para el cual el valor de K es  $6 < K < 7.2$  tomando un valor intermedio  $K = 6.5$ .

El diámetro del alimentador es:

$$d_A = K M'_p$$

Donde  $M'_p$  es el módulo crítico de la pieza = 0.38 cm

$$d_A = 6 (0.38 \text{ cm})$$

$$d_A = 2.47 \approx 2.5 \text{ cm}$$

El alimentador lateral debe presentar una cabeza metalostática suficiente para cumplir su función, ya que el líquido se desplaza bajo efecto de la gravedad. A este respecto, para el dimensionamiento de alimentadores laterales se recomienda<sup>37</sup> que exista una distancia de  $1.5 D$  ( donde  $D$  es el diámetro del alimentador), entre la zona más elevada de la pieza que se requiere alimentar y el plano superior del alimentador. La altura máxima de la brida por encima de el plano de partición es de 3.3 cm.



Calcularemos la altura del cilindro ( $H/D = 1.5$ ) que cumple con los requerimientos de alimentación e incrementaremos esta altura en 3.3 cm.

$$H = 1.5 D$$

$$H = 1.5 ( 2.5 ) = 3.75 \text{ cm}$$

$$H_f = 3.75 + 3.3 = 7.05 \text{ cm} \approx 7.0 \text{ cm}$$

La unión alimentador pieza debe poseer un módulo

$$M_c > 1.1 M_p$$

$$M_c > 1.1 \times 0.38 = 0.42$$

El espesor del cuello está limitado por el espesor de la brida (1.2 cm):

$$L_1 = 1.2 \text{ cm} \quad L_2 = \frac{2 L_1 M_c}{L_1 - 2M_c} = 2.8 \text{ cm}$$

La longitud del cuello se establece en base a los siguientes criterios<sup>8,1,37</sup>:

- Si esta longitud es demasiado grande existe un peligro de solidificación prematura del cuello.

- Si es demasiado pequeña existe el riesgo de sobrecalentamientos locales que provocan la presencia de rechupes en la unión cuello-alimentador.

- Para el aluminio se recomienda una longitud igual al 20% del diámetro del alimentador<sup>37</sup>, en el caso de alimentadores laterales.

Por lo tanto, las dimensiones del cuello son:

$$L_1 = 1.2 \text{ cm} \quad L_2 = 1.7 \text{ cm} \quad L_3 = 0.2(2.5 \text{ cm}) = 0.5 \text{ cm.}$$

Con lo anterior terminamos con el dimensionamiento de los alimentadores y sus cuellos.

I.3 Resta verificar la regla de las zonas de acción para establecer el número de alimentadores que se deben ubicar en cada brida.

Para aluminio, en caso de barras cuadradas, la distancia de alimentación es<sup>a</sup>:

$$tz = 1.5 E \quad \text{sin enfriador extremo.}$$

$$tz = 9.5 ( E )^{1/2} \quad \text{con enfriador extremo.}$$

donde E es el lado de al barra cuadrada (cm).

La longitud a alimentar es igual a la mitad del perímetro promedio de la brida:  $17.82 / 2 = 8.64 \text{ cm.}$

por lo tanto:

la distancia de alimentación sin enfriador = 1.72 cm.

la distancia de alimentación con enfriador = 10.2 cm

Es necesario ubicar un enfriador en el extremo opuesto de la brida.

Las dimensiones del enfriador son:

Espesor = 1.15 cm = espesor promedio de la barra<sup>8</sup>.

Area =  $1.1 \times 1.2 = 1.32$  Lado = 1.15 cm.

En la práctica se empleará un enfriador cúbico de 1 cm de lado, de acero.

Resta por verificar que los alimentadores incluidos (2) por pieza son capaces de satisfacer la demanda líquida de esta, la cual es una función de la temperatura de colada de la pieza, ( del sobrecalentamiento con respecto a líquidos) y del tipo de aleación.

I.4.- La temperatura de colada de esta pieza es de 760° C que corresponde a un sobrecalentamiento aproximado de 100° C .

Volumen de la pieza  $V_p = 72.2 \text{ cm}^3$

Contracción del aluminio  $R = 8 \%$  para  $\Delta T = 100^\circ\text{C}$ .

$$V_A > \frac{K R V_p}{100}$$

donde :  $K = 6$  (alimentador sin exotérmico)

$$V_A = \frac{\pi(2.5)^2}{4} \times 7\text{cm} \times 2 = 68.72 \text{ cm}^3$$

$$V_A > \frac{6 R V_p}{100} = \frac{6 \times 8 \times 72.2}{100} = 34.6 \text{ cm}^3$$

$$68.72 \text{ cm}^3 > 34.65 \text{ cm}^3$$

Como la altura del cope es de 13 cm. en los moldes disponibles , el alimentador es ciego.

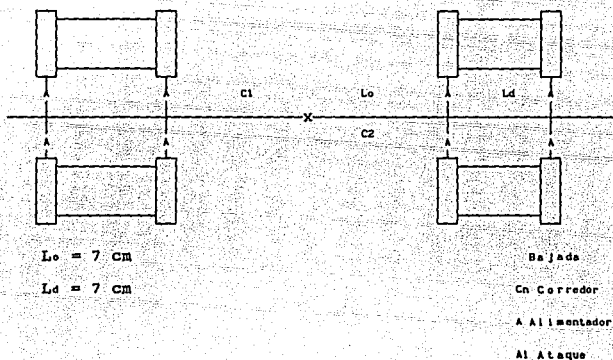
El diseño en este caso incluye la introducción de un (pencil core), corazón tipo lápiz, introducido hasta una altura sobre el nivel de partición de  $1D = 2.5 \text{ cm}$ . El empleo de ángulos de arena, en este caso es insuficiente ya que la altura del alimentador es de casi  $3D$  (para que el ángulo de arena sea efectivo se requiere una altura de  $1.5D$  aproximadamente). El corazón es introducido con el fin de generar un punto caliente en el alimentador para permitir que la presión atmosférica actúe sobre el metal dentro del alimentador y permita el flujo de metal hacia la pieza.

En conclusión los alimentadores incluidos satisfacen la demanda líquida de la pieza, cuando la temperatura de colada es  $660^{\circ}\text{C} + 100^{\circ}\text{C} = 760^{\circ}\text{C}$ .

Si esta condición se cumple el razonamiento es válido, pues el metal disminuirá su temperatura durante su paso por el sistema de colada.

## II.- Sistema de colada.

Se requiere obtener 4 piezas por molde. La trayectoria del sistema de colada se incluye a continuación :



El sistema de colada incluye: Tazón de colada, bajada, colchón, dos corredores, cada uno de ellos conectado a dos piezas y dos ataques por pieza, cada uno de ellos conectado con un alimentador.

II.1.- La expresión que define a  $t_i$  en el caso de aleaciones de aluminio es:

$$\ln t_i = - 5.9 + 2 \ln \Delta T + \ln M_{cr}$$

El módulo crítico es el de la placa de 0.3 cm de espesor que se ubica entre las bridas. Para un  $\Delta T = 100^\circ\text{C}$ .

$$\ln t_i = - 5.9 + 2 \ln (100) + 2 \ln (0.15) = - 0.48$$

$$t_i = 0.61 \text{ s.}$$

Como la mitad de la pieza se ubica en el drag, asumiremos un tiempo de colada de  $t_c = 2 t_i = 1.22$  segundos, como el máximo tiempo de colada permisible para esta pieza.

Para calcular el factor de fricción utilizamos la siguiente correlación<sup>29</sup>:

$$\frac{1}{Fr} = 1.876 + 0.0029 \left( L_d + \frac{L_c + L_o}{3} \right)$$

$L_d$  = longitud de la bajada (cm).

$L_o$  = Distancia entre la bajada y el primer ataque.

$L_c$  = Distancia entre el primer y último ataque.

De la trayectoria del sistema sustraímos la información requerida:

$$L_d = 13 \text{ cm.} \quad ; \quad L_o = 7 \text{ cm.} \quad ; \quad L_c = 7 \text{ cm.}$$

$$\frac{1}{Fr} = 1.9 \quad Fr = 0.52$$

La altura metalostática efectiva,  $H$  está dada por<sup>28</sup>:

$$(H)^{1/2} = \frac{(H_1)^{1/2} + (H_r)^{1/2}}{2} = \frac{(13)^{1/2} + (9.7)^{1/2}}{2}$$

donde  $H_i$  es la altura del cope y  $H_r = H - C$ , donde  $C$  es la altura de la pieza sobre el plano de partición ( en este caso 3.3 cm ).  
 El factor de fluidez para aluminio se calculó de los datos reportados por García<sup>36</sup> para la fluidez del aluminio puro ( 99.6% ) en función del sobrecalentamiento:

$$F_1 = 0.79$$

Area de estrangulamiento:

$$A_c = \frac{V_p \times n}{t_c \times F_r \times F_1 (2gH)^{1/2}} = \frac{(72.2 + (52.8 \times 2) \cdot 4}{1.2 \times 0.52 \times 0.79 (2 \times 980 \times 11.3)^{1/2}} =$$

$$A_c = 9.62 \text{ cm}^2$$

El área de estrangulamiento se ubicará en la parte inferior de la bajada, la sección transversal es circular, de donde:

$$d_c = \left( \frac{4 A_c}{\pi} \right)^{1/2} = 3.5 \text{ cm}$$

$d_c$  es el diámetro inferior de la bajada. El diámetro superior de la bajada es 20% mayor al inferior con el fin de asegurar una presión positiva y evitar aspiración:

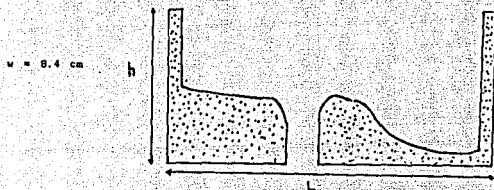
$$d_s = 4.2 \text{ cm}$$

Tazón de colada: De acuerdo con las recomendaciones presentadas en el capítulo III, el tazón de colada aplicable en este caso es:

$$h = 8.4 \text{ cm}$$

$$w = 8.4 \text{ cm}$$

$$L = 16.8 \text{ cm}$$



El radio de curvatura entre tazón y bajada es igual a  $d/2 = 2.1 \text{ cm}$   
 Se aplicará una relación de colada:

$$1 : (1.3)^{1/2} : (1.3)^{1/2}$$

$$1 : 1.14 : 1.14$$

Area total de ataques :

$$G = 9.7 \times 1.14 = 11.06 \text{ cm}^2$$

El número de ataques en el sistema = 8

$$\text{Area de cada ataque } A_1 = \frac{11.06}{8} = 1.38 \text{ cm}^2$$

Los ataques son dimensionados asumiendo una relación  $w/L = 2$

donde  $w = 2L$  y  $A_1 = wL$  igualando  $w$  obtenemos:

$$L = \left(\frac{A_1}{2}\right)^{1/2} = \left(\frac{1.38}{2}\right)^{1/2} = 0.83 \text{ cm.}$$

Por lo tanto : ancho ( $w$ ) = 1.7 cm. espesor ( $L$ ) = 0.83 cm.

Los corredores son dimensionados para repartir equilibradamente el flujo metálico:

Area total de corredores:  $R = A_c \times 1.14 = 11.06 \text{ cm}^2$

Area inicial de corredores:  $A_{o1} = 1.1 R \left( \frac{N_i}{N_t} \right)$

dos corredores idénticos:

$$A_{o1} = 1.1(11.06) \left( \frac{4}{8} \right) = 5.53 \text{ cm}^2$$

Area después de los dos primeros ataques:

$$A_{21} = (5.53 - 2(1.38)) \cdot 1.1 = 3.05 \text{ cm}^2$$

Los corredores tienen relación de altura/ancho = 2. La disminución del área transversal del corredor se realizará aplicando una pendiente entre el primer ataque y el final del corredor (extensión) conservando el ancho original del corredor.

Dimensiones iniciales de los corredores (cm).

$$\text{Ancho} = 1.7 \text{ cm} ; \text{Altura} = 3.3 \text{ cm}$$

Dimensiones de los corredores al inicio de los dos últimos ataques (cm).

$$\text{Ancho} = 1.7 \text{ cm} ; \text{Altura} = 1.8 \text{ cm}$$

Longitud del corredor:  $L = 2 C$  donde  $C$  es la altura del corredor.

$$L = 2 (1.8) = 3.6 \text{ cm}$$

La pendiente aplicada para disminuir el área transversal del corredor se extiende hasta el final de este proporcionando en este punto la altura de la extensión (cm).

$$H_{r_{\text{ex.}}} = 1 \text{ cm.}$$

Resumen

Bajada:

Diámetro inferior de la bajada:  $d_b = 3.5 \text{ cm.}$

Diámetro superior de la bajada:  $d_{s_b} = 4.2 \text{ cm.}$



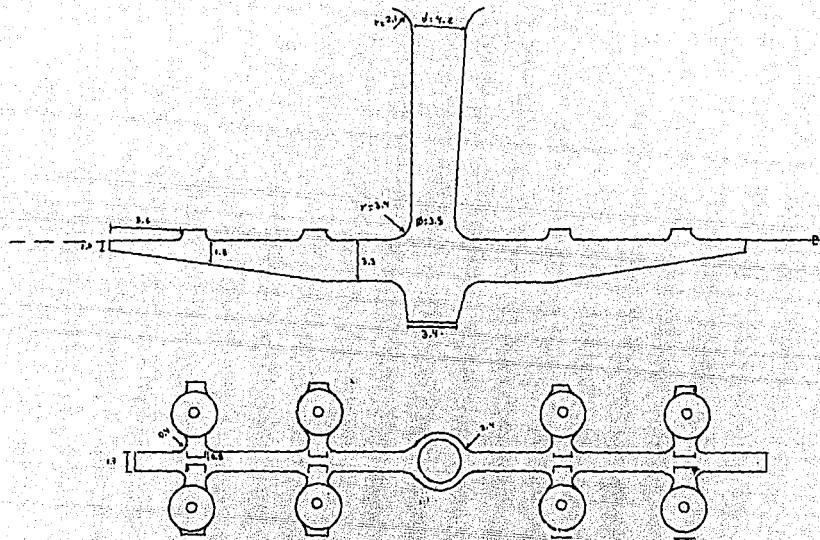


Figura IV.2. Representación esquemática del sistema de alimentación y colada.

**Medidas del tazón de colada:**

Altura = 8.4 cm

Ancho = 8.4 cm

Longitud = 16.8 cm

**Corredor:**

Dos corredores idénticos ubicados en el drag.

**Dimensiones iniciales del corredor:**

Ancho = 1.7 cm

Altura = 3.3 cm

Dimensiones del corredor justo antes de llegar a los últimos ataques :

Ancho = 1.7 cm

Altura = 1.8 cm

**Extensión del corredor:**

Longitud = 3.6 cm

Altura final de la extensión = 1 cm.

**Ataques:**

Ubicados en el cope, translapados 0.8 cm sobre el corredor.

**Dimensiones de los ataques:**

Espesor = 0.83 cm

Ancho = 1.7 cm

**Radios de curvatura:**

Unión	r ( cm )
tazón-bajada	2.1
bajada-corredor	3.4
corredor-ataques	0.4

El resumen gráfico del sistema de colada se muestra en la figura IV.2.

Ejemplo de aplicación II.

Nombre de la pieza: Impulsor prueba II.

Dimensiones : Figura IV.3.

Material de moldeo: Arena en verde.

Número de impresiones por molde: 4.

Aleación: Aluminio de pureza comercial (99.60).

I.1.a. La pieza está constituida por un elemento tipo placa  $P_i$  y dos apéndices similares, un apéndice central  $A_p$  ( figura IV.3.b.), dos uniones tipo T aleta-placa y una unión tipo T apéndice central-placa.

El elemento  $P_i$  es representado para el cálculo del volumen local como un cilindro, con las siguientes dimensiones:

$$d = 10 \text{ cm}$$

$$b = 0.6 \text{ cm}$$

El volumen local del elemento  $P_i$  es :

$$V_i = \frac{\pi}{4} D^2 \times H = \frac{\pi}{4} ( 10 \text{ cm } )^2 ( 0.6 \text{ cm } ) = 47.12 \text{ cm}^3$$

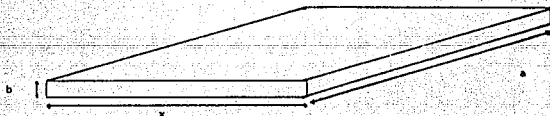
a este volumen debe ser restado el volumen de las uniones .

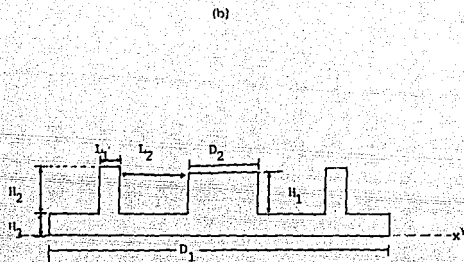
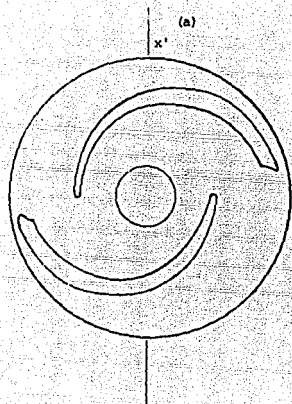
Para el cálculo del módulo geométrico, como  $d$ , el diámetro de la placa es mayor a 10 veces el espesor, se asume que esta situación corresponde a una placa infinita:

$$x = \infty$$

$$b = 0.6 \text{ cm}$$

$$a = \infty$$





$D_1 = 10$  cm.  
 $D_2 = 1.4$  cm.  
 $D_3 = 2.3$  cm.  
 $L_1 = 0.6$  cm.  
 $L_2 = 2$  cm.  
 $H_1 = 1.2$  cm.  
 $H_2 = 1.4$  cm.  
 $H_3 = 0.6$  cm.

Figura IV.3. Impulsor prueba II.

Por lo tanto el elemento P<sub>i</sub> se considera como una placa infinita, con un módulo geométrico igual:

$$M = \frac{b}{2} = \frac{0.6}{2} = 0.3 \text{ cm}$$

Para cálculos posteriores se requiere conocer el espesor equivalente de la placa:

$$e' = 2 M = 2 ( 0.3 ) = 0.6 \text{ cm}$$

Apéndice tipo aleta, A<sub>1</sub> y A<sub>2</sub>, como ambos son similares se realizará el mismo tratamiento a los dos, por lo cual ambos son representados por el siguiente prisma rectangular, para el cálculo de volumen local.

$$x = 1.4 \text{ cm}$$

$$b = 0.6 \text{ cm}$$

$$a = 9.0 \text{ cm}$$



Volumen local del apéndice tipo aleta:  $V = L w e$

$$V = 9.0 \times 0.60 \times 1.4 = 7.56 \text{ cm}^3$$

Para el cálculo del módulo geométrico como la longitud es mayor a 5 veces la mayor dimensión restante, las distancias térmicas son:

$$x = 1.4 \text{ cm}$$

$$b = 0.6 \text{ cm}$$

$$a = \infty$$



donde:

$$M = \frac{b x}{(2x + b)} = \frac{0.6 \times 1.4}{(2 \times 1.4 + 0.6)} = 0.247 \text{ cm} \approx 0.25 \text{ cm}$$

Espesor equivalente de la barra:

$$e' = 2 M = 2 ( 0.247 ) = 0.494 \text{ cm}$$

Por estar en contacto con un corazón ( el material de moldeo entre la alata y el apéndice central) se debe observar el efecto del corazón con respecto al módulo de enfriamiento.

El espesor del corazón es de 2 cm ( valor promedio) por lo tanto:

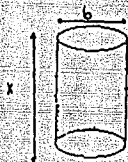
$$\frac{d}{e} = \frac{2}{0.494} = 4.04 \quad \omega = 1$$

el material de moldeo se comporta como un medio semiinfinito.

El prisma que representa el apéndice central es :

$$x = 1.2 \text{ cm}$$

$$b = \phi = 2.3 \text{ cm}$$



Volumen local del componente apéndice central:

$$V = \frac{\pi}{4} D^2 H = \frac{\pi}{4} (2.3 \text{ cm})^2 (1.2 \text{ cm}) = 4.986 \text{ cm}^3$$

Obtención del módulo local de enfriamiento, las distancias térmicas son:

$$x = 1.2 \text{ cm}$$

$$b = 2.3 \text{ cm}$$

$$a = \infty$$



por lo tanto, aplicando la ecuación del módulo de solidificación :

$$M = \frac{V}{A} = \frac{\pi/4 \cdot D^2 \cdot H}{\pi/4 \cdot D^2 + \pi DH} = \frac{4.986}{4.154 + 8.67} = 0.389 \text{ cm} \approx 0.39 \text{ cm}$$

espesor equivalente :  $e' = 2 M = 2 ( 0.389 ) = 0.778 \text{ cm} \approx 0.78 \text{ cm}$

Tomando en cuenta el efecto del corazón ( espesor del material de moldeo entre el apéndice central y las aletas = 1.5 cm )

$$\frac{d}{e'} = \frac{1.5}{0.78} \quad \omega = 1.05$$

por lo tanto el espesor corregido es :

$$e' = 0.78 \times 1.05 = 0.819 \text{ cm} \quad M' = \frac{e'}{2}$$

$$M' = \frac{0.819}{2} \approx 0.409 \text{ cm} \approx 0.41 \text{ cm.}$$

Valor del módulo corregido por efecto del corazón para el apéndice central:

$$M' = 0.41 \text{ cm.}$$

#### Uniones

En la figura IV.4 se observan las tres uniones: dos uniones apéndice placa (tipo T), una unión apéndice central-placa.

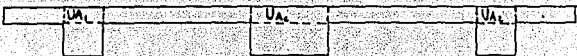


Figura IV.4

### Unión apéndice-placa

Se requiere el espesor equivalente de la placa ( $e' = 0.6 \text{ cm}$ ) y el espesor equivalente del apéndice tipo aleta ( $e' = 0.494 \text{ cm}$ ), para obtener el factor de forma de la unión y el módulo local de la misma.

a) Unión apéndice tipo aleta-placa: La unión es tipo T, la tabla define que el elemento de menor espesor debe ser el que se encuentra realizando la unión:



$$e'_1 = 0.60 \text{ cm}$$

$$e'_2 = 0.494$$

$$e_2 / e_1 = 0.494 / 0.60 = 0.82 \quad \omega = 1.16$$

$$e'_1 = 0.6 \times 1.16 = 0.696 \text{ cm}$$

$$M'_T = e'_1 / 2 = 0.348 \text{ cm} \quad \approx 0.35 \text{ cm}$$

Volumen de la unión :  $V = (0.6 \times 0.6 \times 9.0) = 3.24 \text{ cm}^3$

### b) Unión apéndice central-placa



$$e_1 = 0.60 \text{ cm}$$

$$e_2 = 0.78 \text{ cm}$$

$$e_2 / e_1 = 0.78 / 0.60 = 1.3 \quad \omega = 1.11$$

$$e'_2 = e_2 \times \omega = 0.78 \times 1.11 = 0.8658 \text{ cm}$$

$$M'_T = 0.8658 / 2 = 0.4329 \text{ cm} \quad \approx 0.43 \text{ cm}$$

El volumen del elemento 1 es igual al volumen de la placa menos la suma de los volúmenes de las uniones.

$$V_{p1} = 41.12 - 2(3.24) - 2.49 = 38.15 \text{ cm}^3$$



El volumen total de la pieza, aproximado, es de

$$V_T = 38.15 + 2( 3.24 ) + 2.49 + 4.99 + 2( 7.56 ) = 67.22 \text{ cm}^3$$

Los módulos locales de enfriamiento así como las fracciones de volumen correspondientes a los componentes que forman la pieza son los siguientes:

Componente	Módulo local (cm)	Fracción volumen
(1) P <sub>1</sub>	0.3	0.567
(2) A <sub>1</sub> , A <sub>2</sub>	0.25	0.224
(3) Apéndice central	0.39	0.074
(4) Unión Aleta-placa	0.35	0.096
(5) U. Ap. central-placa	0.43	0.037

Por lo tanto la secuencia de solidificación será : 2 : 1 : 4 : 3 :

5.

En este caso las zonas de última solidificación se ubican en las uniones apéndice central placa y aletas-placa, estas zonas constituyen zonas potenciales de ubicación de alimentadores.

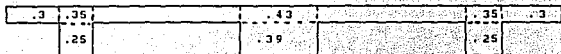


Figura IV.5. Representación de los módulos locales.

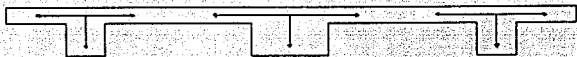


Figura IV.6. Representación esquemática de la dirección de alimentación.

Con el fin de proponer un diseño costeable, se realizarán los cálculos referentes al uso de un solo alimentador central y se verificará que su radio de acción alcanza los puntos calientes de la unión placa-aleta.

Las dimensiones del alimentador colocado sobre la unión apéndice central-placa, son las siguientes:

$K = 7.2-8.6$  alimentador tipo c.

$$d_A = K M'_p$$

donde  $K = 7.9$  (valor intermedio)

$M'_p =$  módulo significativo de la pieza = 0.43 cm.

$$d_A = 7.9 (0.43) = 3.4 \text{ cm.}$$

El valor recomendado para el dimensionamiento de alimentadores  $H / D = 1.5$ , por lo tanto :

$$H = (3.4) (1.5) = 5.1 \text{ cm.}$$

Como es alimentador superior se utilizará la siguiente relación para el dimensionamiento del cuello:

$$L / D = 0.20$$

$$L = 0.20 D = (0.20) (3.4) = 0.68 \text{ cm.}$$

Para asegurar el paso del metal líquido por el cuello :

$$d / D = 0.5$$

$$d = 0.5 D = 0.5 (3.4) = 1.7 \text{ cm.}$$

Las dimensiones del cuello se muestran en la figura IV.7.

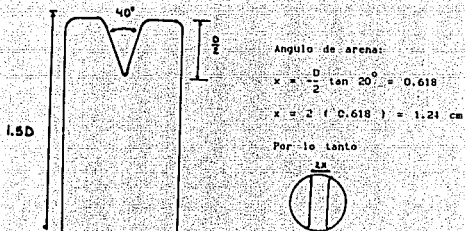


Figura IV.7. Representación y medidas del alimentador

1.3. Verificación de la regla de zonas de acción para establecer el número de alimentadores.

Para el caso de placas, el radio natural de acción del alimentador es:

$$tz = 2 \cdot D$$

Donde  $tz$  = distancia o radio natural de acción del alimentador.

$D$  = espesor de la placa

$$tz = 2 ( 0.6 ) = 1.2 \text{ cm.}$$

Sumando el diámetro del alimentador más la distancia natural de acción del alimentador se obtiene la distancia total de alimentación.

$$3.4 \text{ cm} + 2 \times 1.2 = 5.8 \text{ cm}$$

Por otra parte el efecto extremo es  $E = 2.5 e$

$$5.8 + ( 2.3 \times 0.6 ) 2 = 8.8 \text{ cm.}$$

El diámetro de acción requerido es de 10 cm, que es el diámetro total de la pieza. El uso de enfriadores aumenta el efecto de extremo hasta  $3 D$ .

$$3.4 + 2 ( 1.2 ) + 2 ( 3 \times 0.6 ) = 9.4 \text{ cm.}$$

Como no es posible incrementar más allá de este valor la distancia de alimentación y con el fin de mantener rentable la obtención de la pieza se adoptará un solo alimentador con enfriadores de forma, de acero, alrededor de la placa ( 3 ) a 120 grados, de espesor de 0.6 cm y longitud de 5 cm<sup>8</sup>.

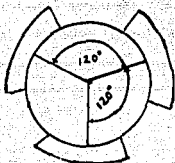


Figura IV.8.- Colocación de enfriadores en la pieza.

I.4. La temperatura de colada es de  $710^{\circ} \text{C}$  que corresponde a un sobrecalentamiento de aproximadamente  $50^{\circ} \text{C}$ .

El volumen de la pieza es  $V_p = 67.23 \text{ cm}^3 \approx 67 \text{ cm.}$

Contracción del aluminio puro (  $\Delta T = 50^{\circ} \text{C}$  )  $\approx 7 \%$

La regla de las contracciones establece :

$$V_A > K r V_p$$

Donde K para un alimentador sin exotérmico tiene un valor de 6.

$$V_A > 6 ( 0.07 ) ( 67 )$$

$$V_A > 28.14$$

Por lo tanto el volumen del alimentador debe ser mayor a  $28.1 \text{ cm}^3$ .

El alimentador tiene las siguientes dimensiones:

$$D = 3.4 \text{ cm} \quad H = 4.6 \text{ cm}$$

$$V_A = \frac{\pi}{4} ( 3.4 \text{ cm} )^2 ( 5.1 \text{ cm} ) = 46.3 \text{ cm}^3$$

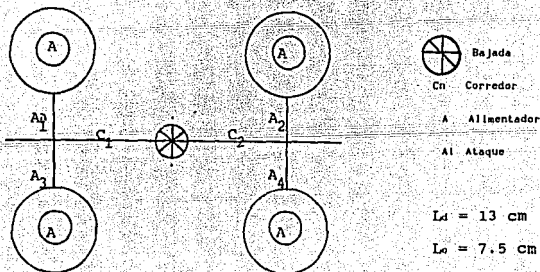
por lo tanto

$$46.3 > \frac{K r V_p}{100}$$

La regla de las contracciones es satisfecha ya que el volumen del alimentador es mayor a  $28.1 \text{ cm}^3$ .

## II.- Sistema de colada.

Se requiere obtener 4 piezas por molde. La trayectoria del sistema de colada se incluye a continuación:



La expresión que define a  $t_i$  en el caso de aleaciones de aluminio es:

$$\ln t_i = - 5.9 + 2 \ln \Delta T + 2 \ln M_{crit.}$$

En este caso el módulo crítico es = 0.25 cm.

$$\ln t_i = - 5.9 + 2 \ln ( 50 ) + 2 \ln ( 0.25 )$$

$$t_i = 0.43 \text{ s}$$

Asumiremos un tiempo de colada de  $t_c = 2 t_i = 2 ( 0.43 ) = 0.8 \text{ s}$ .

como el máximo tiempo de colada permisible para esta pieza.

Cálculo del factor de fricción:

$$\frac{1}{Fr} = 1.876 + 0.0029 \left( L_d + \frac{L_c + L_o}{3} \right)$$

$$L_d = 13 \text{ cm} \quad ; \quad L_o = 7.5 \text{ cm} \quad ; \quad L_c = 0 \text{ cm}$$

$$\frac{1}{Fr} = 1.9214 \quad ; \quad Fr = 0.52$$

Para el factor de fluidez se empleará la relación obtenida por García<sup>36</sup>:

$$F1 = 0.70$$

Area de estrangulamiento :

$$A_c = \frac{( 67.23 + 34.27 )^4}{(0.8)(0.52)(0.7)(2 \times 980 \times 13)^{1/2}} = 8.73 \text{ cm}^2$$

Por lo tanto  $A_c = 8.73 \text{ cm}^2$

Diámetro inferior de la bajada:

$$d_c = \left( \frac{4 \times 8.73}{\pi} \right)^{1/2} = 3.3 \text{ cm}$$

Diámetro superior de la bajada:

$$d_s = 1.20 ( 3.3 ) = 4.0 \text{ cm}$$

Utilizando la relación de colada recomendada para este tipo de aleaciones:

$$1 : (H_i)^{1/2} : (H_i)^{1/2}$$

$$1 : (1.3)^{1/2} : (1.3)^{1/2}$$

$$1 : 1.14 : 1.14$$

$$\text{Area total} = (8.73) (1.14) = 9.95 \text{ cm}^2$$

$$\text{Corredores: } A_o = 1.1 R \frac{N_i}{N_t}$$

$$A_o = 1.1 (8.73) (1.14) (0.5) = 4.975 \text{ cm}^2$$

Dos corredores idénticos:

Emplearemos la relación  $H / W = 2$

Para obtener las dimensiones del corredor se establece lo siguiente:

$$A_o = H \cdot W \quad H = \frac{A_o}{W} \text{ de } H / W \text{ despejamos } H = 2 W ;$$

igualando términos con respecto a H :

$$\frac{A_o}{W} = 2 W$$

$$A_o = 2 W^2$$

$$W^2 = \frac{A_o}{2}$$

$$W = \left(\frac{A_o}{2}\right)^{1/2} = \left(\frac{1.09}{2}\right)^{1/2} = 0.74 \text{ cm}$$

$$H = 2 W = 2 (0.74) = 1.48 \text{ cm}$$

Las dimensiones de cada corredor son:

$$\text{Altura (H)} = 3.2 \text{ cm}$$

$$\text{Espesor (W)} = 1.6 \text{ cm}$$

Extensión del corredor:

$$L = 2 \times 3.2 = 6.4 \text{ cm}$$

Por razones de espacio  $L = 4 \text{ cm}$ .

Ataques:

$$G = (8.73) (1.14) = 9.95 \text{ cm}^2$$

Número total de ataques : 4

Area total de cada ataque:

$$A_1 = \frac{9.95}{4} = 2.5 \text{ cm}^2$$

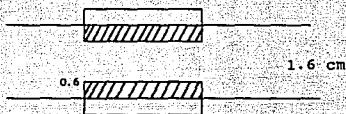
El espesor del ataque está limitado por el espesor de la pieza:

$$H_{\text{max.}} = 0.6 \text{ cm} \quad W = \frac{2.5}{0.6} = 4 \text{ cm}$$

Por lo tanto las dimensiones de cada ataque son :

$$\text{Altura (H)} = 0.6 \text{ cm} \quad \text{Espesor (W)} = 4 \text{ cm,}$$

Los ataques son traslapados sobre el corredor en 0.6 cm.



#### Resumen

#### Bajada:

Diámetro inferior de la bajada:  $d_c = 3.3 \text{ cm}$

Diámetro superior de la bajada:  $d_s = 4.0 \text{ cm}$

#### Medidas del tazón de colada:

Altura = 8.4 cm

Ancho = 8.4 cm

Longitud = 16.8 cm

#### Corredor:

Dos corredores idénticos ubicados en el drag.

#### Dimensiones del corredor:

Ancho = 1.6 cm

Altura = 3.2 cm

#### Extensión del corredor :

Longitud = 4 cm.



**Ataques:**

Ubicados en el cope, translapados 0.6 cm sobre el corredor:

Altura = 0.6 cm

Ancho = 4 cm

**Radios de curvatura:**

Unión	r ( cm )
Tazón-bajada	2.0
bajada-corredor	3.3
corredor-ataques	1.0

El resumen gráfico se muestra en la figura IV.9.

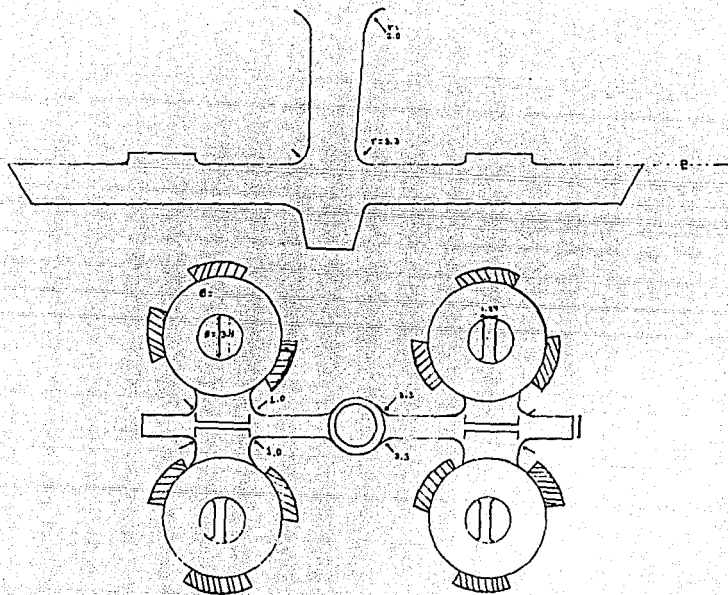


Figura IV.9. Sistema de alimentación y colada.

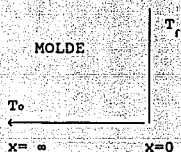
## CONCLUSIONES

La metodología propuesta en este trabajo considera las variables más importantes que deben ser tomadas en cuenta para el diseño de sistemas de alimentación y de colada en piezas fundidas de aluminio de pureza comercial y aleaciones de aluminio eutécticas o de rango corto de solidificación; al ser una recopilación selectiva de métodos que son empleados con éxito en la práctica industrial de la fundición, dicha metodología debe funcionar.

Para establecer las limitaciones de esta metodología será necesario aplicarla a un gran número de piezas problema, lo cual constituye el material para el desarrollo de otro trabajo.

## ANEXO I

Para la resolución de la ecuación de conducción de calor en el molde se asume flujo de calor unidireccional; estado inestable, el molde es considerado seminfinito, las propiedades termofísicas del material de moldeo son constantes.



$$\nabla^2 T = \rho \delta (CpT) / \delta t$$

Donde:

$$K = \text{cte.} ; Cp = \text{cte.}$$

$$K \nabla^2 T = \rho Cp \delta T / \delta t$$

$$\nabla^2 T = (\rho Cp / K) \delta T / \delta t$$

$$\alpha = K / \rho Cp$$

$$\nabla^2 T = 1/\alpha (\delta T / \delta t)$$

$$\delta^2 T / \delta x^2 + \delta^2 T / \delta y^2 + \delta^2 T / \delta z^2 = 1/\alpha (\delta T / \delta t)$$

Para flujo de calor unidireccional se obtiene:

$$\delta^2 T / \delta x^2 = 1/\alpha (\delta T / \delta t) \quad \dots \quad A$$

Condiciones límite:

$$\text{en } x = 0 \quad T = T_f \quad \text{y en } x = -\infty \quad T = T_0$$

Para la solución dicha ecuación, se empleará la función error, la cual está dada por:

$$T = A + B \operatorname{erfc} \left( x/2(\alpha t)^{1/2} \right)$$

A continuación se realizará la comprobación de que la función es una solución de la ecuación A.

Antecedentes matemáticos:

$$\operatorname{erf}(f(y)) = \left( \frac{2}{\pi} \right)^{1/2} \int_0^{f(y)} e^{-m^2} dm$$

$$\operatorname{erfc}(f(y)) = 1 - \operatorname{erf}(f(y)) = (2/\pi)^{1/2} \int_{f(y)}^{\infty} e^{-m^2} dm$$

$$\operatorname{erf}(0) = 0 \quad ; \quad \operatorname{erfc}(0) = 1$$

$$\operatorname{erf}(\infty) = 1 \quad ; \quad \operatorname{erfc}(\infty) = 0$$

$$\operatorname{erf}(-f(y)) = -\operatorname{erf}(f(y))$$

$$\operatorname{erfc}(-f(y)) = 1 + \operatorname{erf}(f(y))$$

Se requiere obtener las siguientes diferenciales:

$$dT/dt \quad ; \quad \delta T/\delta x \quad ; \quad \delta^2 T/\delta^2 x = \delta/\delta x (\delta T/\delta x)$$

Las funciones error pueden ser diferenciadas e integradas, para diferenciarlas podemos utilizar la regla de Leibnitz para la diferenciación de integrales:

$$\delta/\delta y \left( \int_{f_2(y)}^{f_1(y)} e^{-m^2} dm \right) = \delta/\delta y (f_1(y)) e^{-f_1^2(y)} - \delta/\delta y (f_2(y)) e^{-f_2^2(y)}$$

esto es, la derivada de una integral definida, cuyos limites inferior y superior son representados por funciones, es igual a la derivada de el limite superior, multiplicada por el argumento de la integral evaluada en el limite superior, menos la derivada del limite inferior multiplicada por el argumento de la integral evaluada en el limite inferior.

Aplicando esta regla al segundo término a la derecha de la siguiente ecuación:

$$T = A + B \operatorname{erfc}(x/2(at)^{1/2})$$

$$f(x) = x/2(at)^{1/2}$$

$$\delta/\delta x (B \operatorname{erfc}(x/2(\alpha t)^{1/2})) = \delta/\delta x (B/2(\alpha t)^{1/2} \int_{x/2(\alpha t)}^{\infty} 1/2 e^{-m^2} dm)$$

$$= B/2(\pi)^{1/2} \delta/\delta x (\infty) e^{-\infty} - \delta/\delta x (x/2(\alpha t)^{1/2}) e^{-(x/2(\alpha t)^{1/2})^2}$$

$$2B/(\pi)^{1/2} \delta/\delta x (\int_{x/2(\alpha t)}^{\infty} 1/2 e^{-m^2} dx) = B/(\pi)^{1/2} (-1/(\alpha t)^{1/2} e^{-x^2/4\alpha t})$$

$$\delta T/\delta x = -B/(\alpha \pi t)^{1/2} e^{-x^2/4\alpha t}$$

$$\delta^2 T/\delta x^2 = \delta/\delta x (-B/(\alpha \pi t)^{1/2} e^{-x^2/4\alpha t})$$

$$= -B/(\alpha \pi t)^{1/2} \delta/\delta x e^{-x^2/4\alpha t}$$

$$= -B/(\alpha \pi t)^{1/2} e^{-x^2/4\alpha t} (-x/2\alpha t)$$

$$\left[ \delta^2 T/\delta x^2 = Bx/2(\pi)^{1/2} \alpha^{-3/2} t^{-3/2} e^{-x^2/4\alpha t} \right]$$

$$\delta T/\delta t = 2B/(\pi)^{1/2} \delta/\delta t (-\int_{x/2(\alpha t)}^{\infty} 1/2 e^{-m^2} dm)$$

$$\delta T/\delta t = 2B/(\pi)^{1/2} (\delta/\delta t (\infty) e^{-\infty} - (\delta/\delta t (x/2(\alpha t)^{1/2}) e^{-x^2/4\alpha t})$$

$$= -(-Bx/2(\pi)^{1/2} (\alpha)^{1/2} t^{-3/2}) e^{-x^2/4\alpha t}$$

$$\left[ \delta T/\delta t = Bx/2(\pi \alpha)^{1/2} t^{-3/2} e^{-x^2/4\alpha t} \right]$$

Sustituyendo valores en la ecuación de conducción :

$$\alpha \delta^2 T/\delta x^2 = \delta T/\delta t$$

$$\alpha \frac{\delta^2 T}{\delta x^2} = \alpha \cdot (Bx / 2(\pi)^{1/2} \alpha^{3/2} t^{3/2} e^{-x^2/4\alpha t})$$

$$= Bx / 2(\pi \alpha)^{1/2} t^{3/2} e^{-x^2/4\alpha t}$$

$$\left[ Bx / 2(\pi \alpha)^{1/2} t^{3/2} e^{-x^2/4\alpha t} = Bx / (\pi \alpha)^{1/2} t^{3/2} e^{-x^2/4\alpha t} \right]$$

Por lo tanto la función error es una solución de la ecuación diferencial  $\alpha \frac{\delta^2 T}{\delta x^2} = \delta T / \delta t$ .

La velocidad de flujo de calor de la intercara metal-molde está dada por:

s	(q/A) <sub>x=0</sub> = -K <sub>m</sub> (δT/δx) <sub>x=0</sub>
d	T = T <sub>M</sub> + (T <sub>0</sub> - T <sub>M</sub> ) erfc x/2(αt) <sup>1/2</sup>
i	METAL
i	Líquido
d	(q/A) <sub>x=0</sub> = (KρCp/πt) <sup>1/2</sup> (T <sub>M</sub> - T <sub>0</sub> )
o	o

← x=∞
x=0

El calor del molde solo proviene del calor de fusión del metal solidificado, por lo tanto:

$$(q/A) = -\rho s H \delta S / \delta t \quad \delta S = \text{Espesor solidificado}$$

Igualando (q/A)<sub>x=0</sub> de ambas ecuaciones

$$- (K\rho C_p/\pi t)^{1/2} (T_M - T_0) = - \rho s H \delta S/\delta t$$

$$\delta S/\delta t = (K\rho C_p)^{1/2}/(\pi t)^{1/2} (T_M - T_0) = - \rho s H \delta S/\delta t$$

$$\int_{s=0}^{s=S} \delta S = (T_M - T_0 / \rho H) (K\rho C_p)^{1/2} \pi^{-1/2} \int_{t=0}^{t=t_s} t^{-1/2} \delta t$$

$$S = (T_M - T_0 / \rho H) 2(K\rho C_p)^{1/2}/(\pi)^{1/2} * (t)^{1/2}$$

$$S = 2/(\pi)^{1/2} (T_M - T_0 / \rho H) (K\rho C_p)^{1/2} (t)^{1/2}$$

Por aproximación, si consideramos el flujo de calor en un sentido, se puede asumir que en un  $\text{cm}^2$  de la superficie del molde tiene la capacidad de absorber calor considerando de este su posición o contorno sobre la pieza. Con esto se puede reemplazar S por V/A el cual es el módulo de Chvorinov, por lo tanto:

$$V/A = 2/(\pi)^{1/2} (T_M - T_0/\rho H) (K \rho C_p)^{1/2} (t_s)^{1/2}$$

por lo tanto

$$t_s = C (V/A)^2$$



## ANEXO II

### CRITERIOS DE DISEÑO PARA DIVERSOS COMPONENTES DEL SISTEMA DE COLADA A PARTIR DE PRINCIPIOS DE MECANICA DE FLUIDOS.

Para obtener los criterios de diseño de diferentes componentes del sistema de colada se aplican dos principios básicos, la ecuación de Bernoulli y la ecuación de continuidad. En su forma original, el teorema de Bernoulli establece que en un sistema cerrado, el contenido de energía es constante (energía mecánica).

Los eventos que ocurran dentro de este sistema cerrado pueden consumir o liberar energía sin cambiar el contenido total de energía del sistema. Bernoulli encontró tres componentes de energía ( sin tomar en cuenta la fricción).

a) Energía potencial, representada por volumen unitario del líquido localizado a una distancia  $H$  sobre un plano de referencia ( la ubicación de este plano es arbitraria pero debe permanecer invariable durante todo el análisis del sistema cerrado).

b) Energía cinética.- Es representada por la cantidad de movimiento de un volumen unitario de líquido moviéndose a una velocidad de  $U$  (m/s).

c) Energía de presión.- Representada por la presión que actúa sobre un volumen unitario de líquido.

$$WZ + W \cdot P/\rho + U^2/2g = K \quad (1)$$

$W$  = Peso (mg) total del fluido que fluye en el sistema (N).

$Z$  = Altura del líquido con respecto al plano de referencia (m).

$P$  = Presión estática en el líquido ( $N/m^2$ )

$\rho$  = Densidad (Kg/m<sup>3</sup>)

$g$  = Aceleración debida a la gravedad (9.8 m/s<sup>2</sup>).

$U$  = Velocidad (m/s)

$K$  = Una constante.

Si dividimos esta ecuación por  $W$  todos los términos tendrán la dimensión de longitud (con el fin de obtener valores comparativos).

$$z + \frac{P}{\rho} + \frac{U^2}{2g} = K$$

Energía potencial + Energía de Presión + Energía Cinética = Constante.

Con el fin de comprender mejor esta ecuación, la aplicaremos al sistema mostrado en la figura 1.

Una partícula estacionaria en el punto 1 tendrá una energía potencial relacionada a la altura  $H$  sobre el plano de referencia. Si se desprecian las pérdidas por fricción durante el trayecto de 1 a 2, una partícula en 2 tendrá una energía cinética igual a la energía potencial en 1. Del mismo modo una partícula estacionaria en 3 tendrá una energía de presión igual a la energía potencial en 1 y a la energía cinética en 2. La energía de presión es transformada a una cantidad igual de energía cinética a la salida del recipiente. En otras palabras  $E(1) = E(2) = E(3) = K$  o de manera más general como lo establece la ecuación (1) la suma de la energía potencial, la energía de presión y la energía cinética en

cualquier punto del sistema es la misma que en cualquier otro punto .

Por ejemplo, la energía en el punto 1 es igual a la energía en el punto 2 y puede describirse esta igualdad, usando la ecuación de Bernoulli como:

$$h_1 + U_1^2/2g + P_1/\rho = h_2 + U_2^2/2g + P_2/\rho = h + U_2^2/2g + P_2/\rho$$

$$P_1 = P_2 = P_{at.}$$

$$h_1 = h$$

$$h_2 = 0$$

$$h + 0 + P_{at}/\rho = 0 + U_2^2/2g + P_{at}/\rho$$

$$U_2^2/2g = h ; \quad U_2 = (2gh)^{1/2}$$

Conocido como Teorema de Torricelli.

Por otra parte la ecuación de continuidad establece que el volumen de líquido que fluye a través de cualquier sección del sistema por unidad de tiempo es el mismo (el sistema operado en estado estable). Como resultado, la velocidad aumenta cuando el área transversal al flujo disminuye y disminuye cuando ésta aumenta.

$$Q = A_1 U_1 = A_2 U_2 = \text{Cte. (Conservación de la materia)}$$

$Q$  = Flujo volumétrico ( $m^3/s$ )

$A$  = Area transversal ( $m^2$ )

$U$  = Velocidad (m/s)

Este principio se muestra en la Figura 2.

Estos principios parten del supuesto de un sistema con paredes impermeables operando bajo condiciones de estado estable. En un molde donde las paredes son permeables y el sistema no opera en estado estable hasta que está lleno por completo, sin embargo aplicaremos estas ecuaciones para deducir las condiciones en que se formarán zonas de baja presión, que al estar presentes en un molde provocan la aspiración de aire, gases de combustión o vapor de agua.

- Prevención de aspiración en el canal vertical.

En primera instancia consideramos el caso de una sección del sistema de colada típico, la sección vertical o sea el tazón de vaciado y una bajada o canal vertical de sección transversal uniforme, mostrados en la figura 3.

Empezaremos el análisis suponiendo que el molde es impermeable, y que la altura del metal  $h_c$  en la copa de vaciado es mantenida constante. Como lo que queremos encontrar es las condiciones que originan zonas de baja presión examinaremos los componentes de presión en el Bernoulli aplicado a varios puntos del sistema, siendo las presiones en (1) y (3) iguales a la presión atmosférica.

Aplicado el Bernoulli a los puntos 1 y 3 queda lo siguiente:

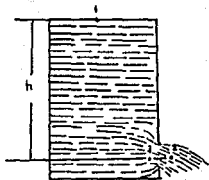


Figura 1. Interrelación entre energía potencial; energía de presión y energía cinética.

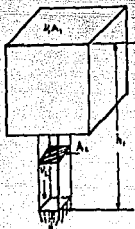


Figura 2. Representación gráfica de la ecuación de continuidad.

$$h_1 + P_1 / \rho + U_2 / 2g = h_3 + P_3 / \rho + U_3^2 / 2g$$

$$h_3 = 0 ; h_1 = h_2$$

$$h_1 + P_{at} / \rho + 0 = 0 + P_{at} / \rho + U_3^2 / 2g$$

$$U_3 = (2gh_1)^{1/2}$$

por lo tanto la corriente de metal abandona el punto 3 a una velocidad de  $(2gh_1)^{1/2}$  m/s bajo una presión igual a la atmosférica.

Sin embargo, de acuerdo con la ecuación de continuidad, en el punto 2 debe ser también  $(2gh_1)^{1/2}$  ya que el área transversal es la misma. Esto puede ser aparentemente contradictorio al principio de conservación de energía, ya que el punto 2 está a una mayor altura y por ende posee una mayor energía potencial. La desigualdad reside en el término de presión:

$$U_2 = U_3, h_3 = 0 \quad h_2 + U_2^2 / 2g + P_2 / \rho = h_3 + U_3^2 / 2g + P_3 / \rho$$

$$P_3 = P_{atm.} \quad \text{por lo tanto } P_2 = P_{atm.} - \rho h_2$$

Por lo tanto, la presión en el líquido al punto 2 es menor a la atmosférica en un factor de  $\rho h_2$ . Este cálculo es para un molde impermeable. Por otra parte, el aire o gas del molde en la intercara arena-metal (molde permeable) está cuando menos a la

presión atmosférica, por lo que el gas sería aspirado en la corriente metálica en el punto 2. La cantidad de gas aspirada dependerá de  $p_{H_2}$ , de la permeabilidad del molde y de la presión de los gases en el molde.

El destino del gas atrapado es variable : Puede reaccionar con el metal formando óxidos o escoria, disolverse en el metal para precipitar posteriormente durante la solidificación, o permanecer mecánicamente mezclado en forma de burbujas.

Todas estas posibilidades son indeseables, aunque algunos metales pueden tolerarlas más que otros.

Por ejemplo, en hierro gris, el oxígeno de una burbuja de aire, puede reaccionar parcialmente con el metal para formar partículas de silicato que por su baja densidad en relación a la del hierro gris son fácilmente flotables, mientras que el nitrógeno restante puede disolverse o bien desprenderse burbujeando, si la solidificación es lo suficientemente lenta por lo cual el atrapamiento no tiene consecuencias críticas. Por otra parte, en aluminio, la misma burbuja de aire provocará que una capa de óxido de aluminio, con una densidad muy parecida a la del aluminio líquido y por ende poco flotable, sea atrapada, arrastrando con ella la burbuja con el nitrógeno remanente.

Debido a la elevada tensión superficial de la capa de óxido de la capa del óxido de aluminio el escape de la burbuja será retardado y posiblemente se formará una porosidad. Además, el hidrógeno proveniente de la reacción de descomposición del agua podrá disolverse y provocar porosidad adicional.

De aquí surge un concepto importante en cuanto a la relación que

existe entre el sistema de colada aplicable a un metal específico: la sensibilidad del metal que es una manera cualitativa para definir que tan sensible es un metal a la presencia de atrapamiento de gases provocados ya sea por zonas de baja presión o por turbulencias en el sistema. El aluminio, sus aleaciones y otras aleaciones ligeras como aleaciones de magnesio, bronce al silicio, bronce al aluminio y bronce al manganeso, son consideradas como aleaciones altamente sensibles, y al diseñar un sistema de colada para este tipo de metales es necesario evitar las condiciones que permitan el atrapamiento de gases. El hierro gris y el latón rojo son considerados como poco sensibles por lo cual con estos metales será posible tolerar algunas desviaciones del diseño óptimo con el fin de mejorar el rendimiento del metal. Hierro dúctil y acero de bajo carbono son considerados como de sensibilidad media. En conclusión podemos aplicar sin problemas un sistema adecuadamente diseñado para aluminio en el caso de manejar hierro gris, pero un sistema que se ha encontrado prácticamente apto para hierro gris puede ser desastroso si lo aplicamos a aleaciones de aluminio.

Retomando el problema expuesto en la figura 3 y analizando el Berrnoulli aplicado a los puntos 2 y 3 tenemos que, para evitar la aspiración hay que evitar el desarrollo de zonas de baja presión.

$$h_2 + U_2^2/2g + P_2/\rho = 0 + U_3^2/2g + P_3/\rho$$





Figura 3. Sección vertical de un sistema de colada en un molde permeable.

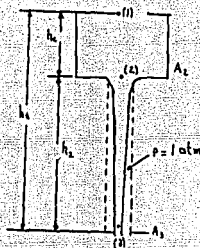


Figura 4. Forma del chorro metálico en un molde abierto.

Esto se logra igualando las presiones en 2 y 3 , con lo que el Bernoulli queda:

$$h_2 + U_2^2/2g = U_3^2/2g$$

Aplicando la ecuación de continuidad y definiendo a R como  $A_3/A_2$ .

$$R = 1 - 2gh_2/U_3^2$$

Pero como  $U_3 = 2 \cdot g \cdot h_1$  y  $h_2 = (h_1 - h_c)$

$$R = A_3/A_2 = (h_1/h_c)^{1/2}$$

Cuando la relación de áreas transversales en el canal vertical en los puntos 3 y 2 es la establecida por la anterior ecuación, las presiones son iguales y se evita la aspiración.

Una manera más fácil de comprender en un sentido físico, las modificaciones necesarias para prevenir la aspiración, es la necesidad de adecuar la forma del canal vertical a la que toma la corriente líquida durante el descenso.

Partiendo del supuesto que el nivel del líquido se mantiene constante, durante el análisis de esta parte del sistema, en la copa de colada, suposición válida en una práctica adecuada de llenado, la velocidad del fluido en el punto 3 será :

$$U_3 = (2gh_1)^{1/2}$$

Ya que la ecuación de continuidad establece que el flujo volumétrico debe permanecer constante, el área transversal de la corriente de líquido debe disminuir conforme desciende, debido a que la velocidad aumenta, por lo cual la corriente adoptará una forma parecida a un cono invertido.

Cuando se utiliza un canal vertical de sección transversal uniforme, la corriente de líquido tomará su forma cónica como se muestra en la figura 4, lo que provocará una agitación considerable y el desarrollo de zonas de baja presión (condiciones de aspiración). Esta aspiración continuará hasta que la contrapresión del llenado del molde (provocada por la restricción impuesta por el estrangulamiento) provoque que el canal vertical se llene de metal líquido. Sin embargo cuando esto suceda una cantidad considerable de metal ya ha sido dañada. En la práctica, se proporciona una cierta conicidad al canal vertical de modo que adopte la forma de la corriente que desciende.

Aplicando la ecuación de Torricelli a los puntos 2 y 3 tenemos que:

$$U_2 = (2gh_2)^{1/2}$$

$$U_3 = (2gh_3)^{1/2}$$

se introduce la ecuación de continuidad,

$$A_2 U_2 = A_3 U_3$$

$$A_2 (2gh_2)^{1/2} = A_3 (2gh_3)^{1/2}$$

$$h_2 = h_c \quad ; \quad h_3 = h_t \quad \quad A_3/A_2 = (h_c/h_t)^{1/2} \quad . \quad . \quad . \quad (4)$$

que es exactamente lo mismo a lo que habíamos llegado anteriormente.

Si suponemos un canal vertical de sección transversal circular tenemos que :

$$\pi d_3^2 / \pi d_2^2 = (h_c / h_t)^{1/2}$$

$$d_3 = d_2 (h_c/h_t)^{1/4}$$

Una ecuación idéntica es obtenida cuando supongamos una sección transversal cuadrada con lados de longitud a .

$$a_3 = a_2 (h_c/h_t)^{1/4}$$

La forma ideal del canal vertical es hiperbólica, como lo establecen las anteriores ecuaciones, y se ilustra en la figura 5.. Sin embargo, en la práctica, en sistemas de moldeo horizontal se le da una forma cónica de acuerdo a la ecuación 4 con lo cual se asegura una presión positiva en las paredes y con esto la ausencia de aspiración. En sistemas de colada vertical, en donde existe mayor libertad en cuanto a la elección y obtención de la

forma del canal vertical, se aplica frecuentemente el diseño mostrado en la figura 5.

#### Prevención de Aspiración en la unión canal vertical-canal.

Ahora se llevará a cabo el análisis del efecto del cambio de dirección y de área transversal y el canal o corredor ; dicho cambio se ilustra en la figura 6.

Para el presente análisis es conveniente definir y aplicar el concepto de líneas de flujo. Si despreciamos la turbulencia, es decir, si suponemos flujo laminar, delgadas capas de líquido, moviéndose como volúmenes unitarios individuales, se alinearán de acuerdo al comportamiento total de la corriente. Como la observación es bidimensional, las capas se manifestarán como líneas, denominadas líneas de flujo. En el ejemplo mostrado en la figura 6 la sección transversal vertical, con fines ilustrativos, por lo que habrá un cambio en dirección y velocidad de fluido.

Poco después de que se ha comenzado el llenado del sistema, en la esquina exterior de la unión entre canal vertical y canal (punto b) se forma una zona de líquido estacionario a alta presión. Para esclarecer este punto consideramos en primera instancia la variación de la velocidad en el cambio de dirección que constituye el ángulo recto de la unión. En las regiones vecinas a la esquina exterior (radio de curvatura grande) la velocidad va a ser máxima debido al efecto de la fuerza centrífuga ( 1<sup>a</sup>. Ley de Newton ) forzando a las capas de fluido a comprimirse a un máximo por lo que será una zona de alta presión. Conforme nos acercamos a la

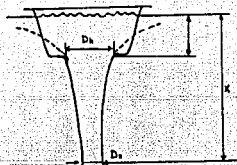


Figura 5. Forma ideal del canal vertical.

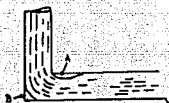


Figura 6. Aspiración provocada en la unión canal vertical-corredor.

esquina interior la velocidad va disminuyendo asimismo la presión, lo que provoca (punto A figura 5 ) que exista una separación de la corriente y la pared interior, lo que provoca condiciones de aspiración, y la velocidad puede descender hasta hacerse nula o negativa provocando turbulencias y pérdidas adicionales de fricción. La zona de líquido estacionario a alta presión se encarga de dirigir la corriente en dirección del canal.

La manera práctica de evitar este efecto es colocar en la base del canal vertical un recipiente que evite el efecto anteriormente mencionado, como se muestra en la figura 7. Si se coloca este recipiente, llamado colchón o extensión del canal vertical, la velocidad  $V_1$  vertical de la corriente proveniente del canal vertical se vuelve cero en la zona de la extensión del canal vertical, es decir la energía cinética es transformada en energía de presión, para ser convertida instantáneamente en energía cinética de un flujo horizontal con velocidad  $V_2$ . Aplicando el Bernoulli a la zona superior de la copa de colada, el punto 2 y el punto 3 de la figura 2 tenemos lo siguiente:

Punto 1	Punto 2	Punto 3
$V = 0$	$V = 0$	$V = V_2$
$P = P_{at}$ $H = H$	$H = 0$	$H = 0$
$P = 0$	$P = P$	$P = 0$
Energía Potencial	= Energía de Presión	= Energía Cinética

Después de una conversión prácticamente instantánea de la energía en energía de presión, el flujo cambió su dirección de vertical a

horizontal, evitando el efecto de la fuerza centrífuga.

Sin embargo, a pesar de la modificación impuesta en la figura 7 el efecto de momentum (1a Ley de Newton) seguirá estando presente debido a la variación de sección transversal entre el canal vertical y el canal. Dicho efecto se muestra en la figura 8.

Cuando un líquido pasa a través de un orificio con filos rectos, los efectos de momentum resultan en una contracción o expansión de la corriente, como se muestra claramente en la figura 9. Aplicando la 1a. Ley de Newton, que establece que un cuerpo en reposo o moviéndose a una velocidad constante permanecerá en esa condición hasta que una fuerza externa sea aplicada para modificar dicha condición, en el caso 2 que es directamente aplicable a la situación mostrada en la figura 8, se observa que en A se forman zonas de líquido estacionario a alta presión, las cuales se encargan de dirigir el flujo hacia el ducto de área transversal menor. Estas zonas modifican la dirección de las líneas de flujo, dirigiéndolas convergentemente hacia el eje central del canal y este efecto se mantiene de acuerdo con la 1a Ley de Newton después de haber cruzado los filos del orificio, creando una separación entre la corriente y las paredes del ducto, conocido como efecto de vena contracta. Como la razón de este efecto es el cambio brusco de velocidad, la solución es, obviamente, hacer menos brusco este cambio, proporcionando a los filos del orificio que comunica al corredor un cierto radio de curvatura. En las zonas de separación existen condiciones de aspiración como los mostrará el Bernoulli aplicado a los puntos 2 y 3 de la figura 8.



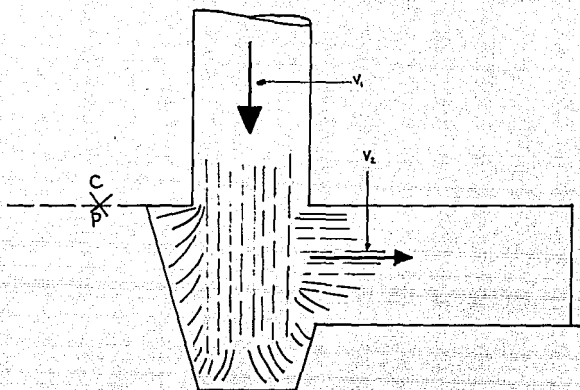


Figura 7. Efecto hidráulico de la base del canal vertical.

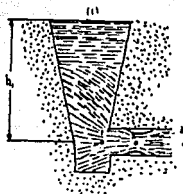


Figura 8. Efecto de vena contracta debido al cambio en el Area transversal.

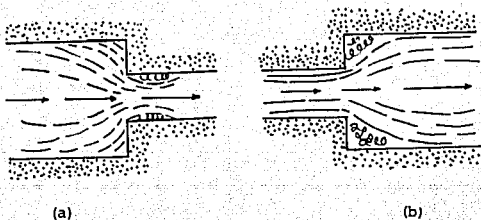


Figura 9 . Efectos de momentum (a)contracción súbita (b) expansión súbita

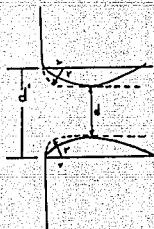


Figura 10. Prevención del efecto de una vena contracta.

$$0 + P_2/\rho + U_2^2 / 2g = 0 + P_1/\rho + U_1^2 / 2g$$

Aplicando la ecuación de continuidad vemos que en el punto 2, debido a la contracción del área transversal, la velocidad es mayor por lo cual, la presión en el punto 2 debe ser, menor que el punto 3.

$$P_2 - P_3 / \rho = U_3^2 - U_2^2 / 2g \qquad P_2 - P_3 / \rho = U_3^2 - U_2^2 / 2g$$

$$P_2 = P_3 + \rho (U_3^2 - U_2^2 / 2g)$$

Ya que  $U_2 > U_3$  tenemos que  $P_2 < P_3$ ,  $P_2$  será reducido por debajo de la presión atmosférica en función de la velocidad de la corriente y el grado de contracción de la misma.

Esta situación es diferente de la realizada en el caso del diseño del canal vertical ya que la razón para la formación de la vena contracta no es la aceleración de la gravedad sino simplemente el cambio brusco del área transversal al flujo. El remedio reside en que, en lugar de utilizar un orificio. El diseño adecuado se define en base al siguiente razonamiento. Asumimos que para proporcionar la velocidad requerida al líquido durante su paso por el canal debemos tener un canal de diámetro  $d$ , como se muestra en la figura 10. Para calcular el radio de curvatura  $r$  se utiliza la observación empírica de que la mayor relación  $d'/d$  encontrada en sistemas de colada es del orden de 1.3. Y que  $d' = 1.3d$ ,  $r = 0.15d$ , por lo que por ejemplo para un corredor de 6 cm de altura,  $r = 0.15 \times 6 = 0.9$  cm.

## ANEXO III

ALEACIONES CON RANGO CORTO DE SOLIDIFICACION  
(TEMPERATURA LIQUIDUS-SOLIDUS)

Aleación (ASM)	Temperatura liquidus	Temperatura sólidos
336.0	565° C	540° C
360.0, A360.0	595° C	555° C
380.0, A380.0	595° C	540° C
413.0, A413.0	eutéctico	
514.0	630° C	585° C
535.0, A535.0, B535.0	630° C	550° C
712.0	615° C	570° C
771.0	645° C	605° C

## BIBLIOGRAFIA

- 1.- M. Devaux "Traite pratique de masselottage des pieces moulees en sable". Editions Techniques de la fonderie, CTIF, France 1984.
- 2.- R.W. Heine "A model for especific volume and expansion and contraction behavior or solidifying and cooling ductil and gray iron".
- 3.- S.I. Karsay "Ductil Iron III, QIT-FER ET TITANE Co, 1981.
- 4.- R.C. Creese "Computer waves fronts analysis of thin effect in L-shaped castings". AFS Transactions, Vol. 96,1988,705-711.
- 5.- R. Heine "Geometric modeling of progressive solidification and Casting alloy microstructure". AFS Transactions, Vol. 95, 1987, 281-294.
- 6.- R. Heine "Geometric modeling of mold aggregate, superheat, edge effects, feeding distance, chills and solidification macrostructure". AFS Transactions Vol. 92, 1984, 135-150.
- 7.- R. Heine "Risering by computer assisted geometric modeling". AFS Transactions Vol. 91, 1983, 127-136.
- 8.- R. Wlodawer "Directional solidification of steel castings" Sulzer Bros., Swisterland, 1966.
- 9.- C. Wei, J.T. Berry "Extending the modulus approach to feeding to account for corner effects". AFS Transactions Vol. 90, 1982, 193-200.
- 10.-S. Sridhara "Solidification times for hollow cylindrical castings in sand molds". AFS Transactions, Vol.96, 1988, 955-961.
- 11.-T. X. Hou "Computation of solidification of steel casting against a chill mold wall". AFS Transactions, Vol.96, 1988.
- 12.-D. Frederick "A method for the solution of heat transfer problems with a change of phase". Transactions of the ASME, 107, 1985, 507-526.
- 13.-"Casting solidification analysis using CAST". Modern Casting march 1984, 18-22.

- 14.-R. Smith "Computer simulation of directional solidification" Giesserei Forschung, jan 1981, 139-145.
- 15.-Q.X. Pei, T.S. Bei "Reiserless design of ductil iron casting by computer programs" AFS Transactions Vol.95, 1987, 443-450.
- 16.-R.W. Ruddle "A computer program for steel risering" AFS Transactions Vol. 90, 1982.
- 17.-R.D. Pehlke "Computer simulation of solidification" Des Plaines III, 1976.
- 18.-M. Jeancolas, H. Devaux "Alimentation de pieces moulees en sable". Fonderie No. 379, juin 1978.
- 19.-G. Sciama, M. Jeancolas "Temps de solidification de pieces moulees en sable". Fonderie No. 301, mai 1971, 155-162.
- 20.-G. Sciama "Etude de solidification de profile type a points chauds en fonte". Fonderie No. 306, nov. 1971, 363-370.
- 21.-G. Sciama "Complemente a l'etude de la solidification de profile type a points chauds en fonte". Fonderie No. 310, dec. 1981, 151-157.
- 22.-G. Sciama "Utilisation de microordinateurs en Fonderie". Editions Techniques de la Fonderie, CTIF, France, 1983.
- 23.-M.C. Flemings "Gating premium quality castings". AFS Transactions, Vol.96, 1988, 121-126.
- 24.-C. Jordan "Computer designed gating systems, promises and problems". AFS Transactions, Vol.96, 1988, 603-610.
- 25.-R.A. Stoehr "Coupled heat transfer and fluid flow in the filling of castings". AFS Transactions, Vol.96, 1988.
- 26.-P.V. Desai "Computer simulation of forced and natural convection during filling of castings". AFS Transactions, Vol.92, 1984.
- 27.-W.S. Huang "Computer simulation for the filling castings". AFS Transactions, Vol.95, 1987.
- 28.-M. Jeancolas "Le remplissage de pieces moulees en sable". CTIF, ETIF, France, 1966.
- 29.-P.D. Webster "Computer aided gating system design". The British Foundryman, july 1986, 276-284.
- 30.-"Fluidity and Casting fluidity of molten cast iron". The British Foundryman, dec. 1985, 492-498.

- 31.-R.Svoboda "Risering and Gating Principles". AFS, Des Plaines III, 1973.
- 32.-F.R. Taylor "Fluidity of molten steel". The British Foundryman, sept. 1973, 116-121.
- 33.-C. Gonzalez R. "XI Encuentro de Investigación Metalúrgica". Saltillo, 1989.
- 34.-C. Gonzalez R. "Symposium de Hierro Gris y Hierro Dúctil". San Luis Potosí, 1990.
- 35.-C. Gonzalez R. "XII Encuentro de Investigación Metalúrgica". Saltillo, 1990.
- 36.-A. García H. "Fluidez de aleaciones de aluminio". Moldeo y Fundición, en proceso de edición.
- 37.-S. Jacob "Guide du masselotage des pieces moulees au sable en alliages d'aluminium". CTIF, ETIF, 1971.