

**UNIVERSIDAD NACIONAL DE INGENIERIA**  
**FACULTAD DE INGENIERIA GEOLÓGICA, MINERA Y METALÚRGICA**  
**ESCUELA PROFESIONAL DE INGENIERIA METALURGICA**



**“INFLUENCIA DE LA TRANSFERENCIA DE CALOR  
EN LA FORMACIÓN DE GRIETAS INTERNAS”**

**INFORME DE SUFICIENCIA**

**PARA OPTAR EL TITULO PROFESIONAL DE:**

**INGENIERO METALURGISTA**

**JUAN CARLOS SAAVEDRA POMA**

**LIMA - PERU**

**2009**

## INDICE

	<b>Pág</b>
<b>INTRODUCCIÓN</b>	1
<b>CAPÍTULO 1:</b> INFLUENCIA DE LA TRANSFERENCIA DE CALOR EN LA FORMACIÓN DE GRIETAS INTERNAS.	3
1. SOLIDIFICACIÓN EN EL MOLDE.	3
2. ETAPAS DE SIMULACIÓN	17
<b>CAPÍTULO 2</b> SOLIDIFICACIÓN EN EL ENFRIAMIENTO SECUNDARIO.	19
<b>CAPÍTULO 3</b> SOLUCIONES NUMERICAS DE LAS ECUACIONES DE TRANSFERENCIA DE CALOR.	23
3.1 DEMOSTRACIÓN DE LA ECUACIÓN GENERAL DE LA TRANSFERENCIA DE CALOR.	23
3.2 SOLUCIÓN FINITA EN DOS DIMENSIONES DE LA TRANSFERENCIA DE CALOR EN UN PROCESO DE COLADA CONTINUA DE PALANQUILLAS DE ACERO.	28
<b>CONCLUSIONES</b>	41
<b>BIBLIOGRAFÍA</b>	42
<b>ANEXOS</b> APLICACIONES NUMÉRICAS DE LAS ECUACIONES DE TRANSFERENCIA DE CALOR.	44
SIMULACIÓN DE UNA COLADA CONTINUA DE PALANQUILLAS DE ACERO DE BAJO CARBONO	45

## RESUMEN.

En el presente trabajo, se aborda el análisis numérico de la transferencia de calor, utilizando como base conceptos de la “Técnica de los Elementos Finitos”, con la finalidad de proporcionar una alternativa de solución en dos dimensiones de la ecuación General de la Transferencia de Calor. Tal análisis se detalla en el Capítulo III.

En los Capítulos I y II, se detallan conceptos relacionados al proceso de solidificación de palanquillas de acero en una maquina de colada continua; así mismo se sustenta una explicación térmica, de la generación de grietas internas originadas en el molde, a causa de un enfriamiento no uniforme y asimétrico en torno al perímetro interno del molde. El caso presentado corresponde al efecto aislante de escoria atrapada en la piel sólida de un acero de medio carbono al momento de la solidificación, en la zona del menisco o parte superior del molde. Como resultado del efecto aislante, se genera un enfriamiento no uniforme, fomentándose además la presencia de agrietamientos internos en la piel sólida.

Las simulaciones se han desarrollado con el Software “Solidificación 2009<sup>1</sup>”, el cual engloba las ecuaciones descritas en el Capítulo III. Dicho software fue diseñado con el lenguaje de programación Visual Basic 6.0 y en el Anexo se muestran vistas aplicativas de la simulación de una colada de un acero de bajo carbono.

---

<sup>1</sup> Software Solidificación 2009, por Juan Carlos Saavedra Poma.

## INTRODUCCION.

Diversos investigadores, tales como Brian G Thomas<sup>2</sup>, Indira Samarasekera<sup>3</sup> y demás sustentan la formación de Grietas Internas Off-Corners, en el proceso de solidificación ocurrido en el molde y a la salida del mismo.

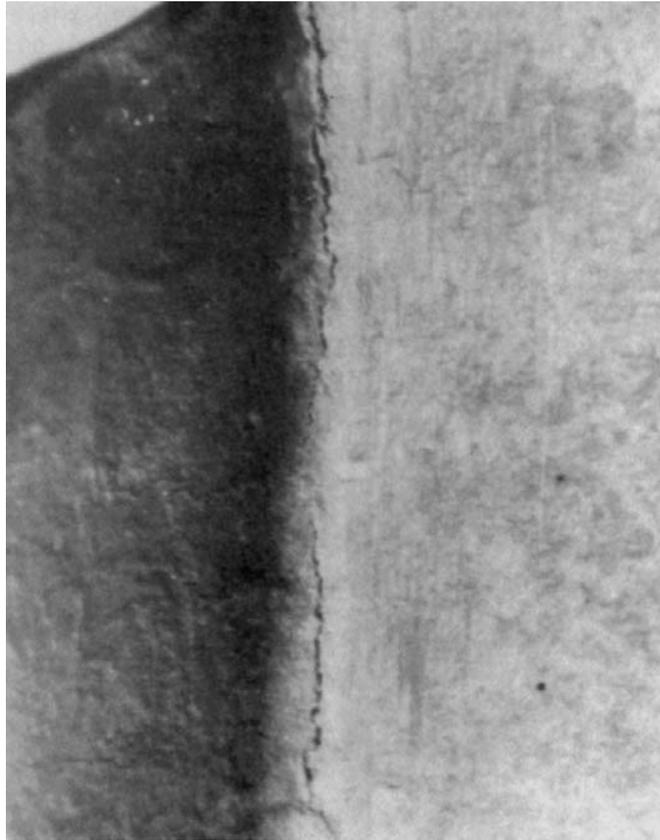
Las investigaciones publicadas [5] refieren una relación estrecha entre las grietas externas ubicadas a lo largo de las aristas y las grietas internas en las secciones transversales próximas a las esquinas "Off-Corners" Fig. 1. Los artículos publicados concluyen que el radio interno de la esquina del molde posee gran influencia en el origen de dichos defectos, sustentando que con radios menores a 6mm, disminuyen la ocurrencia de las grietas en las aristas, pero que a su vez fomentan las grietas internas Off-Corners; en forma inversa, a medida que aumenta el radio interno de la esquina del molde, las grietas internas Off-Corners disminuyen, pero a su vez se incrementan las grietas externas ubicadas en las aristas.

La evolución de un frente de solidificación lo mas uniforme posible, esta relacionado con la geometría del molde, expresándose en la generación de Gaps (espacio de aire entre la pared interna del molde y el espesor sólido) simétricos. Tal situación se investiga en el presente trabajo, resaltando la generación de espesores sólidos no uniformes, debido a Gaps no simétricos en torno al perímetro del molde.

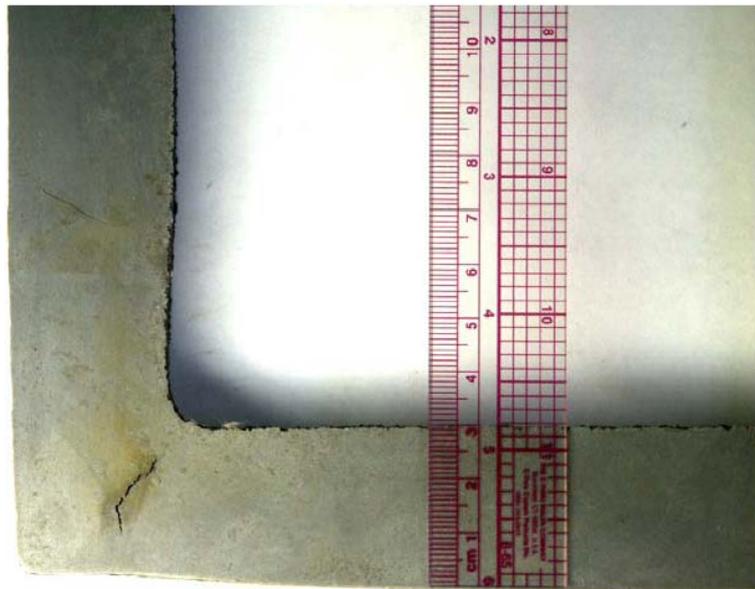
---

<sup>2</sup> Brian G Thomas Ph.D., Metallurgical Process Engineering, University of British Columbia, 1985. Viene estudiando el Proceso de Transferencia de Calor en máquinas de colada continua desde 1984 a la fecha. Actualmente es profesor de Ingeniería en la Universidad de Illinois – EEUU.

<sup>3</sup> Indira Samarasekera Ph.D., Metallurgical Engineering, University of British Columbia, 1980. Ha publicado diversas investigaciones referidas a la transferencia de calor en maquinas de colada continua, realizando algunas en colaboración con el reconocido investigador J.K. Brimacombe [1]



a) Grieta Externa en la arista.



b) Grieta Interna en la sección transversal "Off-Corners"

**Fig. 1.**\_ Grietas externas e internas en palanquillas de acero [2].

## Capítulo I.

### INFLUENCIA DE LA TRANSFERENCIA DE CALOR EN LA FORMACIÓN DE GRIETAS INTERNAS.

#### 1.- Solidificación en el molde.

El acero líquido es vaciado a los moldes desde el distribuidor, tal como se esquematiza en la Figura N° 1.1. Una vez el acero es recepcionado en el molde, mantiene una zona líquida denominada menisco, debajo de la cual se inicia la solidificación progresiva. Una vez que el acero solidifica, se contrae y se aleja de la pared del molde, formándose una capa de aire "Gap", entre el espesor sólido y la pared del molde, tal fenómeno se esquematiza en la Figura N°1.2.

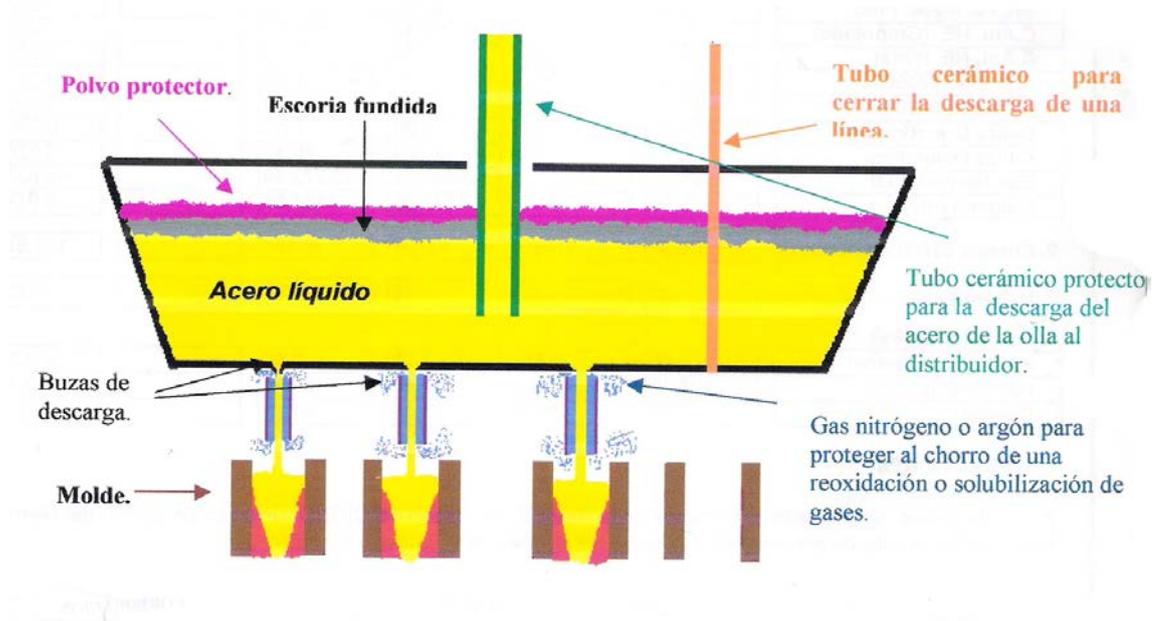
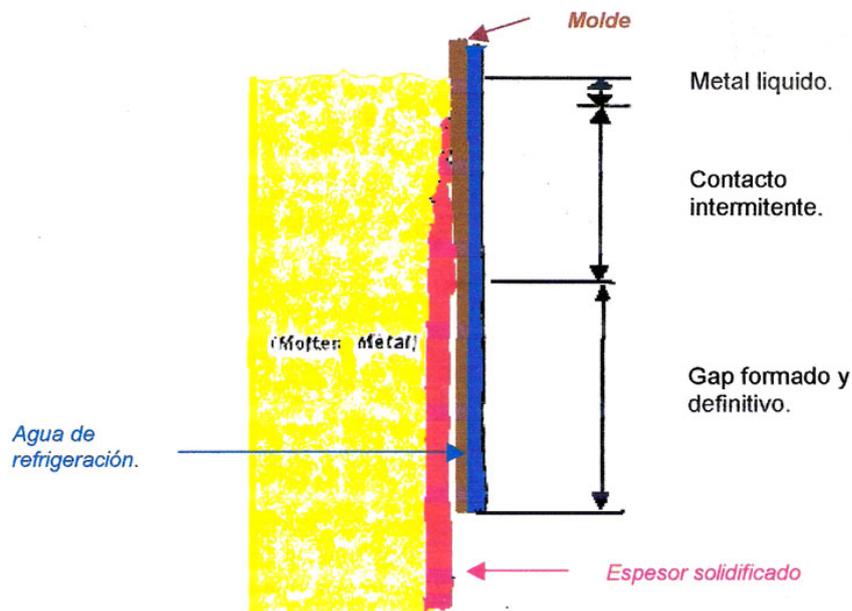


Fig. 1.1.\_ Esquema de vaciado del acero líquido del Tundish al molde.



**Fig. 1.2.\_** Representación esquemática de la evolución de la interfase acero (Líquido o sólido) -molde.

El objetivo principal de la solidificación del acero en el molde, es obtener una piel sólida uniforme a lo largo de todo el perímetro, resultando para tal hecho, un factor preponderante el "Gap" de aire formado al contraerse el acero sólido. Una vista en tres dimensiones de la solidificación en el molde y la formación del Gap de aire se muestra en la Figura N°1.3.

Respecto a la formación del Gap, existen muchas combinaciones geométricas de su formación y evolución en torno al perímetro en el molde. En este trabajo se describe una parte de dichas formas, las cuales refieren la formación de un mayor gap en las esquinas, respecto a la parte central del molde.

En la Figura N° 1.4 se esquematiza la zona del menisco, donde el acero líquido se encuentra en contacto con una película fina de aceite lubricante y esta a su vez con la pared del molde, siendo esta región, la parte del molde donde se enfría más el acero.

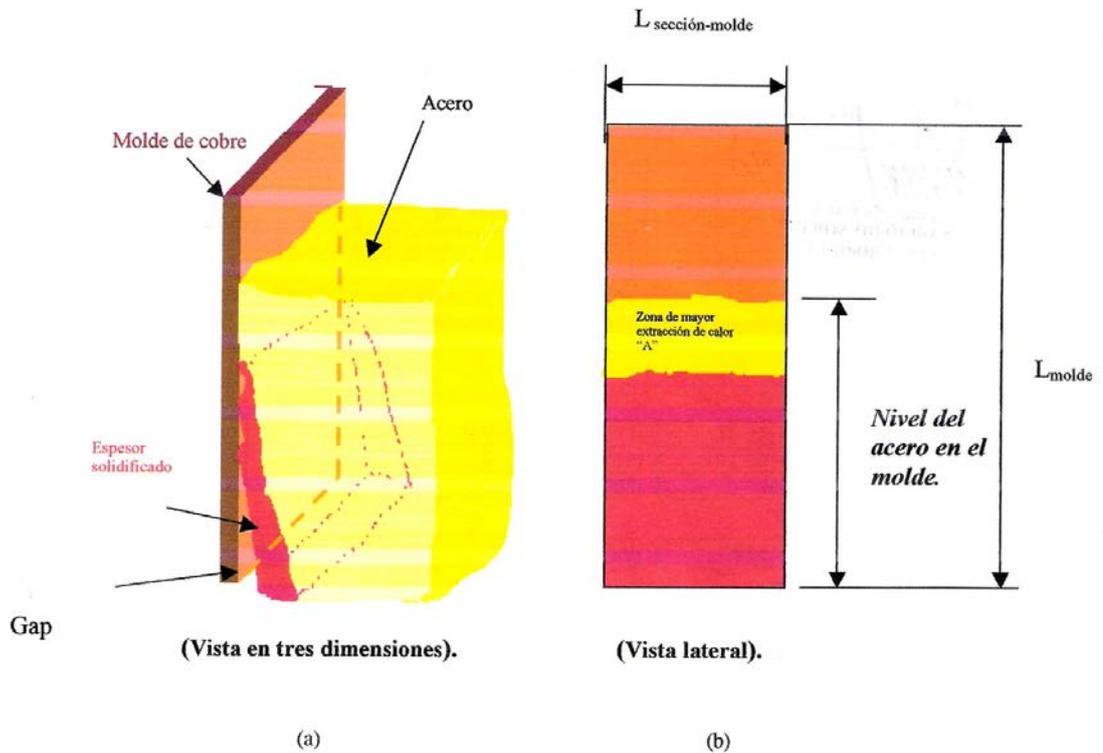


Fig. 1.3\_ Esquema Tridimensional de la solidificación del acero en el molde.

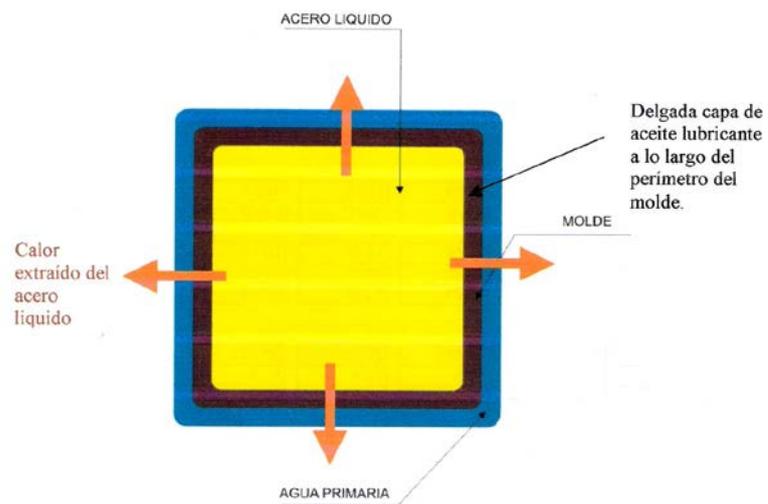
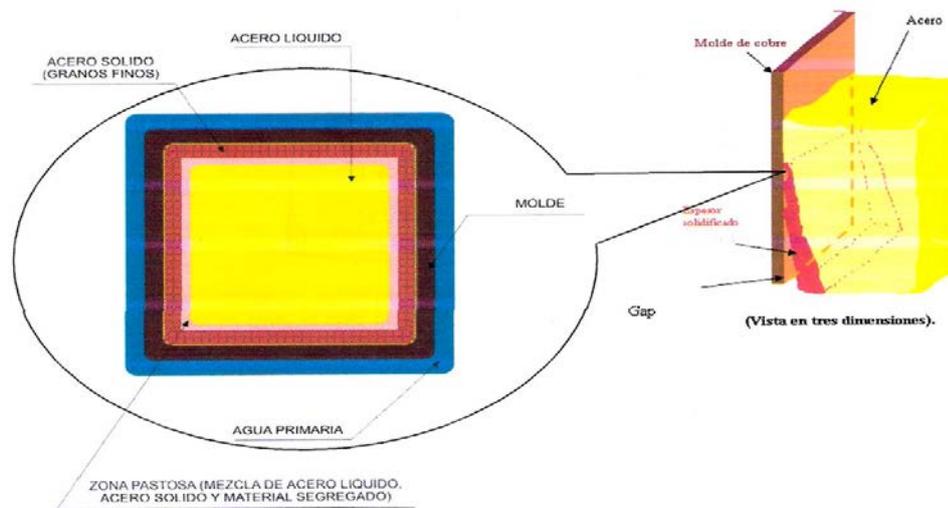
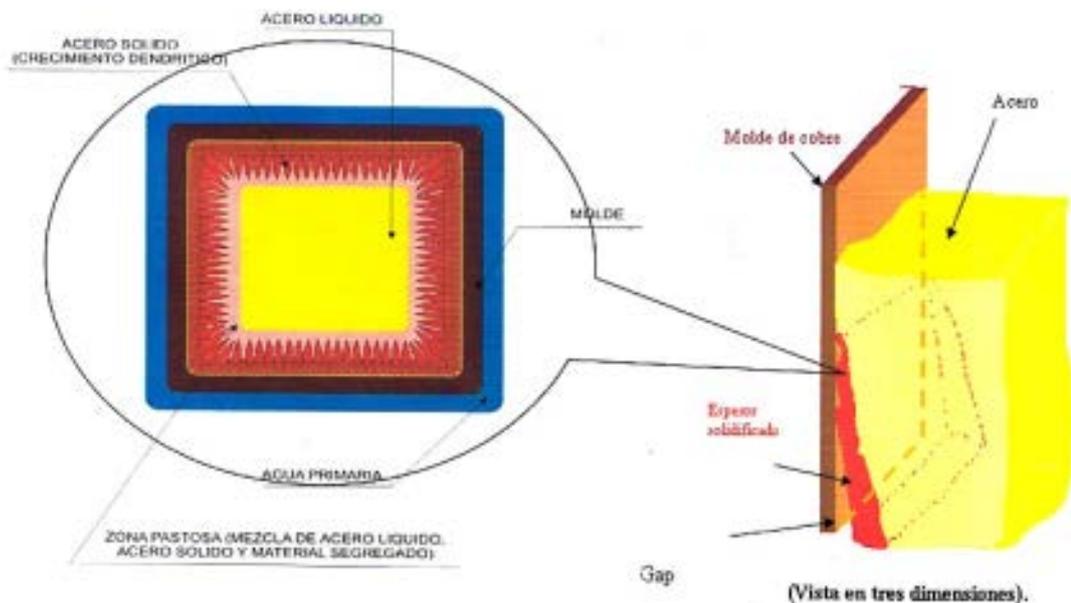


Fig. 1.4\_ Esquema transversal en la región del menisco, donde el acero líquido se encuentra en contacto con capas de aceite y a su vez con la pared del molde.



**Fig. 1.5**\_Esquema transversal debajo del menisco, donde se inicia la formación de la piel sólida, constituida por granos finos, debido al brusco y fuerte enfriamiento.

Debajo del menisco se inicia el crecimiento del espesor sólido, donde debido al fuerte enfriamiento nacen los primeros núcleos de acero sólido, los cuales solidifican velozmente, por lo que se forma una estructura de grano fino, tal como se esquematiza en la Figura N° 1.5.



**Fig. 1.6**\_Progreso de la solidificación. Crecimiento dendrítico debido a la reducción de la transferencia de calor por la menor conductividad del acero sólido respecto al acero líquido.

La solidificación continua, y una vez formado el primer espesor sólido constituido de granos finos, la transferencia de calor se reduce, debido a la menor conductividad térmica del acero en su fase sólida, respecto al de su fase líquida. Como consecuencia, se favorece el crecimiento dendrítico, tal como se esquematiza en la figura N° 1.6.

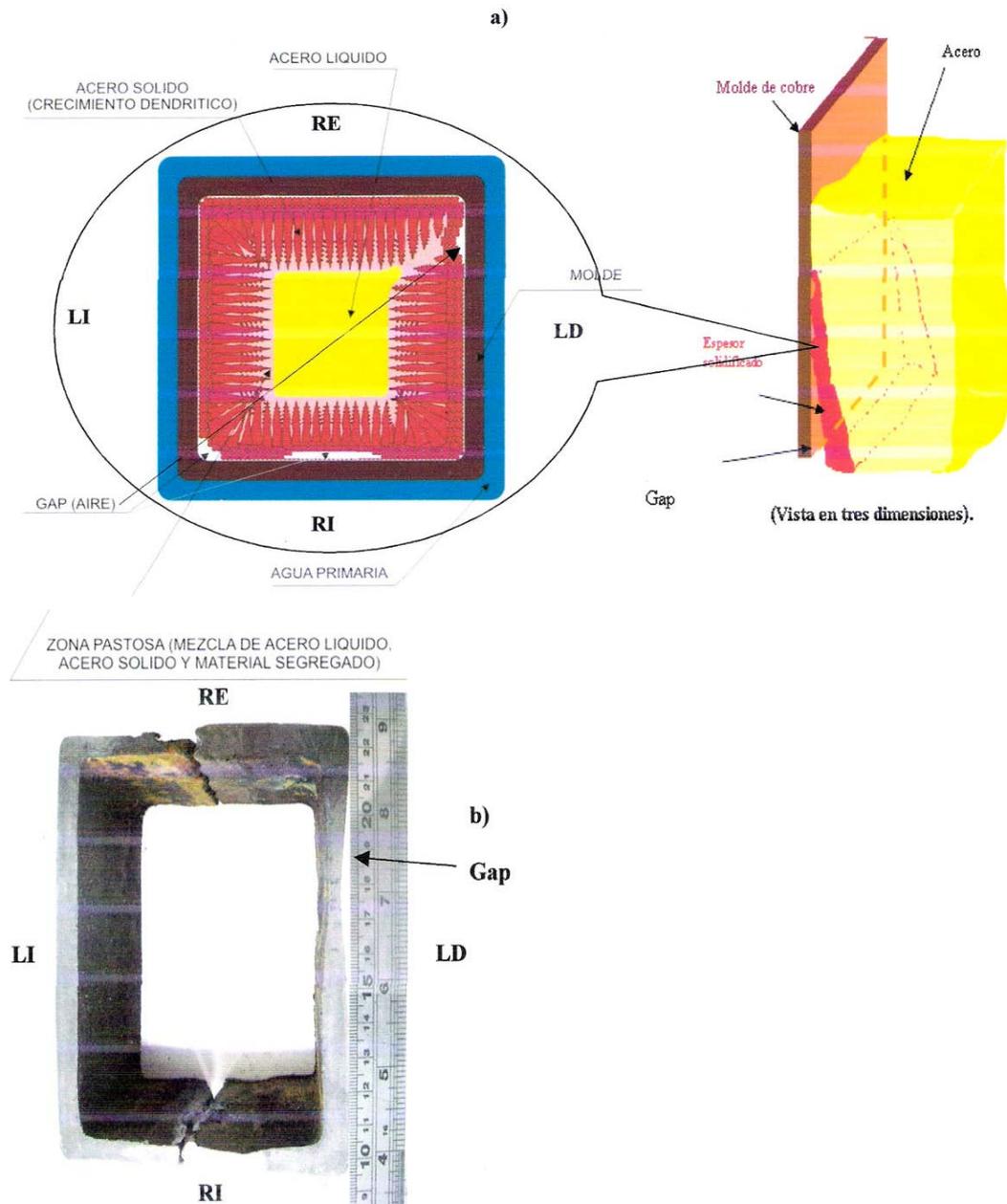
El progreso de la solidificación uniforme puede interrumpirse debido a diversos factores, los cuales favorecen la formación del Gap, dando como resultado frentes de solidificación de espesores variados, incrementando la probabilidad de fisuras en las zonas de menor espesor, tal como se indica en la Figura N°1.7.

Las principales causas de formación del Gap, ajenas a la contracción natural del acero al solidificar son:

1. Formación de burbujas en el agua de enfriamiento primario.
2. Deformación de la pared del molde o conicidad no adecuadas.
3. Presencia de materiales extraños entre la pared del molde y el acero líquido, tal como una incrustación de escoria.

Los dos primeros puntos citados líneas arriba, pueden ser estudiados, utilizando moldes instrumentados con termocuplas. El tercer punto será discutido en las líneas siguientes.

La conductividad térmica de la escoria es menor a la conductividad térmica del acero líquido, por tanto su presencia fomenta un efecto aislante.



**Fig. 1.7.\_ Solidificación no uniforme.**

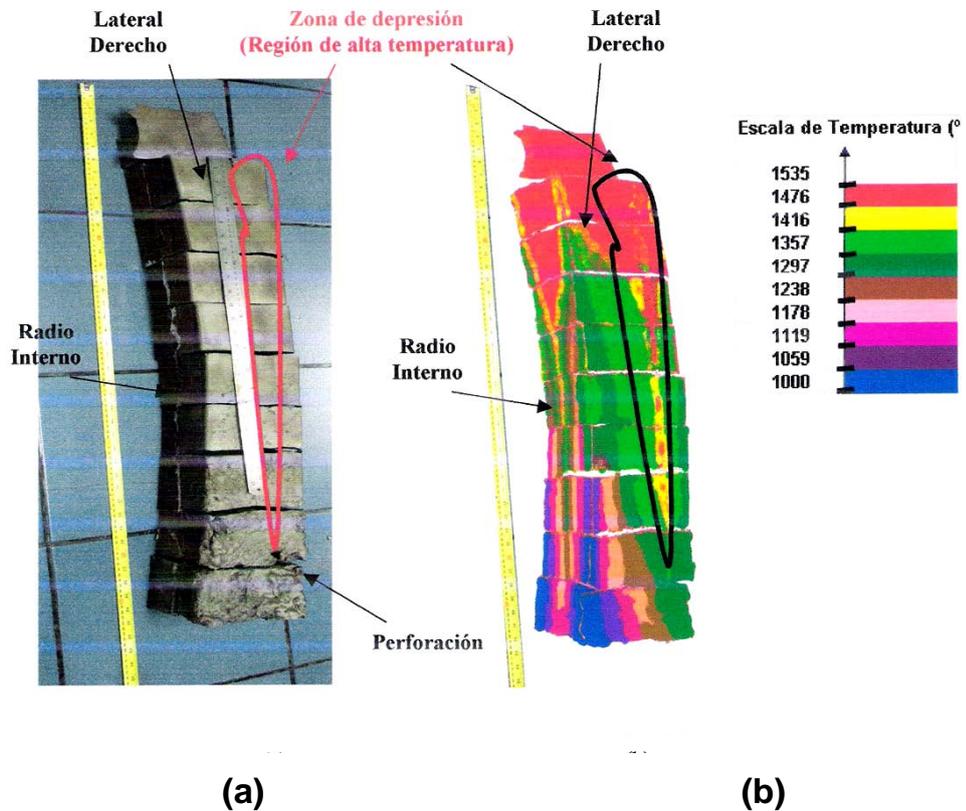
- a) Esquema de formación de un Gap prematuro, en las esquinas y la parte central del Lateral Derecho "LD" y Radio Interno "RI", respectivamente. Dichos vacíos pueden originarse por escorias, burbujas en el enfriamiento primario y deformación de la pared del molde.
- b) Formación de un frente de solidificación no uniforme, acero de medio carbono CAASA.

En la Figura 1.8 (a) se muestra la vista de un acero solidificado dentro del molde (acero de medio carbono — CAASA), así mismo se indica el rastro de una franja de aproximadamente 90 cm de longitud con depresión variada, ubicada en la cara latera derecha, desde la parte inferior del menisco (inicio de la solidificación) hasta el punto de ruptura, fuera del molde, a causa de una incrustación de escoria.

Tal depresión o alejamiento de la piel sólida de la pared del molde, ocasiona un menor espesor solidificado, así como también el recalentamiento del mismo, incrementado las posibilidades de formación de grietas.

La Figura 1.8 (b) es el resultado de una simulación del proceso de solidificación del acero en el molde, e indica un enfriamiento no uniforme del mismo, especialmente en la zona de la depresión longitudinal, donde la piel sólida se separa de la pared del molde, ocasionándose el recalentamiento de la misma debido a un efecto aislante que reduce la extracción de calor. La depresión longitudinal mostrada en la Figura 1.8, fue originada muy probablemente por el efecto aislante de escoria atrapada, entre la pared del molde y el acero líquido en proceso de solidificación, en la región del menisco.

En la Figura N°1.9, se esquematiza el efecto aislante de la escoria, causante de una depresión longitudinal, dando como resultado, no uniformes espesores sólidos, incrementándose las posibilidades de fisuras internas.



**Fig. N° 1.8.** Perforación de una colada de medio carbono.

- (a) Solidificación del acero en el molde de 800 mm, con depresión longitudinal.  
 (b) Estimación térmica de la superficie de acero sólido, mostrando que la región con depresión posee mayor temperatura (Software Solidificación 2009).

En la Figura N° 1.10 se muestran las grietas internas asociadas a los menores espesores de piel sólida, a 25 cm aproximadamente debajo de la parte superior del menisco se produce la mayor separación del espesor sólido de la pared del molde "Gap", así mismo en dicha posición se encuentran las grietas transversales más marcadas. En la parte interna de la cara lateral derecha, paralela a la depresión longitudinal, se encuentra una grieta longitudinal de aproximadamente 35 cm, como lo muestra la Figura N° 1.11, tal fisura se asocia a la debilidad ocasionada por el menor espesor de piel sólida. Por su parte la Figura N° 1.12 esquematiza las fuerzas surgidas en la piel sólida al formarse el Gap.

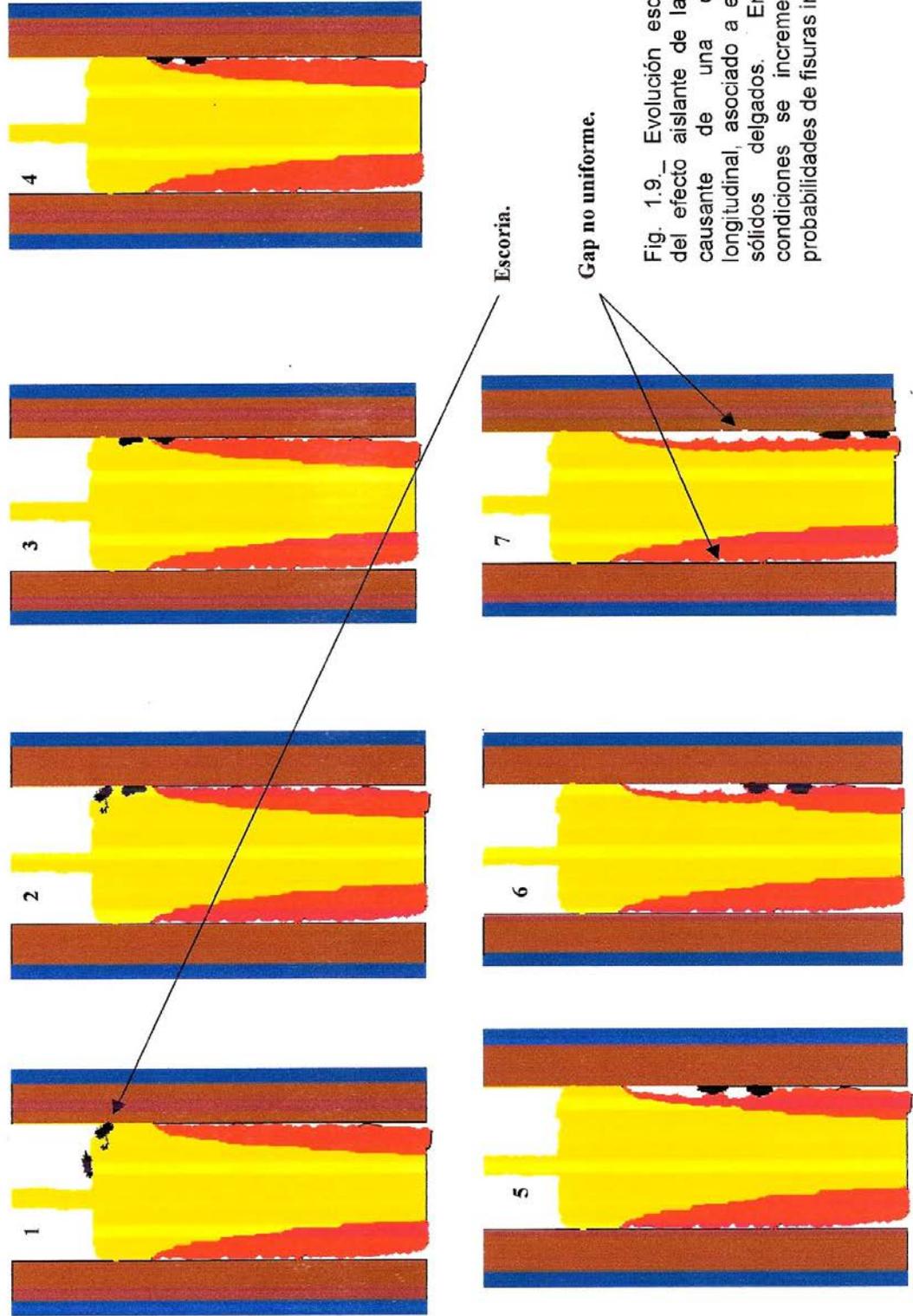
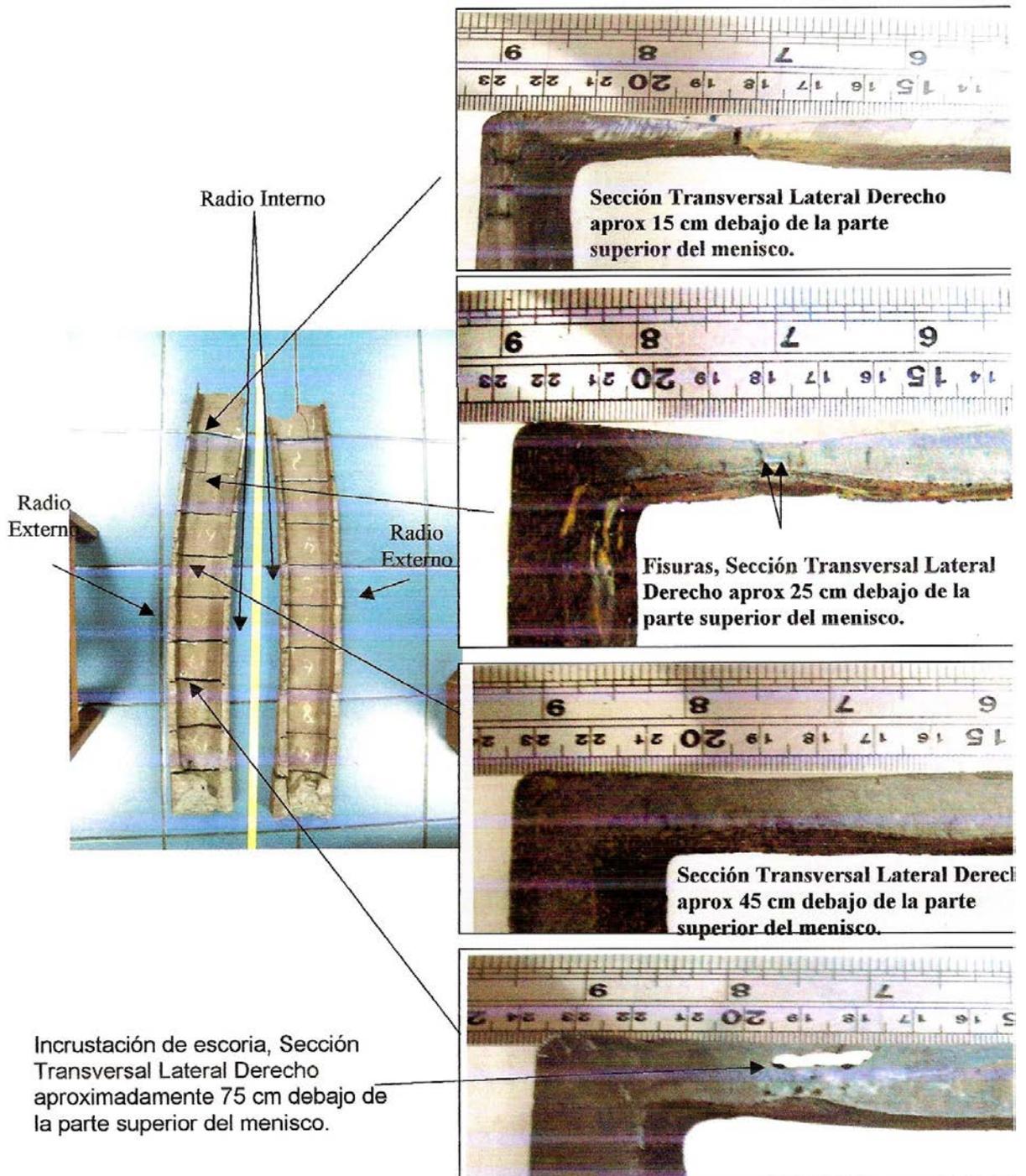
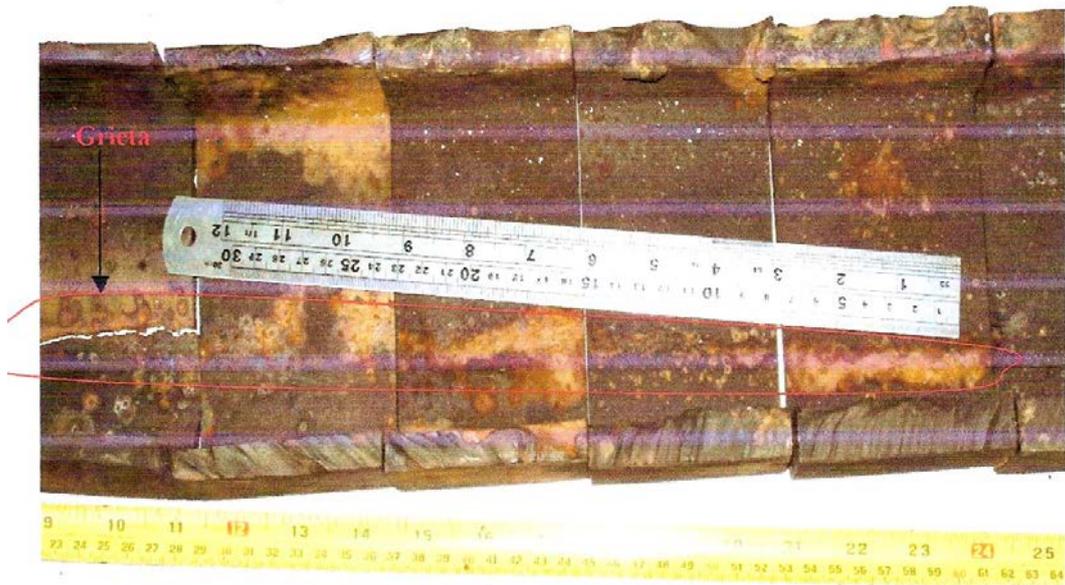


Fig. 1.9. Evolución esquemática del efecto aislante de la escoria, causante de una depresión longitudinal, asociado a espesores sólidos delgados. En tales condiciones se incrementan las probabilidades de fisuras internas.



**Fig. N° 1.10.** Secciones transversales de la cara lateral derecha, acero de medio carbono.

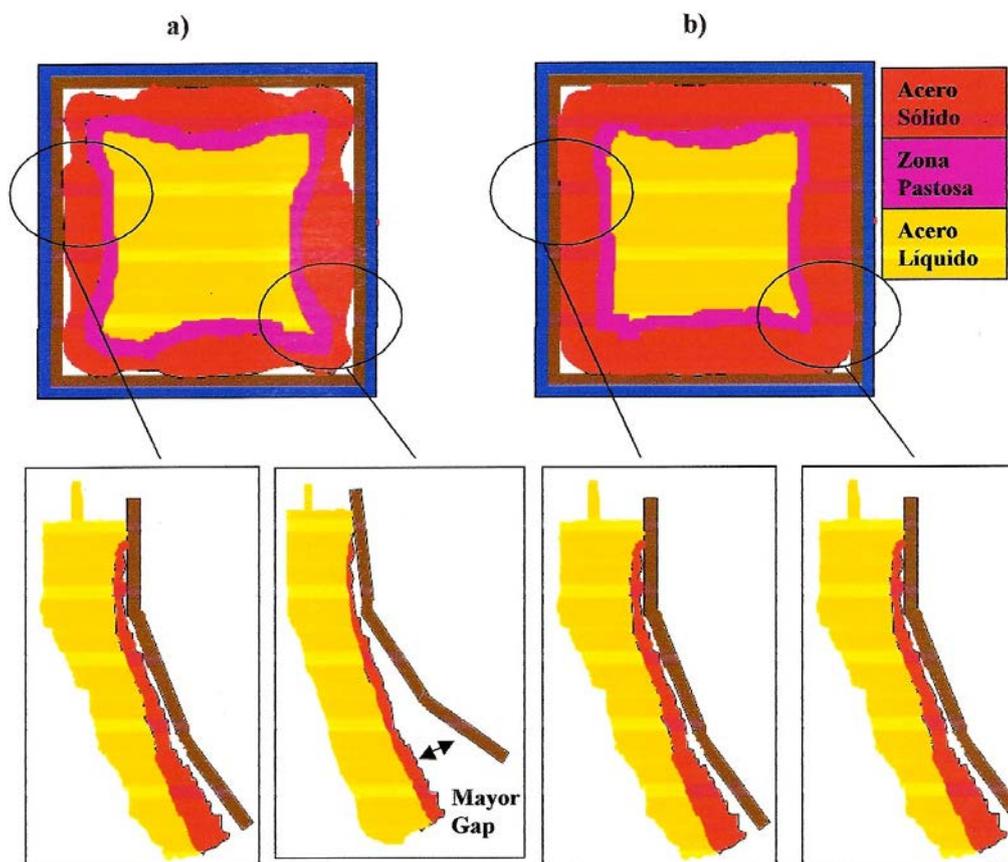


**Fig. 1.11.** Grieta longitudinal de aproximadamente 35 cm, en la parte interna de la cara lateral derecha, paralela a la depresión longitudinal. La grieta se inicia aprox. Entre los 15 y 65 cm debajo de la parte superior del menisco. Acero medio carbono.



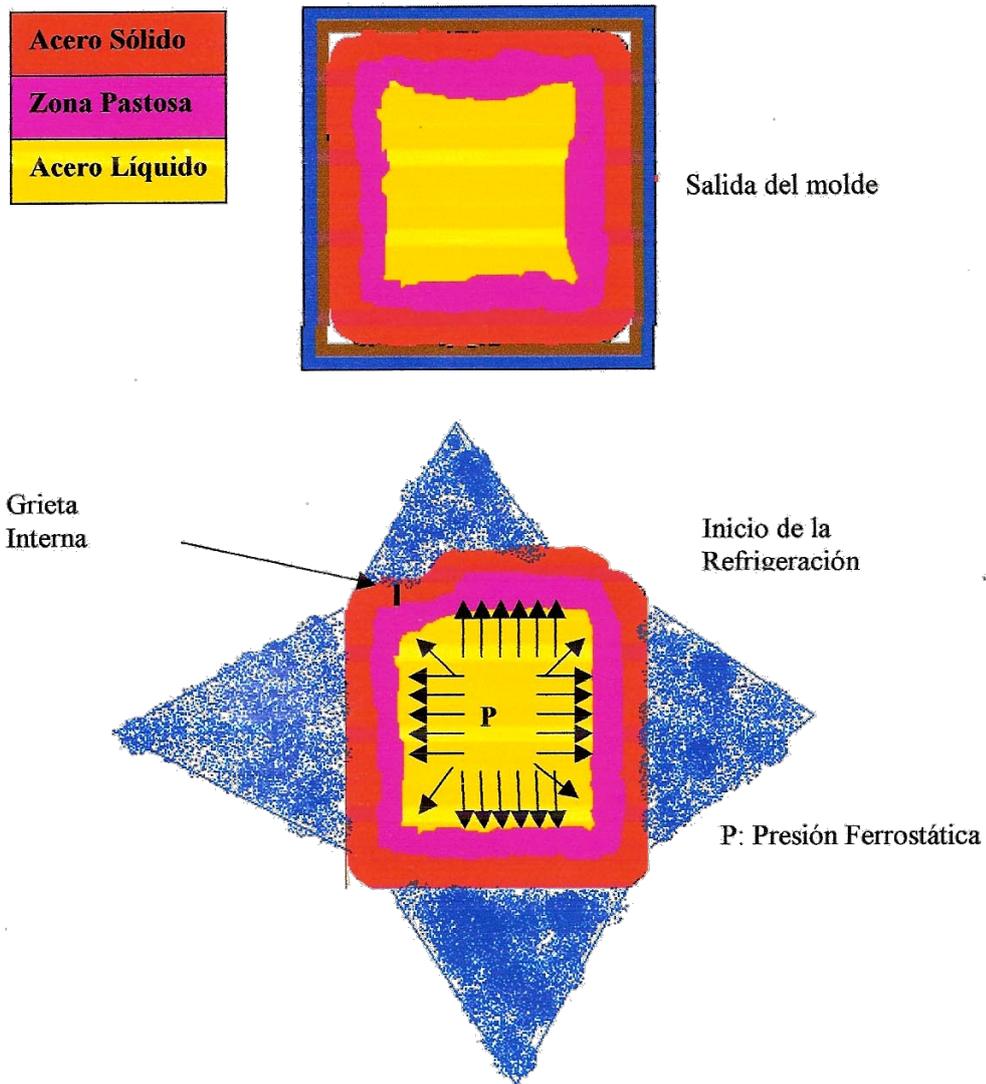
**Fig. Nº 1.12.** Fuerzas de compresión y tracción que surgen al formarse un espacio de aire "Gap". Sección transversal de la cara lateral derecha aproximadamente a 25 cm debajo de la parte superior del menisco, Acero Medio Carbono.

Otro efecto causante de un Gap no uniforme, es el asociado a conicidades variables en torno al perímetro del molde, posiblemente causadas por deformaciones en las paredes del mismo. Tal efecto se esquematiza en la Figura N° 1.13, donde se aprecia que la parte central de un molde de Triple Conicidad acompaña mas adecuadamente la contracción natural del acero sólido, respecto a la parte de la equina, produciendose Gaps variables, lo cual trae consigo la formación de espesores de piel de acero sólido también variables. Tales combinaciones favorecen la formación de fisuras internas.



**Fig. 1.13.** Esquema de la contracción natural del acero líquido durante su solidificación en moldes de Triple Conicidad.

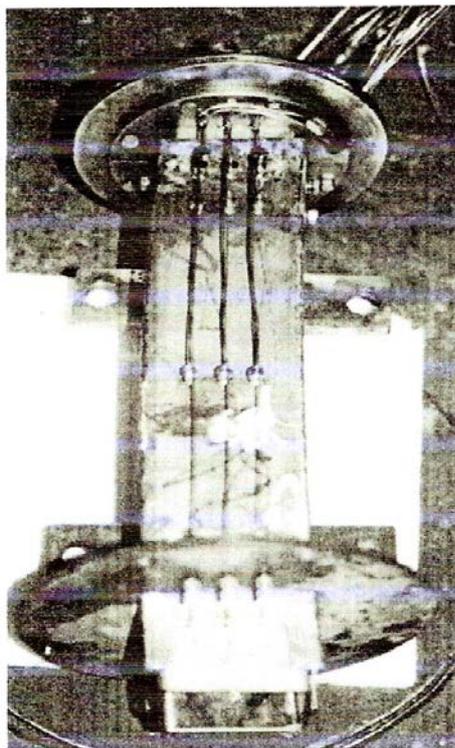
- a) Molde con paredes deformadas o con conicidades no uniformes en torno al perímetro. Formación de Gap no uniforme, espesores sólidos variables y altas probabilidades de fisuras internas.
- b) Molde con conicidad uniforme entorno al perímetro. Formación de Gap uniforme, espesores de piel sólidos homogéneos y menos posibilidades de fisuras.



**Fig. 1.14.** Esquema de la deformación del espesor sólido debido a una no adecuada refrigeración secundaria. Las partes menos refrigeradas poseen menor fluencia, por estar a mayor temperatura, por lo que son más fácilmente deformables por la presión ferrostática.

Una inadecuada refrigeración secundaria inmediatamente a la salida del molde, también puede ser causante de fisuras internas, tal como se esquematiza en la Figura N° 1.14. La zona menos refrigerada posee mayor temperatura, por lo que su límite de fluencia es mucho menor que la zona mas fría (refrigerada), pudiendo deformarse mas fácilmente debido a la presión ferrostática interna del acero o a otros factores mecánicos externos. Tal condición de deformaciones, favorece también la formación de fisuras internas.

Para estudiar la formación de Gap, debido a factores geométricos de deformación del molde o de excesiva turbulencia del agua de refrigeración primaria, se utilizan los moldes instrumentados con termocuplas, tal como se indica en la Figura N° 1.15.



**Fig. 1.15.** Termocuplas instaladas en un molde de palanquillas de acero de 120 x 120 mm, 0.75%/m, Grupo Posco (Reference : J.K. PARK, Brian G, Thomas and I.V. SAMARASEKERA” Analysis of Thermomechanical behaviour in billet casting with different mould corner radii”, Ironmaking and Steelmaking 2002 Vol. 29 No).

## **2.\_ETAPAS DE LA SIMULACIÓN.**

Las etapas de la simulación vienen a ser:

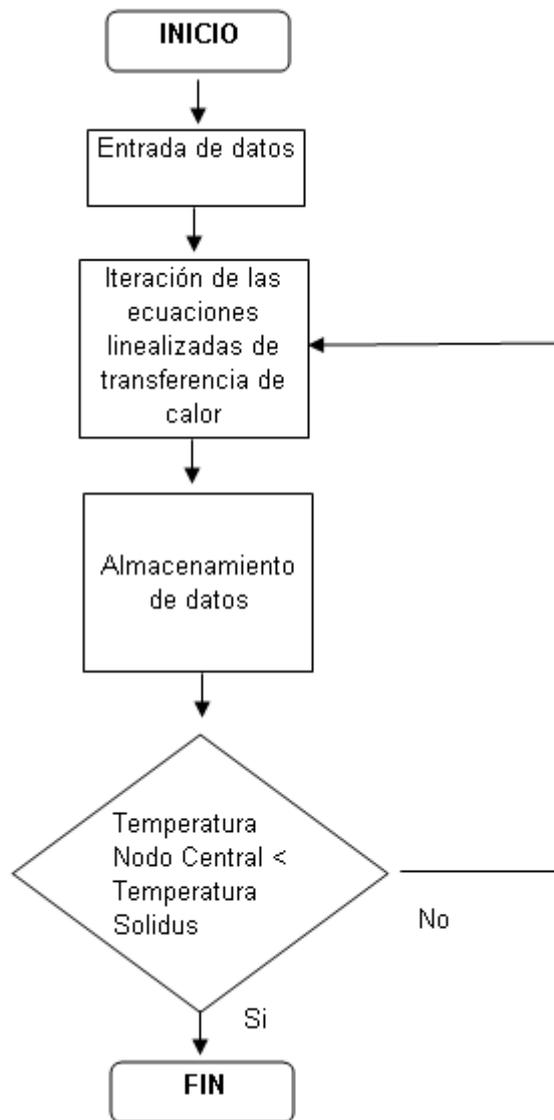
1.\_ Ingreso de datos operativos y/o de proceso: velocidad colada, sección de palanquilla a colar, flujo de agua de refrigeración primaria, incremento de temperatura del agua primaria, flujo de agua secundaria, temperatura del acero líquido en el tundish, geometría de la maquina de colada continua, composición química del acero a colar, etc.

2.\_Inicio de iteraciones de las formulas de transferencia de calor: las ecuaciones linealizadas de la transferencia de calor, propuestas en el Capitulo III ecuaciones 3.35. 3.46. 3.47 y 3.48 respectivamente.

3.\_Registro de datos: durante la simulación de una colada se generan aproximadamente 250 000 valores numéricos, los cuales son almacenados en una base de datos diseñada en Access. Una vez culminada la iteración los valores del espesor sólido, así como también las temperaturas de cualquier punto de la línea colada, son filtrados y presentados gráficamente para un mejor análisis del proceso.

4.\_Fin de la simulación: la iteración culmina, cuando la temperatura del nodo central de la sección transversal es menor o igual a la temperatura del solidus, según el tipo de acero respectivo.

5.\_Presentación de datos: para un mejor análisis del proceso simulado, los datos son filtrados y presentados gráficamente para un mejor entendimiento.



**Fig 1.16.\_** Diagrama de flujo de la simulación.

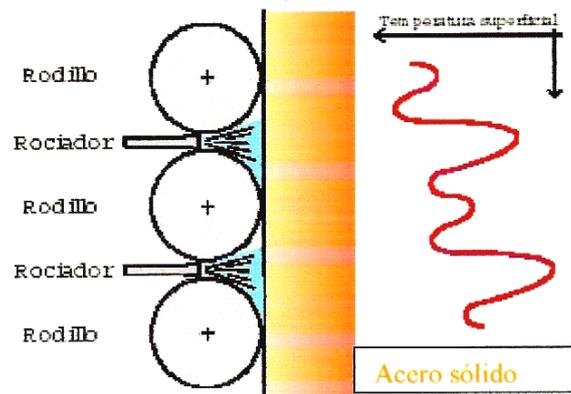
**Tabla Nº 1.1:\_** Composición química de un acero de medio carbono.

<b>%C</b>	<b>%S</b>	<b>%P</b>	<b>%Mn</b>	<b>%Si</b>	<b>Total Residuales (Cr,Cu,Sn,Ni,Mo,V)</b>
0.38-0.42	0.05 Max	0.05 Max	1.05-1.35	0.1-0.3	0.25-0.40

## Capítulo II.

### SOLIDIFICACIÓN EN EL ENFRIAMIENTO SECUNDARIO.

El proceso de solidificación en la etapa secundaria se realiza por la aspersión directa de agua sobre las caras (cuatro caras) del acero sólido que contienen todavía un corazón líquido al abandonar el molde. Así mismo en esta etapa los rodillos guías contrarrestan la presión ferrostática del acero líquido además de facilitar la extracción de las líneas.



**Fig. 2.1.** Esquema de la refrigeración secundaria

La Figura N° 2.1 esquematiza la combinación de rodillos y aspersores que contribuyen a enfriar y extraer calor del corazón líquido de la línea. Marcial Gonzales [3] en su estudio cita la siguiente relación:

$$h_{conv} = \frac{aW^b(1 - cT_{agua})}{\alpha} \dots\dots(2.1)$$

Donde:

$$a=1.5, b=0.55, c=0.0075, \alpha=4.$$

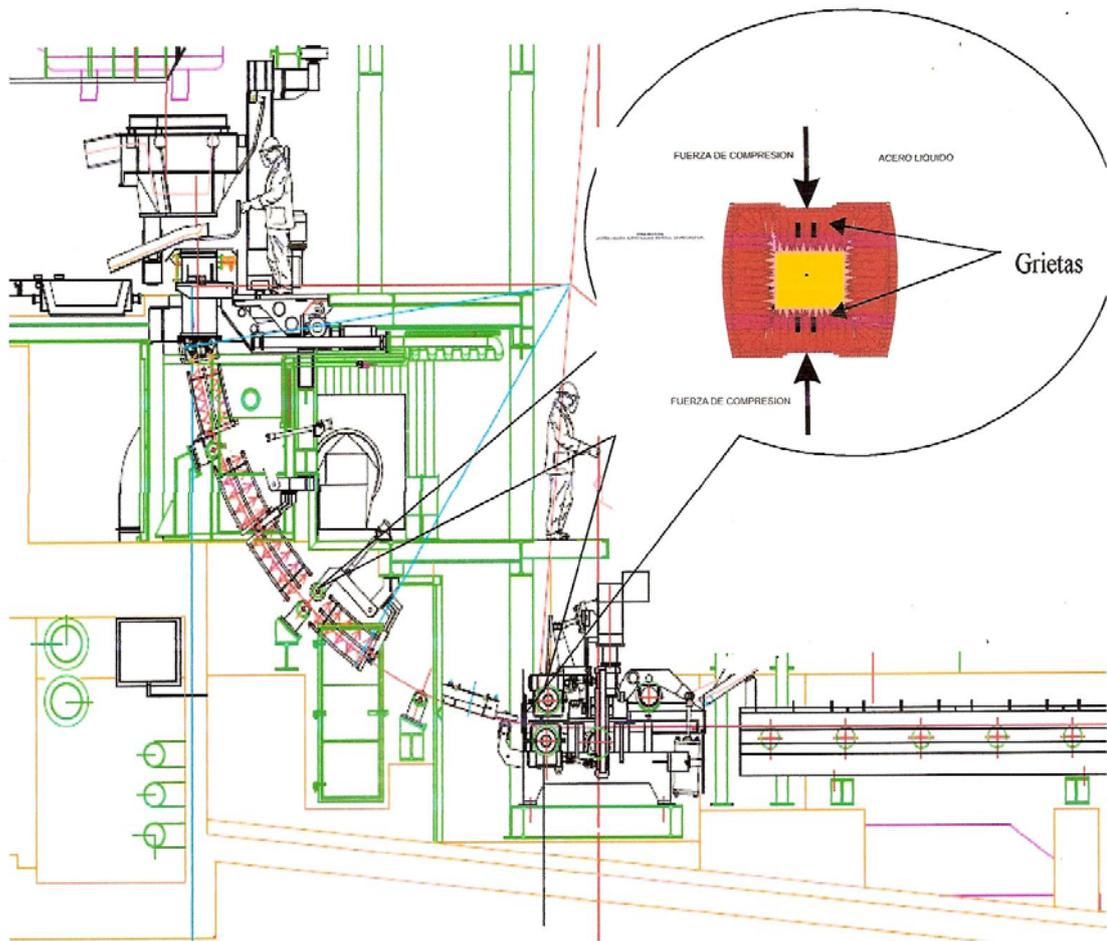
$W$ : caudal específico de agua en los rociadores ( $l/m^2*s$ ).

$T_{agua}$ : temperatura del agua ( $^{\circ}C$ ).

La ecuación 2.1 viene a ser el Coeficiente de transferencia de calor en el enfriamiento secundario y cuantifica la extracción de calor en función de la cantidad de agua entregada en cada rociador<sup>4</sup>. Un parámetro muy utilizado en la refrigeración secundaria, viene a ser *la densidad de impacto "W"* ( $l/m^2 *s$ ). y se define como la cantidad de agua por unidad de área que llega a la superficie del acero sólido.

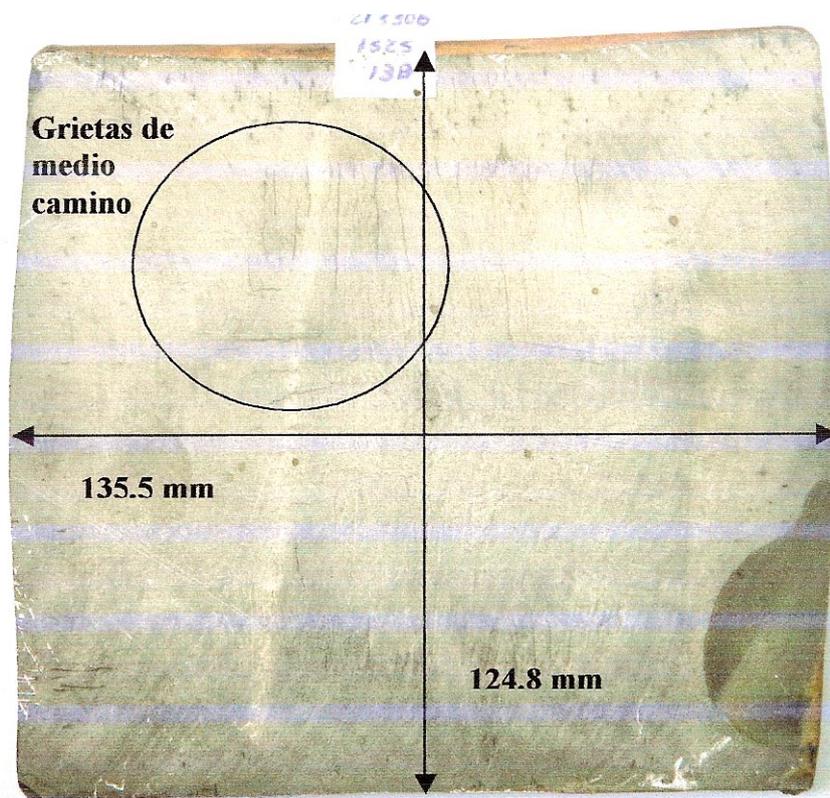
---

<sup>4</sup> Eugene A. Mizicar [4] en su estudio simula el enfriamiento secundario compuesto de 5 zonas donde los coeficientes de transferencia de calor varían en forma descendente tal como corresponde a su ubicación en la maquina de colada continua, siendo estos 0.527, 0.35, 0.26, 0.18 y 0.13  $kW/m^2*^{\circ}K$ .



**Fig. Nº 2.2.** Fuerzas mecánicas descontroladas que eventualmente pueden originar grietas internas de medio camino.

Los defectos internos asociados a esta etapa de la solidificación en la colada continua, vienen a ser las grietas internas, originadas por combinaciones varias de factores como, enfriamientos desproporcionados de los aspersores en torno a las caras de las líneas de colada, así como también presiones excesivas de ciertas partes mecánicas de la maquina. La Figura Nº 2.2, esquematiza fuerzas mecánicas, no controladas, las cuales originan grietas internas, denominadas de medio camino, tal como se muestra en la Figura Nº 2.3.



**Fig. Nº 2.3.** Deformación de las caras laterales de la palanquilla por excesiva presión de enderezado “13 bar” para un acero 1525.

Las Grietas de medio camino también pueden ocurrir por excesivos ciclos de calentamiento e enfriamiento del espesor sólido, por tal motivo las prácticas operativas, suelen garantizar aspersores limpios, ubicados simétricamente, con una adecuada calidad de agua de rociado, de tal manera que mantener una temperatura superficial uniforme a lo largo de todo el enfriamiento secundario.

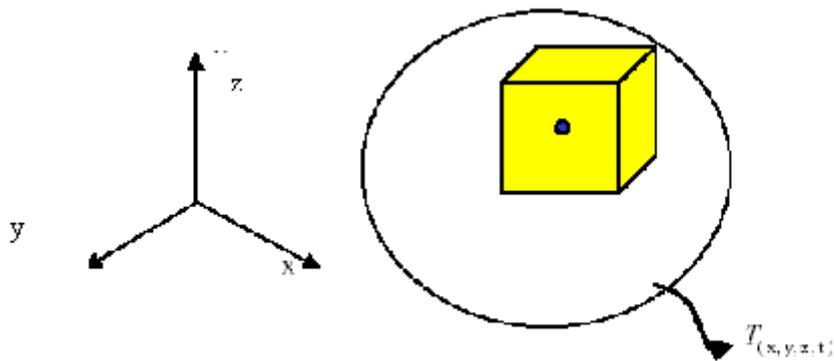
En la tabla Nº 1, se adjunta la probable posición relativa del origen de la grieta según sus dimensiones, en una maquina de colada continua.

## Capítulo III.

# SOLUCIONES NUMÉRICAS DE LAS ECUACIONES DE TRANSFERENCIA DE CALOR.

### 3.1.\_Demostración de la Ecuación General de la Transferencia de Calor por Conducción.

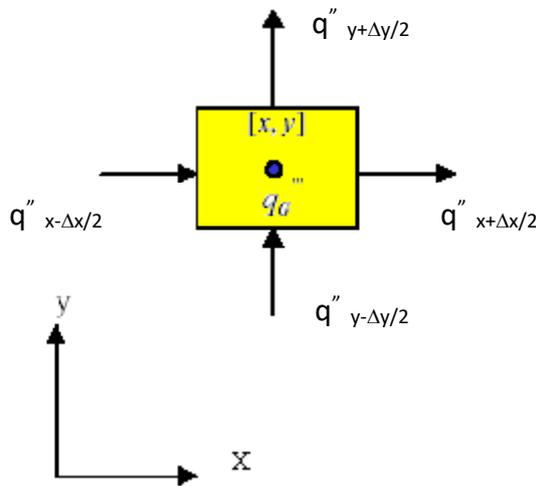
Considerar el cuerpo sólido que se muestra en la Fig. 3.1.



**Fig. 3.1.\_Ecuación General de la Conducción.**

Con la finalidad de simplificar la demostración de la ecuación de conducción se realiza el análisis en dos dimensiones tal como se muestra en la Fig. 3.2.

En el balance de calor propuesto en la Fig. 3.2 se consideran los flujos caloríficos asociados a cada cara del espécimen en estudio " $q_{x+\Delta x/2}$ ,  $q_{x-\Delta x/2}$ ,  $q_{y+\Delta y/2}$ ,  $q_{y-\Delta y/2}$ ". El termino  $q_G$ " representa la posibilidad de que el cuerpo genere calor internamente como puede ocurrir en una reacción química, en un elemento radioactivo, o bien en un conductor eléctrico.



**Fig. 3.2.** Balance de calor en dos dimensiones.

**La Primera Ley de la Termodinámica** para un sistema cerrado, establece la conservación de la energía y la materia.

$$q_{neto} - \frac{\partial W}{\partial t} = \frac{dU}{dt} \quad (3.1)$$

En ausencia de trabajo ( $dW/dt=0$ ) e incorporando la convención de signos para la evaluación del calor neto (calor que entra es positivo, calor que sale es negativo), la ecuación 3.1 se simplifica:

$$q_{entra} - q_{sale} + q_{Generado} = \frac{dU}{dt} \quad (3.2)$$

Interpretando cada término térmico según la Fig. N° 3.2, se obtiene:

$$\left(q''_{x-\frac{\Delta x}{2}} - q''_{x+\frac{\Delta x}{2}}\right)\Delta y\Delta z + \left(q''_{y-\frac{\Delta y}{2}} - q''_{y+\frac{\Delta y}{2}}\right)\Delta x\Delta z + q_G''\Delta x\Delta y\Delta z = \frac{dU}{dt} \quad (3.3)$$

La variación de la energía interna ( $dU/dt$ ) en un sólido se determina mediante la ecuación 3.4:

$$\frac{dU}{dt} = \rho \Delta x \Delta y \Delta z C_v \frac{dT}{dt} \quad (3.4)$$

Donde  $C_v$  es la capacidad calorífica molar a volumen constante<sup>5</sup>,  $T$  la temperatura y  $\rho$  la densidad del espécimen en estudio.

Realizando expansiones por medio de la serie de Taylor y reteniendo solamente los términos de primer orden, se simplifican los flujos de calor en las diversas caras mediante las siguientes relaciones:

$$q''_{x-\frac{\Delta x}{2}} = q''_x - \frac{\partial q''_x}{\partial x} * \frac{\Delta x}{2} \quad (3.5)$$

$$q''_{x+\frac{\Delta x}{2}} = q''_x + \frac{\partial q''_x}{\partial x} * \frac{\Delta x}{2} \quad (3.6)$$

$$q''_{y-\frac{\Delta y}{2}} = q''_y - \frac{\partial q''_y}{\partial y} * \frac{\Delta y}{2} \quad (3.7)$$

$$q''_{y+\frac{\Delta y}{2}} = q''_y + \frac{\partial q''_y}{\partial y} * \frac{\Delta y}{2} \quad (3.8)$$

Sustituyendo las ecuaciones 3.4, 3.5, 3.6, 3.7 y 3.8 en la ecuación 3.3 se obtiene:

$$\left(\frac{\partial q''_x}{\partial x} \Delta x\right) \Delta y \Delta z + \left(\frac{\partial q''_y}{\partial y} \Delta y\right) \Delta x \Delta z + q''_G \Delta x \Delta y \Delta z = \rho \Delta x \Delta y \Delta z C_v \frac{dT}{dt} \quad (3.9)$$

---

<sup>5</sup> Terkel Rosenqvist [5]  $C_v=C_p$  para un sistema donde  $P$  y  $V$  son constantes.  $C_p=(\delta H/\delta T)_p$

Por otro lado la *Ley de Fourier* establece las siguientes relaciones de conducción en un cuerpo sólido:

$$q_x'' = -K * \frac{\partial T}{\partial x} \quad (3.10)$$

$$q_y'' = -K * \frac{\partial T}{\partial y} \quad (3.11)$$

Reemplazando luego las ecuaciones 3.10 y 3.11 en la ecuación 3.9 y simplificando los términos  $\Delta x \Delta y \Delta z$ , se obtiene la *Ecuación General de la Conducción en Dos Dimensiones* (ecuación 3.12):

$$\rho * C_v * \frac{dT}{dt} - q_G'' - \left[ \frac{\partial}{\partial x} \left( K \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( K \frac{\partial T}{\partial y} \right) \right] = 0 \quad (3.12)$$

A partir de la ecuación 3.12 se puede inferir la ecuación general de la transferencia de calor por conducción en tres dimensiones.

$$\rho * C_v * \frac{dT}{dt} + q_G'' - \left[ \frac{\partial}{\partial x} \left( K \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( K \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( K \frac{\partial T}{\partial z} \right) \right] = 0 \quad (3.13)$$

Eugene A. Mizicar [15] desarrolla un modelo matemático de la colada continua de planchas de acero basándose en la ecuación (3.14). Donde  $C_e$  es el calor específico del acero,  $V$  la velocidad del proceso,  $\rho$  la densidad,  $T$  la temperatura y  $K$  la conductividad térmica del acero.

$$\rho * C_e * \frac{dT}{dt} + \rho * C_e * V \frac{\partial T}{\partial z} - \left[ \frac{\partial}{\partial x} \left( K \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( K \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( K \frac{\partial T}{\partial z} \right) \right] = 0 \quad (3.14)$$

B.G. Thomas [14] desarrolla por su parte sus modelamientos matemáticos en base a la ecuación (3.15). Donde  $T$  es la temperatura,  $K_{eff}$  la conductividad térmica efectiva,  $V$  la velocidad del proceso,  $\rho$  la densidad,  $Q$  incluye cualquier otra forma de calor y finalmente la entalpía  $H$  (la cual engloba

al calor latente de fusión y la capacidad calorífica molar a presión constante “C<sub>p</sub>” del acero).

$$\rho\left(\frac{\partial H}{\partial t} + V \cdot \nabla H\right) - \nabla \cdot (K \nabla T) - Q = 0 \quad (3.15)$$

Marcial Gonzales [3] en su estudio desarrolla un modelo inverso de transferencia de calor con el fin de determinar el coeficiente de transferencia de calor en un molde de planchas de acero en una maquina de colada continua. Tal modelamiento lo realiza en base a la solución de la ecuación 3.16, donde ρ representa la densidad, K la conductividad térmica, T la temperatura y H la entalpía del acero.

$$\rho \dot{H} - \nabla \cdot (K \nabla T) = 0 \quad (3.16)$$

Como es obvio las ecuaciones base de los tres investigadores parten de la Ecuación General de la Transferencia de Calor por Conducción, donde las diferencias se deben a las variaciones hechas por cada uno, seguramente para la mejor adaptación del proceso real que plantean.

Eugene A. Mizicar [4] propone en su obra un análisis más detallado respecto de la interpretación finita del proceso de colada continua, por lo que constituye la base conceptual del presente trabajo.

### 3.2. Solución finita en dos dimensiones de la transferencia de calor en un proceso de colada continua de palanquillas de acero.

La representación esquemática del proceso de la fundición continua presentada en la Fig. 3.3 muestra como la palanquilla pasa a través de tres fases distintas de enfriamiento. De acuerdo a esta división, el modelo matemático del presente estudio tiene también tres partes:

- Solidificación en el molde.
- Solidificación en la zona de enfriamiento por rociadores.
- Solidificación en la zona de enfriamiento por radiación.

El modelo se desarrolla en base a un balance de calor en una placa horizontal (sección transversal de una palanquilla, ver Fig. 3.3) de espesor “ $\Delta z$ ”. Dicha placa imaginaria se mueve hacia abajo, por lo que el calor es conducido desde el centro de la misma hasta la superficie de la plancha, a una tasa que esta de acuerdo a las condiciones límites de la superficie y las propiedades termo físicas del metal en la placa.

La ecuación diferencial 3.14 describe la conducción del calor de un medio que se desplaza a una velocidad “ $V$ ” en la dirección “ $z$ ”:

$$\rho * C_e * \frac{dT}{dt} + \rho * C_e * V \frac{\partial T}{\partial z} - \left[ \frac{\partial}{\partial x} \left( K \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( K \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( K \frac{\partial T}{\partial z} \right) \right] = 0 \quad (3.14)$$

La aplicabilidad de la ecuación 3.14 para describir la conducción del calor en la placa imaginaria está basada en las siguientes suposiciones:

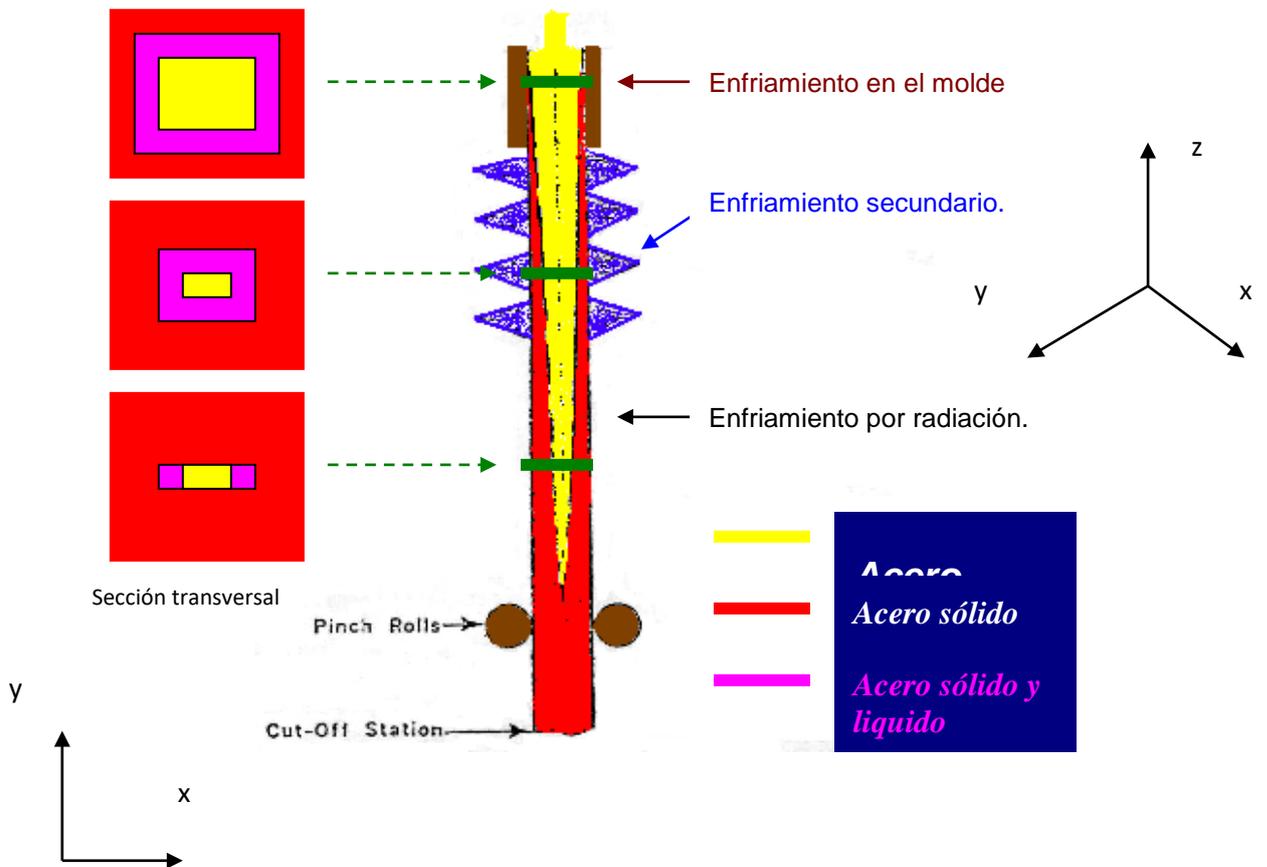
- El calor latente de fusión producido durante la solidificación del acero líquido puede ser tomado en cuenta ajustando el calor específico por encima del rango de solidificación “ $C_e + H_f/T_{liquidus}$ ” ( $H_f$ : calor latente de fusión,  $C_e$ : calor específico del acero líquido).
- La transferencia del calor convectivo en el núcleo líquido puede ser tomada en cuenta ajustando la conductividad termal del acero líquido, por medio del concepto de la *conductividad térmica efectiva*.
- La extracción de calor bidimensional en la lámina imaginaria, está sujeta a tres condiciones de frontera ( $q_{out}=f(t)$ ): enfriamiento en el molde ( $q_{acero-molde}$ ), enfriamiento secundario ( $q_{secundario}$ ) y enfriamiento por radiación ( $q_{terciario}$ ).
- La condición límite central de la placa establece que el calor es transmitido desde el centro hacia los exteriores de la placa.

Como señala B.G.Thomas [6], la conducción del calor en la dirección transversal (plano “xy”) es mucho mayor que la conducción del calor en la dirección de la evacuación (dirección “z”). Por otro lado si la placa imaginaria es seguida hacia abajo, a la velocidad de la colada, la velocidad relativa de la placa será cero (“ $V=0$ ”). Consecuentemente, la ecuación 3.14 se reduce a:

$$\rho * C_e * \frac{dT}{dt} - \left[ \frac{\partial}{\partial x} \left( K \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( K \frac{\partial T}{\partial y} \right) \right] = 0 \quad (3.17)$$

La variación de la conductividad térmica con la temperatura puede ser tomada en cuenta mediante la siguiente ecuación:

$$b = \frac{\partial K}{\partial T}. \quad (3.18)$$



**Fig. 3.3.** Representación esquemática de la colada continua de planchillas de acero.

Dicha variación se encuentra al desarrollar las diferenciales del segundo miembro de la ecuación 3.17.

$$\rho * C_e * \frac{dT}{dt} - \left[ \frac{\partial K}{\partial x} \frac{\partial T}{\partial x} + K \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial K}{\partial y} \frac{\partial T}{\partial y} + K \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right] = 0 \quad (3.19)$$

Realizando un pequeño artificio en la ecuación 3.18 se obtiene una relación que involucra la variación de la conductividad térmica respecto del eje "X" (ecuación 3.21).

$$b = \frac{\partial K}{\partial T} * \frac{\partial x}{\partial x} \quad (3.20)$$

$$\frac{\partial K}{\partial x} = b * \frac{\partial T}{\partial x} \quad (3.21)$$

Si siguiendo el mismo procedimiento, se correlaciona la variación de la conductividad térmica respecto del eje “Y” (ecuación 3.23).

$$b = \frac{\partial K}{\partial T} * \frac{\partial y}{\partial y} \quad (3.22)$$

$$\frac{\partial K}{\partial y} = b * \frac{\partial T}{\partial y} \quad (3.23)$$

Al reemplazar las ecuaciones 3.21 y 3.23 en la ecuación 3.19 se obtiene una nueva expresión sobre la conservación de la energía:

$$\rho * C_e * \frac{dT}{dt} - \left[ b \left( \frac{\partial T}{\partial x} \right)^2 + K \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + b \left( \frac{\partial T}{\partial y} \right)^2 + K \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \right] = 0 \quad (3.24)$$

Por medio de los conceptos numéricos o finitos la placa imaginaria en estudio es dividida en elementos diferenciales, a los cuales se les aplica la primera Ley de La Termodinámica. Ver Fig. 3.4.

La técnica finita permite usar las siguientes aproximaciones cuando se tratan diferenciales de primer orden (la nomenclatura finita esta referida a la Fig. 3.5):

$$\frac{\partial T}{\partial x} = \frac{\Delta T}{\Delta x} = \frac{(T_{i+1,j} - T_{i-1,j})}{2\Delta x} \quad (3.25)$$

$$\frac{\partial T}{\partial y} = \frac{\Delta T}{\Delta y} = \frac{(T_{i,j+1} - T_{i,j-1})}{2\Delta y} \quad (3.26)$$

Del mismo modo la técnica finita aproxima los diferenciales de segundo orden (temperatura respecto de los ejes x e Y), mediante las siguientes expresiones.

$$\frac{\partial T}{\partial x} = \frac{\Delta T}{\Delta x} = \frac{T_{i+1,j} - T_{i,j}}{\Delta x} \quad (3.27)$$

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} = \frac{\partial}{\partial x} \frac{\partial T}{\partial x} = \frac{\frac{T_{i+1,j} - T_{i,j}}{\Delta x} - \frac{T_{i,j} - T_{i-1,j}}{\Delta x}}{\Delta x} \quad (3.28)$$

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} = \frac{T_{i+1,j} - 2 * T_{i,j} + T_{i-1,j}}{\Delta x^2} \quad (3.29)$$

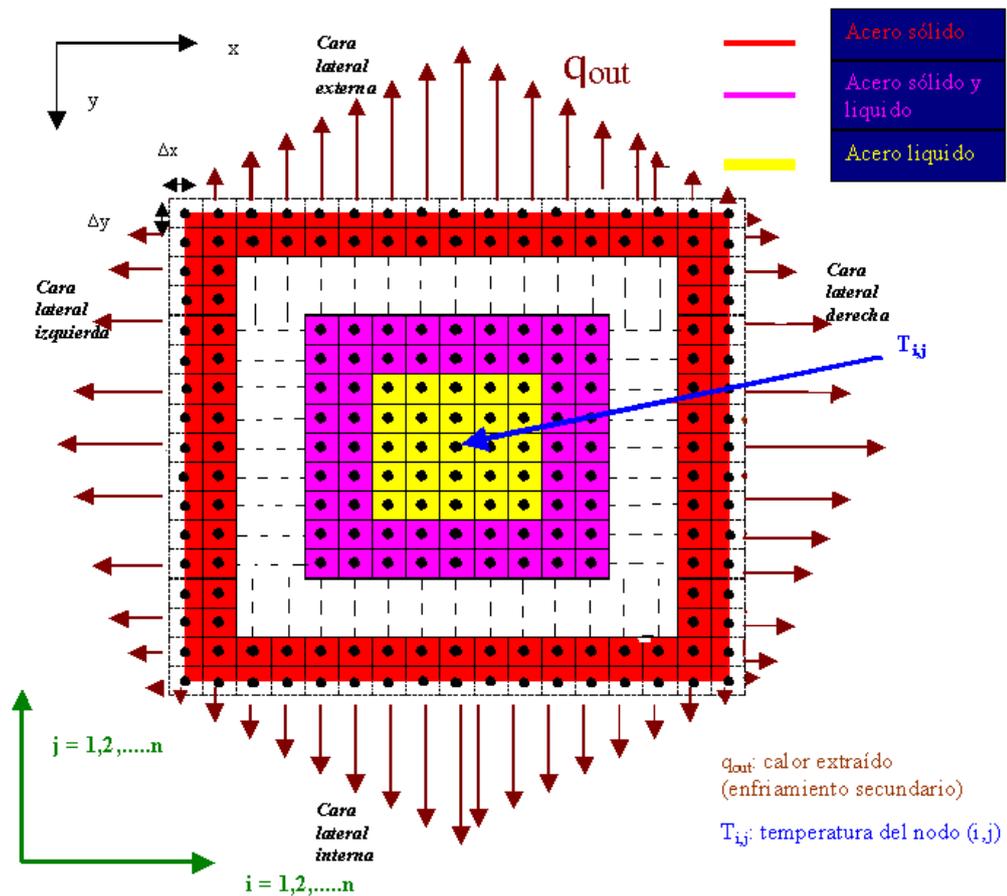
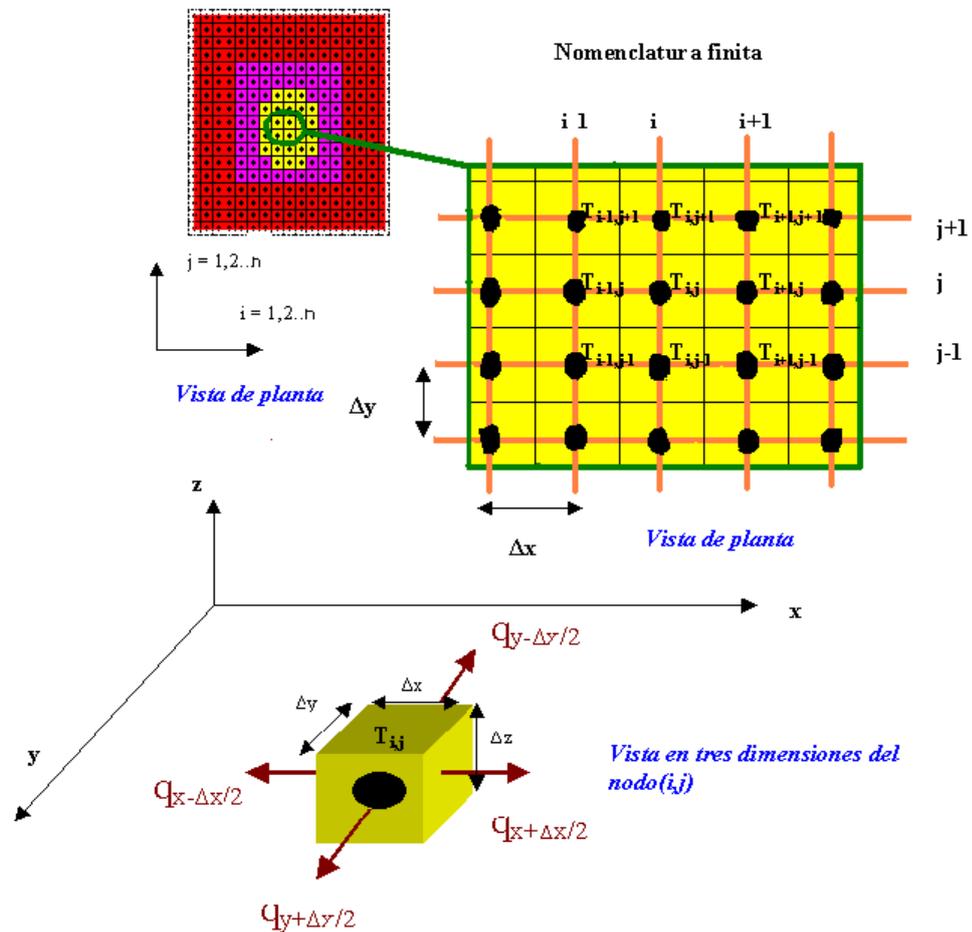


Fig. 3.4.\_ Esquema de la sub división de la placa en estudio en elementos más pequeños llamados nodos.

$$\frac{\partial T}{\partial y} = \frac{\Delta T}{\Delta y} = \frac{T_{i,j+1} - T_{i,j}}{\Delta y} \quad (3.30)$$

$$\frac{\partial^2 T}{\partial y^2} = \frac{\partial}{\partial y} \frac{\partial T}{\partial y} = \frac{\frac{T_{i,j+1} - T_{i,j}}{\Delta y} - \frac{T_{i,j} - T_{i,j-1}}{\Delta y}}{\Delta y} \quad (3.31)$$

$$\frac{\partial^2 T}{\partial y^2} = \frac{T_{i,j+1} - 2 * T_{i,j} + T_{i,j-1}}{\Delta y^2} \quad (3.32)$$



**Fig. 3.5.** Nomenclatura finita y esquematización de la extracción de calor en dos dimensiones para un nodo (i,j) interior cualquiera.

Por otro lado, la variación de la temperatura de un nodo (i,j) en el tiempo, también se aproxima con los conceptos finitos, por medio de la siguiente relación:

$$\frac{dT}{dt} = \frac{\Delta T}{\Delta t} = \frac{T'_{i,j} - T_{i,j}}{\Delta t} \quad (3.33)$$

Donde  $T'_{i,j}$  representa la temperatura del nodo (i,j) en un tiempo " $t+\Delta t$ ", mientras que  $T_{i,j}$  es la temperatura del mismo nodo para un instante anterior " $t$ ". El termino " $\Delta t$ " representa un incremento diferencial del tiempo.

Reemplazando las ecuaciones 3.25, 3.26, 3.29, 3.32 y 3.33 en la *Ecuación General de la Conducción* (ecuación 3.24), se obtiene lo siguiente:

$$\rho C_e \frac{(T'_{i,j} - T_{i,j})}{\Delta t} - \left[ b \left( \frac{T_{i+1,j} - T_{i-1,j}}{2\Delta x} \right)^2 + K \frac{(T_{i+1,j} - 2T_{i,j} + T_{i-1,j})}{\Delta x^2} + b \left( \frac{T_{i,j+1} - T_{i,j-1}}{2\Delta y} \right)^2 + K \frac{(T_{i,j+1} - 2T_{i,j} + T_{i,j-1})}{\Delta y^2} \right] = 0 \quad (3.34)$$

Despejando el termino  $T'_{i,j}$  y asumiendo que  $\Delta x = \Delta y$ :

$$T'_{i,j} = T_{i,j} + \frac{\Delta t}{\rho C_e \Delta x^2} \left[ b \left( \frac{T_{i+1,j} - T_{i-1,j}}{2} \right)^2 + K \frac{(T_{i+1,j} - 2T_{i,j} + T_{i-1,j})}{\Delta x} + b \left( \frac{T_{i,j+1} - T_{i,j-1}}{2} \right)^2 + K \frac{(T_{i,j+1} - 2T_{i,j} + T_{i,j-1})}{\Delta y} \right] \quad (3.35)$$

La ecuación 3.35 indica que la temperatura  $T'_{i,j}$  de un nodo (i,j) para un tiempo " $t+\Delta t$ ", se calcula a partir de las temperaturas de los nodos  $T_{i,j}$ ,  $T_{i+1,j}$ ,  $T_{i-1,j}$ ,  $T_{i,j+1}$  y  $T_{i,j-1}$  definidas para un instante anterior " $t$ ". Esta formula solo puede aplicarse a los nodos interiores de la sección, ya que los nodos exteriores poseen una ecuación diferente, debido a que forman parte de la interfase "*acero-molde, acero-agua de enfriamiento secundario y acero-medio ambiente*" por lo que la conservación de la energía en la interfase les proporciona condiciones distintas.

$$q_{\text{neto-interfase}} - \left( \frac{\partial W}{\partial t} \right)_{\text{interfase}} = \left( \frac{dU}{dt} \right)_{\text{interfase}} \quad (3.36)$$

En ausencia de trabajo ( $\delta W/\delta t = 0$ ) e incorporando la convención de signos para la evaluación del calor neto (calor que entra es positivo, calor que sale es negativo), la ecuación 3.37 se simplifica:

$$(q_{entra} - q_{sale})_{interfase} = \left(\frac{dU}{dt}\right)_{interfase} \quad (3.37)$$

Con el fin de simplificar los cálculos, se analiza a continuación la interfase de la cara lateral derecha [nodos (n,j) donde j: 1,2...n) tal como lo indica la Fig. N° 3.6.

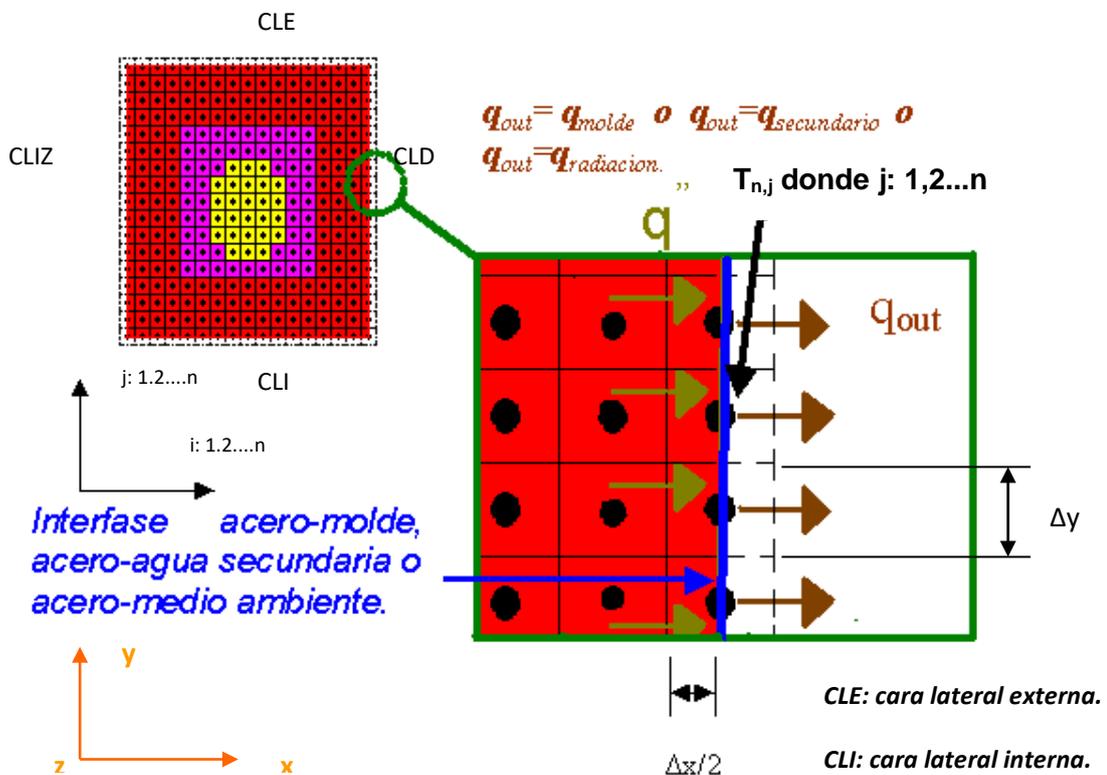


Fig. 3.6.\_Balance de energía en la interfase.

$$q'' \Delta y \Delta z - q_{out} \Delta y \Delta z = \left(\frac{dU}{dt}\right)_{interfase} \quad (3.38)$$

Según la Ley de Fourier el calor  $q''$  se expresa de la siguiente forma:

$$q'' = -K * \frac{\partial T}{\partial x} \quad (3.39)$$

El cambio de energía interna  $(dU/dt)_{interfase}$  para un nodo de la interfase se determina mediante la siguiente ecuación:

$$\left(\frac{dU}{dt}\right)_{interfase} = \rho \frac{\Delta x}{2} \Delta y \Delta z C_e \frac{dT}{dt} \quad (3.40)$$

Reemplazando las ecuaciones 3.39 y 3.40 en la ecuación 3.38, se obtiene la siguiente simplificación:

$$-K * \frac{\partial T}{\partial x} \Delta y \Delta z - q_{out} \Delta y \Delta z = \rho \frac{\Delta x}{2} \Delta y \Delta z C_e \frac{dT}{dt} \quad (3.41)$$

La técnica finita simplifica aun mas los términos de la ecuación 3.41, tal como se muestra a continuación:

$$\frac{\partial T}{\partial x} = \frac{(T_{n,j} - T_{n-1,j})}{\Delta x} \quad (3.42)$$

$$\frac{dT}{dt} = \frac{(T'_{n,j} - T_{n,j})}{\Delta t} \quad (3.43)$$

Donde  $T'_{n,j}$  representa la temperatura del nodo  $(n,,j)$  para un tiempo “ $t+\Delta t$ ”, mientras que  $T_{n,j}$  viene a ser la temperatura del mismo nodo pero para un instante anterior “ $t$ ”.

Reemplazando las ecuaciones 3.42 y 3.43 en la ecuación 3.41 y simplificando los términos  $\Delta y \Delta z$ :

$$-K * \frac{(T_{n,j} - T_{n-1,j})}{\Delta x} - q_{out} = \rho \frac{\Delta x}{2} C_e \frac{(T'_{n,j} - T_{n,j})}{\Delta t} \quad (3.44)$$

Despejando la temperatura  $T'_{n,j}$ , se obtiene la ecuación (3.45) que gobierna la temperatura de los nodos en la interfase lateral derecha.

$$T'_{n,j} = \frac{2\Delta t}{\rho\Delta x C_e} \left( K * \frac{(T_{n-1,j} - T_{n,j})}{\Delta x} - q_{out} \right) + T_{n,j} \quad (3.45)$$

Aplicando un análisis similar, se encuentran las ecuaciones que gobiernan las temperaturas de los nodos pertenecientes a las caras restantes.

**Cara lateral izquierda [nodos (1,j), donde j: 1,2...n]:**

$$T'_{1,j} = \frac{2\Delta t}{\rho\Delta x C_e} \left( K * \frac{(T_{2,j} - T_{1,j})}{\Delta x} - q_{out} \right) + T_{1,j} \quad (3.46)$$

**Cara exterior [nodos (i,n), donde i: 1,2...n]:**

$$T'_{i,n} = \frac{2\Delta t}{\rho\Delta x C_e} \left( K * \frac{(T_{i,n-1} - T_{i,n})}{\Delta x} - q_{out} \right) + T_{i,n} \quad (3.47)$$

**Cara interior [nodos (i,1), donde i: 1,2...n]:**

$$T'_{i,1} = \frac{2\Delta t}{\rho\Delta x C_e} \left( K * \frac{(T_{i,2} - T_{i,1})}{\Delta x} - q_{out} \right) + T_{i,1} \quad (3.48)$$

El termino  $q_{out}$  representa el calor extraído en la interfase y varia de acuerdo a la zona de enfriamiento.

- Zona del molde: “*Ley de Pritchard y Savage*”.

$$q_{out} = q_{acero-molde} = A - B\sqrt{t} \quad (2.6)$$

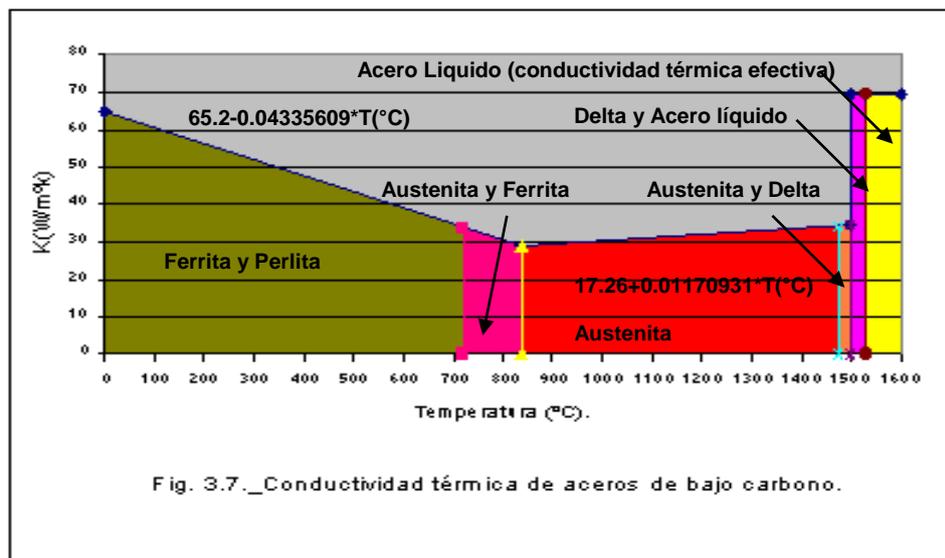
- Zona de enfriamiento secundario.

$$q_{out} = q_{secundario} = h_{conv}(T_{acero} - T_{agua}) + \varepsilon * \sigma(T_{acero}^4 - T_{aire}^4) \quad (2.8)$$

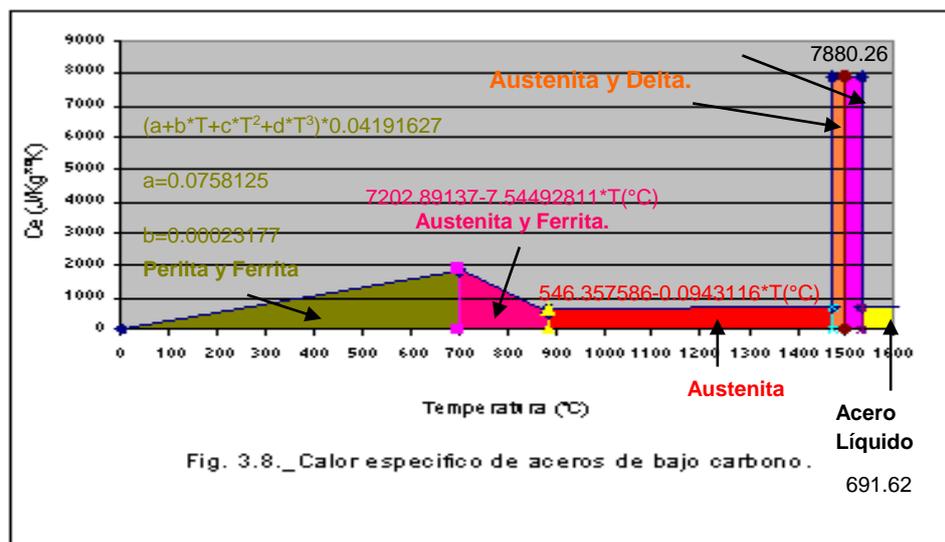
- Zona de enfriamiento terciario:

$$q_{out} = q_{terciario} = h_{aire}(T_{acero} - T_{aire}) + \varepsilon \sigma(T_{acero}^4 - T_{aire}^4) \quad (2.10)$$

Las figuras 3.7 y 3.8 muestran la conductividad térmica “K” y el calor específico “C<sub>e</sub>” de aceros de bajo contenido de carbono en función de la temperatura.



En la Fig. 3.7 se muestra además en forma cuantificada y con una pequeña variación el concepto de la conductividad térmica efectiva, el cual supone al acero líquido como una mezcla pastosa con una conductividad térmica dos veces superior a la conductividad térmica del acero justo en la curva del líquidus. Es necesario aclarar que para el presente trabajo se ha tomado en consideración la conductividad térmica del acero en la línea del sólidus (aproximadamente) y no la del líquidus tal como lo muestra la referida figura.



La extracción de calor en el molde, se aproxima modificando la ecuación de Pritchard y Savage, y se detalla en la ecuación 3.49.

$$q_{\text{molde}}(\dot{f}) = \frac{\left( \frac{1744166.667 * \Delta T * C_e * J}{L_{\text{molde}} * N_{\text{nivel-acero-molde}} * L_{\text{reacción-molde}}} + \frac{B \sqrt{\left( \frac{L_{\text{molde}} * N_{\text{nivel-acero-molde}} * 60}{V * 1000 * 100} \right)}}{1.5} - B\sqrt{\dot{f}} \right)}{1000} \text{ (MW/m}^2\text{)} \quad (3.49)$$

Donde:

*B*: coeficientes de la correlación de Pritchard y Savage.

*L<sub>molde</sub>*: longitud del molde (mm).

*N<sub>nivel-acero-molde</sub>*: nivel del acero en el molde (%).

$L_{\text{sección-molde}}$ : sección de la palanquilla (mm).

$V_{\text{colada}}$ : velocidad de colada (m/min).

$J$ : caudal de agua en el molde (lt/minuto).

$\Delta T$ : incremento de la temperatura del agua ( $^{\circ}\text{C}$ ).

$C_e$ : calor específico del agua (1 cal/(gr $^{\circ}\text{C}$ ))

$t$ : tiempo (s).

En la Fig 3.9, se compara la ecuación 3.49 con la ley de Savage y Pritchard.

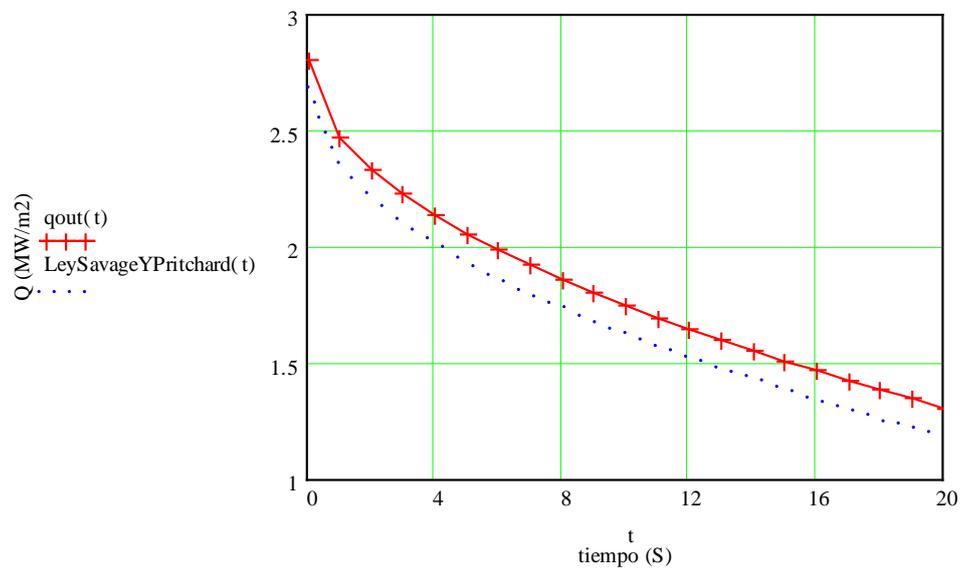


Fig. 3.9 Calor extraído en el molde.

## CONCLUSIONES

1. Toda formación de espacios de aire "Gaps" excesivos y no uniformes a lo largo del perímetro entre la pared interna del molde y la superficie de la piel sólida, origina depresiones longitudinales, así como también grietas internas transversales "Off-Comer" y muy posiblemente también grietas longitudinales, Figuras N° 1.9 Y 1.10.
2. La formación del Gap no uniforme, prematuro y causante de grietas internas "Off-Comer" y de depresiones longitudinales en las caras, se asocia a los siguientes tres factores:
  - Formación de burbujas en el agua de enfriamiento primario.
  - Conicidad no uniforme en torno al perímetro del molde a causa de deformación de las paredes del mismo o procedentes de fabrica.
  - Presencia de materiales extraños, tal como la incrustación de escoria, Figuras N° 1.8,1.9.1.10 y 1.11.
  - Enfriamiento secundario no uniforme inmediata a la salida del molde Figura N° 1.14.

Para minimizar la presencia de Grietas Off-comer y depresiones longitudinales se ha de controlar la cantidad de incrustaciones de escoria.

Para estudiar con más detalle la formación de Gaps prematuros y no uniformes asociados a turbulencias excesivas del agua primaria o a las deformaciones del perfil del molde, se recomienda realizar un estudio de transferencia de calor en los moldes, utilizando para esto moldes instrumentados con termocuplas, Figura N° 1.12.

3. La formación de grietas internas de medio camino, originadas en el enfriamiento secundario, se controlan, manteniendo un adecuado perfil de temperatura superficial, el cual evite ciclos sucesivos y excesivos de enfriamiento y recalentamiento. Así mismo ha de evitarse descontrolos mecánicos que originen excesivas fuerzas aplicadas sobre la línea de colada.

## BIBLIOGRAFÍA

- [1] I.V. Samarasekera and J.K. Brimacombe, (1979), ."The thermal field in continuous- casting moulds". Canadian Metallurgical Quarterly 1979; 18:251-266.
- [2] "Analysis of thermomechanical behaviour in billet casting with different mould corner radii" J. K. Park, B. G. Thomas, and I. V. Samarasekera Ironmaking and Steelmaking 2002 Vol. 29 No. 5 1.
- [3] GONZALEZ, Marcial  
2002, "Modelo Inverso de Estimación del Coeficiente de Transferencia de Calor Acero-Molde en el Proceso de Colada Continua de Planchones", Tesis de Ingeniería Mecánica, Universidad Nacional de Buenos Aires, 1-2, Buenos Aires - Argentina.
- [4] Eugene A. Mizicar  
March 10, 1967, "Mathematical Heat Transfer Model For Solidification of Continuously Cast Steel Slabs", Member AIME is Senior Research Engineer, Graham Research Laboratory, Jones & Laughlin Steel Corp., Pittsburgh, Pa.- Manuscript submitted. ISD.
- [5] Terkel Rosenqvist.  
"Fundamentos de metalurgia Extractiva" 2a edición, Capítulo II, p 46.
- [6] B.G. Thomas,  
"Continuous Casting: Modeling," The Encyclopedia of Advanced Materials, (J. Dantzig, A. Greenwell, J. Michalczyk, eds.) Pergamon Elsevier Science Ltd., Oxford, UK, Vol. 2, 2001, 8p., (Revision 3, Oct. 12, 1999).
- [7] A.T., Peters "Producción Siderúrgica"  
1987, primera edición, México.
- [8] SANDOVAL S., Rigoberto  
2001, "Solidificación", Capítulo I "Transferencia de calor en la solidificación", Facultad de Ingeniería Geológica, Minera y Metalúrgica, Universidad Nacional de Ingeniería, Lima-Perú.
- [9] Instituto Argentino de Siderurgia IAS.  
<http://www.siderurQiaorQ.ar/port/Lamina%C3%A7%C3%A30.htm>  
(25/10/03)

- [10] B.G., Thomas  
Revision 3, Oct. 12,1999, "Continuous Casting: Modeling," The Encyclopedia of Advanced Materials, (J. Dantzig, A. Greenwell, J. Michalczyk, eds.) Pergamon Elsevier Science Ud., Oxford, UK, Vol. 2, 2001,8p.,
- [11] Chapter 2 Smelting, Refining and Continuous Casting  
<http://www.ife-21st-cf.or.ip/chapter2/2i1.html>( 15/03/04).
- [12] S. Louhenkilpi, E. Laitinen and R. Nieminen,  
1993, "Real-time simulation of heat transfer in cantinuaus casting", Metallurgical Transactions ; 248:685-693.
- [13] Z. Keqiang and E.W. Langer,  
1992, "Inf/uence of secondary cooling on liquid pool depth and surface temperature of strand in continuous casting of stee/". Sandinavian Journal of Metallurgy 1992; 21 :260-265
- [14] I. Stewart J.D.  
Massingham British Steel pie, UK, J.J. Hagers 1995, "Heat Transfer Coefficient Effects On Spray Cooling", AISE Annual Convention and Iron & Steel Exposition, Spraying Systems Co., Pittsburgh, Pennsylvania, USA.
- [15] Chunsheng LI and Brian G. Thomas  
December 2004, Thermomechanical Finite-Element Model of Shell Behavior in Continuous Casting of Steel, METALLURGICAL ANO MATERIALS TRANSACTIONS B, VOLUME 35B,

## **ANEXOS**

### **APLICACIONES NUMÉRICA DE LAS ECUACIONES DE TRANSFERENCIA DE CALOR.**

## **SIMULACIÓN DE UNA COLADA CONTINUA DE PALANQUILLAS DE ACERO DE BAJO CARBONO.**

Se realiza una simulación para una colada de acero de bajo carbono; tal simulación se ejecuta con el Software Solidificación 2009, el cual fue diseñado en base a las ecuaciones de transferencia de calor descritas en el Capítulo III. A continuación se describen las características de la máquina de colada continua, los parámetros operativos, así como también los resultados de la simulación.

### I. Características de la maquina de colada continua.

Radio de la maquina de colada continua: 5 m.

Molde: 800 mm de longitud.

Espesor del molde: 6 mm.

Tabla 1.1.\_Características geométricas del enfriamiento secundario.

<b>Zona</b>	<b>Ángulo (°)</b>	<b>Número Rociadores por cara de las líneas</b>	<b>Tipo de rociador.</b>	<b>Lugar geométrico de los rociadores (m).</b>
Corona	3	3	Cónico 60°	4.850
Zona I	18	16	Cónico 60°	4.841
Zona II	33	23	Cónico 60°	4.818

II. Acero colado.

Acero de bajo carbono.

Temperatura del liquidus: 1529 °C.

Temperatura del solidus: 1511 °C.

III. Condiciones de operación.

Nivel del acero en el molde: 87.5%.

Temperatura de ingreso del agua en el molde: 26 °C.

Incremento de temperatura del agua en el molde: 8 °C.

Flujo de agua en el molde: 1100 lt/minuto.

Sección colada: 130 x 130 mm.

Velocidad de colada: 2.2 m/minuto.

Temperatura del acero en el tundish: 1554 °C.

Temperatura del agua en el enfriamiento secundario: 26 °C.

Temperatura del aire en el enfriamiento por radiación (a 1 cm del espesor solido): 60 °C.

Flujo de agua en la corona: 141 lt/minuto.

Flujo de agua en la zona I: 212 lt/minuto.

Flujo de agua en la zona II: 118 lt/minuto.

#### IV. Resultados de la simulación.

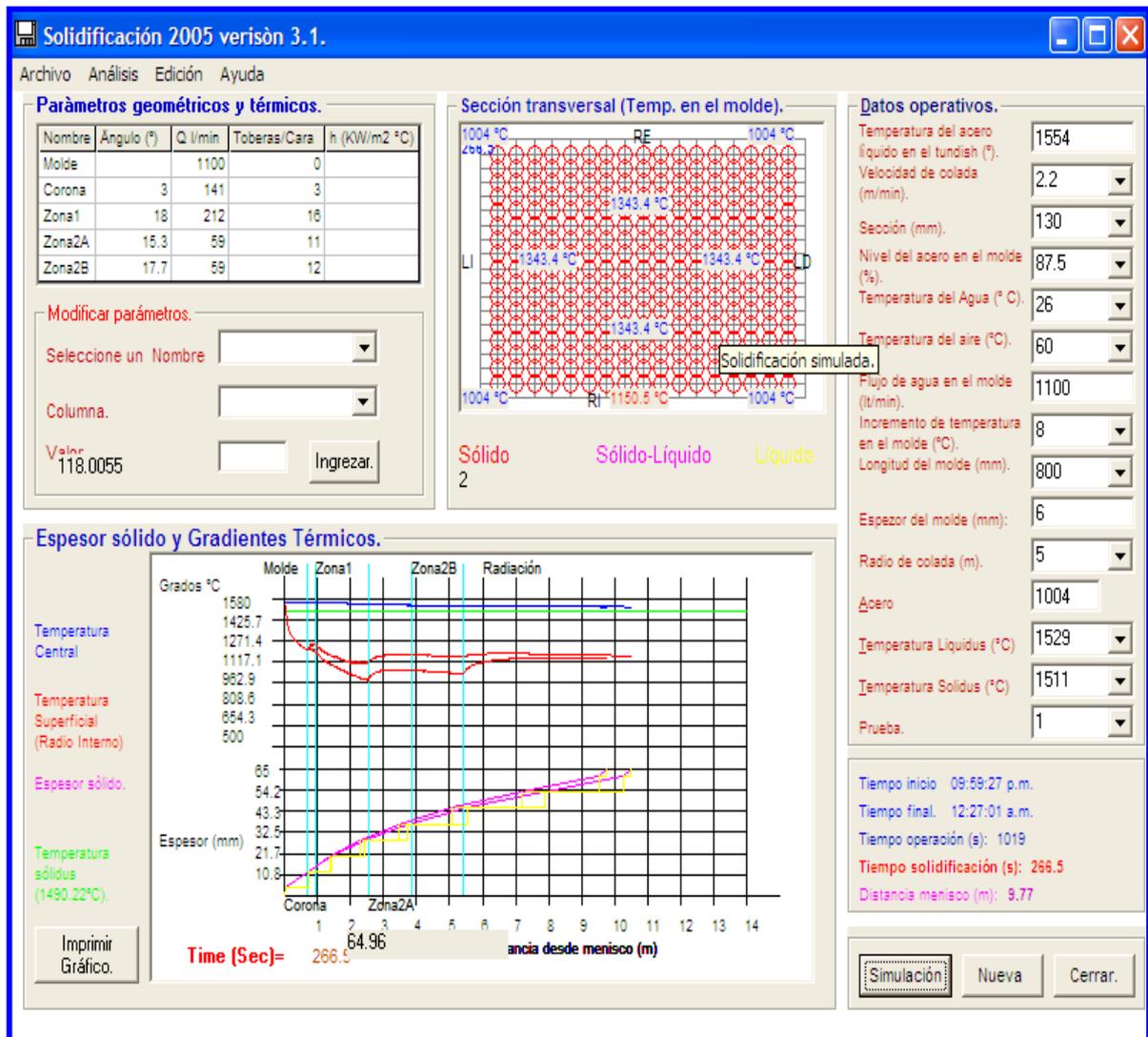
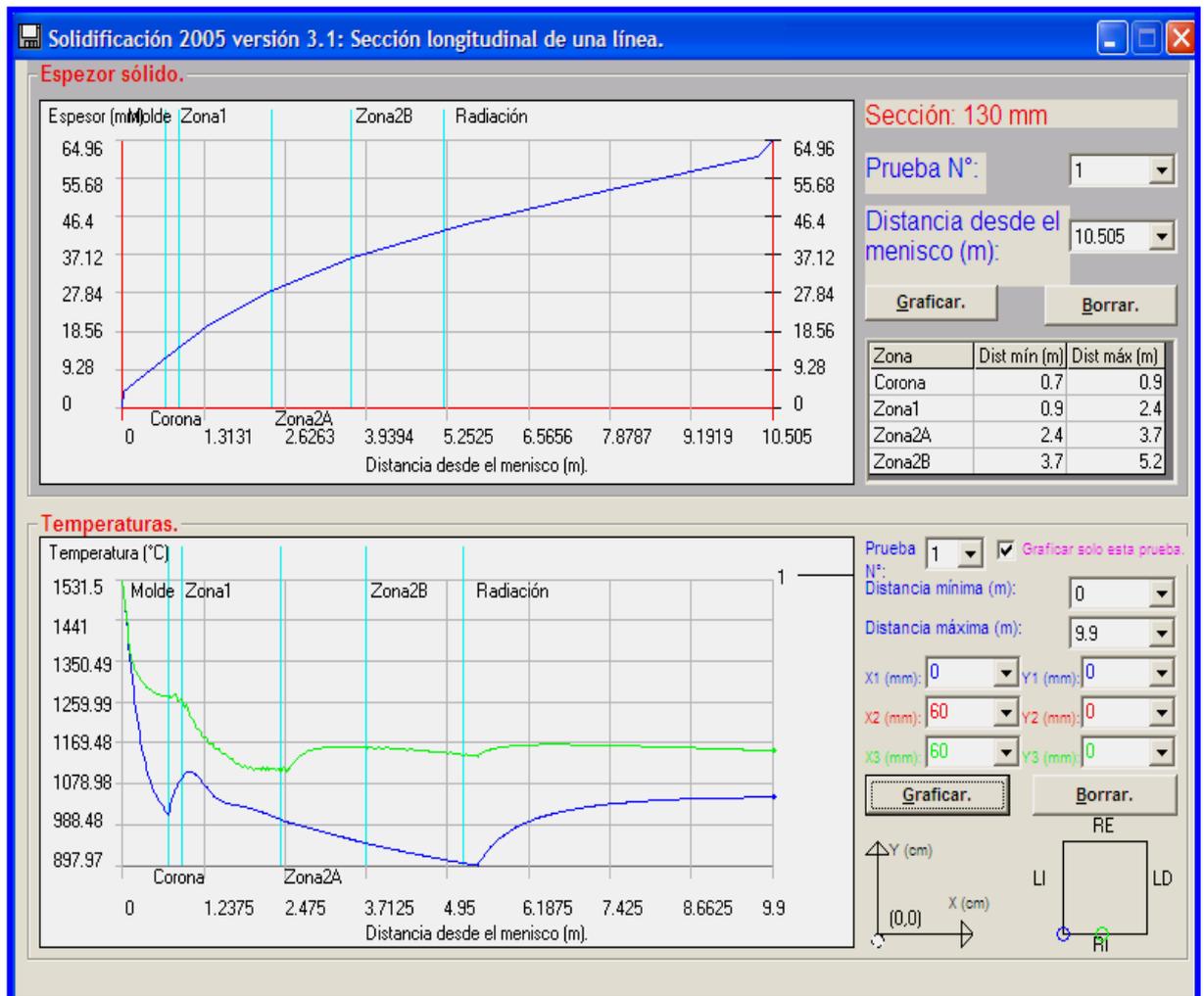


Figura 4. Interfase de inicio: datos de operación (Software Solidificación 2009).



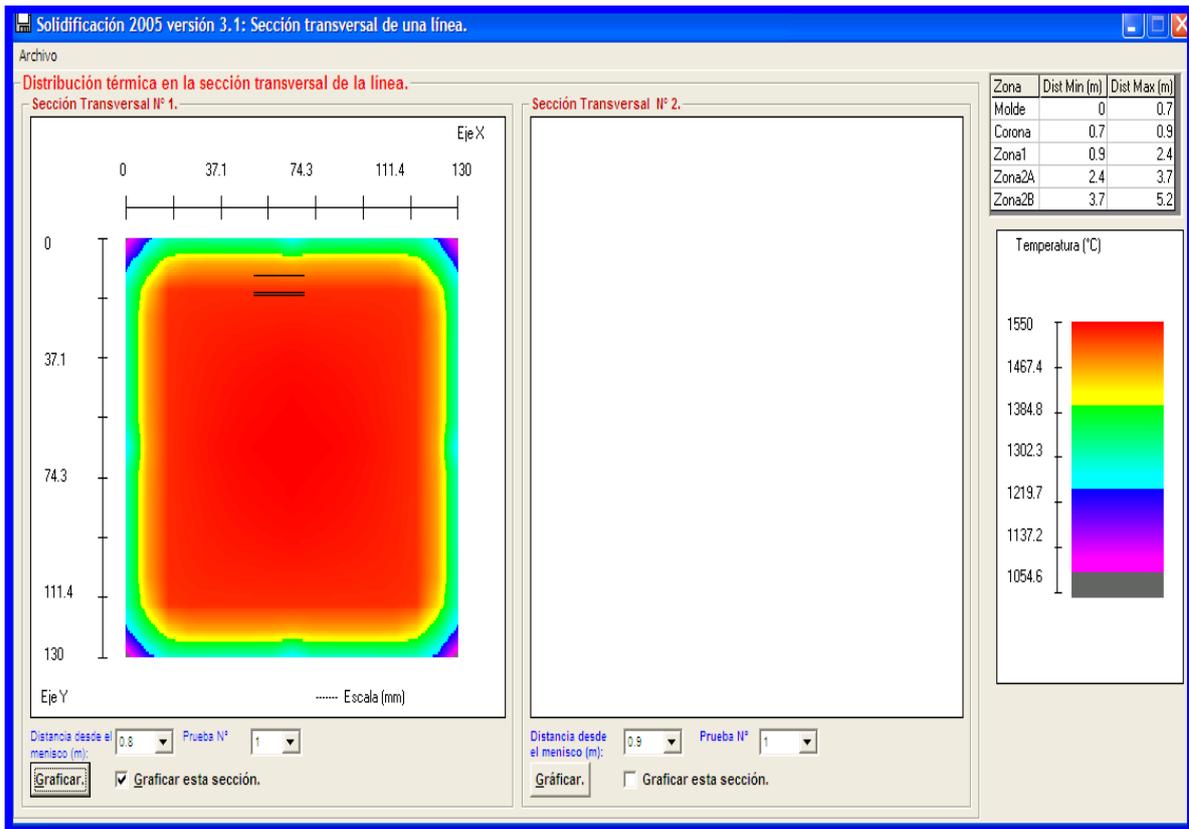
**Figura 5.** Sección longitudinal de una línea de colada: Espesores sólidos y Temperaturas superficiales (en el radio interno “RI”). Software Solidificación 2009, por Juan Carlos Saavedra Poma

**Fig superior:** espesor sólido.

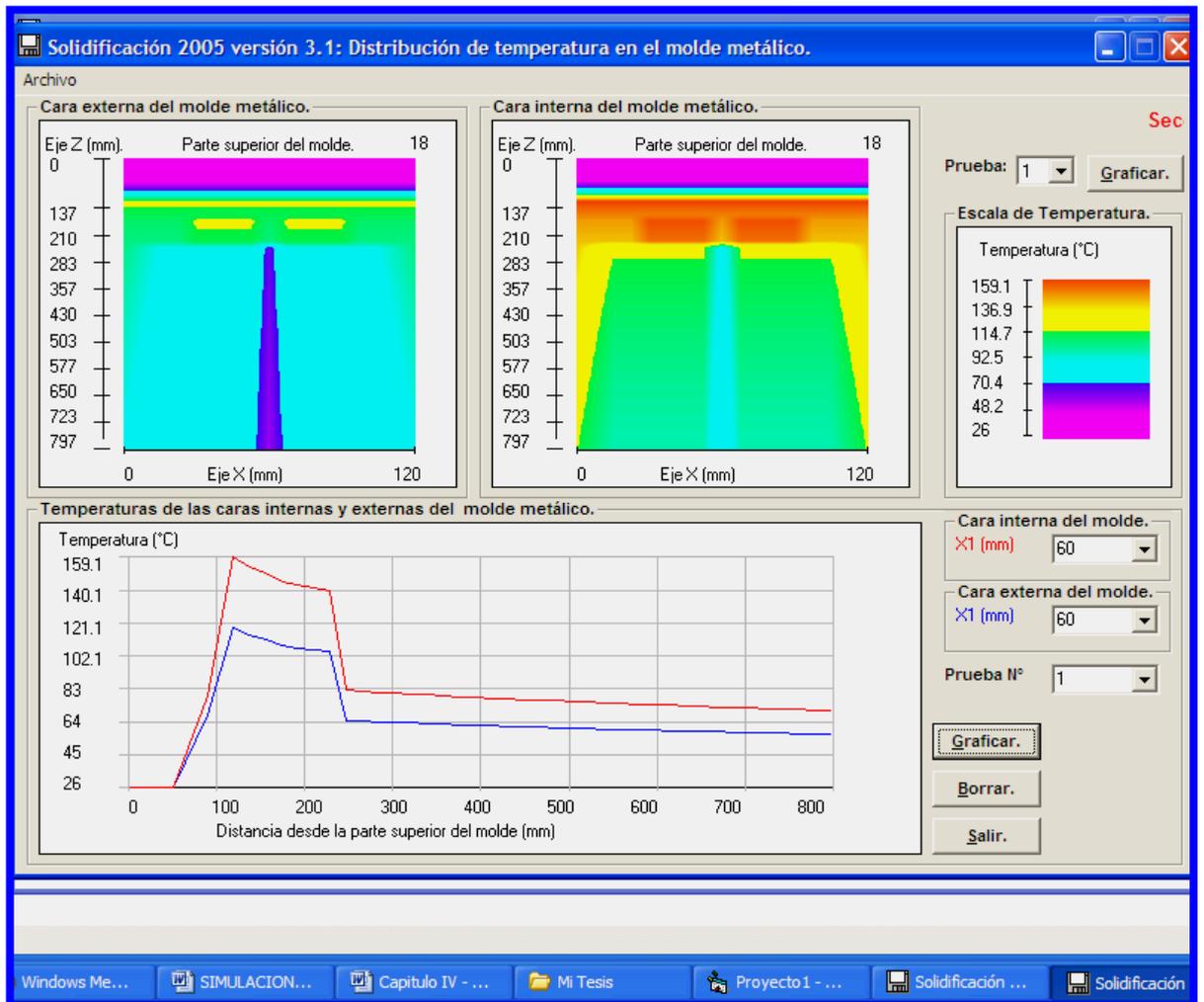
**Fig inferior trazo azul:** esquina o arista de la línea colada (radio interno).

**Fig inferior trazo verde:** parte central de la línea colada (radio interno).

Notar que a 7 m desde el menisco (punto aproximado de enderezado), la arista se encuentra aproximadamente a 1000 °C, mientras que la parte central del radio interno se encuentra aproximadamente a 1170 °C; por otro lado el espesor solidificado para dicha posición es 49.72 mm.



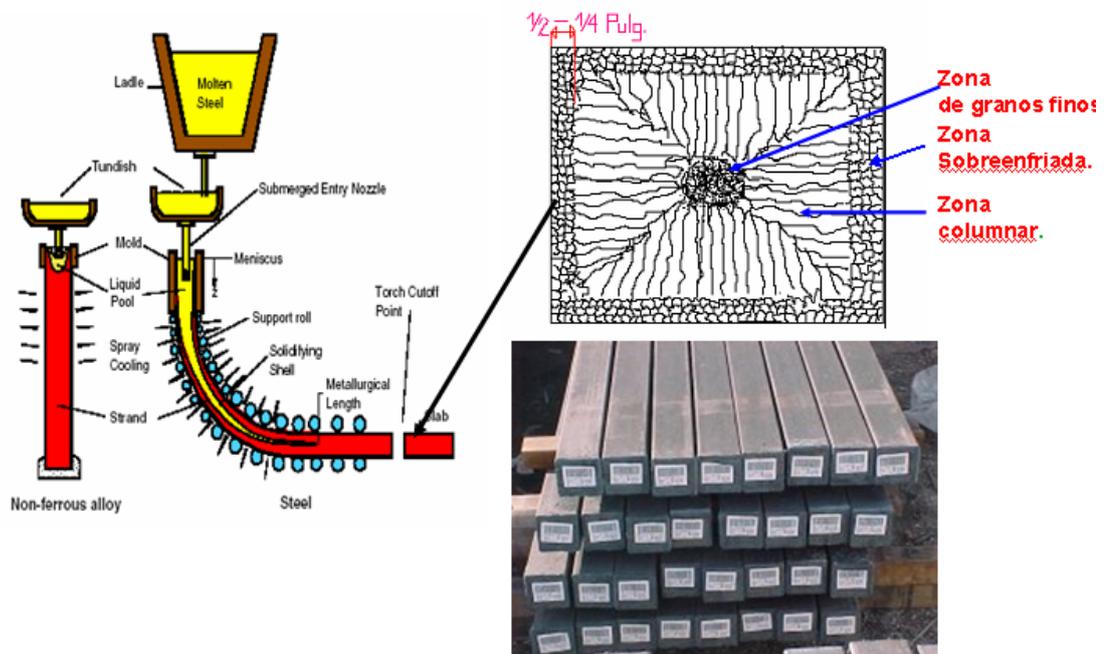
**Figura 5.** Distribución térmica de la sección transversal de la línea colada a 100 mm de la parte inferior del molde (zona corona). Software Solidificación 2009, por Juan Carlos Saavedra Poma.



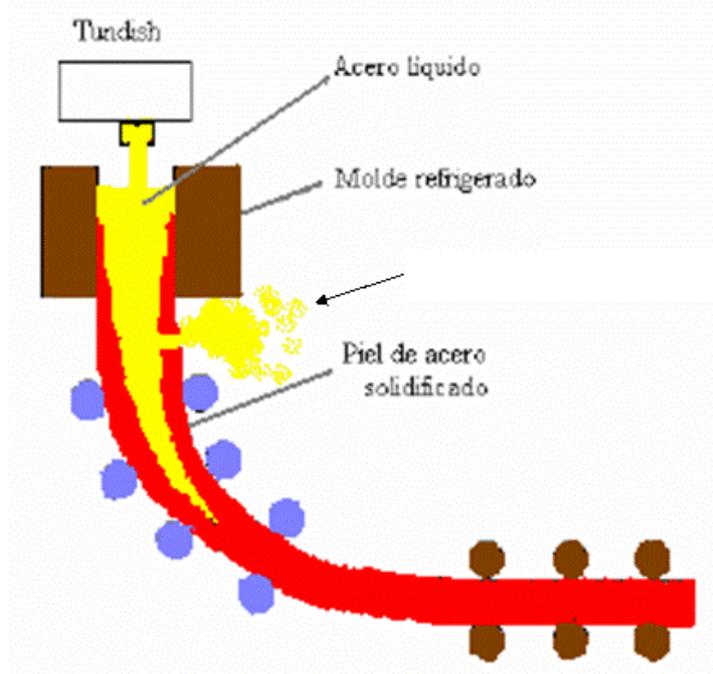
**Figura 6.** Distribución de temperaturas en el molde (Software Solidificación 2009, por Juan Carlos Saavedra Poma).

**Fig. parte superior izquierda:** cara externa en contacto con el agua de enfriamiento primario.

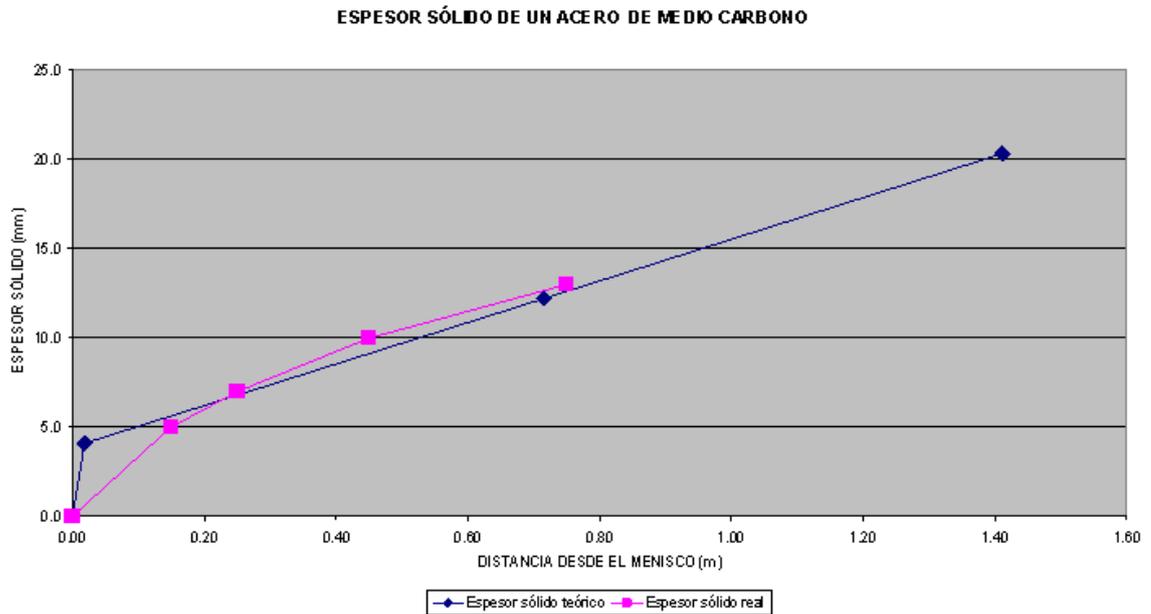
**Fig parte superior derecha:** cara interna en contacto con el acero líquido, **Fig parte inferior:** temperaturas longitudinales en la parte central de las caras internas y externas del molde. Notar que aproximadamente a 147 mm (o a 247 mm debajo de la boca superior del molde) debajo de la línea del menisco, la parte central de la piel sólida comienza a desprenderse del molde (formándose una capa de aire, color turquesa o celeste en la cara interna del molde, color azul en la cara externa del molde).



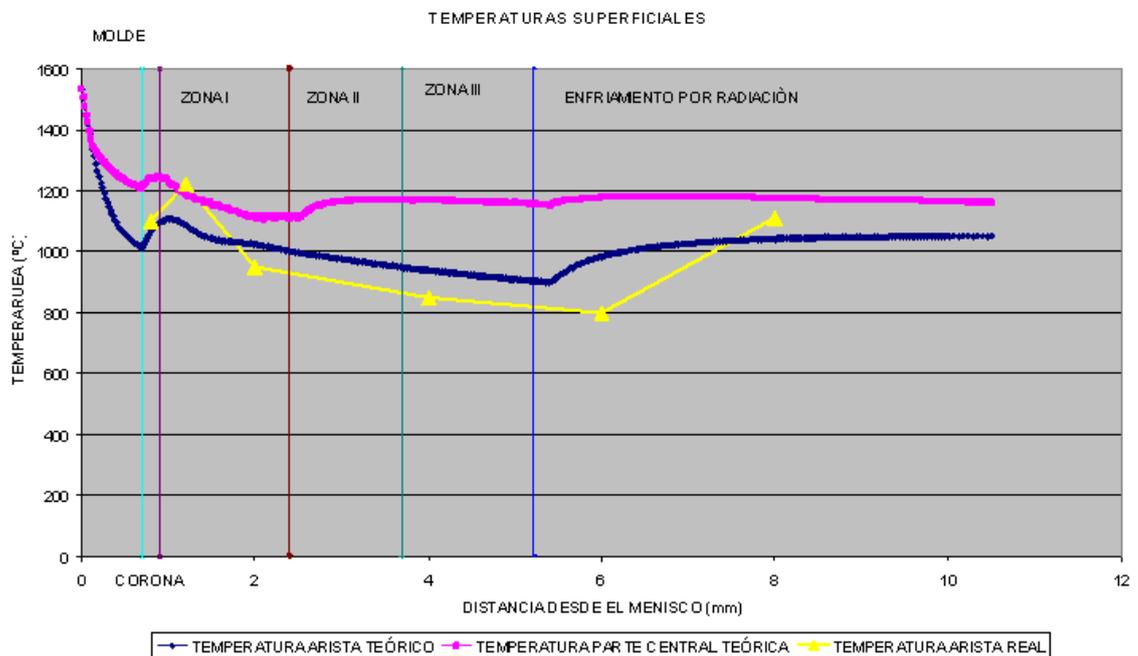
**Figura 7.** Esquema final de la solidificación en la colada continua.



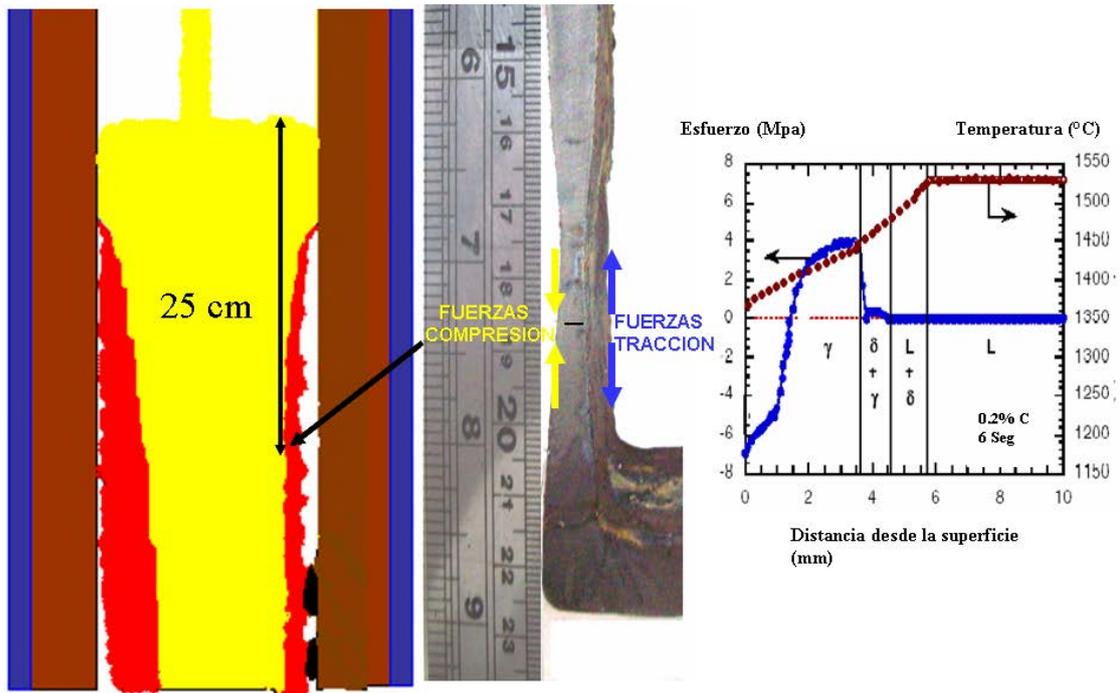
**Figura 8.** Esquema de una perforación de línea en la colada continua



**Figura 9.** Espesores sólidos “real y simulado” en una máquina de colada continua.



**Figura 10.** Temperaturas superficiales “reales y simulados” en una máquina de colada continua.



**Figura 11.\_** Posibles distribuciones térmicas y de esfuerzos en la piel sólida aproximadamente 25 cm debajo de la parte superior del menisco.