



UNIVERSIDAD NACIONAL AUTÓNOMA DE MÉXICO

FACULTAD DE QUÍMICA

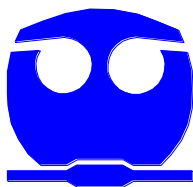
**OBTENCIÓN DE PIEZAS COLADAS DE
HIERRO DÚCTIL EN MOLDES DE ARENA
MEDIANTE UN MÉTODO
DE ALIMENTACIÓN APLICADA**

T E S I S

**QUE PARA OBTENER EL GRADO DE
INGENIERO QUÍMICO METALÚRGICO**

P R E S E N T A:

FRANCISCO MAXIMINO CAMACHO HERNÁNDEZ



MÉXICO, D.F

2009



Universidad Nacional
Autónoma de México

Dirección General de Bibliotecas de la UNAM

Biblioteca Central



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 esta 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.

JURADO ASIGNADO

Presidente: Prof. Eusebio Cándido Atlatenco Tlapanco

Vocal: Prof. Carlos González Rivera

Secretario: Prof. Marco Aurelio Ramírez Argaez

1er suplente: Prof. Adrian Manuel Amaro Villeda

2do suplente: Prof. Juan Manuel de la Rosa Canales

SITIO DONDE SE DESARROLLÓ EL TEMA:

Departamento de Ingeniería Metalúrgica
Facultad de Química
UNAM

Asesor del tema.

Dr. Carlos González Rivera.

Supervisor técnico.

M en I Adrian Manuel Amaro Villeda.

Sustentante.

Francisco Maximino Camacho Hernández

DEDICATORIAS Y AGRADECIMIENTOS

Al proyecto papiit, por su apoyo en la elaboración y conclusión de este trabajo.

A Dios.

Por permitirme llegar a este momento tan especial en mi vida. Por los triunfos y los momentos difíciles que me han enseñado a valorarte cada día más.

A ti Madre.

***A quien le debo todo en la vida. Gracias por haberme educado y soportar mis errores, gracias tus consejos, por el amor que siempre me has dado.
¡Gracias por darme la vida!
¡Te quiero mucho!***

A ti Padre.

A quien le debo todo en la vida el deseo de ser alguien, dondequiera que estés, gracias.

A la Universidad Nacional Autónoma de México

Por permitirme ser parte de una generación de triunfadores y gente productiva para el país.

***“Triste cosa es no tener amigos, pero más triste debe ser no tener enemigos, porque quien enemigos no tenga, señal de que no tiene: ni talento que haga sombra, ni valor que le teman, ni honra que le murmuren, ni bienes que codicien, ni cosa buena que le envidien”
Baltasar Gracián***

CONTENIDO

Introducción.....6

Capítulo 1. Antecedentes.....7

1.1 . El hierro dúctil y su importancia industrial.

1.1.1 Definición y obtención.

1.1.2 Variables que afectan la estructura del hierro dúctil.

1.1.3 Solidificación del hierro dúctil.

1.2 Cambios de volumen durante el enfriamiento y solidificación de metales y aleaciones y comportamiento particular del hierro dúctil.

1.2.1 Comportamiento General.

1.2.2 Comportamiento del Hierro Dúctil.

1.3 Generalidades de los sistemas de alimentación y colada.

1.3.1 Métodos convencionales de alimentación.

1.3.2 Detalles de diseño de un Sistema de alimentación.

1.3.3 Características esenciales del sistema de colada.

1.3.3.1 Sistema de colada.

1.3.3.2 Dimensionamiento del sistema de colada.

1.4 Aplicación de la técnica de alimentación PCR (Pressure Control Riser) o de Alimentación por Control de Presión.

1.4.1 Metodología empleada para el dimensionamiento de un sistema PCR.

Capítulo 2. Metodología. Aplicada a un caso específico.....46

2.1 Diseño y dimensionamiento de los sistemas de alimentación y colada de una pieza prototipo aplicando los principios PCR.

2.1.1 Diseño del sistema de alimentación.

2.1.2 Diseño del sistema de colada.

Capítulo 3. Experimentación.....	56
3.1 Experimentación.	
3.2 Procedimiento Experimental.	
3.3 Construcción de la placa modelo.	
3.4 Elaboración del molde.	
3.5 Fabricación del hierro nodular eutéctico.	
3.6 Desmoldeo.	
Capítulo 4. Análisis de resultados, discusión y conclusiones.....	62
Bibliografía.....	70
Lista de figuras.....	72
Lista de tablas.....	74
Anexo 1.....	75
Anexo 2.....	78
Anexo 3.....	79
Anexo 4.....	81

INTRODUCCIÓN

El hierro dúctil posee una importancia tecnológica de primer orden para el desarrollo de la sociedad actual en vista de sus múltiples aplicaciones industriales. El hierro dúctil se emplea ampliamente para la fabricación de piezas por el proceso de fundición y presenta la particularidad de mostrar una expansión durante su solidificación debido a la precipitación de grafito.

En este trabajo se explora la efectividad de una metodología encaminada al diseño de sistemas de colada y de alimentación mediante el método de Alimentación por Control de Presión, para producir piezas sanas, libres de defectos por contracción, de hierro dúctil coladas en moldes de arena en verde aprovechando el fenómeno de expansión durante la solidificación.

Por lo anterior los objetivos de este trabajo son los siguientes:

1. Realizar investigación bibliográfica y utilizar la información obtenida para resumir la metodología asociada con la aplicación del método de alimentación por control de presión.
2. Aplicar dicha metodología a una pieza específica diseñando, dimensionando e implementando en una placa modelo el sistema de colada y alimentación resultante
3. Realizar experimentación para establecer la efectividad de la metodología planteada para la obtención de la pieza bajo estudio libre de defectos por contracción.

CAPÍTULO 1

ANTECEDENTES

1.1 Generalidades. El hierro dúctil y su importancia industrial.

1.1.1 Definición y obtención.

Definición.- El hierro dúctil es una fundición de hierro que ha sido tratada en líquido añadiendo un elemento como el magnesio o el cerio para inducir la formación de grafito libre como nódulos o esferoides que imparte cierta ductilidad a la fundición, también conocido como hierro nodular o hierro grafito esferoidal.

El hierro dúctil presenta el grafito en forma de esferas en matriz de perlita, (esta precipitación esferoidal del grafito se debe al Magnesio). Las propiedades mecánicas de este material son de mayor elasticidad y resistencia mecánica que las fundiciones grises y se utilizan en piezas donde la ductilidad es de gran importancia como en: Piñones, ejes cigüeñales, válvulas y cuerpos de bombas para alta presión, tubería, etc.

Generalmente para ello se usa de 0.03 a 0.07% de Mg. Por el contenido de otros elementos la fundición nodular no se diferencia de la fundición gris. Bajo la presencia del magnesio, el grafito en el proceso de cristalización toma forma globular en vez de laminar. El magnesio eleva la capacidad del hierro al sobreenfriamiento y por tanto, al blanqueado. El grafito globular debilita menos la masa metálica fundamental, lo que garantiza altas propiedades mecánicas de la fundición.

El término de fundiciones, comercialmente describe al conjunto de aleaciones multicomponentes que pertenecen al sistema ternario hierro-carbono-silicio. Dentro de ellas el hierro nodular es una de sus aleaciones y recibe ese nombre debido a que el grafito solidifica en las células eutécticas en forma de esferoides, en vez de laminar como el hierro gris [1]. Este tipo de microestructura le confiere un comportamiento dúctil a las mismas. Estas dos morfologías se producen, si la solidificación sucede siguiendo el diagrama ternario termodinámicamente estable [2]. Cuando el proceso de solidificación sigue el diagrama termodinámicamente metaestable, se produce la fundición blanca, donde el eutéctico está constituido por cementita y por austenita de composición eutéctica, cuya microestructura se le llama ledeburita; cuando se observa a la temperatura ambiente se le denomina ledeburita transformada.

En la fabricación de piezas vaciadas de fundición nodular, la constitución del líquido se ve afectada por una serie de variables que van desde el almacenamiento de la materia prima, del tipo de horno, del tipo de refractario, de la práctica de fusión, de las adiciones y del tratamiento del líquido tanto dentro del horno como en las cucharas de vaciado [3], así como también de la velocidad de enfriamiento en las respectivas secciones de las piezas. Por lo tanto, los eventos de fusión y de su posterior tratamiento, requieren del control de los siguientes parámetros: composición química, temperatura, eficiencias de inoculación y de nodulización, tendencia a formación de estructuras metaestables, y rechupe; entre otros. Todos esos parámetros tienen influencia determinante en la generación de la microestructura, y en consecuencia sobre las propiedades de servicio de esos productos [6,7].

Para evaluar la calidad del líquido en los procesos industriales, existen varios métodos: análisis de su composición química; ensayos de enfriamiento rápido; examen metalográfico; y análisis térmico. A partir de la composición química, se determinan los índices: Carbono Equivalente (%CE) y/o Saturación de Carbono (S_c); conceptos que se utilizan para evaluar el grado de eutecticidad del líquido. El primero es usual en la literatura norteamericana y el segundo índice es proveniente de la literatura europea occidental. Para la estimación de ambos, se requiere conocer los contenidos de carbono, de silicio y de fósforo.

El análisis térmico detecta la historia térmica de la solidificación y el enfriamiento de material fundido; este método tiene las características de rapidez de ensayo, alta resolución, flexibilidad, y confiabilidad [2, 4]

Otra ventaja de esta técnica, es la de proveer una manera para el estudio de solidificación y para predecir la microestructura final de la aleación, en particular el tipo de reacción eutéctica.

La formación de carburos en el Hierro Dúctil es un problema extenso en la producción de piezas fundidas. Las áreas localizadas de dureza extrema a partir del resultado de la aparición de una cantidad significativa de carburos que dificulta el maquinado del material colado en muchas ocasiones. La presencia de carburos es beneficiada por grandes cantidades de manganeso.

Recientes trabajos sugieren que la formación de carburos pueden ser controlados a lo largo de las técnicas del proceso de fundición seleccionado aparte del tratamiento térmico que sirve para eliminar carburos en estado sólido. Esto comprende para determinado espesor de pieza: el nivel de azufre en el metal base, la cantidad de magnesio residual, la presencia de cerio o elementos de tierras raras, la cantidad de inoculante adicionado después del tratamiento de nodularización (postinoculación) y la temperatura de vaciado.

1.1.2 Variables que afectan la estructura del hierro dúctil.

La estructura del hierro dúctil ha mostrado ser extremadamente sensitiva a un gran número de variables. Determinados elementos en la composición base han mostrado ejercer una influencia controlante sobre la estructura de la matriz, la forma del grafito y sobre la formación masiva de carburos. Otras investigaciones estudian la influencia de alguno de esos elementos sobre la estructura de la matriz. Las cantidades combinadas de carbono y silicio son usualmente expresadas como carbono equivalente ($\%C + 1/3\%Si$). La necesidad para mantener un carbono equivalente de alrededor de 4.3% como mínimo es extensamente reportado, como un prerrequisito para obtener un nódulo de buena calidad y previniendo significativamente la formación de carburos. La presencia de una alta cantidad de nódulos ha sido usada como un criterio para evaluar la calidad del hierro. Un amplio grado de grafitización tiende a inhibir la formación de carburos. También el carbono equivalente sugiere no exceder cualquier valor superior a 4.65% incrementando la posibilidad de flotación de carbono, especialmente en piezas de sección gruesa.

Un incremento grande en el contenido de silicio ha demostrado el decremento en la estabilidad de los carburos, resultando un decremento sobre el tiempo de tratamiento térmico necesario para completar la disolución. Sin embargo, es necesario incrementar el contenido de silicio sobre 3.5 % para obtener un tiempo favorable de disolución y una gran cantidad de silicio puede ser indeseable. Contenidos de Silicio por debajo de 2.0% puede resultar en un alto grado de formación de carburos.

El Manganeso no tiene una influencia aparente sobre la nodularidad del grafito. Los efectos del cobre y níquel parecen ser benéficos en un sentido de abatimiento de la cantidad de carburos. Para contenidos en exceso del 2%, el cobre puede causar dificultad en la nodularidad y el níquel puede causar la formación de martensita. El uso de pequeñas cantidades de titanio promueve una matriz perlítica no teniendo un perjuicio aparente en el efecto a la tendencia sobre la formación de carburos en el hierro. Ambos el cromo y el vanadio son fuertes estabilizadores de carburos y se sugiere que la cantidad de cada uno no exceda 0.03%.

Un efectivo tratamiento de post-inoculación también reduce la presencia de carburos en el Hierro Dúctil. La adición de un ferrosilicio (75-80%Si), que contiene alrededor de 1% de Calcio, incrementará el contenido de nódulos, la nodularidad del grafito reduce la aparición de un blanqueado. La cantidad de Silicio adicionado en la post-inoculación es generalmente menor a 1% del total de la fundición. El tamaño de partícula de nodularizante recomendada es alrededor de 0.0232 pulgadas, partículas de mayor tamaño no pueden disolverse completamente, mientras mas pequeñas sean las partículas, tienen mayor tendencia a oxidarse cuando hacen contacto con el metal líquido y reducen su eficiencia. Pruebas realizadas variando cantidades de Silicio adicionado como post-inoculante indican que incluso una pequeña adición (0.25%) es efectiva; mayores cantidades (alrededor de 0.75%) son cada vez más efectivas.

1.1.3 Solidificación del hierro dúctil.

El proceso de solidificación controla y define la microestructura, la morfología y la distribución del grafito, que juntas determinan la calidad de las fundiciones.

La secuencia de solidificación de un hierro dúctil eutéctico involucra lo siguiente:

1. A la temperatura eutéctica, las dendritas de austenita y los esferoides de grafito nuclean independientemente en el líquido.
2. En el líquido ocurre un crecimiento limitado de los esferoides.
3. La flotación o convección entonces determina la colisión de esferoides de grafito con las dendritas de austenita.

4. La encapsulación del grafito en austenita ocurre inmediatamente después del contacto entre el grafito y las dendritas de austenita (Fig. 1.2).
5. Después, el crecimiento del grafito ocurre por difusión de carbono a través de la capa de austenita. El tamaño del esferoide de grafito y de su capa envolvente de austenita aumenta de manera restringida por la difusión. (Fig. 1.1 y 1.2)

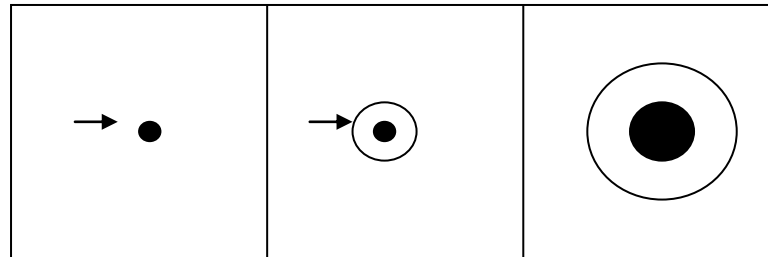


Fig. 1.1 Esquema de solidificación de un nódulo de grafito en el Hierro Nodular, donde se observa en negro el grafito y en claro el crecimiento del radio de austenita.

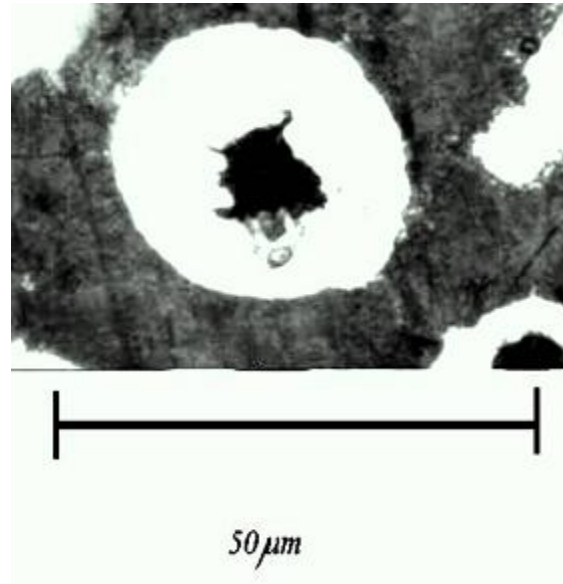


Fig. 1.2 Hierro eutéctico nodular perlitico a 1000X vaciado en molde de arena, atacado con nital 3% por 10 segundos, mostrando la capa envolvente de Ferrita (blanco) sobre el nódulo de grafito (negro) [8].

1.2 Cambios de volumen durante el enfriamiento y solidificación de metales y aleaciones y comportamiento particular del hierro dúctil.

1.2.1 Comportamiento General.

El metal fundido en el horno ocupa considerablemente mas volumen que la pieza ya solidificada, generando muchos problemas para el fundidor. Hay tres tipos de contracción que se dan en el enfriamiento desde el estado líquido hasta la temperatura ambiente, como lo ilustra la Fig. 1.3 [5].

1. Conforme la temperatura va disminuyendo, la primera contracción que se experimenta es en estado líquido. Está es una contracción térmica normal como la que se observa por ejemplo durante el enfriamiento en un termómetro de mercurio. Se ha encontrado que durante la contracción líquida, el volumen del metal líquido se reduce casi linealmente conforme disminuye la temperatura. En la pieza, esta contracción normalmente no afecta, ya que el metal líquido extra requerido para compensar esta pequeña reducción en volumen es proveída sin dificultad generalmente por el mismo sistema de colada. Generalmente no se percibe, y se traduce en una leve extensión en el tiempo de vaciado si el enfriamiento está ocurriendo mientras el molde es vaciado. Esto se aprecia por una ligera caída de nivel en el metal líquido presente en el alimentador
2. La contracción por solidificación ocurre a la temperatura en que inicia la solidificación, porque, en general, la densidad del sólido es mas grande comparada con la del líquido. Las contracciones asociadas con la solidificación de algunos metales puros se muestra en la Tabla 1.1. La contracción causa varios problemas para obtener una pieza sana, los cuales incluyen: (i) el requerimiento de un “alimentador”, cuya presencia permitirá la compensación de la contracción líquida y de solidificación y (ii) La presencia eventual de defectos por contracción como lo son los macrorechupes, los hundimientos superficiales y los microrechupes o porosidades por contracción, que resultan de una inadecuada alimentación.

Tabla 1.1 Contracción por solidificación de algunos metales.

Metal	Estructura cristalina	Punto de fusión [°C]	Densidad líquido [Kg m-3]	Densidad sólido [Kg m-3]	Cambio de volumen [%]
Al	fcc	660	2368	2550	7.14
Au	fcc	1063	17380	18280	5.47
Co	fcc	1495	7750	8180	5.26
Cu	fcc	1083	7938	8382	5.3
Ni	fcc	1453	7790	8210	5.11
Pb	fcc	327	10665	11020	3.22
Fe	bcc	1536	7035	7265	3.16

- La etapa final de contracción que es la contracción sólida puede causar varios problemas. Conforme el enfriamiento progresa, y la pieza disminuye en tamaño (se contrae, y es poco probable que lo haga uniformemente). Normalmente encontramos que esto es debido a una restricción impuesta ya sea por el molde, ó por otras partes de la pieza que han solidificado. Estas restricciones llevan a que la pieza siempre sea mas grande que lo que se espera si no existiera este efecto. Esto es debido a una cierta cantidad de deformación plástica en la pieza que el ingeniero de modelos debe de tomar en cuenta durante la elaboración de la placa modelo (tolerancia por contracción). La restricción del molde durante la contracción sólida puede también llevar a problemas más localizados como un fisuramiento en caliente o fractura de la pieza.

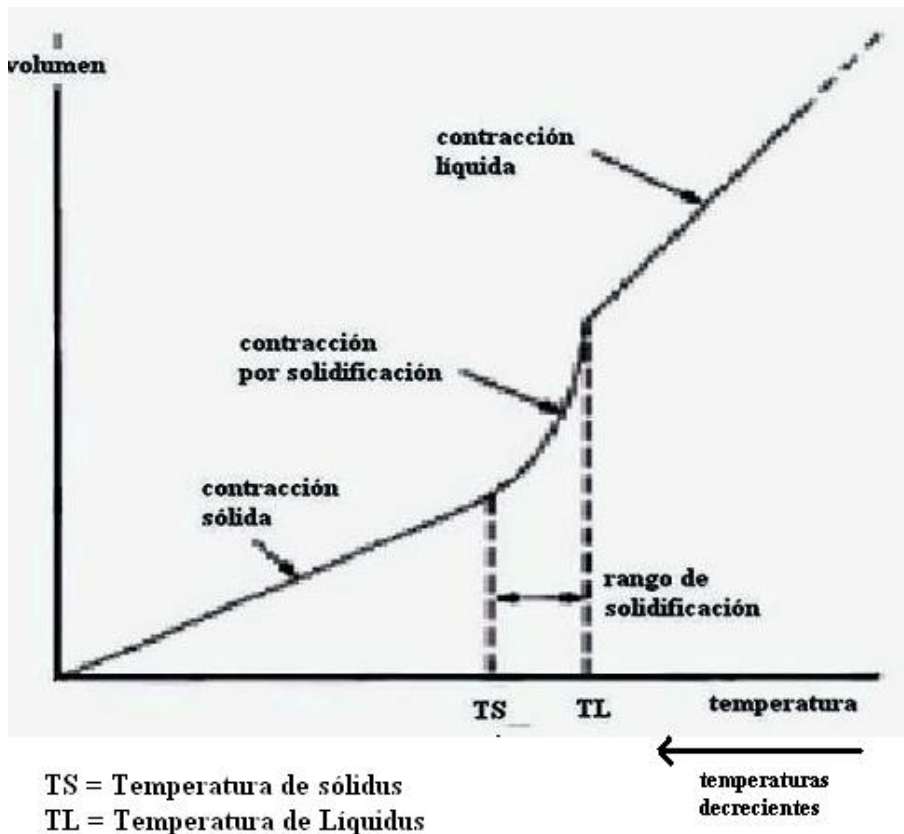


Fig. 1.3 Diagrama volumen vs temperatura que esquematiza los tres tipos de contracción que se dan durante el enfriamiento de una aleación. Contracción desde el estado líquido hasta el estado sólido a temperatura ambiente.

Lo anterior se resume analizando la Fig. 1.4:

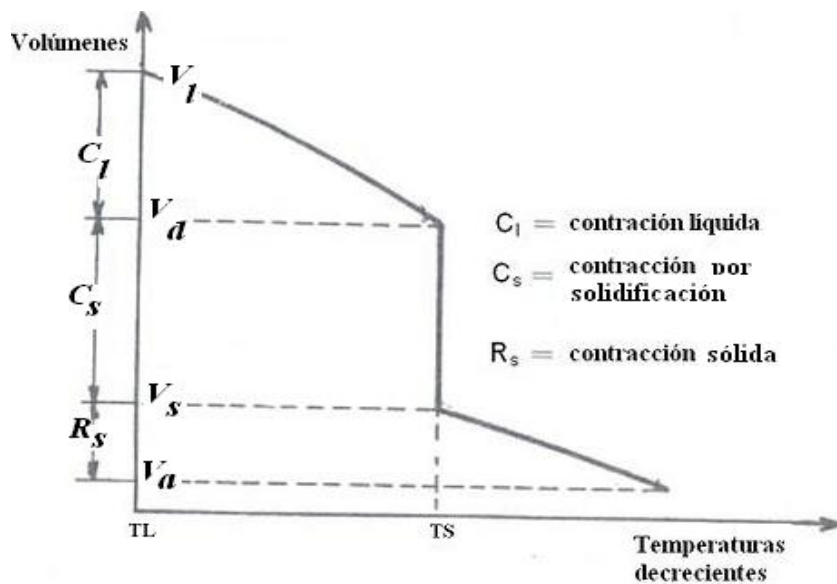


Fig. 1.4 Variaciones de volumen de masa M en función de la temperatura.

La Fig. 1.4 indica las variaciones de volumen de la masa M en función de la temperatura. La disminución de volumen $V_1 - V_d$ de la masa M entre la temperatura T_1 y T_s del principio de solidificación, se llama *disminución o contracción líquida*

La disminución de volumen $V_d - V_s$ sufrida por la masa M, entre el principio de la solidificación (aparición del primer cristal) y el fin de la misma (desaparición de la última gota líquida) se llama *contracción de solidificación*.

La disminución de volumen $V_s - V_a$ sufrida por la masa M entre el fin de la solidificación y en el momento en que la masa entera está a la temperatura ambiente, se llama *disminución o contracción sólida*. Esta disminución en tamaño, esta contracción volumétrica de la masa M va acompañada por una disminución de las dimensiones lineales de esta masa.

La disminución por la longitud sufrida por la unidad de longitud entre el final de la solidificación y el momento en que la pieza está a temperatura ambiente, se designa con el nombre de *contracción*. Teóricamente la contracción tiene un valor que varía según la forma de la pieza. Cualitativamente se sabe que a contracción sólida igual y a volúmenes iguales, en el momento final de la solidificación, una esfera presentará una contracción (lineal) menor que una pieza en forma de regla o de barra (si se mide la contracción de acuerdo con la longitud mayor de esta regla o barra). Sin embargo, en los trabajos de fundición, las diferencias no son lo bastante importantes para que cuando se preparan los modelos, sean tomadas en cuenta. Es un valor medio el que adopta el modelista según el tipo de metal y el espesor aproximado de la pieza.

1.2.2 Comportamiento del Hierro Dúctil.

Se ha establecido que existen dos productos principales de solidificación que resultan de la solidificación del hierro dúctil: dendritas equiaxiales de austenita y nódulos de grafito.

También se ha encontrado que la estructura del hierro dúctil es similar para hierros hipoeutécticos, eutécticos e hipereutécticos, que consiste en una macroestructura de granos finos equiaxiales, donde cada grano muestra una microestructura donde las dendritas de austenita crecen relativamente largas y

definen el tamaño de grano, que a su vez consiste de unas largas dendritas de austenita conteniendo un gran número (varios miles) de nódulos de grafito.

El enfriamiento de una fundición hipoeutéctica por debajo de la temperatura de líquidus de la austenita, causa la nucleación y el crecimiento de una austenita proeutéctica rechazando carbón hacia el líquido hasta que la temperatura eutéctica es alcanzada y nuclean esferoides de grafito rodeados de austenita los cuales crecen en espacios inter dendríticos con un crecimiento restringido por la difusión de carbón a través de la capa de austenita que se dirige hacia el nódulo de grafito.

En la fundición hipereutéctica la solidificación inicia con la nucleación y crecimiento de nódulos de grafito lo cual reduce el carbón remanente en el líquido por debajo del nivel eutéctico a la temperatura eutéctica. Una vez que el enfriamiento provoca la presencia de temperaturas inferiores a la eutéctica, la austenita crece dendríticamente permitiendo, en las regiones interdendríticas, la nucleación y crecimiento de nuevos grafitos esferoidales y atrapando los esferoides pre-existentes.

Debido a la diferencia de densidades entre el grafito, el hierro sólido y el hierro líquido, el cambio de volumen del hierro dúctil líquido en el enfriamiento muestra un comportamiento diferente en relación a otras aleaciones.

Las investigaciones y las observaciones prácticas directas realizadas en las fundiciones a lo largo de los años hacen pensar en la existencia de tres etapas distintas en cuanto al cambio de volumen durante el enfriamiento y solidificación de un hierro dúctil: 1) Un periodo inicial de contracción líquida.; 2) Un periodo secundario durante el cual el líquido enfriado se expande debido a la precipitación de grafito. La magnitud de esta expansión es suficiente para crear una deformación plástica de varios medios de moldeo, y frecuentemente resulta en una pieza hinchada que contiene defectos de contracción, causando su rechazo; y 3) una contracción final del último líquido que solidifica. La expansión de grafito tiene la influencia más significativa ya sea compensando la contracción líquida y de solidificación de la pieza o bien, causando deformaciones e hinchamientos en las paredes de la pieza en presencia de una expansión excesiva.

Tomando en cuenta este comportamiento y en vista del cambio de volumen experimentado durante el enfriamiento y la solidificación del hierro dúctil, se ha sugerido que es posible producir piezas libres de defectos de contracción aprovechando la expansión del grafito y sin tener que compensar la contracción mediante alimentadores, durante el ciclo de enfriamiento y solidificación. La anterior idea ha resultado en la propuesta de varios métodos especiales de alimentación que buscan aprovechar total o parcialmente la expansión asociada con la precipitación del grafito, algunos de los cuales han sido nombrados métodos de alimentación aplicada, todos ellos desarrollados para hierro dúctil.

1.3 Generalidades de los sistemas de alimentación y colada.

1.3.1 Métodos convencionales de alimentación.

Ya se había descrito con anterioridad que cuando una aleación líquida es vertida dentro de la impresión del molde sufre variaciones de volumen, asociados al enfriamiento y solidificación de la aleación, teniendo etapas de variaciones de volumen dependiendo del metal o aleación. Por ejemplo; en el hierro gris y nodular ya se había dicho que se presenta un fenómeno de expansión durante la solidificación, el patrón de cambio volumínico asociado incluye tres etapas durante el enfriamiento y la solidificación: 1) contracción primaria, 2) expansión, 3) contracción secundaria.

De lo anterior surge la siguiente 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.

Nos enfocaremos sólo a los métodos convencionales.

Métodos convencionales de alimentación.

La aplicación de estos métodos presenta dos variantes en función del modo de solidificación de la aleación, se distinguen dos grupos de aleaciones:

1.- Aleaciones que presentan un frente continuo de solidificación con un rango corto de solidificación (metales puros, aleaciones eutécticas y de composición cercana a la eutéctica)

2.- Aleaciones que solidifican con un frente discontinuo que tienen un amplio rango de solidificación lo cual afecta la velocidad de extracción de calor y las piezas presentan una zona pastosa al momento de solidificar

.

El modo de solidificación permite prever la forma en que se manifiesta la solidificación. Las aleaciones del grupo 1 muestran una tendencia a formar macrorrechupes localizados en los centros térmicos de la pieza; las aleaciones del grupo 2 tienden a formar microrrechupes, concentrados en los centros térmicos de la pieza, también se presentan, bajo ciertas condiciones, hundimientos superficiales.

Los métodos convencionales de alimentación buscan los siguientes objetivos dependiendo del modo de solidificación de la aleación: a) para el grupo 1, ausencia total de macrorrechupes; b) para el grupo 2, reparto homogéneo de microrrechupes buscando la mayor densidad posible.

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

- Descomposición de la pieza en partes o módulos para la determinación de la secuencia de solidificación para establecer la ubicación de alimentadores.
- Empleo del concepto de distancia de alimentación para establecer el número de alimentadores y verificar que los alimentadores incluidos satisfacen la demanda líquida de la pieza.

Todos los métodos de alimentación parten de la secuencia de alimentación y para conocer ésta 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 en arena sigue dos rutas.

1.- Resolución de la ecuación de conservación de energía. Ver Fig. 1.5.

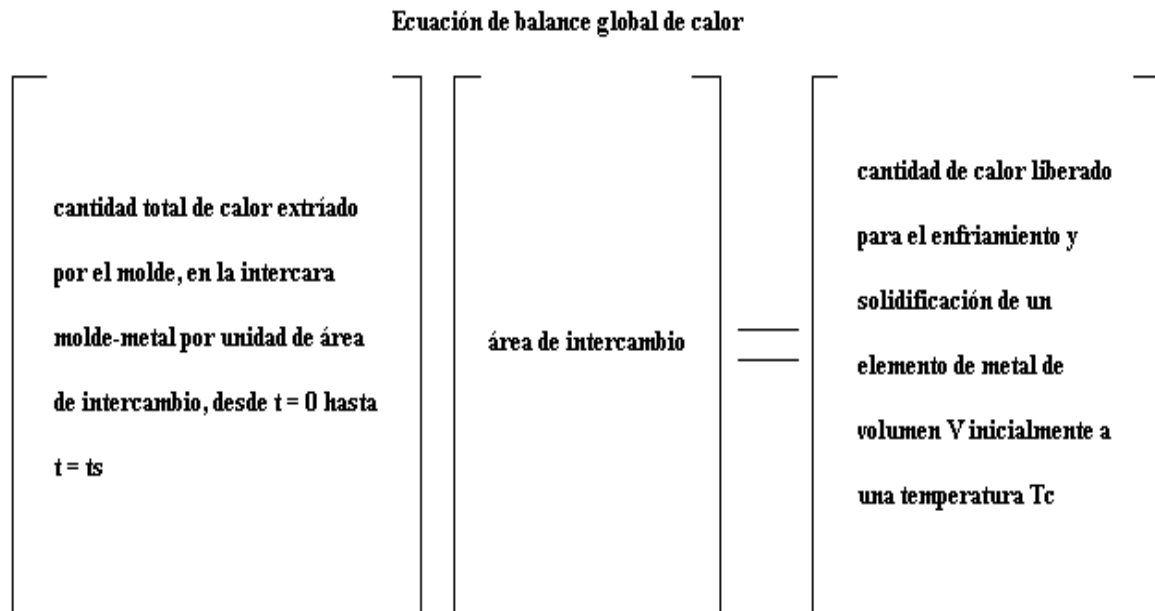


Fig. 1.5 Esquema del balance global de energía aplicado a la solidificación de piezas coladas en moldes de arena.

2.- Modelado geométrico

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

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

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

O bien para piezas semi-infinitas:

$M = \text{Área} / \text{Perímetro efectivo de transferencia de calor.}$

La relación entre el tiempo de solidificación, t , y el modulo esta dada por:

$$t = K M^2 \quad (1)$$

Donde K es una constante que depende de las propiedades termo físicas del material de moldeo y del metal.

Para deducir la relación entre el modulo 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 termo físicas del material de moldeo, esto es, la resistencia principal al flujo de calor se ubica en el molde.

Para calcular la cantidad 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 obtenidas de la solución de la ecuación general de conducción, para el flujo unidireccional, de calor en estado transitorio. Asumiendo que en la temperatura de intercara metal/molde, $x=0$, es igual a la temperatura de sólidos del metal y en $x = \infty$, corresponde a la temperatura ambiente. Suponiendo que la difusividad térmica de la arena de moldeo es constante [ver anexo 1], el perfil de temperaturas obtenido es:

$$T(x,t) = T_0 + (T_f - T_0) \operatorname{erfc} \left[\frac{x}{2\sqrt{\alpha t}} \right] \quad (2)$$

Donde:

$T(x,t)$ es la temperatura a una distancia x en un tiempo t .

T_0 es la temperatura inicial.

T_f es la temperatura final.

x distancia.

α es la difusividad térmica.

t tiempo.

La ecuación de Chvorinov puede obtenerse de un balance global de energía en la intercara molde-metal, asumiendo que:

- Flujo de calor es unidireccional.
- Propiedades termofísicas del molde y del metal constantes.

- La temperatura en la intercara molde-metal es, en cualquier instante, igual a la temperatura de sólidos de la aleación.
- El molde es considerado como un medio semi-infinito.

El flux instantáneo de calor, q_1 , en la intercara molde-metal ($x=0$) es (anexo I):

$$q_1 = -K \frac{\partial T(x,t)}{\partial x} \Big|_{x=0} = K \frac{(T_f - T_o)}{\sqrt{\pi \alpha t}} \quad (3)$$

Donde K es la conductividad térmica.

El calor total transferido, Q , desde la intercara a $t=0$ hasta $t=t_s$ (tiempo de solidificación) se obtiene de integrar la expresión anterior entre esos límites:

$$Q = 2K \frac{(T_f - T_o) \sqrt{t_s}}{\sqrt{\pi \alpha}} \quad (4)$$

Por otro lado, para que el elemento metálico de volumen V , se enfríe y solidifique por completo, es necesario extraer el calor asociado a este proceso; se pueden distinguir dos contribuciones:

1. Calor sensible asociado al enfriamiento del metal líquido desde T_c (temperatura inicial de enfriamiento) hasta T_s (temperatura sólidos).

$$Q_{\text{sensible}} = \rho V C_p (T_c - T_s) \quad (5)$$

Donde ρ = densidad (g/cm^3).

V = volumen del elemento.

C_p = capacidad calorífica de la aleación líquida.

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

$$Q_{\text{latente}} = \rho V H_f \quad (6)$$

Donde H_f es la entalpía de solidificación del metal.

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

El método denominado Análisis de Forma [6] constituye una aproximación para reconocer la secuencia de solidificación de piezas simples o complejas coladas en molde 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 w , denominado *factor de forma*, el cual introduce el efecto de curvatura:

$$M' = Mw \quad (7)$$

La metodología empleada por el análisis de 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.

1.3.2 Detalles de diseño de un Sistema de alimentación.

La finalidad básica del sistema de alimentación es 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. Como se menciona en la sección anterior, se pueden distinguir tres etapas de variación de volumen, asociados al enfriamiento de

una aleación líquida convencional desde la temperatura de colada hasta la temperatura ambiente.

- 1.- variaciones de volumen en estado líquido.
- 2.- variaciones de volumen durante la solidificación.
- 3.- variaciones de volumen en estado sólido.

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

El sistema de alimentación está constituido por uno o más alimentadores conectados con la pieza en ubicaciones específicas para que puedan cumplir su función principal. Estos alimentadores funcionan como reservas de metal líquido que proporcionan éste a la pieza para compensar su contracción hasta que ésta finaliza su solidificación.

El alimentador también sirve como un reservorio de calor, creando un gradiente de temperatura que induce una *solidificación direccional*. Si no ocurre esta solidificación direccional, el flujo de metal líquido desde el alimentador hacia la pieza puede ser interrumpido, resultando en el desarrollo de una porosidad interior. Hay criterios que nos ayudan a determinar si es adecuado, o no, el uso del alimentador:

- 1) El tiempo de solidificación del alimentador relativo a la parte de la pieza a la que está conectado
- 2) La distancia de alimentación y
- 3) Las contracciones esperadas en la pieza en función de la temperatura de colada.

Para que un alimentador sea efectivo, este debe garantizar el llenado de la pieza hasta que ésta se solidifique. Por lo tanto, el alimentador debe tener un tiempo de solidificación mayor que el de la pieza. Hay un factor crítico del tiempo de solidificación que hay que considerar para que no se pierda calor, durante el proceso de solidificación, relacionado con el concepto de módulo geométrico.

La cantidad de calor extraído se minimiza cuando para un volumen dado de metal líquido, se presenta la menor área de transferencia hacia el molde lo cual es una función de la geometría de la pieza. Una esfera presenta la máxima proporción de la relación volumen/área (V/A , el modulo geométrico) para un volumen dado y por lo tanto resulta en una velocidad lenta de enfriamiento según la ley de Chvorinov. Sin embargo, los alimentadores esféricos presentan dificultades de moldeo. Un cilindro con una altura H , igual a su diámetro D , es la geometría de típica recomendada para alimentadores, son simples y fácilmente moldeables y dan una alta razón de volumen/área. Para reducir las pérdidas de calor en los alimentadores, se usan camisas aislantes o exotérmicas. Sin considerar la forma, el alimentador debe ser lo bastante grande para proporcionar el suficiente metal líquido a la pieza eliminando la contracción en la pieza.

En la Fig. 1.6 se muestran los dos tipos de alimentadores más comunes: alimentador superior y alimentador lateral. La semiesfera abajo del alimentador lateral, previene de un enfriamiento prematuro a la unión pieza-alimentador, y también para atacar la pieza a través del alimentador lateral para una máxima eficiencia.

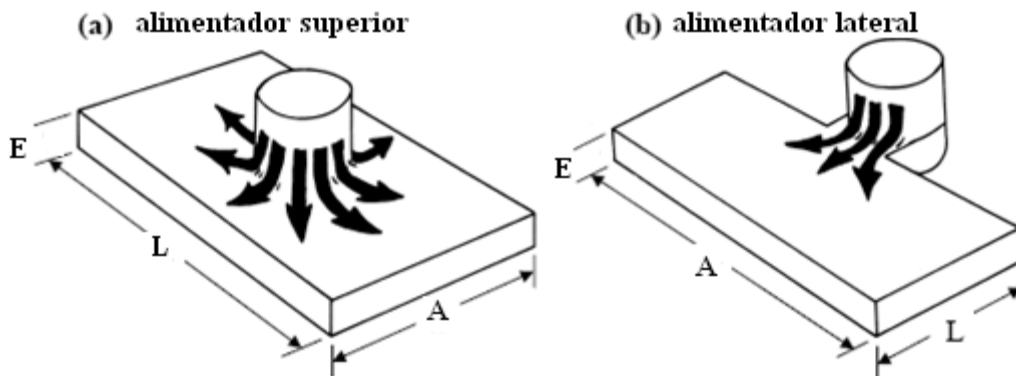


Fig. 1.6 Dimensiones de una pieza alimentadas por distintos tipos de alimentación.

La distancia de alimentación (DA) es la distancia máxima a la cual un alimentador puede suministrar metal líquido a la pieza, y que ésta se mantenga libre de porosidad interior.

A partir de la distancia de alimentación se determinan el número de alimentadores necesarios. La distancia de alimentación es siempre medida desde la orilla del alimentador hasta el punto más lejano de la pieza para ser alimentada.

1.3.3 Características esenciales del sistema de colada.

1.3.3.1 Sistema 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 con una o más piezas de un molde, garantizando, junto con el sistema de alimentación que estas sean obtenidas con las características requeridas al menor costo.

En la mayor parte de los casos se utiliza un sistema de colada que distribuye el metal líquido proveniente de la olla de vaciado hacia las zonas seleccionadas para que el metal ingrese dentro de la impresión de la pieza. Típicamente, el metal es vaciado en una copa de colada para minimizar la turbulencia del chorro proveniente de la olla de vaciado, y de ahí el metal líquido ingresa a una cavidad vertical con forma cónica, llamado bajada que desciende a un nivel requerido, generalmente la línea de partición del molde. En la base de la bajada se encuentra un componente auxiliar, llamado colchón, del cual se derivan ductos de sección transversal prismática denominados corredores, éstos conducen al metal líquido hacia los ataques, hasta que entra el metal líquido a la impresión de la pieza. La entrada del metal líquido puede ser directamente a la pieza ó bien a uno o más alimentadores. En adición al sistema de colada, a menudo se incorporan dispositivos para la separación de inclusiones no metálicas, llamadas trampas de escoria.

La tendencia a que se erosione el molde durante la colada es debido a la presencia de un flujo turbulento. En un flujo turbulento, aunque la masa de un líquido puede tener una dirección resultante, hay variaciones en la dirección y velocidad que alcanza valores críticos para la combinación particular de las propiedades del metal y las dimensiones del molde.

El balance de las condiciones que determinan el tipo de flujo está representado por el número de Reynolds (Re).

$$\text{Re} = \frac{vd}{\nu} \quad (8)$$

Donde v = velocidad de flujo
 d = dimensión lineal del conducto del molde
 ν = viscosidad cinemática del líquido

Un flujo turbulento está asociado con altos valores de Re y por lo tanto con alta velocidad, canales largos de flujo y baja viscosidad cinemática. El flujo turbulento ocurrirá a valores bajos si el flujo laminar es interrumpido por cambios repentinos en las dimensiones y dirección de los conductos de corriente de metal líquido. Bajo estas condiciones, dadas las dimensiones mínimas de paso y velocidad de flujo necesarios para evitar la solidificación prematura, el flujo siempre es turbulento; de donde una función primaria del sistema es de minimizar esta turbulencia haciendo que el metal líquido fluya más fácilmente y utilizando razones más bajas de flujo compatible con un llenado lo menos turbulento posible.

1.3.3.2 Dimensionamiento del sistema de colada.

El diseño de un sistema de colada consiste en establecer la geometría de sus componentes así como las dimensiones de éstos, de modo tal que se introduzca la cantidad requerida de metal líquido en un tiempo preestablecido, persiguiendo los siguientes objetivos [8, 9, 10, 11]:

- 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.
- Se debe evitar el atrapamiento 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, por medio de la introducción de diversos componentes, junto con una técnica adecuada de desescorificación.

- Optimizar el rendimiento de metal en la relación pieza/sistema de colada, tratando de diseñar con la menor longitud posible a los componentes del sistema, garantizando la sanidad de la pieza.
- Optimizar los costos de remoción y acabado final de la pieza.

El diseño de sistemas de colada se ha basado en dos leyes de la dinámica de fluidos. La primera de estas dos leyes es la Ecuación de Continuidad, que indica que el flujo volumínico es constante en todo el sistema y es expresado por:

$$\dot{Q} = A_1 v_1 = A_2 v_2 \quad (9)$$

Donde \dot{Q} = flujo volumínico.
 A = área transversal al paso de flujo.
 v = velocidad lineal de flujo.

Los subíndices inferiores 1 y 2 en las variables significan entrada y salida (del sistema) respectivamente.

La velocidad lineal esta relacionada con otros factores en el teorema de Bernoulli, que indica que la energía total por unidad de peso del fluido en todo el sistema es constante y tiene tres contribuciones principales: Energía cinética, energía potencial y energía de presión:

$$\frac{v_1^2}{2g} + h_1 + \frac{P_1}{\rho} = \frac{v_2^2}{2g} + h_2 + \frac{P_2}{\rho} + \phi \quad (10)$$

Donde v = velocidad lineal de flujo.
 h = altura desde un plano.
 P = presión.
 ρ = densidad.

La letra griega ϕ en la ecuación, representa las energías potencial y cinética, los cálculos hechos por estas dos leyes están sujetos a correcciones debidas a la fricción molde-metal líquido, cambios súbitos en las secciones transversales y a cambios dirección en canales y uniones. Las correcciones se hicieron aplicando coeficientes de pérdida [12]. Estos principios pueden ser usados para calcular las velocidades de flujo en un sistema individual. El comportamiento del metal en la bajada, por ejemplo, puede ser deducido considerando que la velocidad lineal llegue a ser a la caída de metal en un punto de reposo sin fricción aparente. En este caso, bajo presión atmosférica, la energía potencial puede ser directamente proporcional a la energía cinética en cualquier punto de la bajada. En consecuencia con esto, la ecuación de Bernoulli llega a ser [7]:

$$h = \frac{v^2}{2g} \quad (11)$$

Despejando v , tenemos que $v = \sqrt{2gh}$. (12)

Entonces la velocidad es simplemente la relación de caída desde el punto inicial de reposo. Siguiendo la ecuación de continuidad y sustituyendo la relación (8), se deriva la siguiente relación, que nos da las dimensiones de la bajada:

$$\frac{A_2}{A_1} = \left(\frac{h_1}{h_2} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (13)$$

Donde A_1 y A_2 representan las áreas transversales, h_1 y h_2 las profundidades del metal; h_1 es la altura en la entrada de la bajada y h_2 es la altura al final de la bajada (sección de estrangulamiento). Las características más importantes de un sistema de colada individual son la forma y las dimensiones de los canales, que determinan la rapidez y el tipo de flujo y la posición a la cual el metal entra al molde en relación al diseño de colada.

Y su finalidad básica es introducir un volumen de metal V , este volumen está asociado al conjunto alimentadores-pieza, en un cierto tiempo de llenado t , es decir, define el gasto volumétrico promedio, \dot{Q}_{prom} .

$$\dot{Q}_{prom} = V/t \quad (14)$$

Si $\dot{Q} = V/t$, sabiendo que $V = \text{área} * \text{distancia}$; podemos escribir a \dot{Q} como: $\dot{Q} = \text{área} * \text{distancia} / \text{tiempo}$. Ahora introduciendo la velocidad = distancia / tiempo; en consecuencia tenemos que $\dot{Q} = \text{área} * \text{velocidad}$, donde el término de velocidad está en función de la altura (ya que se está refiriéndose a la bajada) y de la aceleración gravitacional, entonces el flujo volumétrico $\dot{Q} = A_c * \sqrt{2gh}$ para un sistema ideal, donde $A_c = \text{área de la sección de estrangulamiento}$. Igual podemos hacer una relación para \dot{Q} que incluya el peso del metal y su densidad dando la siguiente expresión: $\dot{Q} = m * t / \rho$; donde $m = \text{masa del metal}$, $t = \text{tiempo de llenado}$ y $\rho = \text{densidad del metal}$.

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

$$\dot{Q} = A_c f_r Fl \sqrt{2gh} \quad (15)$$

Sustituyendo (14) en (15) y despejando A_c se obtiene la ecuación que define el *área de estrangulamiento* A_c

$$A_c = \frac{V}{t f_r Fl \sqrt{2gH}} \quad (16)$$

La ubicación del área de estrangulamiento se localiza en la parte inferior de la bajada o en el corredor, lo más cercano posible a la unión corredor-bajada con el fin de permitir un vaciado fácilmente controlable desde el inicio del llenado del molde.

Las características dimensionales de los sistemas de colada pueden ser generalmente expresados en términos de *relación de colada* como:

$a : b : c$

Donde a = área transversal de la bajada

b = total de áreas transversales de corredores

c = total de áreas transversales de ataques

La relación de colada enfatiza una importante característica en algunos sistemas, es decir, el total de secciones transversales disminuyen hacia la pieza, haciendo que la presión aumente en el sistema (alta relación de área o sistemas presurizados) o en donde las área de los canales van aumentando hacia la pieza (baja relación de área o sistemas no presurizados).

En sistemas presurizados, aunque la rapidez y la distribución de flujo son más predecibles, el metal tiende a entrar en la pieza a alta velocidad, produciendo un efecto de jet, en vista de que en sistemas no presurizados el flujo es irregular y el aire predomina. Un sistema ideal para todos los propósitos pudiera ser uno en el que las presiones son apenas suficientes para mantener todos los canales llenos y evitar la mezcla de aire antes de que se establezca el flujo.

La relación de colada más adecuada para cada aleación se elige en base a dos criterios [13]:

1. Sensibilidad de la aleación
2. Reparto equilibrado de flujo.

La sensibilidad se refiere a la facilidad que presenta una aleación (o fundición) en estado líquido para reaccionar con el aire para formar óxidos. De esto se pueden distinguir dos clases de aleaciones: 1) aquellas que contienen proporciones considerables de aluminio, magnesio, cromo, las cuales forman fácilmente capas de óxido en el momento de vaciado y, 2) las aleaciones que pueden considerarse como poco sensibles, como gran parte de las aleaciones ferrosas y de cobre.

La sensibilidad se toma 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 el llenado de cascada. Para establecer el modo de llenado deberá de considerarse también las restricciones impuestas por el moldeo y corazones.

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 se controlen 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, un funcionamiento adecuado en cuanto al reparto del metal líquido introducido a la pieza son las siguientes:

Relaciones a : b : c

Sistemas de colada no presurizados:

1 : 2 : 3

1 : 2 : 4

1 : 2 : 2.5

Sistemas de colada presurizados:

1 : 0.9 : 0.8

1.2 : 1.1 : 1

Sistemas neutros:

1 : 2 : 1

1.4 Aplicación de la técnica de alimentación PCR (Pressure Control Riser) o de Alimentación por Control de Presión.

La alimentación por control de presión es un método de alimentación aplicada comúnmente usada en fundiciones de hierro dúctil moldeado en arena en verde y esta pensado para controlar la presión de expansión durante la solidificación del hierro dúctil de tal forma que el hierro líquido esté siempre bajo una presión positiva en relación a la presión atmosférica pero nunca a presiones más altas que puedan deformar plásticamente al molde de arena en verde. Un sistema PCR involucra tanto al dimensionamiento y ubicación de alimentadores ciegos con sus cuellos en las partes de la pieza que así lo requieran, como un adecuado diseño del sistema de colada, que permita un adecuado funcionamiento del conjunto alimentadores-pieza.

El sistema PCR incluye un sistema de colada que esta diseñado para que asegure la solidificación de los ataques lo más pronto posible después del llenado del molde así como la presencia de uno o varios alimentadores superiores ciegos, dependiendo del diseño de la pieza.



Fig. 1.7 Esquema representativo de una fundición aplicando el método de alimentación PCR.

Inicialmente, ver Fig. 1.7 [15, 16], después de que los ataques del sistema de colada han solidificado el sistema alimentador-pieza se encuentra lleno de metal líquido y continua su enfriamiento presentándose la contracción líquida.

Durante la contracción líquida del conjunto pieza-alimentador, el metal líquido fluye del alimentador a la pieza bajo el efecto de la gravedad alimentando con esto dicha contracción. Esto crea un vacío en el alimentador. Conforme el líquido dentro de la cavidad de la pieza empieza a expandirse debido a la formación de los esferoides de grafito durante el segundo periodo del ciclo de enfriamiento, la presión aumenta en el líquido presente en la pieza y esta presión empuja el líquido desde la pieza y lo regresa al alimentador que es rellenado por completo y el líquido remanente en el sistema pieza/alimentador experimenta un aumento moderado de presión que continúa hacia el fin de la segunda etapa de enfriamiento. Una contracción secundaria no podrá ser formada si la presión positiva proporcionada en el hierro líquido es más grande que la disminución de presión resultante de la contracción de volumen del último líquido que solidifica en el tercer periodo de enfriamiento

De lo anterior puede verse que el sistema PCR consiste de un sistema de colada, alimentadores ciegos localizados en la parte superior de la caja de moldeo (cope) y conexiones alimentador-pieza, llamados cuellos. Los ataques conectados al alimentador deben de solidificar lo más pronto posible al final del vaciado para asegurar una buena acción del sistema. El alimentador debe ser capaz de proporcionar suficiente metal fundido para alimentar la contracción líquida de la pieza y el papel del cuello es de vital importancia, porque debe ser capaz de permitir el flujo de líquido impulsado por la presión de expansión de la pieza hacia el alimentador, con el fin de evitar la deformación plástica del molde y debe de cerrar en un tiempo tal que la presión el líquido presente en la pieza sea lo suficientemente positiva para evitar defectos asociados con la etapa final de contracción.

Los defectos de contracción en el hierro dúctil pueden tomar forma de hundimientos, macrorechupes, microrechupes y porosidades. Las variables asociadas con la alimentación y con el procesamiento del hierro dúctil que afectan la ocurrencia de defectos de contracción en piezas de hierro han sido mencionadas en la literatura. La temperatura de vaciado y la composición química han sido identificadas como parámetros importantes que definen la formación de la contracción en piezas de hierro dúctil (Yang, 1992).

En experimentos hechos en moldes rígidos de piezas masivas sin alimentadores se ha encontrado, como se esperaba, que las altas temperaturas de vaciado causan un incremento en la contracción. En hierro dúctil hipoeutéctico el volumen de la contracción disminuye conforme el contenido de carbono aumenta y alcanza volumen mínimo en la composición eutéctica. En hierros dúctiles hipereutécticos la contracción se incrementa a medida que el contenido de carbono aumenta.

1.4.1 Metodología empleada para el dimensionamiento de un sistema PCR.

El dimensionamiento de un sistema PCR involucra los siguientes aspectos:

- 1.-Se parte del análisis de la pieza requerida.
- 2.-Se establece el modulo significativo de la pieza.
- 3.-En función de la calidad metalúrgica del hierro se establece el modulo de transferencia (módulo de solidificación del alimentador) y por tanto las dimensiones del alimentador y su cuello.
- 4.-Se dimensiona el sistema de colada que proporcionara metal líquido al conjunto alimentador-pieza, empleando ataques que solidifiquen justo después del llenado del molde.

A continuación se explica en mayor detalle cada una de las etapas arriba señaladas.

1.- Para el análisis de la pieza y su ubicación en el espacio del molde hay que contemplar los siguientes aspectos:

- Que la pieza ocupe eficientemente el espacio disponible en el molde, considerando de manera integral el conjunto pieza sistema de alimentación y colada.
- Ubicar a la pieza respecto al plano de partición.
- Ubicar las secciones mas pesadas de la pieza en el drag.
- Intentar que el mayor porcentaje de la pieza quede en el drag.

- Buscar la máxima simplicidad y simetría del sistema.
- Usar alimentadores y ataques idénticos para todas las piezas en el caso de impresiones múltiples en un molde.
- Utilizar al máximo los alimentadores, por ejemplo un alimentador para dos o más piezas.

Después de considerar los conceptos anteriormente contemplados (llamada fase de análisis), el diseñador debe de hacer opciones específicas con respecto a los siguientes detalles:

- El tamaño de las cajas de moldeo: área de trabajo y alturas del cope y el drag.
- El número de impresiones de la pieza y si se colocarán en posición vertical u horizontal.
- El número y tipo de alimentadores – laterales o superiores.
- La forma del cuello del alimentador – redondo, cuadrado o rectangular.
- El tipo de sistema de colada a ser empleado (relación de colada).
- La localización de la bajada.
- El número de corredores y ataques que se emplearan.

2.- Para determinar la identidad del modulo significativo de una pieza, esta es descompuesta en componentes constitutivos los cuales pueden ser elementos, uniones o apéndices, cada uno de los cuales tiene asociado un modulo. El módulo significativo de la pieza es aquel asociado con la parte de la pieza que con su expansión es capaz de alimentar la contracción líquida del resto de la pieza hasta que el siguiente componente inicie su expansión y cumpla la misma condición.

En el caso de piezas simples, el modulo significativo es en si el modulo de la pieza y esta definido como $M_s = \text{Volumen} / \text{área efectiva de enfriamiento}$. Este parámetro permite una predicción más exacta de la rapidez de enfriamiento y solidificación que sufrirá la mayor parte de la pieza y generalmente, en el caso de piezas complejas, es el módulo que corresponde al segmento más grande de la pieza. Este módulo será usado para determinar los tamaños de alimentador y cuello.

Las formulas que permiten calcular el módulo para varias geometrías simples se muestran en la Fig. 1.8 [17].

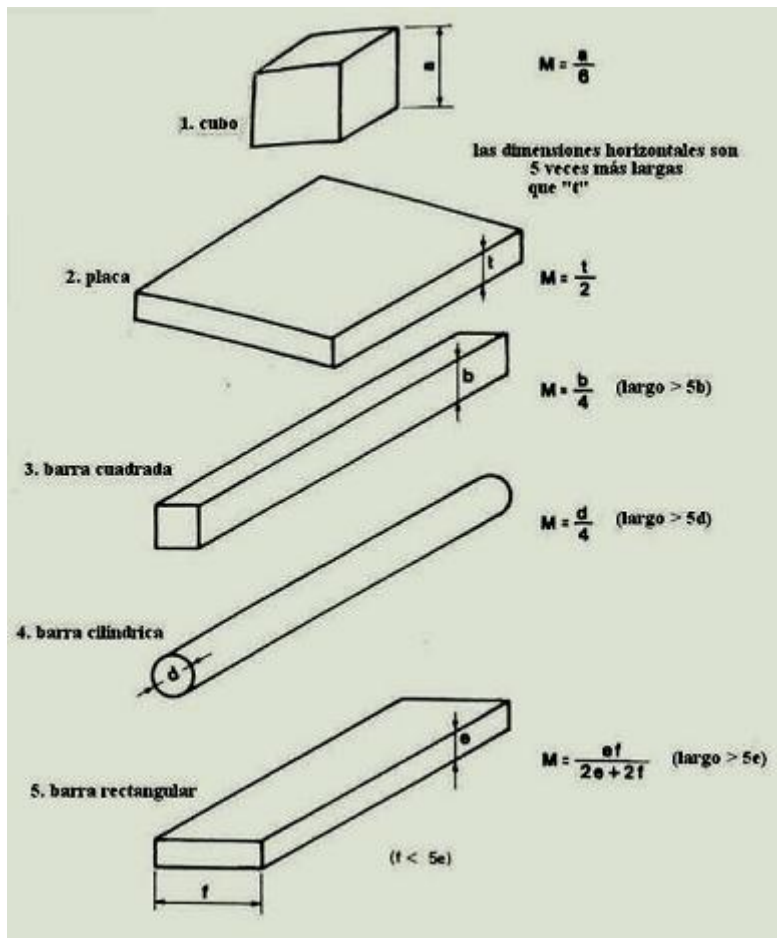


Fig. 1.8 Ecuaciones para calcular módulos para geometrías comunes.

3.- Establecer las dimensiones del cuello y alimentadores en función de la Calidad metalúrgica del Hierro [17, 18]. Aunque el diseño del alimentador está basado en el módulo, la calidad metalúrgica (o tendencia a la contracción) del hierro también afecta los tamaños de alimentador y cuello. La calidad metalúrgica depende del conocimiento de la fusión, proceso y variables de práctica en la planta. Así pues se determina tanto el modulo de transferencia y de éste los tamaños de alimentador y cuello. Bajo este concepto de calidad metalúrgica que se debe de considerar pobre para una mayor efectividad del diseño.

El contenido de nódulos por unidad de área también es una guía para evaluar la calidad metalúrgica del hierro. La cantidad de nódulos está influenciada por la velocidad de enfriamiento, que es función del modulo, y la calidad metalúrgica en función del modulo y de la densidad de nódulos puede ser referida mediante el uso de la Fig. 1.9 [19, 20].

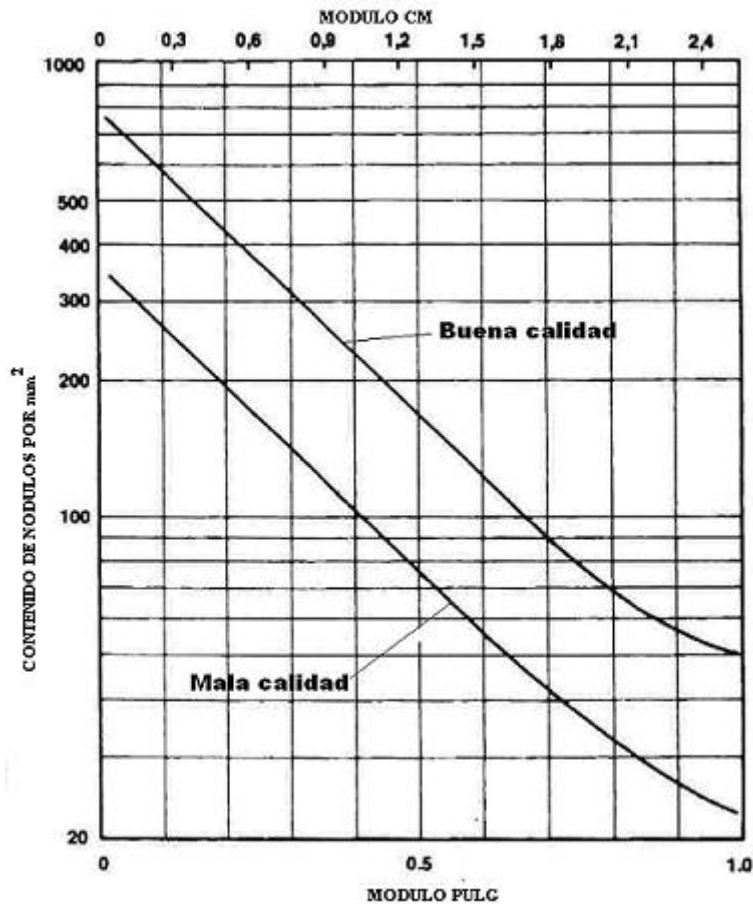


Fig. 1.9 Densidad de nódulos en función del modulo significativo y su relación con la calidad metalúrgica del hierro nodular.

- Determinación del módulo de transferencia.- El módulo de transferencia es el módulo requerido por el alimentador para garantizar que este queda apto para permanecer abierto y permitir la transferencia necesaria de líquido. La gráfica de la Fig. 1.10 [20] muestra la relación entre los módulos significativo y de transferencia con la calidad metalúrgica.

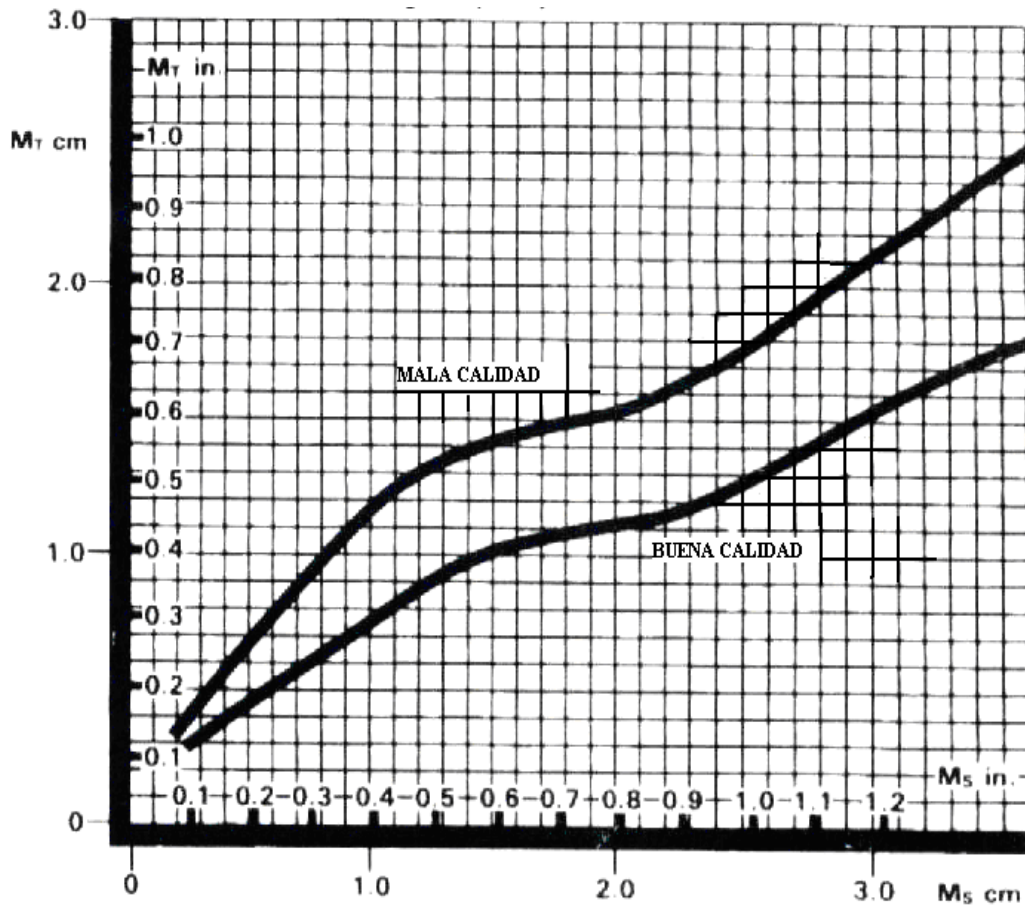


Fig. 1.10 Relación entre el módulo geométrico y el módulo de transferencia como función de la calidad metalúrgica.

- La forma del alimentador puede ser especificada como lo muestra la Fig. 1.11 [17]. Hay tres tipos estandarizados y uno no estandarizado de alimentadores.

Tipo 1. Alimentador lateral, conexión en el cope.

Tipo 2. Alimentador lateral, conexión en el drag, o conexión split entre el cope y el drag.

Tipo 3. Alimentador superior.

Tipo 4. No estandarizado.

Alimentador lateral

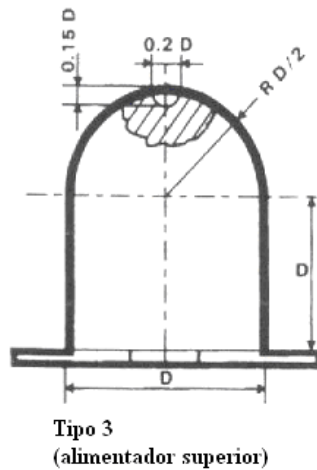
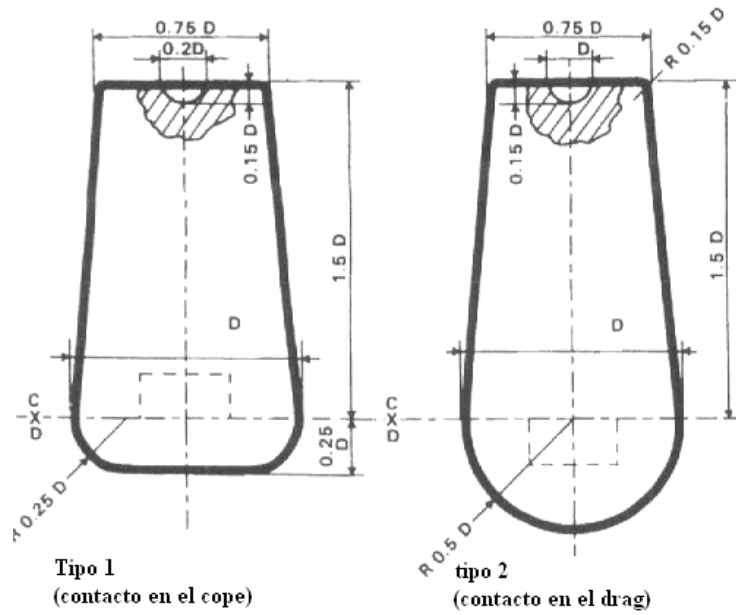


Fig. 1.11 Formas estandarizadas para alimentador.

La estandarización de los tipos de alimentadores es solamente por conveniencia, todas las dimensiones de los alimentadores son función del diámetro del alimentador.

- Dimensionamiento del Cuello.

Forma- la forma del cuello puede ser redonda, cuadrada o rectangular.

Modulo- la experiencia muestra que para la configuración mostrada en la Fig. 1.11 [21] un buen valor inicial para dimensionar el cuello es aquel donde el modulo del cuello sea el 67% del modulo de transferencia (factor multiplicador = 0.67). Conforme la distancia entre el alimentador y la pieza aumente (contacto largo), el factor multiplicador para el modulo de transferencia también debe aumentar. El valor máximo del factor es 1.0, sin embargo, este resultado podría ser útil para diferentes cuellos de gran longitud.

Dimensiones- las dimensiones del cuello son calculadas usando su modulo de solidificación y una substitución algebraica en la fórmula del modulo para geometrías simples (Fig. 1.8) [21]

- 1) El diámetro de un cuello redondo = 4 veces el módulo del cuello.
- 2) El largo de uno de los lados del cuello rectangular = 4 veces el módulo del cuello.
- 3) El espesor de un cuello rectangular = 3 veces el módulo del cuello.
- 4) El ancho de un cuello rectangular = 6 veces el módulo del cuello.

4. Dimensionamiento del sistema de colada.

Para entrar en detalle con las dimensiones de cada una de las partes que componen el sistema de colada, tendremos que definir el tiempo de colada y el área de estrangulamiento.

Tiempo de colada.

El tiempo de colada se elegirá de manera tal que se evite por una parte, la solidificación prematura de la pieza a través de garantizar que $t_v < t_{ini}$ donde t_v es el tiempo de llenado y t_{ini} es el tiempo de inicio de la solidificación de la pieza cuando esta es colada en fuente (la pieza en el cope) y si la pieza es colada en el drag, como es nuestro caso, pueden aceptarse tiempos de llenado de 2 o 3 veces t_{ini} ($t_v = 2t_{ini}$ ó $t_v = 3t_{ini}$).

Existen gráficas que permiten conocer a t_{ini} en función del tipo de aleación, el sobrecalentamiento del líquido y el módulo significativo de la pieza, como el que se muestra en el anexo 2. Estas graficas tienen una fundamentación teórica basada en la conservación de energía en el sistema. El cálculo en detalle, de este tiempo empleando un balance de energía, se muestra en el anexo 3. En nuestro caso el modulo significativo de la pieza corresponde al modulo del cubo: $M = L^2 / 6L^3 = L/6$.

El área transversal del corredor fue establecido como la misma área transversal de la sección de estrangulamiento. El área transversal de la extensión del corredor se sugiere que sea 0.25 veces la de la sección de estrangulamiento. Así mismo, se estableció que el área transversal del corredor sea una sección cuadrada. Un esquema de esta configuración se muestra en la Fig. 1.12 [17]. Con el fin de reducir la turbulencia y la aspiración asociada con el cambio brusco de dirección de la bajada al corredor se emplea un colchón con las medidas recomendadas por la AFS.

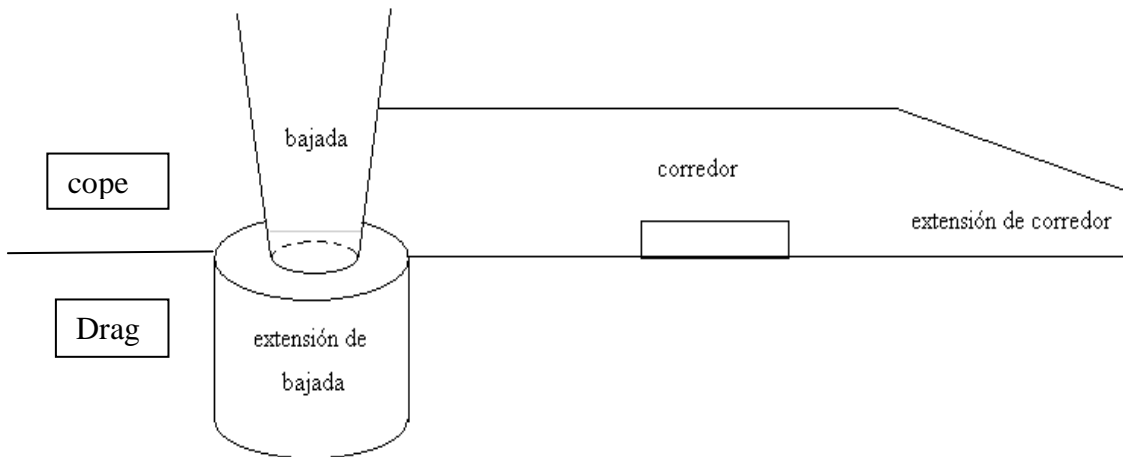


Fig. 1.12 Geometrías del corredor, ataque y zona de estrangulamiento.

- Área de estrangulamiento.

Para nuestro caso el área de estrangulamiento corresponde al área inferior de la bajada:

Calculo del área de estrangulamiento, A_c , del sistema de colada: De acuerdo con lo señalado en el capítulo anterior, la función básica del sistema de colada es la de introducir un volumen en un cierto tiempo.

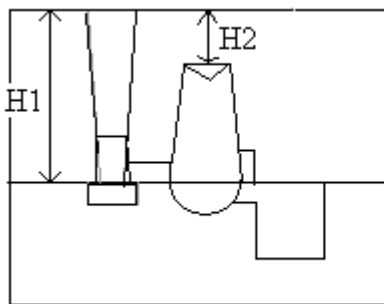
El volumen a considerar para la estimación del gasto volumétrico requerido: \dot{V}
 $= V/t$

Con un volumen requerido de V_{tot} que debe ser colado en t_{ini} segundos, se tiene un gasto volumétrico que debe ser regulado por el flujo que pasa a través del área de estrangulamiento de sección A_c , en donde el metal alcanza una velocidad v_M .

$$\dot{V} = A_c v_M \quad (17)$$

$$[m^3/s] = [m^2] [m/s]$$

Para el cálculo de v se toma en cuenta el concepto de altura metalostática efectiva, como se muestra en la Fig. 1.13.



$$v = \sqrt{2 g H}$$

H = altura metalostática efectiva

$$\sqrt{H} = \frac{\sqrt{H_1} + \sqrt{H_2}}{2}$$

Fig. 1.13 Cálculo de la altura metalostática efectiva.

Generalmente existen pérdidas de energía cinética debido a la fricción por lo que algunos autores introducen un factor correctivo B que toma en cuenta dicho efecto [ver anexo 4]. Y para un sistema de llenado en fuente, la ecuación para calcular el área de estrangulamiento A_c , es la siguiente:

$$A_c = \left(\frac{2 B \dot{V}}{\sqrt{2 g H}} \right) \quad (17)$$

De acuerdo con las recomendaciones de la literatura se ubicó el área de estrangulamiento en la parte inferior de la bajada, utilizando una sección circular de diámetro obtenido de:

$$A_c = \frac{\pi \Phi^2}{4} \rightarrow \Phi = \sqrt{\frac{4 A_c}{\pi}} \quad (18)$$

Con el propósito de evitar condiciones de aspiración se diseña la bajada con una conicidad que evite dichas condiciones. Esto se logra, de acuerdo con los procedimientos establecidos, empleando un ángulo de salida de 4.5°. En la Fig. 1.14 se muestra la sección transversal de la bajada, ubicada en el cope.

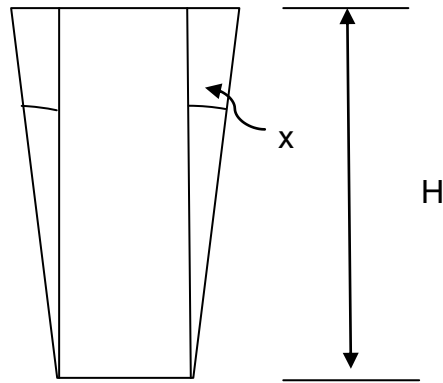


Fig. 1.14 Sección transversal de la bajada con el ángulo de salida x y altura H.

La relación tradicional de área superior de la bajada y área de la sección de estrangulamiento es de 4:3

* Diámetro de la bajada.

El área de un círculo = $\pi D^2/4$.

Despejando D (diámetro de la bajada).

$$D = \sqrt{(4 * \text{Área} / \pi)} \quad (19)$$

El corredor se ubica en el cope como se muestra en la Fig. 1.12 y se incluye una extensión del corredor, dimensionada de acuerdo con las recomendaciones de la AFS.

Las dimensiones del corredor se obtienen aplicando la relación de colada 1 : 2 : 1

$$\begin{aligned} A_c : A_{T_{corr}} \\ 1 : 2 \quad \rightarrow \quad A_{T_{corr}} = 2A_c / 1 = 2A_c, \end{aligned} \quad (20)$$

Se elige un corredor con altura igual al doble del ancho.

- Geometría del ataque.

Se recomienda emplear una geometría rectangular, con una relación espesor – ancho 1:4. El esquema se muestra en la Fig. 1.15 [17]. Hay dos razones para esta configuración:

Primera; porque se presenta un perfil bajo relativo al corredor. El hierro líquido libre de escoria pasará por los ataques, y el nivel de hierro en el corredor llegará rápido al alimentador.

Segunda; porque la solidificación de los ataques con esta configuración ocurrirá completamente después de completarse el vaciado.

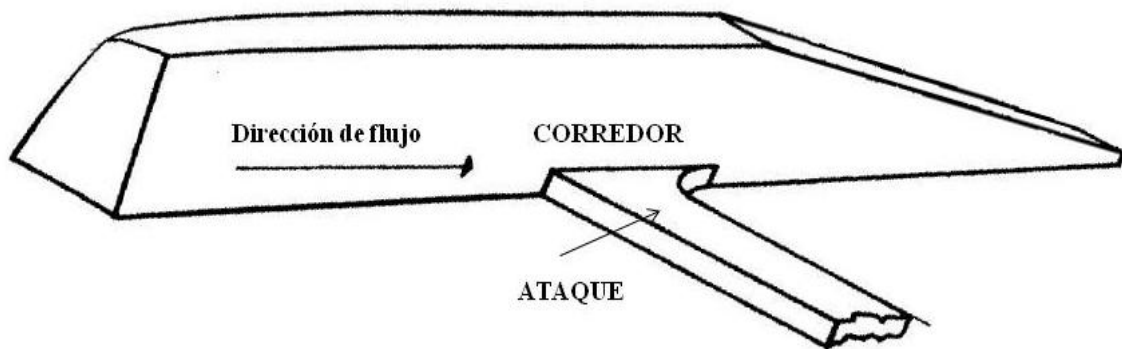


Fig. 1.15 Geometrías de ataque y corredor.

- Área de ataques.

El área transversal para sistema de colada controlado por bajada/corredor puedes ser más grande que el área de estrangulamiento.

El número de ataques sugerido es igual al número de piezas, sin embargo, el uso tiene la opción de cambiar. Además se asume que el área transversal del ataque es cuadrada.

Se recomienda que el máximo modulo de los ataques debe ser igual a 0.33 veces el modulo de transferencia. El ataque único se dimensiona con la relación de colada y observamos que $A_{ataque} = A_c$. Se dimensionó el ataque para que este presente un espesor tal que solidifique poco tiempo después de completar el llenado del molde.

CAPÍTULO 2

METODOLOGÍA

APLICADA A UN CASO ESPECÍFICO.

2.1 Diseño y dimensionamiento de los sistemas de alimentación y colada de una pieza prototipo aplicando los principios PCR.

Para facilitar la obtención de una pieza sana de hierro nodular empleando los principios del método PCR [22], primero debe diseñarse el sistema de alimentación aplicada y posteriormente diseñar el sistema de colada de modo tal que se promueva un llenado adecuado de la impresión del molde así como, que se logre que los ataques solidifiquen tan pronto como sea posible después del llenado de la impresión a fin de propiciar un adecuado funcionamiento del sistema.

A continuación se presentarán los aspectos más relevantes asociados con el diseño del sistema de alimentación y posteriormente se tocará lo concerniente al sistema de colada.

2.1.1 Diseño del sistema de alimentación.

La pieza bajo estudio se muestra esquemáticamente en la Fig. 2.1 y se puede observar que se trata de una pieza cúbica con 8 cm de lado, la cual tiene un modulo significativo de 1.33 cm. Aplicando la metodología bosquejada en el Capítulo I se realizó el diseño del alimentador y de su cuello de acuerdo con los objetivos PCR.

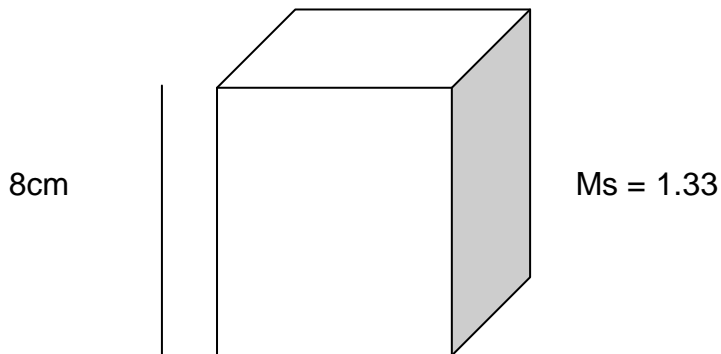


Fig. 2.1 Pieza bajo estudio.

Dimensionamiento del alimentador:

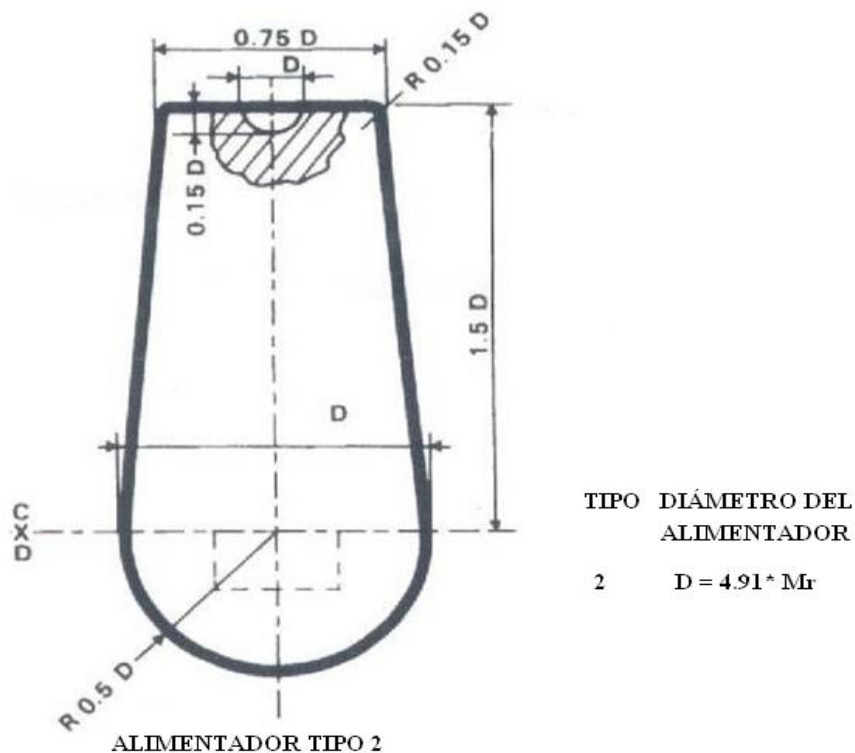


Fig. 2.2 Alimentador seleccionado para la pieza.

El alimentador debe cumplir un requisito fundamental que es garantizar la alimentación de la pieza con metal líquido hasta que esta solidifique, por lo cual, éste deberá tener un mayor tiempo de solidificación y por ende módulo mayor que el de la pieza. El número de alimentadores a utilizar es uno, en relación a las dimensiones de la caja de moldeo.

Se selecciona un alimentador lateral del tipo 2, ver Fig. 2.2, con contacto en el cope. Se calcula el módulo significativo, M_s , de la pieza, en nuestro caso, el de un cubo, $M_s = 1.33$ cm, suponiendo una mala calidad metalúrgica, usando la gráfica de la Fig. 1.9, obtenemos el dato de módulo de transferencia, M_t , $M_t = 1.38$ cm que será, también, el módulo del alimentador M_r . En la Fig. 2.2, hay una relación del diámetro en función de M_r [15], sustituimos $M_r = 1.38$ cm y así obtenemos el diámetro del alimentador, $D = 6.78 = 7$ cm. Por lo tanto las dimensiones del alimentador son como se muestra en la Fig. 2.3.

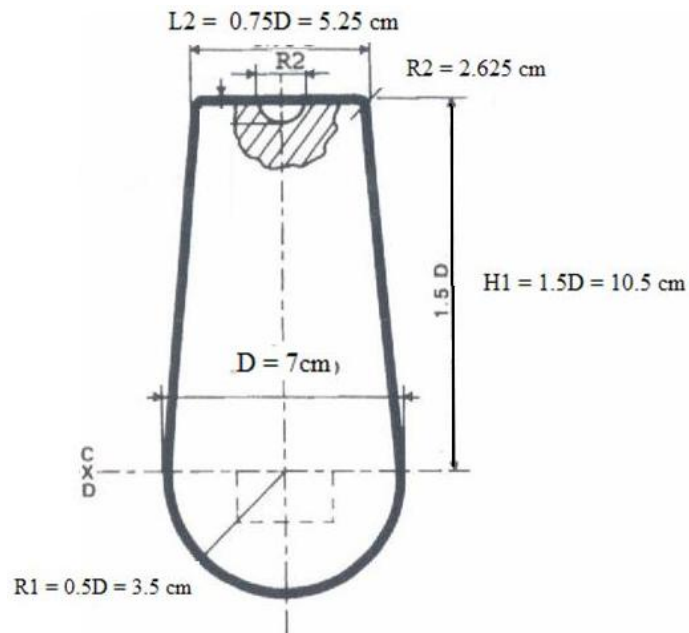


Fig. 2.3. Dimensiones del Alimentador.

Dimensionamiento del cuello.

Seleccionamos un cuello rectangular, las dimensiones del cuello son calculadas usando el módulo de contacto y una substitución algebraica en la fórmula del modulo para geometrías simples. En este caso como se tratará de un cuello rectangular, la substitución es la siguiente:

- 1) El espesor de un cuello rectangular = 3 veces el módulo del cuello.
- 2) El ancho de un cuello rectangular = 6 veces el módulo del cuello.
- 3) El modulo de contacto $M_n = 0.67M_t$.

Entonces, calculan el módulo de contacto $M_n = 0.67 (1.38 \text{ cm}) = 0.92 \text{ cm}$.

El espesor del cuello (lado corto) = $3 (0.92 \text{ cm}) = 2.76 \text{ cm} = 3 \text{ cm}$.

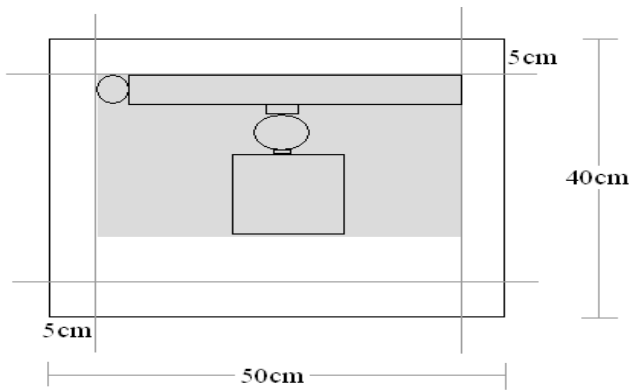
El ancho del cuello (lado largo) = $6 (0.92 \text{ cm}) = 5.52 = 5 \text{ cm}$.

2.1.2 Diseño del sistema de colada.

Se aplicó al caso de interés la metodología mencionada en el capítulo 1. A continuación se presentarán los aspectos más relevantes del dimensionamiento del sistema de colada puntualizándolos como parte de las diferentes etapas de la metodología empleada.

1.-Ubicar a la pieza provista de su sistema de alimentación en el espacio de molde.

Molde:



■ area util de trabajo

Figura a

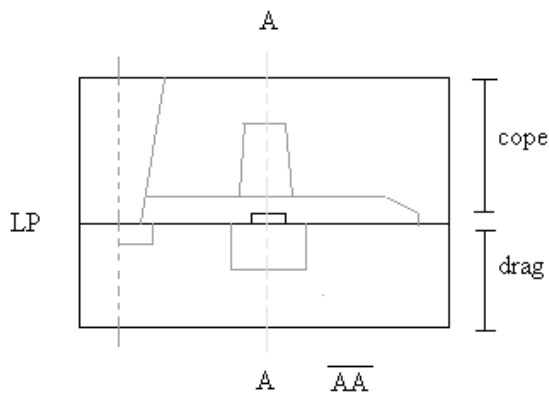


Figura b

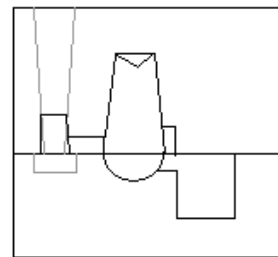


Figura c

Fig. 2.4 Ubicación de la pieza dentro del molde (gráficamente).

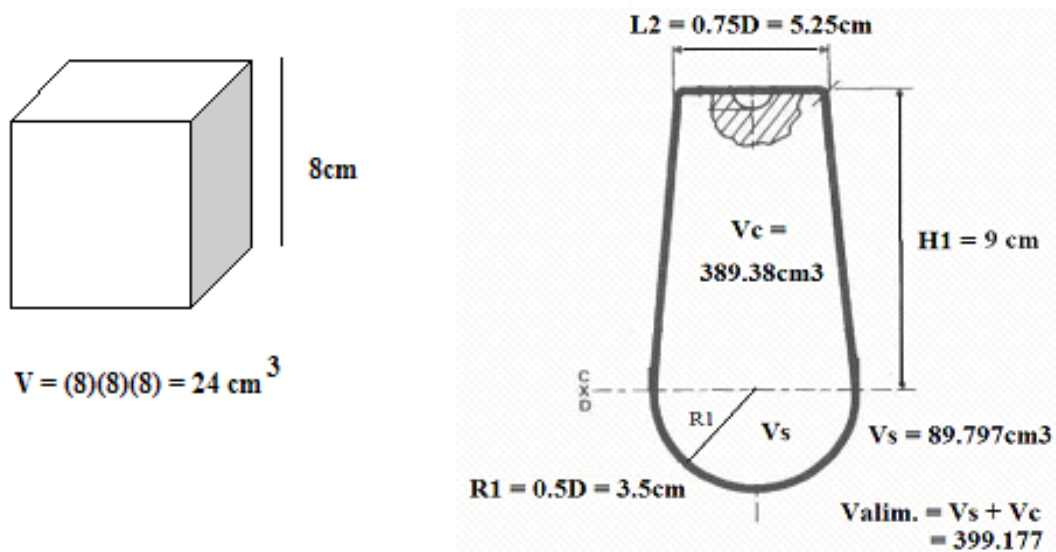
En vista de las dimensiones del molde se ubicó al sistema como se indica en la Fig. 2.4.

El sistema de colada consta de una bajada, un colchón, un corredor con extensión, un ataque conectado a un alimentador ciego y este conectado a la pieza a través de un cuello.

De acuerdo con las recomendaciones de la literatura se utilizó una relación de colada 1:2:1.

Cálculo del área de estrangulamiento, A_c , del sistema de colada: De acuerdo con lo señalado en el capítulo anterior, la función básica del sistema de colada es la de introducir un volumen en un cierto tiempo. El volumen a considerar

para la estimación del gasto volumétrico requerido, $Q = \frac{V}{t} = \frac{m^3}{s}$, es el de la pieza mas el del alimentador, (ver el cálculo como lo muestra la Fig. 2.5).



$$V_{\text{total}} = V (\text{pieza}) + V (\text{alimentador}) = 512\text{cm}^3 + 399.77\text{cm}^3 = 911.77$$

Fig. 2.5 Cálculo del volumen requerido.

Tiempo de colada.

El tiempo de colada se elige de manera tal que se evite por una parte, la solidificación prematura de la pieza a través de garantizar que $t_v < t_{ini}$ donde t_v es el tiempo de llenado y t_{ini} es el tiempo de inicio de la solidificación de la pieza cuando esta es colada en fuente (la pieza en el cope) y que si la pieza es colada en el drag, como en nuestro caso, pueden aceptarse tiempos de llenado de 2 o 3 veces t_{ini} ($t_v = 2t_{ini}$ ó $t_v = 3t_{ini}$).

Existen gráficas que permiten conocer a t_{ini} en función del tipo de aleación, el sobrecalentamiento del líquido y el módulo significativo de la pieza, como el que se muestra en la Fig. 1.12. Estas graficas tienen una fundamentación teórica basada en la conservación de energía en el sistema.

El cálculo a detalle de este tiempo empleando un balance de energía, se muestra en el [anexo 2]. En nuestro caso el modulo significativo de la pieza corresponde al modulo del cubo: $M = L^2 / 6L^3 = L/6 = 8/6 = 1.33\text{cm}$. Utilizando la Fig. 1.12 y un sobrecalentamiento de 100°C se observa que $t_{ini} = 25\text{s}$.

Por otra parte, y como se está empleando moldeo en verde, un tiempo prolongado de exposición de paredes interiores del molde a la radiación del metal provoca la ocurrencia de defectos por degradación del molde conocidos como darts, colas de rata y en general desprendimientos de las paredes en las paredes internas superiores del mismo. Está reportado que el tiempo crítico de aparición de estos defectos en moldes de arena en verde es $t_{CA} = 5$ a 10 segundos, donde t_{CA} es el tiempo crítico de aparición de defectos en el molde de arena asociados a una excesiva exposición a la radiación del metal, tiempo mucho menor a t_{ini} (25s). Por razones obvias se selecciona como tiempo de colada al más seguro o sea $t_v = 4.5\text{s}$.

Con un volumen requerido de $V_{tot} = 911.77\text{cm}^3$ los cuales deben ser colados en 10 segundos, se tiene un gasto volumétrico de referencia de: $\emptyset 911.77\text{cm}^3 / 4.5\text{s} = 203 \text{ cm}^3/\text{s}$. este gasto volumétrico debe ser regulado por el flujo que pasa a través del área de estrangulamiento de sección A_c , en donde el metal alcanza una velocidad v .

$$\emptyset = A_c v$$

Para el cálculo de v se toma en cuenta el concepto de altura metalostática efectiva, como se muestra en la Fig. 1.14.

En la pieza bajo estudio la altura metalostática es:

$$H1 = 12.5 \text{ cm}, H2 = 12.5 - 9 = 3.5 \text{ cm}$$

$$\sqrt{H} = (\sqrt{12.5} + \sqrt{3.5}) / 2 = 2.7; \quad H = 7.3 \text{ cm}$$

Donde la velocidad promedio del metal a la altura del plano de partición será:

$$v = \sqrt{(2 g H)} = \sqrt{(2 * 981 \text{ cm/s}^2 * 7.3 \text{ cm})} = 122 \text{ cm/s}$$

Generalmente existen pérdidas de energía cinética debido a la fricción por lo que algunos autores introducen un factor correctivo B que toma en cuenta dicho efecto [anexo 3]. Dicho factor depende de la relación de colada empleada y también de las longitudes características del sistema, las cuales son Hd, la altura de la bajada, Lo, la distancia entre la bajada y el primer ataque y Lc, la distancia entre el primer ataque y el último ataque. En nuestro caso Hd = 0.125m Lo = 0.19m y Lc = 0. Aplicando la tabla del anexo tres para una relación de colada 1:2:1, se tiene para un valor de Hd +(Lo/4) = 0.175 que el valor aproximado de B es 1.5 (B=1.5). La siguiente ecuación, donde H es la altura metalostática efectiva, que calculamos con anterioridad, permite obtener el área de estrangulamiento Ac:

$$Ac = (B \phi) / \sqrt{(2 g H)};$$

$$Ac = (1.5 * 203) / 122 = 2.5 \text{ cm}^2$$

De acuerdo con las recomendaciones de la literatura ubicamos al área de estrangulamiento en la parte inferior de la bajada, utilizando una sección circular de diámetro obtenido de:

$$Ac = \pi \phi^2 / 4 \rightarrow \phi = \sqrt{(4 Ac / \pi)} = \sqrt{(4 * 2.5 / 3.1416)} = 1.8 \text{ cm}$$

Con el propósito de evitar condiciones de aspiración se diseña la bajada con una conicidad que evite dichas condiciones. Esto se logra, de acuerdo con los procedimientos establecidos, empleando un ángulo de salida de 4.5°. En la Fig. 2.6 se muestra mediante la sección transversal de la bajada, la dimensión X que se le debe de dar a la bajada para realizar dicha conicidad.

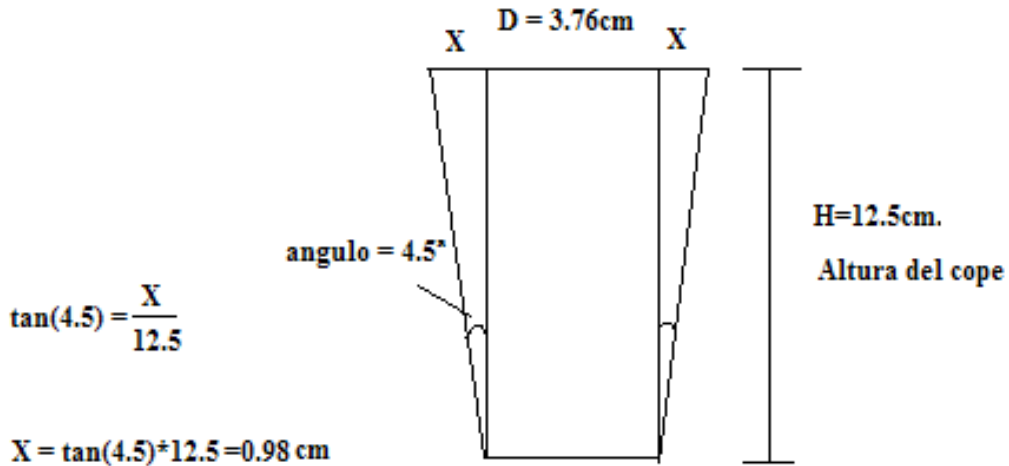


Fig. 2.6 Sección transversal de la bajada y el cálculo de la dimensión empleada para la conicidad con el ángulo de salida.

Con el fin de reducir la turbulencia y la aspiración asociada con el cambio brusco de dirección de la bajada al corredor se emplea un colchón (o extensión) con las medidas recomendadas por la AFS que la figura 1.13, muestra su ubicación. También dicha figura muestra que el corredor se coloca en el drag y se incluye una extensión del corredor, dimensionada de acuerdo con las recomendaciones de la AFS.

Las dimensiones del corredor se obtienen aplicando la relación de colada 1 : 2 : 1

Ac : $A_{T\text{corr}}$

$$1 : 2 \rightarrow A_{T\text{corr}} = 2Ac / 1 = 2Ac, \quad A_{T\text{corr}} = 2Ac = 5\text{cm}^2$$

Se elige un corredor con altura igual al doble del ancho de donde las dimensiones a emplear son, según la Fig. 2.7:

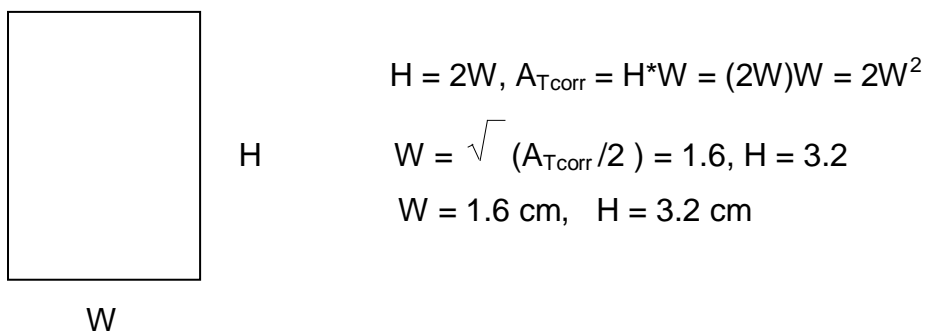


Fig. 2.7 Dimensiones del corredor.

El ataque único se dimensiona con la relación de colada y observamos que $A_{\text{ataque}} = A_c = 2.5 \text{ cm}^2$. Dimensionamos al ataque para que este presente un espesor tal que solidifique poco tiempo después de completar el llenado del molde. El ataque empleado tiene un espesor de 0.8cm un ancho de 3.2 cm y una longitud de 5 cm con el propósito de garantizar que solidifique por completo en el tiempo requerido.

CAPÍTULO 3

EXPERIMENTACIÓN

3.1 Experimentación.

Con el propósito de establecer la efectividad de la metodología propuesta en la obtención de piezas sanas de hierro nodular colado en moldes de arena, se procedió a realizar la verificación experimental de lo mencionado en el capítulo anterior. En este capítulo se describirán los aspectos más relevantes asociados con dicha verificación.

3.2 Procedimiento Experimental.

Con el fin de corroborar por triplicado la efectividad de la metodología propuesta se realizaron tres experimentos por separado en donde fueron empleados hierros dúctiles líquidos de composiciones muy cercanas al eutéctico (C.E.=4.3). Los hierros líquidos utilizados fueron producidos empleando como materias primas chatarra de hierro y de acero, ferroaleaciones, inoculante (polvo de Ferrosilicio al 75%) y agente nodulizante con 6% de Mg. La nodularización fue obtenida empleando el método sándwich. La composición química del baño metálico fue controlada usando espectrometría de emisión y balances de carga. La composición química fue ajustada adicionando grafito y ferrosilicio para obtener el carbono equivalente requerido.

Los moldes de arena fueron producidos empleando la placa modelo construida para tal efecto, mediante moldeo convencional usando arena en verde. La arena de moldeo fue preparada utilizando arena sílica 40-45 AFS bentonitas sódica y cálcica y agua. Cantidades predeterminadas de estas materias primas fueron mezcladas en un molino tipo chileno hasta obtener una arena de moldeo de naturaleza homogénea y apta para la elaboración del molde.

Se elaboraron los moldes empleando pisonetas neumáticas para realizar la compactación obteniendo en todos los moldes una dureza superficial, medida en el plano de partición de no menos de 85 en la escala Dietert.

Se procedieron al llenado de estos moldes empleando temperaturas de colada entre 1380 °C y los 1300 °C las cuales fueron medidas empleando termopares desechables de inmersión tipo R.

Se dejaron enfriar los moldes hasta temperatura ambiente y se desmoldearon para obtener el conjunto sistema de colada y alimentación-pieza metálicos.

Se realizó el corte transversal de las piezas con el fin de explorar la presencia o ausencia de defectos internos por contracción. Se realizó la preparación metalográfica de las muestras experimentales para verificar su calidad metalúrgica mediante su caracterización de acuerdo con la norma ASTM A247-67.

3.3 Construcción de la placa modelo.

Después de ubicar gráficamente tanto la pieza como los elementos que componen el sistema de alimentación y colada: alimentador, cuello del alimentador, bajada, corredor y ataque en el área de trabajo del molde, y de dimensionar todas estas partes en el capítulo anterior, se procedió a fabricar, en madera, cada uno de estos elementos, así como dimensionarlos en el espacio de la placa “real” de madera. La Fig. 3.1, muestra el trabajo terminal que explica este primer apartado de este capítulo.

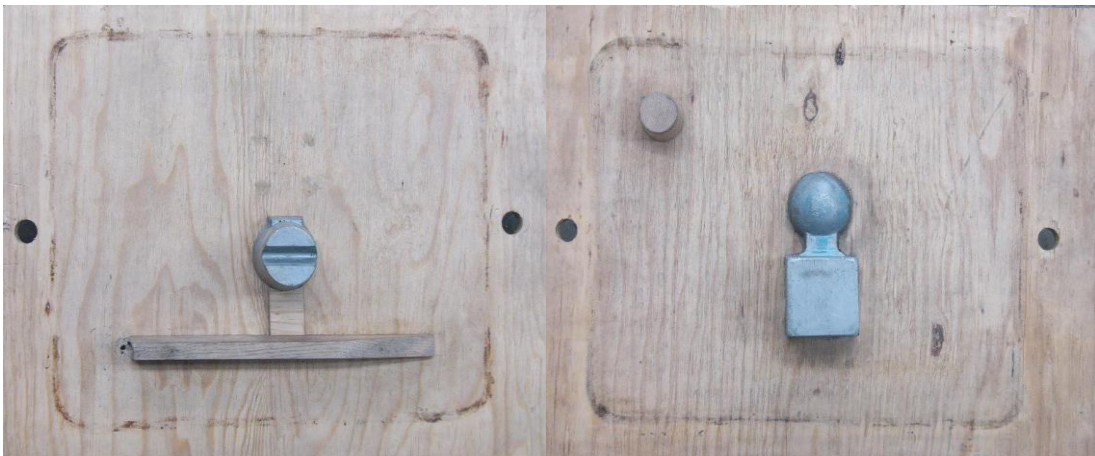


Fig. 3.1 Fotografía de la placa modelo, ambos lados.

3.4 Elaboración del molde.

Con el propósito de obtener el molde de arena con la pieza a requerir impresa en él, se empleó la metodología convencional de fabricación de moldes de arena en verde. Las variables principales de moldeo a considerar, y que en el método PCR están contempladas, son la humedad relativa de la arena a moldear, el contenido de bentonita y la dureza del molde. Estas variables deben ubicarse en los siguientes rangos de referencia: deben tener una humedad entre el 3 y 3.5% máximo, con una dureza de 85 unidades Dietert.

Usando arena de moldeo en verde, arena sílica 40-45 AFS, con una composición en porcentaje en peso de: 4% carbón marino, 2% harina de madera, mogul 2% (dextrina), 12% bentonita (40% cálcica, 60% sódica) y los instrumentos necesarios para la elaboración del molde como son: caja de moldeo de 40 x 50cm, placa modelo, pisoneta, prensas, martillo de hule, principalmente; se produjo un molde lo suficientemente rígido para soportar la expansión durante el enfriamiento y solidificación que sufrió la piezas de hierro dúctil bajo estudio. La Fig. 3.2 muestra que la elaboración del molde se lleva manualmente.



Fig. 3.2 Fotografía de la elaboración del molde en laboratorio

3.5 Fabricación del hierro nodular eutéctico.

La fabricación del hierro nodular eutéctico se realizó en un horno de inducción de 75 KW, utilizando chatarras de hierro y acero de composición previamente conocida mediante un espectrómetro de emisión óptica. La forma esferoidal del grafito que caracteriza al hierro dúctil es producida usualmente con un contenido de magnesio de aproximadamente de 0.04 a 0.06 %. El magnesio es un elemento altamente reactivo a la temperatura del hierro fundido, combinándose fácilmente con oxígeno y azufre. Para economizar magnesio y por la limpieza del metal, el contenido de azufre del hierro a ser tratado debe ser bajo (preferiblemente $< 0.02\%$), esto se hará por fundición de cargas basadas en chatarra de acero a hierro en lingotes de calidad especial para la producción del hierro dúctil, junto con chatarra de hierro dúctil.

Con la metodología de la técnica de fusión podemos fabricar una aleación en la que se trata de evitar la oxidación de los elementos de los que se compone la aleación en este caso es un hierro nodular y optimizar también los tiempos de fabricación, la técnica de fusión se describe a continuación.

- 1.- Se introduce al horno de inducción la cantidad de chatarra de hierro según el balance de carga, hasta fundirse.
- 2.- Se adiciona la cantidad requerida de recarburante.
- 3.- Inmediatamente se adiciona la chatarra de acero para evitar que el recarburante se oxide debido al contacto con la atmósfera oxidante y tanto el recarburante como el acero se disuelvan.
- 4.- Se retira la escoria formada durante la fusión.
- 5.- Retirada la escoria se realiza la adición de los otros elementos como Silicio (Si), Manganeso (Mn), según el balance de carga.
- 6.- Una vez adicionado los elementos restantes y al paso de un tiempo adecuado de disolución de la ferroaleaciones (Si y Mn) se toma una muestra preliminar para ser analizada en un espectrómetro de emisión óptica, si la composición química está fuera del rango requerido, se ajusta mediante la adición del elemento faltante y se toma nuevamente otra muestra para análisis químico hasta obtener la composición deseada.
- 7.- Para la nodularización se utiliza la técnica del sándwich, se coloca el contenido adecuado de Mg (Ferromagnesio) tal como lo indica la figura 3.3

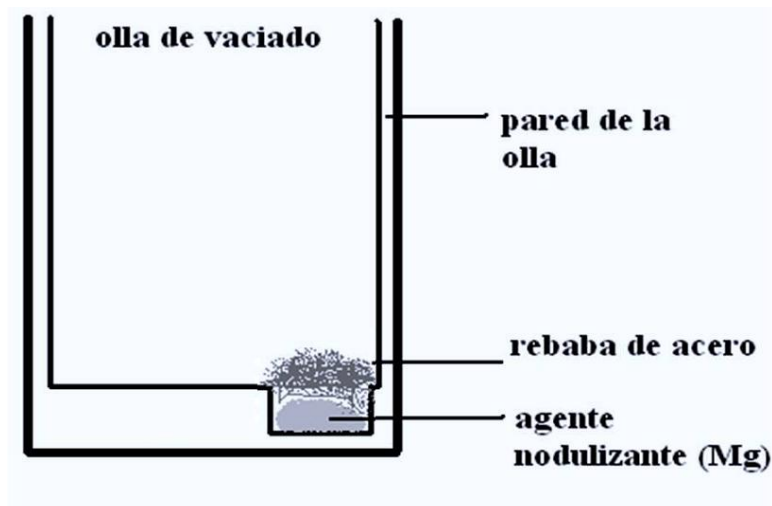


Fig. 3.3 Método del sándwich para la Nodularización.

8.- La temperatura de vaciado del horno de inducción a la olla de tratamiento con Fe-46%Si-5.3%Mg fue de 1480 °C.

9.- Tratado el hierro con la ferroaleación de magnesio se retira la escoria para tomar la muestra de composición química final.

9.- Se registra la temperatura del hierro nodular con un pirómetro de inmersión con bulbo de termopar tipo "R" para saber la temperatura establecida de vaciado del metal líquido.

10.- El metal es vaciado a los moldes a la temperatura establecida en el diseño de experimentos y bajo las condiciones del nivel alto o bajo de inoculación.

3.6 Desmoldeo.

Con la intención de seguir con la verificación del experimento y de observar los resultados finales, la pieza fue desmoldeada, y posteriormente fue cortada en secciones transversales (Fig. 3.4), tales secciones que muestren en lo más posible las zonas donde pudiera ocurrir la contracción y/o tener defectos superficiales y en el mejor de los casos (que en un principio fue lo esperado), libre de estos defectos.



Fig. 3.4 Corte transversal del conjunto pieza-alimentador y sistema de colada.

CAPÍTULO 4

RESULTADOS, DISCUSIÓN Y CONCLUSIONES

Resultados y discusión

Con el propósito de establecer la efectividad de la metodología empleada en este trabajo para aplicar al método PCR a una pieza específica de hierro dúctil se procedió a realizar la experimentación descrita en el capítulo anterior. En vista de que se requería realizar la experimentación por triplicado se realizaron tres experimentos por separado en donde fueron empleadas composiciones muy cercanas al eutéctico (C.E.=4.3) en los hierros dúctiles experimentales. Dichas composiciones se muestran en la Tabla 4.1.

Tabla 4.1 Composiciones de los tres hierros dúctiles fabricados.

Aleacion	%C	%Si	%Mn	%P	%S	%Mg	C.E	%Fe
1	3.15	2.87	0.24	.01	.010	0.03	4.11	bal
2	3.56	2.14	0.24	.02	.015	0.08	4.27	bal
3	3.69	1.9	0.27	.02	.015	0.05	4.32	bal

Los hierros líquidos utilizados fueron producidos empleando como materias primas chatarra de hierro y de acero, ferroaleaciones, inoculante (polvo de Ferrosilicio al 75%) agente nodulizante con 6% de Mg. La nodulización fue obtenida empleando el método sandwich.

Se procedió a llenar estos moldes empleando temperaturas de colada que oscilaron entre 1370 °C y 1320 °C medidas empleando termopares desechables de inmersión tipo R.

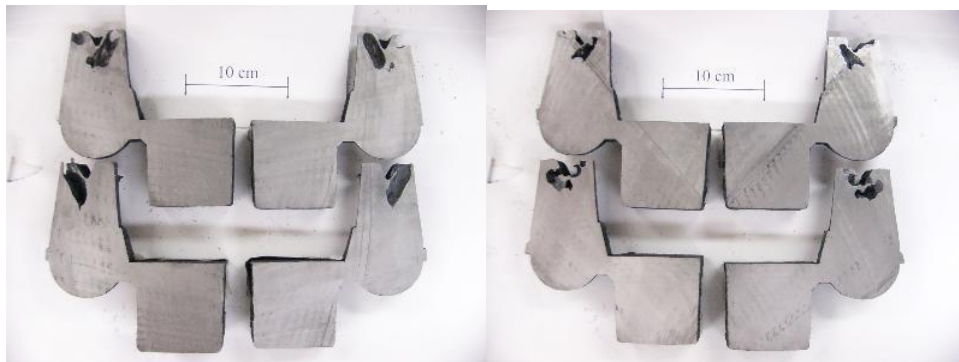
Se dejaron enfriar los moldes hasta temperatura ambiente y se desmoldearon obteniéndose piezas como la mostrada en la Fig. 4.1.



Fig. 4.1 Fotografía de la pieza obtenida con su alimentador y sistema de colada.

Cabe señalar que en los tres experimentos, una vez que se desmoldearon las piezas se observó que estas estaban aparentemente sanas, sin hundimientos superficiales o algún otro defecto visible y aparente en su exterior.

Se procedió a realizar el corte transversal de las piezas con el fin de explorar la presencia o ausencia de defectos internos por contracción. En las Figuras 4.2(a)-(c) se muestran los cortes transversales de las probetas experimentales correspondientes a los tres hierros experimentales utilizados.



(a)

(b)

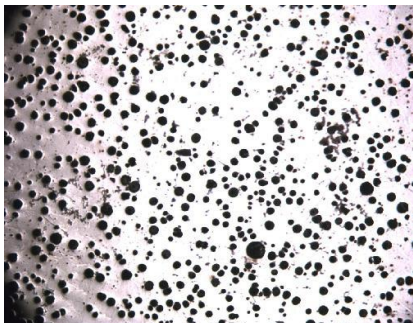


(c)

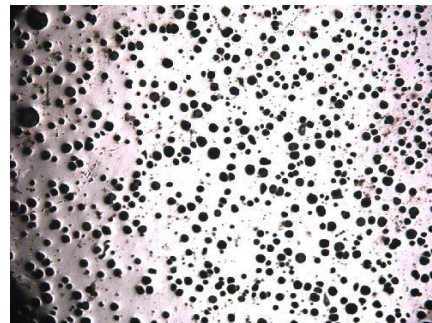
Fig. 4.2 Cortes transversales de las probetas experimentales correspondientes a:
(a) Aleación 1; (b) Aleación 2 y (c) Aleación 3.

En esta figura se puede constatar que todas las piezas experimentales fueron obtenidas libres de cualquier defecto por contracción, lo cual indica que en esta pieza y al aplicar la metodología objeto de este trabajo se cumplieron los objetivos PCR. Esto sugiere que la metodología planteada en este trabajo podría extenderse a otras piezas de geometría y tamaño diferente.

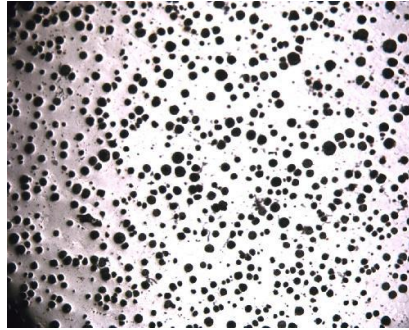
Con el propósito de corroborar que se había obtenido un hierro nodular se procedió a caracterizar la microestructura presente en las probetas experimentales. En la Fig. 4.3 se muestran tres imágenes obtenidas empleando microscopía óptica, cada una de ellas representativa de cada hierro experimental.



(a)



(b)



(c)

Fig. 4.3 Fotomicrografía 100X de las muestras asociadas con las aleaciones experimentales preparadas metalográficamente y observadas sin ataque. (a) Aleación 1; (b) Aleación 2 y (c) Aleación 3.

En la Fig. 4.3 se puede constatar que se obtuvieron en todos los casos hierros nodulares con un buen conteo de nódulos y una nodularidad adecuada. Se procedió a realizar el análisis de imágenes con el fin de determinar la densidad de nódulos y la nodularidad (esfericidad) de los mismos así como estadísticas de las distribuciones de tamaños presentes en las metalografías analizadas. La información obtenida se resume en la tabla 4.2 y tomando de referencia, para el conteo de nódulos.

La Fig. 4.4, que se eligió como representativa de los tres experimentos y que para el conteo de nódulos involucra solo un método ordinario y convencional de conteo por área de referencia.

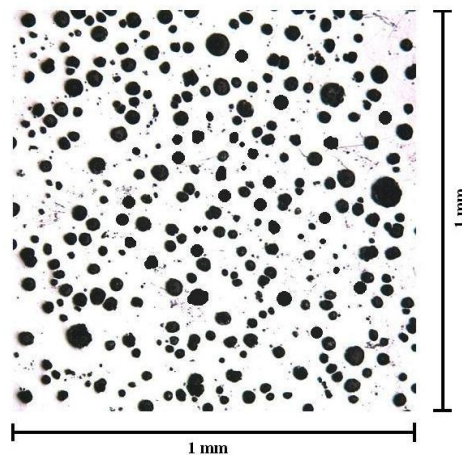


Fig. 4.4 Conteo de nódulos y nodularidad. Fotomicrografía a 100X

De acuerdo con la norma ASTM A247-67 se procedió a caracterizar la microestructura presente en las aleaciones experimentales mediante un examen visual y comparativo [23], a 100X de la metalografía de referencia obtenida en las piezas, utilizando un microscopio óptico y apoyándose en los patrones para establecer por comparación la nodularidad y el tamaño de nódulos [24], publicado en dicha norma denominada Foundry Guide for Ductile Iron. Se obtuvo así la nodularidad y el tamaño de nódulo experimentales. Las imágenes de referencia para nodularidad y tamaño mas parecidas a nuestra muestra se incluyen en las Figs. 4.5 y 4.6. Los resultados de la caracterización se muestran en la tabla 4.2

Tabla 4.2 Información obtenida del análisis para conocer la densidad de nódulos, la nodularidad y las distribuciones de tamaño.

Aleación	Densidad de nódulos Nódulos/mm ²	Nodularidad (%)	Tamaño de nódulos
1	288	100	6
2	304	100	6
3	312	100	6

En esta tabla se puede observar que se presento en todos los casos una nodularidad de 100% y un tamaño de nódulo 6, así como una densidad de nódulos promedio de 301 nódulos/mm². En vista de la nodularidad, la densidad de nódulos y el tamaño de nódulo se puede afirmar que se obtuvo un hierro dúctil de buena calidad metalúrgica.

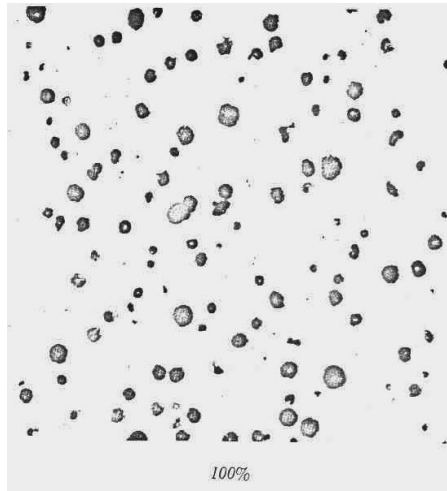


Fig. 4.5 Micrografía de referencia empleada para definir la nodularidad experimental a 100X.

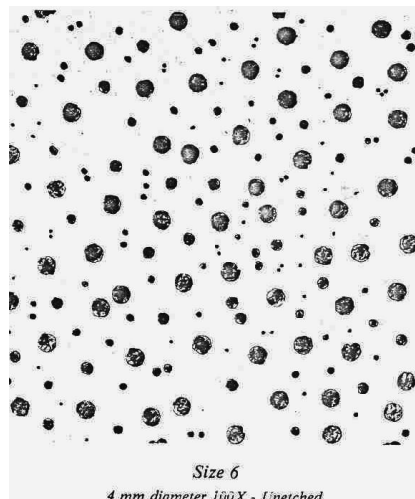


Fig. 4.6 Micrografía de referencia empleada para definir el tamaño de nódulo experimental a 100X.

Se realizó el ataque con Nital 3 con el fin de revelar a la matriz encontrándose en todos los casos una matriz perlítico ferrítica como la mostrada en la Fig. 4.7.

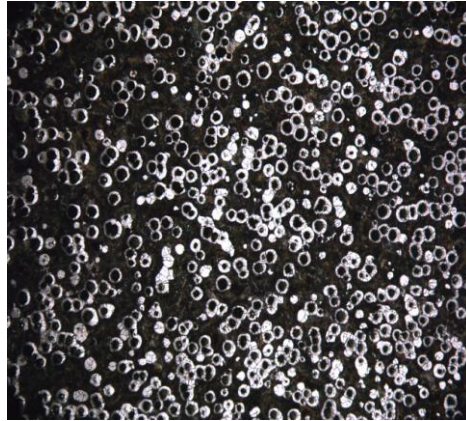


Fig. 4.7 Muestra de la matriz del hierro nodular fabricado. Fotomicrografía a 100X

Analizando esta información se confirma lo observado cualitativamente en la Fig. 4.3 lo cual corrobora la observación previa referente a que en toda la experimentación asociada con este trabajo se obtuvieron hierros dúctiles de buena calidad. Así como también una pieza sana sin defectos, en las tres experiencias.

CONCLUSIONES

Se estableció un resumen de la metodología requerida para su aplicación a casos específicos, a través de la bibliografía asociada con el método PCR

Se estableció la efectividad del sistema propuesto. Esto se realizó al aplicar la metodología a una pieza cúbica, para lo cual se diseñó, dimensionó e implementó en una placa modelo el sistema de colada y alimentación propuesto.

Todas las piezas experimentales fueron obtenidas libres de cualquier defecto por contracción, lo cual indica que en esta pieza y al aplicar la metodología objeto de este trabajo se cumplieron los objetivos PCR.

Esto sugiere que la metodología planteada en este trabajo se puede extender a otras piezas de geometría y tamaño diferentes.

En vista de la nodularidad, la densidad de nódulos y el tamaño de nódulo se puede afirmar que se obtuvo un hierro dúctil de buena calidad metalúrgica. Esto de acuerdo con los resultados obtenidos: densidad de nódulos de 300 nódulos/mm², nodularidad de 100% un tamaño de nódulo 6, (norma ASTM A247-67) y matriz perlítico ferrítica

Bibliografía

- [1] Enciclopedia Salvat, Salvat editors, Tomo 6 “hierro”, 1976.
- [2] ASM, Principles of solidification, Solidification of eutectics, Cast iron, Metals Hand Book vol. 15 Casting, pp 119-180, 1985.
- [3] Fras Edward., A Computer-aided simulation of the kinetics of solidification of the eutectic ductile cast Iron.1984, The Physical Metallurgy of Cast Iron Ed. North Holland.
191-199.
- [4] Su C.K, Ohnaka I; Yamauchi I. and Fukusako T; Computer simulation of solidification of nodular cast iron. 1984, The Physical Metallurgy of Cast Iron Ed. North Holland, pp. 181-189.
- [5] John Cambell, Castings, Butterworth Heinemann Ed., second edition 2003, pp 205-208.
- [6] M. Jeancolas, H. Devaux “Alimentation de pieces moulees en sable”. Foundrie No. 379, juin 1978.
- [7] Peter Beeley, Foundry Technology, 2nd edition, ed. Butterworth & Heinemann, Oxford, Auckland, Boston, Johannesburg, Melbourne, New Delhi, pp. 27-33.
- [8] S.I. Karsay “Ductil Iron III, QIT-FER ET TITANE Co, 1981.
- [9] M.C. Flemings “Gating premium quality castings”. AFS Transactions, 1988.
- [10] C. Jordan “Computer designed gating systems, promises and problems”. AFS Transactions, 1988.
- [11] P. V. Desai “Computer simulation of forced and natural convection during filling of castings”. AFS Transactions, 1984.
- [12] Webster, P.D. et al., Br. Foundrym, 1964.
- [13] Ariel Martínez Olive (IQM), Tesis de licenciatura “Metodología general para el cálculo de sistemas de alimentación y colada para piezas fundidas de aluminio”, UNAM, Facultad de Química, 1991.
- [14] H. Le Breton, traducido por Jesús Marcaida, Defectos de las piezas de fundición, URMO, S. A. EDICIONES, Espartero, 10-Bilbao-9, 1ª Ed. En español, 1975

- [15] G.A. Corlett & J.V. Anderson, Experiences with an applied Riserling Technique for the Production of Ductile Iron Castings. AFS Transactions, 1984
- [16] P.C. Gerhardt, Jr., Computer Applications in Gating and Riserling System Design for Ductile Iron Castings. QIT-Fer et Titane, 1984
- [17] S.I. Karsay, Ductile Iron III Gatin and Riserling, QIT-Fer et Titane, Inc., 1976
- [18] C. M. Dunks, G. Hobman, Mold Nodulization and Continuous Stream Treatment Techniques as Operated in Europe” AFS Transactions, 1974
- [19] S.I. Karsay, Ductile Iron-State of the art 1980, QIT-Fer et Titane, Inc., 1980
- [20] D. R. Askeland and S. S. Gupta, “Effect of Nodule Count and Cooling Rate on the Matrix of Nodular Cast Iron,” AFS Transactions, 1974
- [21] S. I. Karsay, personal communication, QIT-Fer et Titane, 1980
- [22] J. V. Anderson, S. I. Karsay, unpublished report, QIT-Fer et Titane, 1978
- [23] ASTM A247-67, “Standard Test Method for Evaluating the Microstructure of Graphite in Iron Castings, 1998
- [24] Foundrymen’s Guide to Ductile Iron Microesteuctures, American Foundrymen’s Society Inc., Res Plaines, 1984.

LISTA DE FIGURAS

Fig. 1.1.-Esquema de solidificación de un nódulo de grafito en el Hierro Nodular, donde se observa en negro el grafito y en claro el crecimiento del radio austenita.....	(12)
Fig. 1.2 Hierro eutéctico nodular perlítico a 1000X vaciado en molde de arena, atacado con nital 3% por 10 segundos, mostrando la capa envolvente de Ferrita (blanco) sobre el nódulo de grafito (negro).....	(12)
Fig. 1.3 Diagrama volumen vs temperatura que esquematiza los tres tipos de contracción que se dan durante el enfriamiento de una aleación contracción desde el líquido hasta la temperatura ambiente.....	(15)
Fig. 1.4 Variaciones de volumen de masa M en función de la temperatura.....	(15)
Fig. 1.5 Esquema del balance global de energía aplicado a la solidificación de piezas coladas en moldes de arena.....	(20)
Fig. 1.6 Dimensiones de una pieza alimentada por distintos tipos de alimentación.....	(25)
Fig. 1.7 Esquema representativo de una fundición aplicando el método de alimentación PCR	(33)
Fig. 1.8 Ecuaciones para calcular módulos para geometrías comunes	(37)
Fig. 1.9 Densidad de nódulos en función del modulo significativo y su relación con la calidad metalúrgica del hierro nodular.....	(38)
Fig. 1.10 Relación entre el módulo geométrico y el módulo de transferencia como función de la calidad metalúrgica.....	(39)
Fig. 1.11 Formas estandarizadas para alimentador.....	(40)
Fig. 1.12 Geometrías del corredor, ataque y zona de estrangulamiento.....	(42)
Fig. 1.13 Cálculo de la altura metalostática efectiva.....	(43)
Fig. 1.14 Sección transversal de la bajada con el ángulo de salida x.....	(44)
Fig. 1.15 Geometrías de ataque y corredor.....	(45)
Fig. 2.1. Pieza bajo estudio.....	(47)
Fig. 2.2. Alimentador seleccionado para la pieza.....	(48)
Fig. 2.3. Dimensiones del Alimentador.....	(49)
Fig. 2.4 Ubicación de la pieza dentro del molde (gráficamente).....	(50)
Fig. 2.5 Cálculo del volumen requerido.....	(51)
Fig. 2.6 Sección transversal de la bajada y el cálculo de la dimensión empleada para la conicidad con el ángulo de salida.....	(54)

Fig. 2.7 Dimensiones del corredor.....	(54)
Fig. 3.1 Fotografía de la placa modelo, ambos lados.	(58)
Fig. 3.2 Fotografía de la elaboración del molde en laboratorio.....	(59)
Fig. 3.3 Método del sándwich para la Nodularización.....	(60)
Fig. 3.4 Corte transversal del conjunto pieza-alimentador y sistema de colada.....	(61)
Fig. 4.1 Fotografía de la pieza obtenida con su alimentador y sistema de colada	(63)
Fig. 4.2 Cortes transversales de las probetas experimentales correspondientes a: (a) Aleación 1; (b) Aleación 2 y (c) Aleación 3.....	(64)
Fig. 4.3 Fotomicrografía 100X de las muestras asociadas con las aleaciones experimentales preparadas metalográficamente y observadas sin ataque. (a) Aleación 1; (b) Aleación 2 y (c) Aleación 3.....	(65)
Fig. 4.4 Conteo de nódulos y nodularidad. Fotomicrografía a 100X.....	(66)
Fig. 4.5 Micrografía de referencia empleada para definir la nodularidad experimental a 100X	(67)
Fig. 4.6 Micrografía de referencia empleada para definir el tamaño de nódulo experimental a 100X	(67)
Fig. 4.7 Muestra de la matriz del hierro nodular fabricado. Fotomicrografía a 100X	(68)

LISTA DE TABLAS

Tabla 1.1. Contracción de solidificación de algunos metales.....(14)

Tabla 4.1. Composiciones de los tres hierros dúctiles fabricados.....(63)

Tabla 4.2 Información obtenida del análisis para dar a conocer el conteo de nódulos, la modularidad y las distribuciones de tamaño.....(66)

Anexo 1

Explicando la resolución de la ecuación de calor. Para el molde se asume: flujo de calor unidireccional, estado transitorio, medio semiinfinito, propiedades termofísicas constantes.

$$\nabla K \nabla T = \rho \frac{\partial (C_p T)}{\partial t}$$

donde : $K = cte; C_p = cte$

$$K \nabla^2 T = \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t}$$

$$\nabla^2 T = \left(\frac{\rho C_p}{K} \right) \frac{\partial T}{\partial t}$$

$$\alpha = \frac{\rho C_p}{K}$$

$$\nabla^2 T = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t}$$

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t}$$

Para un flujo de calor unidireccional se obtiene: $\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} \dots\dots (i)$

Condiciones a la frontera:

C.F. 1 en $x=0$, $T=T_f$ y C.F. 2 en $x=\infty$, $T=T_o$

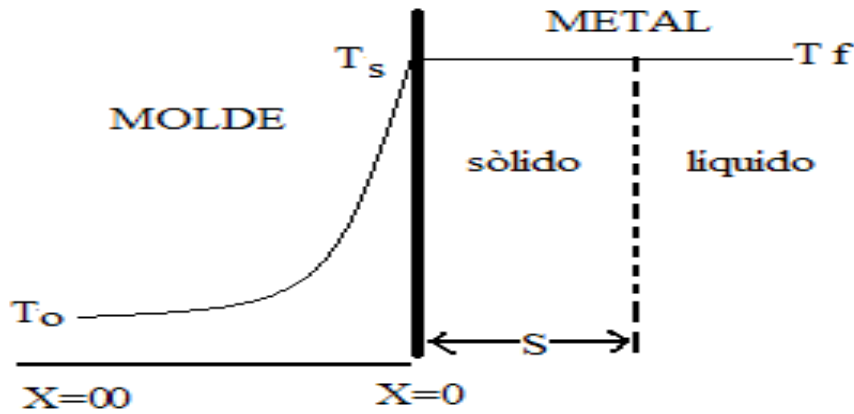
Para la solución dicha ecuación empleará la función error, la cual está dada por:

$$T = T_s + (T_o - T_f) \operatorname{erf} \left(\frac{x}{2\sqrt{\alpha t}} \right) \dots\dots\dots (ii)$$

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

$$\left(\frac{q}{A} \right)_{x=0} = -K_m \left(\frac{\partial T}{\partial x} \right)_{x=0} \dots\dots(iii)$$

La distribución de la temperatura durante la solidificación del metal en un molde de arena se muestra mediante la siguiente figura, recordando que $\alpha = K / \rho C_p$:



Y derivando (ii) con respecto a x, tenemos:

$$\left(\frac{dT}{dx}\right)_{x=0} = \sqrt{\frac{\rho C_p}{K \Pi t}} (T_f - T_o) \quad \dots\text{(iv)}$$

Donde $K / \rho C_p$ representa la habilidad del molde a absorber calor a una cierta rapidez y es llamado calor difusivo. Por lo tanto:

$$\left(\frac{q}{A}\right)_{x=0} = \sqrt{\frac{\rho C_p}{K \Pi t}} (T_f - T_o) \quad \dots\text{(v)}$$

La rapidez por unidad de área a la que el calor latente de fusión es desarrollado puede escribirse como:

$$\frac{q}{A} = -\rho s H \frac{\delta S}{\delta t} \quad \dots\text{(vi)} \quad \delta S = \text{espesor solidificado}$$

Igualando $\left(\frac{q}{A}\right)_{x=0}$ de ambas ecuaciones:

$$-\sqrt{\frac{\rho C p}{K \Pi t}} (T_f - T_o) = -\rho H \frac{\delta S}{\delta t}$$

$$\int_{S=0}^{S=S} \delta S = \left(\frac{T_f - T_o}{\rho H} \right) \sqrt{\frac{\rho C p}{K \Pi}} \int_{t=0}^{t=ts} \frac{\delta t}{\sqrt{t}}$$

$$S = 2 \left(\frac{T_f - T_o}{\rho H} \right) \sqrt{\frac{\rho C p}{K \Pi}} * \sqrt{t}$$

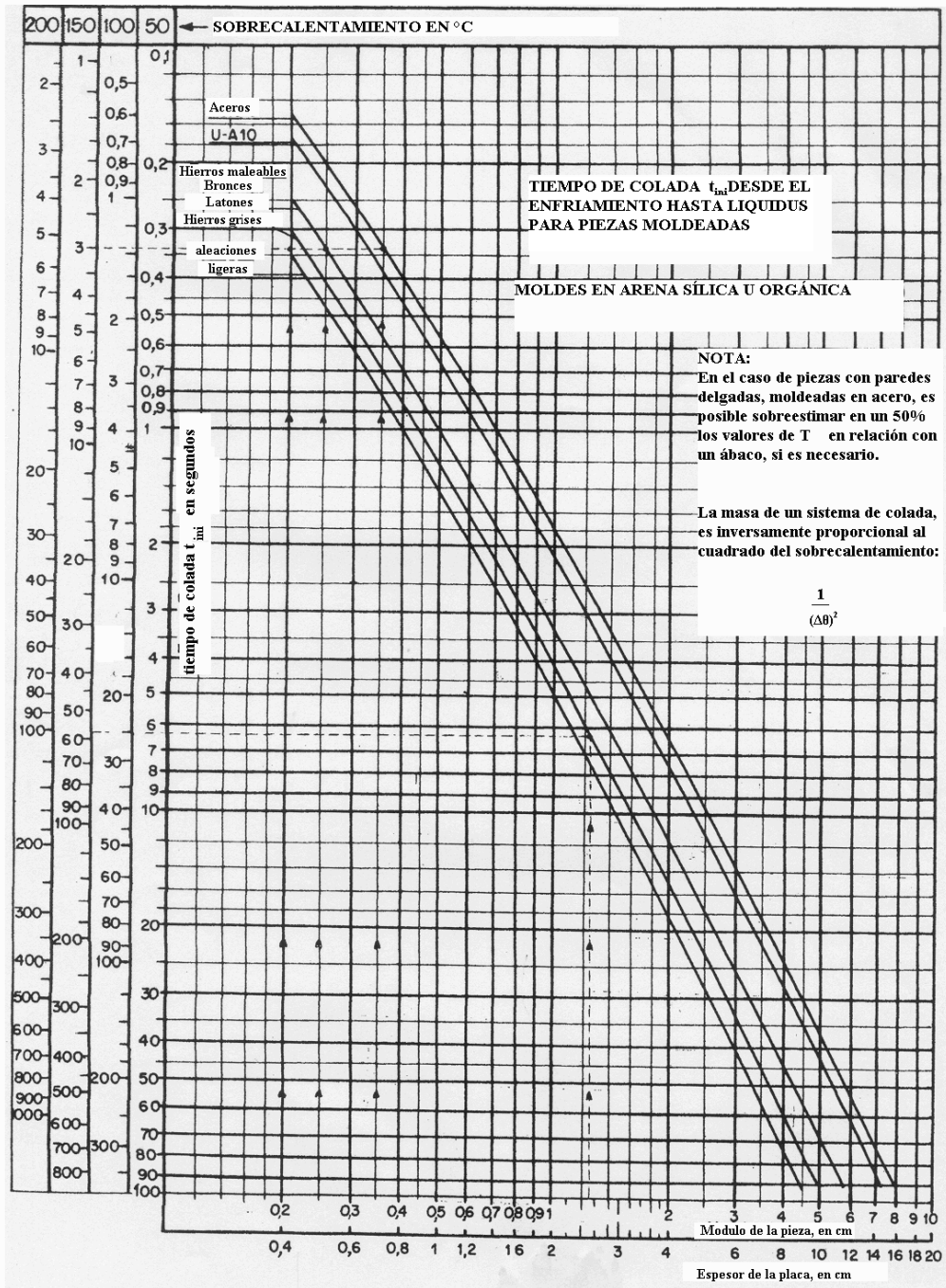
Por aproximación, si consideramos el flujo de calor en un sentido; se puede asumir que en un cm^2 de la superficie del molde tiene la capacidad de absorber calor considerando de este su posición o contorno sobre la pieza. Con este se puede reemplazar S por V/A el cual es el *módulo de Chvorinov*, por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

$$\frac{V}{A} = 2 \sqrt{\frac{K \rho C p}{\Pi}} \left(\frac{T_M - T_o}{\rho H} \right) * \sqrt{t_s}$$

Por lo tanto:

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

Anexo 2.



Anexo 3.

Determinación del tiempo que tarda una aleación en alcanzar su temperatura de liquidus en función del sobrecalentamiento, y el módulo de enfriamiento.

Se asume que el llenado del molde es instantáneo y por ende la temperatura inicial del metal es la temperatura de colada (T_c), la cual impone al metal un sobrecalentamiento ΔT con respecto a liquidus T_L definido por:

$$\Delta T = T_c - T_L$$

El tiempo que tarda en alcanzar la temperatura de liquidus puede ser calculado empleando las hipótesis de Chvorinov entre las que destacan:

- La principal resistencia térmica es impuesta por la baja difusividad del molde de arena
- El molde de arena se comporta como un medio semi-infinito
- Propiedades termofísicas constantes
- El flux de calor que abandona el metal en la intercara molde/metal es:

$$q = -\sqrt{\left(\frac{(K\rho C_p)_s}{\Pi}\right)} \frac{(T - T_o)}{\sqrt{t}}$$

Aplicando un balance de energía al metal de volumen $V[m^3]$ que transfiere calor al molde de arena a través de una superficie metal/molde de área $A [m^2]$

y resolviendo la ecuación resultante permite obtener el tiempo que tardará la aleación en enfriarse hasta alcanzar la temperatura de liquidus:

$$qA = \rho V \frac{\partial H}{\partial t}, \quad \frac{\partial H}{\partial T} = C_p \quad \partial H = C_p dT$$

$$-A \sqrt{\left(\frac{(K\rho C_p)_s}{\Pi}\right)} \frac{(T - T_o)}{\sqrt{t}} = \rho_M V C_{p_M} \frac{dT}{dt}$$

Solución analítica

$$\frac{-A \sqrt{\left(\frac{(K\rho C_p)_s}{\Pi}\right)}}{\rho_M V C_{p_M}} \int \frac{dt}{\sqrt{t}} = \int_{T_c}^T \frac{dT}{(T - T_o)}$$

$$\frac{-2A}{\rho_M V C_{p_M}} \sqrt{\left(\frac{(K\rho C_p)_s}{\Pi}\right)} = \ln \frac{(T - T_o)}{(T_c - T_o)}, \quad M=V/A$$

Temperatura:
$$T = T_o + (T_c - T_o) \exp\left(\frac{2}{\rho_M M C_{p_M}} \sqrt{\left(\frac{(K\rho C_p)_s}{\Pi}\right)} \sqrt{t}\right)$$

$$\text{Tiempo: } \sqrt{t} = \frac{\rho_M M C p_M}{2} \sqrt{\left(\frac{\rho C p_s}{\Pi} \right)} \ln \left(\frac{T - T_o}{T_c - T_o} \right)$$

Específicamente cuando $t = t^{ini}$, el tiempo en el cual el metal alcanza la temperatura T_L , habiendo sido colado con un sobrecalentamiento inicial $\Delta T = T_c - T_L$, la ecuación que permite calcular t^{ini} es:

$$\sqrt{t_{ini}} = - \frac{\rho_M M C p_M}{2} \sqrt{\left(\frac{\rho C p_s}{\Pi} \right)} \ln \left(\frac{T_L - T_o}{\Delta T + T_L - T_o} \right)$$

Por ejemplo; para un molde de arena sílica ($\rho = 1800 \frac{Kg}{m^3}$, $C_p = 1170 \frac{J}{KgK}$, $K = 0.8 \frac{W}{m^{\circ}C}$) y una aleación Al-Si con 0.8%Si ($\rho_M = 2500 \frac{Kg}{m^3}$, $C_p = 900 \frac{J}{KgK}$) bajo la forma de una placa de 5cm de espesor.

$\Delta T = 50^{\circ}C$, $T_L = 654.7^{\circ}C$, ($e = 0.05m$, $M = \frac{e}{2} = 0.025m$).

Calcular t^{ini}

$$\sqrt{t} = \frac{\rho_M M C p_M}{2} \sqrt{\left(\frac{\rho C p_s}{\Pi} \right)} \ln \left(\frac{654.7 - 25}{50 + 654.7 - 25} \right) = 2.93$$

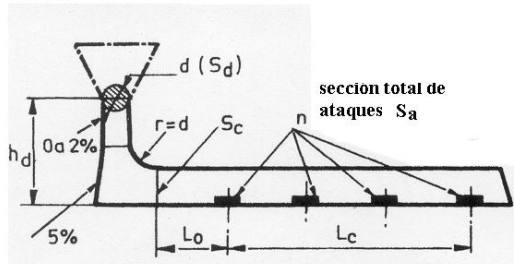
$$t^{ini} = 8.6s$$

Anexo 4

Tipos de sistemas con canal distribuidor conectados por un canal horizontal de sección uniforme.
Para relación de colada 1.1.1 ó 1.2.1

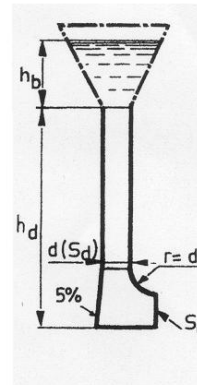
Moldes llanos

$h_d < 0,2$ m
bajada cilíndrica o
divergente

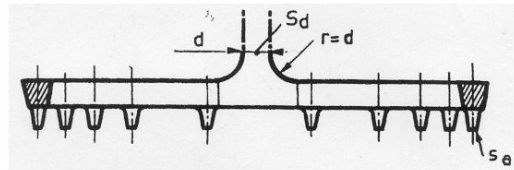


Moldes elevados

$h_d > 0,2$ m
bajada cilíndrica o
convergente



Los ataques perpendiculares están colocados indiferentemente, ya sea en un plano horizontal o en un plano vertical



para n secciones totales : $S_a = n s_a = S_d$

valores de B para un sistema de colada de relación: 1.1.1

L (en mètres) = $h_d + L_0 + 0,3 L_c$	$\leq 0,4$	1	1,5	2	3	4	5	7
B	1,8 (+ 0,15)	2,0 (+ 0,15)	2,2 (+ 0,1)	2,4 (+ 0,1)	2,6 (+ 0,1)	2,9 (+ 0,1)	3,1 (+ 0,1)	3,5 (+ 0,1)

valores de B para un sistema de colada de relación: 1.2.1

L (en mètres) = $h_d + \frac{L_0 + 0,3 L_c}{4}$	0,2	0,4	1	1,5	2	3	5	7
B	1,5 (+ 0,15)	1,6 (+ 0,15)	1,8 (+ 0,15)	2 (+ 0,15)	2,2 (+ 0,10)	2,5 (+ 0,10)	3 (+ 0,10)	3,4 (+ 0,10)