

UNIVERSIDAD AUTONOMA DE NUEVO LEON
FACULTAD DE INGENIERIA MECANICA Y ELECTRICA



MODELACION DEL ENFRIAMIENTO DE CINTA
DE ACERO DE BAJO CARBONO LAMINADA
EN CALIENTE

T E S I S

QUE PARA OBTENER EL GRADO DE
MAESTRO EN CIENCIAS DE LA INGENIERIA MECANICA
CON ESPECIALIDAD EN MATERIALES

P R E S E N T A :

CARLOS GARCIA FLORES

CD. UNIVERSITARIA

MAYO DE 1995

TM

Z5853

.M2

FIME

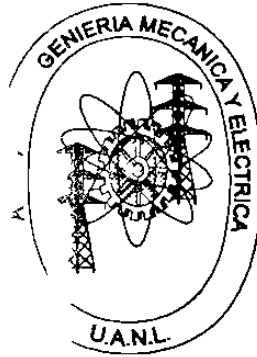
1995

G3



1020112536

UNIVERSIDAD AUTONOMA DE NUEVO LEON
FACULTAD DE INGENIERIA MECANICA Y ELECTRICA



**M. DELA ION DE ENFRIAMIENTO DE CINTA DE
ACERO DE BAJO CARBONO NO LAMINADA EN CALIENTE**

TESIS
QUE PARA OBTENER EL GRADO DE :
MAESTRO EN CIENCIAS EN INGENIERIA ELECTRICA
CON ESPECIALIDAD EN MATERIALES

PRESENTA:
CARLOS GARCIA FLORES

CD. UNIVERSITARIA

MAYO DE 1995

TM
Z5853
•M2
FINE
1995
53

0117-01860

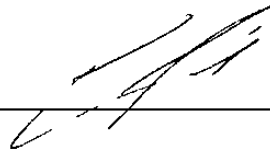
UNIVERSIDAD AUTONOMA DE NUEVO LEON

FACULTAD DE INGENIERIA MECANICA Y ELECTRICA

DIVISION DE ESTUDIOS DE POSTGRADO

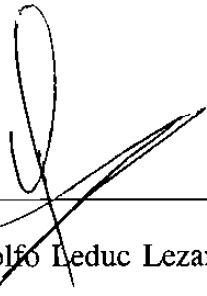
Los integrantes del Comité de Tesis recomendamos que la presente tesis, realizada por el Lic. Carlos García Flores, sea aceptada como opción para obtener el grado de Maestro en Ciencias de la Ingeniería Mecánica con especialidad en Materiales.

El Comité de Tesis:



Dr. Rafael Colás Ortiz

Asesor



Dr. Luis Adolfo Ieduc Lezama

Co-Asesor



Dr. Juan Antonio Aguilar Garib

Revisor



FONDO TESIS

AGRADECIMIENTOS

Deseo expresar mis más sinceros agradecimientos a las siguientes personas e instituciones por su vinculación directa con esta tesis, así como por su participación latente durante el desarrollo de mi formación profesional:

- A Dios, por Su palpable presencia en todo momento.
- A mis padres: Irma y Fernando, y mis hermanos: Mario, Horacio, Sergio y Lety, por su apoyo, amistad y motivación a seguir adelante.
- Al Consejo Nacional de Ciencia y Tecnología, por el apoyo financiero que me otorgó para recibir mi formación profesional durante mis estudios de maestría.
- A la Facultad de Ingeniería Mecánica y Eléctrica, por brindarme un espacio en el cual llevar a cabo mis labores durante el desarrollo de mis estudios.
- A la División Aceros Planos de la empresa Hylsa, S.A. de C. V., por las facilidades otorgadas para la realización del presente trabajo.
- Al Dr. Luis Adolfo Leduc Lezama, por sus valiosas críticas y sugerencias durante la realización de este trabajo, así como por la revisión final del mismo.
- Al Dr. Juan Antonio Aguilar Garib, por su valiosa colaboración durante la revisión de esta tesis.
- A todos los profesores investigadores, docentes del Programa Doctoral en Ingeniería de Materiales, por su valiosa instrucción durante mis estudios. Deseo agradecer muy especialmente a mi distinguido asesor, el Dr. Rafael Colás Ortiz, de quien siempre recibí incondicionalmente

sus conocimientos, experiencia y ejemplo, ya que siempre sacrificó parte de su tiempo para brindar apoyo a quien (es) se le acercaron, sin mirar a ningún otro lado.

- A todos mis compañeros del D. I. M. A. T. por más de dos años de convivencia, a través de los cuales se fueron convirtiendo en mis mejores amigos, por su apoyo y consejos.
- A mis compañeros de generación: Idalia, José Antonio, Ana María, Patricia e Ileri, también por más de dos años de convivencia, y porque juntos salimos adelante.
- A Julio y Raúl, por haber puesto en mí su confianza, por haberme dado valiosos consejos, por sus importantes cuestionamientos durante la pre-presentación de este trabajo, y porque siempre se sentaron a escucharme. Les doy las gracias por los momentos de nostalgia musical compartidos, acompañados de las bohemias bien frías.
- A todas aquellas personas que en su momento estuvieron de alguna manera enteradas de mis actividades.
- A Yngwie J. Malmsteen (The Viking Young Chief) y Vinnie Moore, por sus influencias y sugerencias.

CONTENIDO

RESUMEN	1
1. INTRODUCCION	3
2. LINEA DE LAMINACION EN CALIENTE	5
2.1 Introducción	5
2.2 Proceso de laminación en caliente	5
2.2.1 Recalentamiento del lingote	6
2.2.2 Desbaste	6
2.2.3 Molino continuo	7
2.2.4 Enfriamiento	7
3. TRANSFORMACION DE AUSTENITA A FERRITA	10
3.1 Introducción	10
3.2 Condición austenítica	11
3.3 Rapidez de enfriamiento y tamaño de grano	12
3.4 Enfriamiento acelerado	14
3.4.1 Antecedentes	14
3.4.2 Efecto sobre la temperatura de transformación	15
3.4.3 Influencia de la temperatura de acabado	16
3.5 Propiedades mecánicas	16
4. MODELACION DEL ENFRIAMIENTO	18
4.1 Introducción	18
4.2 Transferencia de calor durante el enfriamiento	18
4.2.1 Propiedades térmicas del acero	18
4.2.2 Conducción	19
4.2.3 Convección	21
4.2.4 Radiación	22
4.2.5 Ebullición	24
4.3 Modelo matemático	25
4.3.1 Definición del sistema	25
4.3.2 Regímenes del enfriamiento	25
4.3.3 Condiciones a la frontera	26
4.4 Formulación numérica	28
4.5 Criterio de estabilidad	32

5. TOMA DE DATOS EN LA PLANTA	33
5.1 Introducción	33
5.2 Levantamiento físico de la mesa de enfriamiento	33
5.3 Variables del proceso de enfriamiento	34
5.4 Gráficas del molino continuo	37
5.5 Pruebas de enfriamiento	37
6. RESULTADOS Y DISCUSION	39
6.1 Modificación del modelo existente	39
6.2 Suposiciones del modelo de transferencia de calor	39
6.3 Coeficientes de transferencia de calor	42
6.4 Validación del modelo de diferencias finitas	44
6.5 Modelo estadístico	45
6.6 Validación del modelo estadístico	48
6.7 Comparación de modelos	49
6.8 Generación de esfuerzos durante el enfriamiento	51
7. CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES	53
7.1 Conclusiones	53
7.2 Recomendaciones	55
REFERENCIAS	57
TABLAS	61
FIGURAS	66

RESUMEN

La transformación de austenita a ferrita en aceros de bajo carbono laminados en caliente se lleva a cabo durante la etapa de enfriamiento posterior a la reducción, requiriéndose un control muy preciso de tanto la temperatura de fin de laminación como la de enrollado. El control sobre la temperatura de acabado se lleva a cabo durante la reducción, mientras que la de enrollado es afectada al incrementar o disminuir el número de cabezales que suministran el agua de enfriamiento. Las plantas industriales emplean diferentes sistemas de enfriamiento con diversas capacidades para extraer el calor de la lámina de acero.

Los mecanismos de transferencia de calor por los cuales se lleva a cabo el enfriamiento de la lámina son: conducción, convección, radiación y ebullición, los cuales intervienen en tres regímenes diferentes: aire, capa de vapor sobre la superficie de la lámina y la zona de golpe, donde se rompe dicha capa por el impacto de los chorros de agua sobre la lámina.

En este trabajo se presenta un modelo de transferencia de calor para predecir la evolución térmica que se presenta en láminas de acero de bajo carbono durante el enfriamiento posterior a la reducción en una línea de laminación en caliente industrial. La solución de la ecuación de calor propuesta se obtiene por medio del método explícito de la técnica de diferencias finitas para predecir las temperaturas de enrollado de la lámina, obteniéndose una correlación aceptable entre las mediciones tomadas en la planta industrial y las predicciones del modelo.

Una vez validado el modelo de diferencias finitas, se procedió a crear una base de datos relativa al enfriamiento, bajo condiciones operativas de interés, con la que se llevó a cabo una regresión múltiple entre las variables relevantes con el fin de elaborar un modelo estadístico que

relacione a las mismas, para su posterior implementación en la planta industrial mencionada.

Por otra parte, se determina el gradiente térmico al final del enfriamiento en láminas de calibre grueso y se calcula la magnitud de los esfuerzos térmicos generados con el fin investigar la posibilidad de deformación plástica de dichas láminas.

CAPITULO 1

INTRODUCCION

Las exigencias de primordial interés por parte de productores y consumidores de útiles manufacturados a partir de productos planos de acero laminados en caliente son las propiedades mecánicas a temperatura ambiente. Tales propiedades están asociadas con la microestructura, la cual depende a su vez de la composición química del acero y de la forma en que la transformación de austenita a ferrita se lleva a cabo.

La transformación de austenita a ferrita en aceros de bajo carbono laminados en caliente se lleva a cabo durante la etapa del enfriamiento posterior a la reducción, para lo cual se requiere tener un control muy preciso tanto de las temperaturas de acabado o fin de laminación, como de la de enrollado.

El control sobre la temperatura de acabado debe llevarse a cabo durante el proceso de laminación propiamente dicho, o antes de que la barra de transferencia arribe a las estaciones acabadoras, mediante el uso de dispositivos o instalaciones especiales o la aceleración de la cinta durante su reducción. Las acciones de control sobre la temperatura de enrollado se efectúan al momento de que la cinta pasa por las mesas de enfriamiento, para lo cual se llevan a cabo prácticas tales como los cambios en la velocidad o la distancia en recorrer por la lámina (lo que sólo puede llevarse a cabo en instalaciones que disponen de más de un enrollador), o el cambio en la cantidad del agua suministrada por el sistema de enfriamiento.

La predicción de temperaturas durante el proceso de laminación en caliente de lámina de

acero es parte esencial de la tecnología de dicho proceso. La importancia de la predicción de temperaturas durante el proceso, particularmente las de enrollado en la etapa de enfriamiento, radica en la posibilidad de predecir las propiedades mecánicas de la lámina en función de la microestructura resultante de la transformación de austenita a ferrita y carburos.

Ahora bien, desde un punto de vista práctico industrial, lo anterior permite establecer cédulas de enfriamiento aplicables antes de iniciarse las operaciones de laminación, lo cual es deseable no sólo para emplear de manera más eficiente el proceso, sino también para satisfacer las exigencias de los consumidores, lo que reditúa en ahorros al productor y preferencia por parte del consumidor.

Los objetivos de este trabajo son: demostrar que es posible simular el enfriamiento a que esta sujeta una cinta de acero laminada en caliente al finalizar su proceso de reducción y el desarrollo posterior de un modelo estadístico capaz de predecir las temperaturas de enrollado de la lámina. Para lograr el primer objetivo es preciso desarrollar un modelo de transferencia de calor capaz de describir el enfriamiento a que esta sujeta la lámina, evaluar la capacidad del sistema de enfriamiento utilizado y determinar los coeficientes de transferencia de calor asociados al enfriamiento. El segundo objetivo requiere de la ejecución del modelo de transferencia de calor (una vez validado) para generar la información necesaria que permita llevar a cabo una regresión múltiple entre las variables de interés relativas al enfriamiento y elaborar un modelo estadístico que relacione a las mismas. Este último permitirá determinar el número de cabezales o bancos de enfriamiento necesarios para alcanzar las temperaturas de enrollado que los productos de acero requieren.

CAPITULO 2

LINEA DE LAMINACION EN CALIENTE

2.1 INTRODUCCION.

Las tecnologías de manufactura más importantes de productos planos de acero lograda en décadas pasadas son, sin lugar a duda, los procesos termomecánicos [2.1], los cuales involucran la combinación de tratamientos térmicos, deformación plástica y transformación de fase con el fin de controlar la estructura, morfología y tamaño de grano de la fase madre (austenita en el caso de los aceros), para así modificar la estructura, distribución y morfología de los productos de transformación (ferrita, perlita, precipitados, etc.) [2.2].

El tratamiento termomecánico más conocido es el proceso de laminación en caliente, empleado en la industria siderúrgica para la refinación del grano ferrítico y obtener las propiedades físicas y mecánicas requeridas por los diversos productos de acero directamente de las líneas de laminación, sin necesidad de recurrir a tratamientos o procesamientos posteriores, lo que reditúa en ahorros a productores y consumidores [2.2].

2.2 PROCESO DE LAMINACION EN CALIENTE.

La fabricación de lámina se lleva a cabo en una empresa de la localidad mediante la combinación de diferentes procesos y equipos, mismos que se describen de modo general a continuación y se presentan en la figura 2.1.

2.2.1 RECALENTAMIENTO DEL LINGOTE.

Debido a los marcados gradientes de temperatura existentes a través de los lingotes, éstos deben ser recalentados en hornos o fosas de calentamiento para uniformizar su temperatura y puedan, en consecuencia, ser laminados de manera uniforme [2.3]. La temperatura de recalentamiento varía aproximadamente de 1260 a 1300 °C durante un cierto período (de empapado o de homogeneización), y tiene por objetivo alcanzar la temperatura correcta de laminación [2.3].

2.2.2 DESBASTE.

Esta operación tiene como objetivos principales [2.3]: (a) mejorar la calidad estructural, destruyendo la estructura débil de la colada, cambiándola a otra más compacta y uniforme, (b) mejorar la calidad superficial, descascarando y laminando los defectos superficiales menores y (c) transformar el lingote a una primera forma útil. Esta última práctica se lleva a cabo de la siguiente manera [2.4]:

- i) Reducción del espesor del lingote desde 0.445 hasta 0.089 metros en un molino de desbaste reversible (MD1) mediante una secuencia de 13 ó 15 pases, la cual dependerá del tipo y ancho del lingote. Es conveniente mencionar que antes de que el lingote sea desbastado, se activa una unidad de descascarado a alta presión sobre el lingote para remover la costra formada durante su calentamiento. En esta misma etapa, el ancho final de la lámina se obtiene mediante el empleo de un molino canteador (MC).
- ii) En un segundo molino de desbaste reversible (MD2), el espesor del planchón se reduce hasta

alrededor de 0.028 metros mediante una secuencia de 5 pases, siendo la superficie del planchón descascarada antes de los pases finales.

iii) Posteriormente, el planchón se hace pasar a la solera o barra de transferencia por una tijera donde se le cortan punta y cola.

2.2.3 MOLINO CONTINUO.

En esta etapa del proceso, la solera se alimenta a un molino continuo que consta de seis castillos reductores en los cuales el espesor final del producto varía de 2 a 13 milímetros. Así como en el desbaste, existe una unidad de descascarado colocada justo antes de que la barra de transferencia arribe a las estaciones acabadoras y cuyo objetivo es también el de remover la costra formada durante el proceso.

Un aspecto importante de esta etapa es que durante la misma se llevan a cabo acciones de control sobre la temperatura de fin de laminación mediante el uso de dispositivos o instalaciones especiales, así como en los molinos de desbaste, o la aceleración de la cinta durante su reducción. Otras instalaciones industriales disponen de los denominados paneles de re-radiación, figura 2.2 [2.9] o cajas bobinadoras (coilbox), figura 2.3 [2.9], cuyos objetivos son reducir las pérdidas de calor de la barra de transferencia y la formación de costra en la misma.

2.2.4 ENFRIAMIENTO.

Después de la última deformación, la lámina pasa por una mesa de enfriamiento donde la temperatura se reduce mediante el uso de chorros de agua de alta y baja presión, provenientes de cabezales colocados estratégicamente en las partes superior e inferior de la mesa de

enfriamiento, tal y como se muestra en la figura 2.4.

El diseño de las mesas de enfriamiento está basado en el espacio y cantidad de agua disponibles en el lugar de trabajo y, de acuerdo con estas limitaciones [2.5, 2.6], se selecciona el tipo y número de cabezales de enfriamiento a instalar en función de las características y propiedades del producto a fabricar.

La tecnología de fabricación actual de productos laminados en caliente [2.7], requiere de sistemas de enfriamiento con la capacidad necesaria para asegurar una mejor eficiencia en el enfriamiento y distribución de temperaturas que mejoren las propiedades mecánicas y metalúrgicas de tales productos.

Las consideraciones características que deben tomarse en cuenta respecto a la capacidad de enfriamiento de tales sistemas son las velocidades de enfriamiento que pueden lograrse y los coeficientes de transferencia de calor asociados a los diferentes sistemas o medios [2.8]. En la actualidad existen tres sistemas de enfriamiento utilizados por la industria siderúrgica. Tales sistemas son: el enfriamiento con espreas de alta presión, de flujo laminar y el que utiliza cortinas de agua.

1. Enfriamiento con espreas de alta presión.

Este sistema de enfriamiento se presenta esquemáticamente en la figura 2.5. Se trata de un sistema de alta presión con bajo coeficiente de transferencia de calor, lo cual se debe a que el tiempo de contacto entre el agua y la superficie de la lámina es muy corto, extrayendo con ello bajas cantidades de calor.

2. Enfriamiento de flujo laminar.

Después del sistema de enfriamiento que emplea cabezales del tipo esprea, el que proporciona coeficientes de transferencia de calor relativamente altos, es el que utiliza cabezales del tipo flujo laminar, el cual es un sistema con el que se enfría la lámina por medio de chorros de agua a baja presión, cubriendo el ancho completo de la lámina y agrupados en bancos a los largo de la mesa de enfriamiento, figura 2.6. Su alta eficiencia durante el enfriamiento se debe a la naturaleza laminar del flujo de agua sobre la superficie de la lámina caliente, con lo que el tiempo de contacto entre estos medios, el agua y la lámina, es mayor que para el sistema anterior.

3. Cortinas de agua.

Este sistema de enfriamiento consiste de una pared sólida de agua aplicada sobre el ancho completo de la lámina caliente, figura 2.7, con el cual se obtiene una mayor eficiencia en el enfriamiento que la obtenida con el sistema de chorros de agua de flujo laminar.

Aunque el comportamiento del flujo de agua sobre la superficie del acero que esta siendo enfriado es también de naturaleza laminar, existen en la literatura [2.6, 2.8] opiniones opuestas acerca de la extensión de dicho comportamiento a lo largo de la longitud efectiva de enfriamiento. En uno de tales estudios [2.8] se observa que, con este sistema de enfriamiento, la aplicación de agua varía marcadamente entre las superficies superior e inferior de la lámina y sobre la longitud efectiva de la zona de enfriamiento, como lo muestra la figura 2.8, presumiéndose además que, mientras el agua fluye de manera laminar en una estrecha región alrededor de la zona de golpe de la cortina, el flujo se vuelve turbulento a medida que el agua se esparce hacia ambos lados de la cortina.

CAPITULO 3

TRANSFORMACION DE AUSTENITA A FERRITA

3.1 INTRODUCCION.

Las propiedades de interés de los aceros de bajo contenido de carbono son la resistencia mecánica, ductilidad o formabilidad, tenacidad y soldabilidad. Los diversos productos de acero deben tener niveles adecuados de tales propiedades [3.1], las cuales son controladas principalmente por su microestructura, la que a su vez se controla mediante la modificación de la cinética de transformación de austenita a ferrita y carburos.

Por otra parte, es bien sabido que la formación de ferrita a partir de austenita se da por medio de una reacción de nucleación y crecimiento [3.2] y que esta reacción de nucleación ocurre de manera heterogénea en defectos cristalinos presentes en la austenita en el punto de transformación.

Con el fin de obtener las propiedades físicas y mecánicas requeridas por los diversos productos de acero directamente de las líneas de producción, la industria siderúrgica emplea tratamientos termomecánicos, los cuales consisten de laminación controlada y enfriamiento acelerado subsecuente [3.3]. La esencia de la laminación controlada radica en producir una gran cantidad de deformación a los aceros en la región de austenita no recristalizada, aproximadamente entre 800 y 900 °C, lo cual resulta en la producción de una estructura austenítica de granos alargados que contienen una alta densidad de dislocaciones que, efectivamente, constituyen sitios potenciales que promueven una nucleación masiva de ferrita

durante la transformación, proporcionando así la refinación del grano ferrítico [3.4].

Lo anterior es de suma importancia ya que la refinación del grano ferrítico no sólo contribuye a mejorar la resistencia mecánica de los aceros, sino que también reduce la temperatura de transición dúctil-frágil [3.2], lo cual permite que estos materiales trabajen adecuadamente a temperaturas inferiores a la ambiente.

3.2 CONDICION AUSTENITICA.

Existe un marcado efecto de la deformación de placas de acero laminadas en caliente sobre la tasa de nucleación de ferrita. La estructura de grano austenítica es de vital importancia ya que determina la densidad de sitios para la nucleación de ferrita durante el enfriamiento posterior a la reducción [3.1, 3.7]. Estos sitios viables para la nucleación son defectos internos tales como fronteras de grano, bandas de deformación, etc.

La austenita puede existir en una variedad de condiciones que varía desde no recristalizada hasta completamente recristalizada y un amplio espectro de estados intermedios. El esquema debido a Le Bon [3.8] que se muestra en la figura 3.1, distingue tres intervalos de laminación de la austenita:

Intervalo I.

Corresponde a temperaturas superiores a 1000 °C. La austenita deformada recristaliza rápidamente y luego crece hasta alcanzar un grano bastante grande. En la práctica, esto corresponde al laminado de desbaste o laminación convencional con alta temperatura de acabado.

Intervalo II.

A temperaturas intermedias, alrededor de 1000 °C, se logra un refinamiento de grano por

medio de recristalización estática completa (c). Si la recristalización de la austenita no es completa, ésta se presenta sólo en los bordes de grano (a); si la recristalización se completa, es de esperarse el crecimiento de grano posterior (b). En estos dos últimos casos el tamaño de grano austenítico será heterogéneo y puede conducir posteriormente a una estructura duplex o ferrita de tamaño no uniforme.

Intervalo III.

Si la temperatura de término es aún menor, entre 950°C y A_{r3} , la austenita no tendrá tiempo de recristalizar y las deformaciones en cada pase resultarán acumulativas, produciendo un alargamiento del grano austenítico. En este caso, la ferrita se formará a partir de granos austeníticos deformados. Esta ferrita es poligonal con un tamaño de grano más fino que el caso IIc.

Un parámetro general que toma en cuenta los granos austeníticos alargados durante la deformación, así como la presencia de heterogeneidades intergranulares [3.12], es el área de la frontera de grano austenítica por unidad de volumen S_v , y que es por lo tanto, para granos equiaxiales, inversamente proporcional al tamaño de grano austenítico. En consecuencia, al deformar y alargar severamente los granos austeníticos, aplicando grandes porcentajes de reducción, se tendrán grandes valores de S_v , obteniendo con ello la posibilidad de generar una microestructura final muy fina de ferrita y perlita, tal como se muestra gráficamente en la figura 3.2.

3.3 RAPIDEZ DE ENFRIAMIENTO Y TAMAÑO DE GRANO

La rapidez del enfriamiento, posterior a la reducción de productos planos de acero laminados

en caliente, es un factor de suma importancia debido a su efecto sobre la temperatura de transformación de austenita a ferrita y, con ello, sobre el tamaño de grano ferrítico [3.5]. En virtud de la importancia del tamaño de grano como mecanismo de endurecimiento, pero más especialmente debido a su efecto benéfico sobre la tenacidad y ductilidad, se requiere tener un cuidadoso control de la temperatura a la cual han de enrollarse los distintos productos de acero laminados en caliente.

Puede usarse un diagrama de transformación a enfriamiento continuo (CCT), tal y como el que se muestra en la figura 3.3, para ilustrar el proceso de transformación de austenita a ferrita como una función de la velocidad de enfriamiento [3.6]. En esta figura se muestran dos curvas de enfriamiento (curvas punteadas) y tres que representan el proceso de transformación. Para ambas curvas de enfriamiento, la austenita comienza a transformarse a ferrita cuando estas atraviezan la primer curva de transformación, y finaliza una vez que lo hagan con la tercera. Se observa también una curva de transformación intermedia, la cual al ser atravesada por las curvas de enfriamiento mostradas, la austenita remanente con un contenido de carbono que varía con la temperatura de transformación se transforma a perlita. Ahora bien, a partir de ambas curvas de enfriamiento se observa que la transformación comienza a temperaturas más altas si la velocidad de enfriamiento es baja, lo que resulta en un tamaño de grano grande y, en consecuencia, en un material relativamente suave. En cambio, a velocidades de enfriamiento rápidas, la temperatura de transformación de austenita a ferrita disminuye, la velocidad de nucleación de la ferrita se incrementa y el tamaño de grano ferrítico resultante disminuye, lo cual, junto con una disminución del espaciamiento interlaminar de las colonias de perlita, da como resultado un acero con mejor resistencia mecánica.

En la gráfica de la figura 3.4 se muestra la dependencia del tamaño de grano ferrítico con la velocidad de enfriamiento para un acero microaleado después de ser laminado en caliente [3.1]. A este respecto, sin embargo, el proceso de enfriamiento debe controlarse de manera que las temperaturas de enrollado de los productos de acero laminados en caliente cumplan tres requisitos principales [3.5]:

- (a) No debe ser tan alta como para permitir que el grano ferrítico crezca,
- (b) No debe ser tan alta como para permitir precipitación por sobre envejecimiento,
- (c) No debe ser tan baja como para producir estructuras bainíticas.

3.4 ENFRIAMIENTO ACELERADO.

3.4.1 ANTECEDENTES.

En décadas recientes se han suscitado grandes progresos en la tecnología de manufactura de productos planos de acero laminados en caliente [3.9], lo cual ha tenido como principal propósito la producción de aceros con excelentes propiedades mecánicas, alta tenacidad y buena soldabilidad. El proceso de enfriamiento acelerado, posterior a la reducción durante la laminación en caliente, es uno de tales progresos, y constituye una tecnología relativamente nueva para la mejora de las propiedades mecánicas y la tenacidad de los aceros.

El enfriamiento acelerado puede definirse como el enfriamiento producido en los productos mencionados de manera que las velocidades de enfriamiento resultantes sean tales que los aceros así procesados no sean sometidos a tratamientos térmicos posteriores [3.10]. Es decir, controlar las propiedades del acero a través de la modificación de la cinética de transformación de austenita a ferrita directamente de la línea de producción. En consecuencia, por sus beneficios,

el proceso de enfriamiento acelerado logró industrializarse exitosamente, contribuyendo no sólo a mejorar la tecnología de laminación misma, sino también a extender el número de consumidores de productos de acero.

3.4.2 EFECTO SOBRE LA TEMPERATURA DE TRANSFORMACION.

Así como la temperatura de transformación de austenita a ferrita Ar_3 puede reducirse por adición de elementos microaleantes, también puede producirse el mismo efecto mediante el uso del enfriamiento acelerado [3.2], el cual produce un incremento en el sobre-enfriamiento junto con un incremento en la velocidad de nucleación de ferrita, siendo el resultado neto un tamaño de grano ferrítico más fino.

La interpretación de la relación observada entre la temperatura Ar_3 y el tamaño de grano ferrítico [3.2] está en función del sobre-enfriamiento termodinámico ΔT , que se define como la diferencia entre la temperatura de cambio de fase en equilibrio Ae_3 y la temperatura de transformación durante el enfriamiento Ar_3 . Para una temperatura dada Ae_3 , la disminución de la temperatura de transformación de austenita a ferrita implica sobre-enfriamientos mayores y, ya que la velocidad de nucleación se incrementa con el valor de ΔT , deberían esperarse velocidades de nucleación más grandes al disminuir Ar_3 . Para fines de comparación, la figura 3.5 muestra el efecto producido por el enfriamiento acelerado y adiciones de níquel sobre el tamaño de grano ferrítico. Adicionalmente, en la figura 3.6 se muestran esquemáticamente los diversos mecanismos por los cuales se logra la refinación del grano ferrítico.

Finalmente, en la figura 3.7 se representa esquemáticamente la interrelación entre algunos

de los parámetros de interés que controlan el tamaño de grano ferrítico durante el procesado termomecánico de aceros microaleados.

3.4.3 INFLUENCIA DE LA TEMPERATURA DE ACABADO.

Para lograr un tamaño de grano ferrítico más fino es esencial partir de un grano de austenita pequeño, previo a la transformación de austenita a ferrita [3.5]. En consecuencia, es necesario que la austenita esté fuertemente deformada, sin recrystalizar, y que las temperaturas de acabado sean relativamente bajas. Sin embargo, deben evitarse valores demasiado bajos de tales temperaturas como para permitir la formación de ferrita durante el laminado, la cual sería entonces deformada y recuperada o recrystalizada de manera incompleta, deteriorando fuertemente las propiedades de impacto, efecto que se muestra en la figura 3.8 [3.5].

3.5 PROPIEDADES MECANICAS.

Una de las grandes ventajas de los aceros sobre otros sistemas de aleación, lo constituye la forma en que estos pueden ser endurecidos [3.5]. En la figura 3.9 se presenta en forma esquemática la proporción de endurecimiento correspondiente a varios mecanismos en aceros al carbono-manganeso. Sin embargo, de todos los mecanismos de endurecimiento, la refinación del tamaño de grano ferrítico es el más importante ya que no sólo contribuye al aumento de la resistencia mecánica [3.5], sino también a la disminución de la temperatura de transición dúctil-frágil, tal como lo muestra la figura 3.10.

El efecto del tamaño de grano ferrítico sobre el endurecimiento de los aceros esta dado por la ecuación 3.1, conocida como la relación de Hall-Petch.

$$\sigma_y = \sigma_0 + kd^{-1/2} \quad 3.1$$

donde σ_y es la tensión de fluencia en N/m^2 , σ_0 es la tensión interna, k es la resistencia debida al límite de grano y d es el tamaño de grano ferrítico en μm . El comportamiento de la ecuación 3.1 se muestra en la figura 3.11 [3.12] para dos tipos de acero.

Como se mencionó, la refinación el tamaño de grano ferrítico resulta en la disminución de la temperatura de transición dúctil-frágil, es decir, en un aumento de la tenacidad. La temperatura de transición de impacto en la ferrita puede describirse cuantitativamente por la ecuación 3.2, conocida como la ecuación de Petch.

$$\beta T = \ln \beta - \ln C - \ln d^{-1/2} \quad 3.2$$

donde β y C son constantes, d es el tamaño de grano y T es la temperatura de transición dúctil-frágil. El efecto conjunto de la refinación del grano ferrítico sobre la tensión de fluencia y la temperatura de transición es mostrado en la figura 3.12.

Finalmente, los criterios para mantener un alto nivel de soldabilidad son la temperatura de inicio de la martensita M_s y su dureza [3.5]. La soldabilidad se garantiza con la relación empírica del carbono equivalente dada por la ecuación 3.3, la cual expresa el efecto de ciertos elementos sobre la disminución de la temperatura de inicio de la martensita.

$$C.E. = C + \frac{\%Mn}{6} + \frac{\%Si}{24} + \frac{\%Ni + \%Cu}{15} + \frac{\%Cr + \%Mo}{10} \quad 3.3$$

CAPITULO 4

MODELACION DEL ENFRIAMIENTO

4.1 INTRODUCCION.

La predicción de temperaturas durante el proceso de laminación en caliente de cinta de acero es parte esencial de la tecnología de dicho proceso. El uso de modelos matemáticos capaces de hacer tales predicciones permite establecer cédulas de enfriamiento antes de iniciarse las operaciones de laminación, lo cual es deseable no sólo para emplear de manera más eficiente el proceso, sino también para lograr las propiedades físicas y metalúrgicas deseadas de los productos de acero destinados a sus respectivos sectores de aplicación. Tales predicciones están basadas en datos de proceso capturados automáticamente en la línea de producción y comparados con el proceso real.

4.2 TRANSFERENCIA DE CALOR DURANTE EL ENFRIAMIENTO.

4.2.1 PROPIEDADES TERMICAS DEL ACERO.

Durante el enfriamiento de cinta de acero laminada en caliente, la transferencia de calor se lleva a cabo por medio de mecanismos de convección y radiación al medio ambiente, y por conducción de calor dentro de la lámina. Las propiedades físicas del acero, tales como la conductividad térmica, capacidad calorífica y densidad, juegan un papel muy importante durante el enfriamiento en virtud de que son indicativas de que tan rápida es la conducción de calor a

través de la lámina de acero.

Las propiedades térmicas de los aceros de bajo carbono son una función de la temperatura, y se muestran en la tabla 4.1 [4.10].

4.2.2 CONDUCCION.

Cuando existe un gradiente de temperatura dentro de un cuerpo, se presenta una transferencia de energía desde la región de alta a la de baja temperatura. Durante el enfriamiento de lámina de acero está presente dicho gradiente y la transferencia de energía ocurre desde el centro de la lámina a la superficie de la misma. Esta conducción de calor dentro de la pieza de acero depende de la distribución inicial de temperaturas y de las propiedades térmicas del acero [4.1]. La expresión cuantitativa que relaciona el gradiente de temperatura con las propiedades térmicas del material en cuestión y la razón de la transferencia de calor es la relación de Fourier de la conducción de calor [4.2, 4.3]. La expresión matemática de esta relación para el caso general de tres dimensiones es:

$$\frac{\mathbf{q}}{A} = -k\nabla T \quad 4.1$$

donde \mathbf{q} es el vector de flujo de calor en Watts, A es el área normal a la dirección del flujo de calor en m^2 , k es la conductividad térmica del material en $W/m^\circ C$ y ∇T es el gradiente de temperatura en forma vectorial. Para el caso simple de conducción de calor en una sola dirección, la ecuación 4.1 toma la forma :

$$\frac{q_x}{A} = -k \frac{dT}{dx} \quad 4.2$$

donde el subíndice x indica que el flujo de calor tiene lugar ésa dirección, y dT/dx es el gradiente de temperatura en $^{\circ}\text{C}/\text{m}$ en la misma dirección.

Para el caso de conducción transitoria de calor en que los gradientes de temperatura dentro de la pieza de metal son una función del tiempo [4.1, 4.4], la ecuación dominante que determina el perfil térmico dentro del metal es la segunda ley de Fourier, cuya expresión es:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \alpha \nabla^2 T \quad 4.3$$

donde T es la temperatura en $^{\circ}\text{C}$, t es el tiempo en segundos y α es la difusividad térmica en m^2/seg , la cual es una propiedad física del material, y que se define como:

$$\alpha = \frac{k}{\rho c} \quad 4.4$$

donde k es la conductividad térmica, ρ es la densidad en Kg/m^3 y c es el calor específico en $\text{J}/\text{Kg}^{\circ}\text{C}$.

Desarrollando el Laplaciano de la temperatura en el miembro derecho de la ecuación 4.3 se tendrá la siguiente ecuación [4.1-4.4]:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \alpha \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) \quad 4.5$$

La solución de la ecuación diferencial parcial tridimensional 4.5 puede simplificarse al

considerar la transferencia de calor en sólo una dimensión; dado que una de ellas, el espesor, es mucho menor que las otras dos (el largo y el ancho). En consecuencia, la ecuación anterior se transforma en la ecuación diferencial ordinaria unidimensional 4.6, teniendo al espesor de la lámina como única variable espacial:

$$\frac{dT}{dt} = \alpha \frac{d^2T}{dx^2} \quad 4.6$$

En el presente trabajo, la solución a esta ecuación diferencial se obtiene numéricamente por medio del método explícito de diferencias finitas, lo cual será tratado posteriormente. La razón por la cual se propone la solución numérica a este problema de transferencia de calor se discute en la sección 6.2.

4.2.3 CONVECCION.

La transferencia de calor por convección involucra el intercambio de energía entre un fluido y una superficie [4.2, 4.3]. La ecuación básica dominante de la transferencia convectiva de calor es la ley de enfriamiento de Newton cuya expresión matemática es la siguiente:

$$q = hA(T_{\text{superficie}} - T_{\text{fluido}}) \quad 4.7$$

En la ecuación anterior, q es la razón de la transferencia convectiva de calor en Watts, A es el área normal a la dirección del flujo de calor en m^2 , $T_{\text{superficie}} - T_{\text{fluido}}$ es la diferencia de temperaturas superficial y del fluido en $^{\circ}C$ y h es el coeficiente convectivo de transferencia de

calor en Watts/ m² °C.

En la etapa de enfriamiento del proceso de laminación en caliente, la transferencia de calor convectiva tiene lugar cuando la lámina de acero se enfría [4.13]:

- a) Al aire.
- b) En agua tranquila, bajo la capa de vapor.
- c) En la zona de golpe, donde se rompe la capa de vapor.

4.2.4 RADIACION.

La radiación térmica es la parte de la emisión electromagnética emitida por un cuerpo como resultado de su temperatura [4.3]. A diferencia de los mecanismos de conducción y convección, en los que las razones de transferencia de calor varían con la diferencia de temperaturas superficial y del medio en forma aproximadamente lineal, el intercambio de energía radiante que puede ocurrir entre dos superficies, entre una superficie y un gas o medio participante, depende de las diferencias entre sus temperaturas elevadas a la cuarta potencia.

Un radiador térmico ideal, o cuerpo negro, emitirá energía a una razón proporcional a la cuarta potencia de su temperatura absoluta y directamente proporcional a su área superficial [4.2]. La ecuación que gobierna a éste tipo de transferencia de calor es la Ley de Stefan-Boltzmann de la radiación térmica, cuya expresión es:

$$q_{emitted} = \sigma AT^4 \quad 4.8$$

donde σ es la constante de proporcionalidad conocida como la constante de Stefan-Boltzmann cuyo valor es de $5.669 \times 10^{-8} \text{ W/m}^2 \text{ K}^4$.

Ya que la ecuación 4.8 gobierna únicamente la radiación emitida por un cuerpo negro, es decir, uno que puede emitir o absorber energía de manera perfecta, se introduce un factor adicional para tomar en cuenta la naturaleza no ideal de superficies que no radían perfectamente como lo hacen los cuerpos negros; pero que, sin embargo, su radiación total emitida sigue la proporcionalidad con la temperatura elevada a la cuarta potencia. Dicho factor, llamado la emisividad ϵ , relaciona la radiación de la superficie no ideal o gris con la de una superficie negra ideal. En consecuencia, para el caso en el cual la superficie radiante es el acero saliendo del molino continuo a temperaturas que varían entre 800 y 900°C y el medio es aire, el intercambio neto de energía radiante será proporcional a la diferencia de temperaturas absolutas elevadas a la cuarta potencia, es decir [4.2],

$$\frac{q}{A} = \sigma \epsilon (T_{\text{superficie}}^4 - T_{\text{aire}}^4) \quad 4.9$$

Se logra simplificar la ecuación 4.9 al ignorar el efecto de la temperatura ambiente [4.1], 20-45 °C, lo cual puede realizarse ya que $T_{\text{superficie}}^4 \gg T_{\text{aire}}^4$ cuando $T_{\text{superficie}} > T_{\text{aire}}$. Con esta simplificación, más el resultado de multiplicar σ y ϵ , que para el acero a temperaturas comprendidas entre 800 y 900°C tiene un valor aproximado de 0.84 [4.13], la ecuación 4.9 se convierte en:

$$\frac{q}{A} = 4.763 \times 10^{-8} (T_s + 273)^4 \quad 4.10$$

donde T_s denota la temperatura superficial y el término aditivo, 273, se introduce para fines de conversión de temperaturas en °C a °K.

4.2.5 EBULLICION.

Los fenómenos de ebullición son de gran importancia práctica debido a que involucran flujos de calor muy grandes y, aunque no sea un proceso convectivo en el mismo sentido que los definidos antes, se emplea el coeficiente de transferencia de calor h para describir el flujo de calor en función de la diferencia de temperaturas entre la superficie sólida y el fluido adyacente. Pueden transferirse cantidades relativamente grandes de calor cuando ocurre la ebullición; en consecuencia, en determinados casos, éste puede ser el mecanismo de mayor importancia en la transferencia de calor. En otros casos, sin embargo, puede ser que el resultado deseado de un proceso de intercambio de calor sea la formación de vapor de un líquido [4.3].

En la figura 4.1 se muestra un enfoque descriptivo empleado para comprender el mecanismo de la transferencia de calor por ebullición. Dicha figura muestra el comportamiento del flujo de calor frente a la diferencia de temperaturas entre una superficie caliente y un líquido saturado adyacente [4.2], donde T_w y T_{sat} son las temperaturas de la superficie caliente y de saturación del agua respectivamente, y h es el flujo de calor. Para fines de estudio, la curva del flujo de calor se ha separado en seis regímenes, y los valores mostrados para $\Delta T_x = T_w - T_{sat}$ son representativos del agua saturada a la presión atmosférica.

4.3 MODELO MATEMATICO.

En este punto se planteará el modelo empleado para describir el enfriamiento de lámina de acero laminada en caliente, la matemática que gobierna a tal proceso, la discretización y formulación numérica de las ecuaciones de transferencia de calor.

4.3.1 DEFINICION DEL SISTEMA.

Antes de presentar las condiciones bajo las cuales se lleva a cabo la etapa de enfriamiento del producto laminado en caliente, es sumamente importante la clara definición de lo que constituye el sistema de interés, lo cual es tan importante como lo sucesivo; es decir, las condiciones a la frontera que han de separarlo de sus alrededores.

La figura 4.2 [4.5] muestra la representación esquemática de lo que constituye el sistema que aquí se estudia. Como puede observarse, el sistema se concreta a la cinta misma al término de su laminación, quedando definidos los alrededores como el aire del ambiente y el agua proveniente de los cabezales con que está siendo enfriada la lámina. Se observan además la capa de vapor formada sobre la superficie de la lámina caliente y la representación de la forma en que esta se rompe en el instante en que el chorro de agua hace contacto con aquella.

4.3.2 REGIMENES DEL ENFRIAMIENTO.

Después de la última deformación, es decir, inmediatamente después de que la lámina sale del sexto y último castillo laminador, inicia la etapa de enfriamiento del proceso de laminación en caliente. Durante dicha etapa, la lámina de acero quedará sujeta a aquellas condiciones de enfriamiento que permitan a ésta, ser enrollada a la temperatura requerida,

entendiéndose por condiciones de enfriamiento la disposición de cabezales, tanto superiores como inferiores, encendidos durante el proceso.

Los regímenes a los cuales está sujeto el enfriamiento del acero laminado en caliente son los siguientes [4.5]:

- (i) Enfriamiento al aire, el cual tiene lugar al inicio y final de la etapa de enfriamiento por medio de mecanismos de convección y radiación al medio ambiente, el cual es aire a temperaturas comprendidas entre 20 y 45 °C.
- (ii) Enfriamiento en agua tranquila, entre un cabezal y otro, en que el calor se pierde por mecanismos de convección y radiación bajo una capa de vapor aislante, como lo muestra la figura 4.2 (Zona II).
- (iii) Enfriamiento en la zona de golpe, en la cual se rompe la capa de vapor y el calor se pierde por ebullición y convección del líquido (Zona III en la figura 4.2).

De acuerdo a lo anterior, una secuencia típica de enfriamiento para la cara superior de la lámina está dada por los regímenes [6]: (i), (ii), (iii), (ii), (iii), ..., (iii), (ii), (i); mientras que para la cara inferior el orden es: (i), (iii), (i), (iii), ..., (iii), (i).

4.3.3 CONDICIONES A LA FRONTERA.

La formulación completa de cualquier problema requiere de la determinación de las condiciones iniciales y de frontera presentes en el mismo, así como de la expresión para las ecuaciones gobernantes. Las condiciones de frontera en los problemas de transferencia de calor se encuentran especificadas en la forma de temperaturas o flujos de calor en las fronteras del sistema en estudio [4.3]. Las temperaturas de la frontera y del medio fluido adyacente a la

misma son especificaciones comunes que, en problemas como el que aquí se estudia, están perfectamente establecidas. En el presente trabajo, sin embargo, se concreta a establecer los coeficientes de transferencia de calor, existentes en cada uno de los regímenes de enfriamiento mencionados, como las condiciones de frontera.

Resulta obvia la imposibilidad de simplificar el problema, salvo para los mecanismos de convección y radiación al medio ambiente, a una situación de enfriamiento simétrico en virtud de que las condiciones bajo las cuales se pierde calor en las superficies superior e inferior de la lámina no son las mismas.

Las condiciones a la frontera que prevalecen durante el enfriamiento de la lámina caliente son las siguientes:

a) Las pérdidas de calor por convección y radiación en la superficie de la lámina, régimen (i), están gobernadas por la siguiente ecuación [4.1, 4.7, 4.9]:

$$q = -6746 + 2.12T_s + 4.763 \times 10^{-8}(T_s + 273)^4 \quad 4.11$$

donde q es el flujo de calor en W/m^2 y T_s es la temperatura superficial de la lámina.

b) Las pérdidas de calor por convección para los regímenes (ii) y (iii), zonas II y I de la figura 4.2 respectivamente, obedecen a la ecuación 4.12 [4.6].

$$q = \kappa h(T_s - T_a) \quad 4.12$$

En esta ecuación, h denota el coeficiente de transferencia de calor dominante según

la lámina se encuentre cubierta por la capa de vapor o se rompa por la acción del chorro de agua con dicha lámina, κ es un factor de eficiencia que depende de la temperatura del agua y T_a es la temperatura del agua de enfriamiento proveniente de los cabezales.

Se considera también la presencia de una capa de óxido cuyo efecto es el de actuar como aislante, por lo que las pérdidas de calor se reducen. En su estudio, Hollander [4.9] encuentra que esta capa varía de 3 mm, en el instante en que los lingotes de acero salen de las fosas de recalentamiento, hasta 10 μm durante los pases de acabado. El efecto de esta capa de óxido se determina por [4.6]:

$$q_{ox} = \frac{k_{ox}(T_m - T_{ox})}{d_{ox}} \quad 4.13$$

donde q_{ox} , k_{ox} , T_{ox} y d_{ox} son la conducción de calor, la conductividad térmica, la temperatura y el espesor de la capa de óxido respectivamente, y T_m es la temperatura en la superficie del metal. En el estudio actual el espesor del óxido se fija en 40 μm .

Por último se tiene la condición de frontera que prevalece en la superficie inferior de la lámina, en donde, excepto cuando los cabezales inferiores están apagados, actúa un coeficiente de transferencia de calor que depende, al igual que para el caso de los cabezales superiores, del tipo de cabezal que se utilice.

4.4 FORMULACION NUMERICA.

Como se mencionó en la sección 4.2.2, los gradientes de temperatura dentro de la pieza de acero pueden determinarse mediante la solución de la ecuación de conducción 4.5 y que,

para efectos de simplificación, podía considerarse el fenómeno de conducción de calor en sólo una dimensión (ecuación 4.6) argumentando que dicha dimensión, el espesor, es mucho muy pequeño comparada con las otras dos.

La técnica empleada para determinar estos gradientes de temperatura es el método explícito de diferencias finitas, el cual transforma la ecuación diferencial (4.6) en una de diferencias al discretizar la pieza en cuestión, que para el caso unidimensional se representa por el vector de la figura 4.3 [4.6].

El flujo de calor por conducción dentro de la lámina, a través del espesor, se muestra para los elementos identificados por **n** en la figura 4.3. En esta figura, las cantidades de calor que entran por el lado **2** y que salen por el lado **1** en el intervalo de tiempo **dt** están dadas por la ley de conducción de Fourier en la siguiente forma [4.9]:

$$dq_1 = -k\Delta y d \frac{dT}{dx}_{x+\Delta x} dt \quad 4.14$$

$$dq_2 = -k\Delta y d \frac{dT}{dx}_x dt \quad 4.15$$

donde **k** es la conductividad térmica del acero, Δx y Δy son las dimensiones de los elementos diferenciales, **d** es la longitud de los elementos y, $(dT/dx)_{x+\Delta x}$ y $(dT/dx)_x$ son los gradientes térmicos en los lados 1 y 2, respectivamente, del elemento en la dirección **x**.

Mediante la técnica de diferencias finitas se tiene que la formulación para cada uno de

estos gradientes térmicos se expresa como:

$$\frac{dT}{dx_{x+\Delta x}} \approx \frac{T_{n+1} - T_n}{\Delta x} \quad 4.16$$

$$\frac{dT}{dx_x} \approx \frac{T_n - T_{n-1}}{\Delta x} \quad 4.17$$

Sustituyendo las ecuaciones 4.16 y 4.17 en 4.14 y 4.15 respectivamente, se obtienen las siguientes expresiones:

$$dq_1 = (T_n - T_{n+1})k d\left(\frac{\Delta y}{\Delta x}\right) dt \quad 4.18$$

$$dq_2 = (T_{n-1} - T_n)k d\left(\frac{\Delta y}{\Delta x}\right) dt \quad 4.19$$

En estas dos últimas ecuaciones, T_{n+1} , T_n y T_{n-1} son las temperaturas en los elementos $n+1$, n y $n-1$ respectivamente. Ahora bien, la aproximación de diferencias finitas para la ecuación de conducción dentro de la pieza (ecuación 4.6) es [4.3]:

$$\frac{T_{m+1} + T_{m-1} - 2T_m}{\Delta x^2} = \frac{\rho c}{k} \left(\frac{\Delta T}{\Delta t} \right) \quad 4.20$$

donde ρ es la densidad y c el calor específico del acero.

Con el fin de obtener una expresión para determinar la temperatura del elemento en cuestión, n , al final del intervalo de tiempo dt , se obtiene su ganancia neta de calor en dicho intervalo, debido al flujo de calor en la dirección x . A partir de las ecuaciones 4.18 y 4.19 se tiene que esta ganancia neta de calor es:

$$dq_2 - dq_1 = (T_{n+1} + T_{n-1} - 2T_n) k d \left(\frac{\Delta y}{\Delta x} \right) dt \quad 4.21$$

Sin embargo, nótese que $(T_{n+1} + T_{n-1} - 2T_n) dt = (\rho c \Delta T / k) \Delta x^2$ es la ecuación 4.20.

Así, combinándola con la ecuación 4.21 y simplificando se tendrá que:

$$\Delta T = \frac{(dq_2 - dq_1)}{\rho c d \Delta y \Delta x} \quad 4.22$$

donde $\Delta T = T_n^* - T_n$ es el incremento de temperatura del elemento n en el intervalo de tiempo dt . En consecuencia, la temperatura al final del intervalo, T_n^* , estará dada por:

$$T_n^* = T_n + \frac{dq_2 - dq_1}{\rho c l d_1 d_2} \quad 4.23$$

A partir de la misma figura, 4.3, se tiene que la expresión que permite calcular la cantidad de calor que se pierde en la superficie de la lámina expuesta al aire en el intervalo de tiempo dt , esta dada por [4.6]:

$$dq_{aire} = q \Delta y dt \quad 4.24$$

donde q es la cantidad de calor que se pierde por unidad de área por unidad de tiempo, y que se calcula a partir de la ecuación 4.11 para el caso en que la lámina se enfría al aire. Sin embargo, cuando se enfría bajo los regímenes (ii) y (iii), el valor de q debe calcularse mediante la ecuación 4.12.

4.5 CRITERIO DE ESTABILIDAD.

Al emplear el método explícito de diferencias finitas debe tenerse especial cuidado en la convergencia de la solución para las ecuaciones anteriormente establecidas. Para que exista dicha convergencia debe estimarse un tiempo de estabilización, el cual está restringido por el tamaño de los elementos. Se recalca la importancia de este aspecto computacional ya que si el paso de tiempo es demasiado grande, la solución de las ecuaciones de flujo de calor se vuelve inestable. El tiempo de estabilización se calculó según el modelo propuesto por Harding [4.7]:

$$\delta t \leq \Delta x^2 \frac{(m-3/4)\rho c}{2mk} \quad 4.25$$

donde m es el número de elementos en que se divide el espesor de la lámina.

CAPITULO 5

TOMA DE DATOS EN LA PLANTA

5.1 INTRODUCCION.

En este capítulo se hace una descripción completa de la manera en la que se llevó a cabo la toma de datos en una empresa siderúrgica de la localidad, con el fin de modelar el enfriamiento de cinta de acero laminada en caliente.

Cabe mencionar que la toma de datos se llevó a cabo directamente del proceso en línea, por lo que no fue posible, salvo en algunos casos, adquirir la información requerida a voluntad, sino que fue realizada de acuerdo a la forma en que los diversos productos fueron programados.

5.2 LEVANTAMIENTO FISICO DE LA MESA DE ENFRIAMIENTO.

El modelo de enfriamiento contempla la cantidad y forma en que están distribuidos los distintos cabezales utilizados para el enfriamiento de la lámina, por lo que se procedió a realizar un levantamiento físico de la mesa de enfriamiento. Dicho levantamiento consistió en la medición de la distancia a la que se encuentran localizados la totalidad de cabezales de enfriamiento con respecto al último castillo laminador. Las tablas 5.1 y 5.2 muestran, respectivamente, estas mediciones.

Se observa que el sistema de enfriamiento utilizado en la planta consiste de la combinación de treinta y dos cabezales del tipo flujo laminar en una mesa de 86.5 m de longitud, figura 2.6, y treinta y cuatro del que utiliza espreas de alta presión, figura 2.5, aplicándose los primeros

a la superficie superior de la lámina, y los últimos a la inferior de la misma. Sin embargo, para fines de modelación, se fijó el número de cabezales inferiores en 32, tal y como se muestra en la figura 5.1, en la que se puede apreciar como los cabezales superiores son controlados por seis válvulas (identificadas por los números 1 a 6), en tanto que los inferiores son controlados por sólo tres (identificadas por los números 7 a 9). Dichas válvulas tienen la función de controlar la tasa de enfriamiento, ya que pueden ser abiertas o cerradas a voluntad y constituyen un paso hacia la automatización y mejora del proceso de enfriamiento.

5.3 VARIABLES DEL PROCESO DE ENFRIAMIENTO.

La modelación del enfriamiento de la lámina requirió determinar los valores que toman diversas variables importantes del proceso de laminación en caliente a lo largo de los productos laminados.

A continuación se presenta el conjunto de variables de interés, relativas al enfriamiento, que integran la base de información para el cumplimiento de los objetivos del presente trabajo:

1. Temperatura de entrada. Temperatura a la cual la cinta sale de la primera estación acabadora.
2. Temperatura de salida. Temperatura a la cual la lámina emerge del tren continuo.
3. Temperatura de enrollado. Temperatura a la cual la lámina arriba al enrollador.
4. Temperatura de agua. Temperatura del agua con la que es enfriada la lámina caliente.
5. Espesor objetivo. Espesor esperado de la lámina al final de su laminado.
6. Espesor real. Espesor real medido por rayos X.
7. Cabezales abiertos o cerrados. Cantidad y posición de cabezales abiertos o cerrados durante el enfriamiento de algún producto.

8. Velocidad de laminación. Velocidad de avance de la lámina a través de la mesa de enfriamiento.

Es conveniente mencionar que los valores de las variables anteriormente mencionadas (los cuales, a excepción de la temperatura del agua y el número de válvulas abiertas, son registrados de manera automática mediante una computadora) fueron determinados para tres posiciones diferentes de la lámina:

- Punta: Correspondiente al 10% inicial de cada lámina.
- Centro: Correspondiente a la sección media de la lámina.
- Cola: Correspondiente al 10% final de cada lámina.

Las temperaturas de acabado y enrollado fueron determinadas por medio de dos pirómetros ópticos colocados, uno a la salida del molino continuo y el otro justo antes del enrollador, como lo muestra la figura 5.1. Estas temperaturas corresponden a los valores máximos en cada posición de la lámina descrita anteriormente, puesto que se consideró que la presencia de óxido o agua sobre la superficie de la lámina contribuye a disminuir el valor de la temperatura, ya sea al afectar la emisividad o aislar la superficie.

La temperatura del agua de enfriamiento se determinó en forma directa al tomar la lectura correspondiente en la carátula integrada a las tuberías que transportan el agua. Sin embargo, con el fin de obtener una medición real, se tomaron muestras del agua proveniente de distintos cabezales y se midió la temperatura utilizando un termómetro analógico, corroborándose la medición de la carátula.

El espesor real, medido por medio del dispositivo de rayos X instalado a la salida del

último castillo, se capturó automáticamente. La medición de esta variable se tomó en la misma posición de la lámina en que fueron registradas las temperaturas de acabado y enrollado, es decir, en los puntos máximos de lo que se ha considerado como punta, centro y cola de la lámina.

Los cabezales activos durante el enfriamiento fueron identificados desde una estación situada dentro del púlpito de control donde los operadores tienen la misión de abrir o cerrar las válvulas necesarias que controlan los diferentes cabezales con el fin de enrollar la lámina a la temperatura requerida.

La determinación de la velocidad de avance de la lámina requirió del empleo de la velocidad de giro de los motores del último castillo, el diámetro de sus rodillos de trabajo y su relación de reducción, considerándose que la velocidad de salida de la lámina es aproximadamente un 4% mayor que la velocidad periférica de los rodillos de trabajo del castillo número seis, lo que resulta de encontrar al plano neutro a un espesor aproximado de un 4% mayor que el de salida, figura 5.2 [5.1].

Como resultado de lo anterior, se tiene que la velocidad de salida de la lámina, en metros por segundo, puede determinarse mediante la ecuación:

$$V_{lámina} = 4.8 \times 10^{-4} \omega D \quad \mathbf{5.1}$$

donde ω es la velocidad de giro de los motores del castillo seis, en revoluciones por minuto, y D es el diámetro de los rodillos de trabajo, también del castillo seis, en centímetros.

5.4 GRAFICAS DEL MOLINO CONTINUO.

La información capturada durante la producción de la lámina puede desplegarse en forma gráfica mediante un paquete computacional. Entre la información que puede obtenerse, además de las variables de proceso ya mencionadas, se encuentra el tipo de acero laminado y su secuencia, ancho de la lámina, cabezales abiertos durante el enfriamiento, longitud del rollo producido e información estadística adicional. Las figuras 5.3 y 5.4 constituyen dos ejemplos de este tipo de gráficas, mostrando respectivamente la variación de las temperaturas de entrada, salida y enrollado a lo largo de la lámina y la correspondiente variación en el calibre del mismo producto.

5.5 PRUEBAS DE ENFRIAMIENTO.

Con el fin de evaluar la capacidad del sistema de enfriamiento de cinta de acero laminada en caliente, se llevaron a cabo una serie de pruebas de enfriamiento en la planta de laminación. De esta manera fue posible determinar la contribución al enfriamiento por parte de cabezales superiores e inferiores, así como los coeficientes de transferencia de calor asociados a dicho enfriamiento, para así determinar el número de cabezales requeridos para alcanzar las temperaturas de enrollado que el producto requiere.

Las pruebas realizadas consistieron en someter a dos productos distintos, caracterizados cada uno de ellos por su espesor, a diferentes modos de enfriamiento, distinguiéndose estos por distintas combinaciones de válvulas encendidas o apagadas durante el proceso.

Es importante recordar que las pruebas descritas en el párrafo anterior se realizaron con el fin de determinar la contribución al enfriamiento por parte de cabezales superiores e

inferiores, así como de situaciones intermedias en las que toman parte ciertos cabezales superiores e inferiores simultáneamente.

Las láminas de acero sometidas a las pruebas de enfriamiento fueron de espesores objetivos 2.03 y 3.05 mm, en tanto que la temperatura del agua de enfriamiento registrada fue de 37 °C. El diámetro de los rodillos de trabajo que estuvieron operando durante las pruebas mencionadas, identificadas por su secuencia, se muestran en la tabla 5.3.

Las gráficas del molino continuo, para calibres y temperaturas, correspondientes a cada una de las pruebas de enfriamiento se muestran en las figuras 5.5 a-1. Así mismo, en las tablas 5.4 y 5.5 se muestra la información relevante obtenida para estos productos de prueba, para los cuales se han determinado los valores de las variables que en ellas aparecen, es decir, las temperaturas de entrada, salida y enrollado, espesores y velocidades, en las tres porciones diferentes de la lámina: punta, centro y cola, tal como se mencionó en la sección 5.3.

Respecto a las tablas 5.4 y 5.5, se aclara que en la columna reservada para las válvulas, designadas por los números 1 a 9, se ha asignado el número 1 si la válvula en cuestión se encontraba abierta o 0 (cero) si estaba cerrada al momento de realizar la prueba.

CAPITULO 6

RESULTADOS Y DISCUSION

6.1 MODIFICACION DEL MODELO EXISTENTE.

La simulación del enfriamiento de cinta de acero laminada en caliente producida por la misma empresa en la cual se llevaron a cabo las pruebas de enfriamiento descritas (sección 5.5) fue realizada por Colás [4.6] para un sistema de enfriamiento anterior que sólo contenía a 17 cabezales del tipo flujo laminar, como se muestra en la figura 6.1. El modelo de enfriamiento existente fue modificado con el fin de adecuarlo a la situación actual de 32 cabezales superiores de flujo laminar, controlados por seis válvulas, y treinta y cuatro inferiores de alta presión, controlados por sólo tres. A este respecto, las modificaciones hechas comprendieron la introducción de las nuevas posiciones de los cabezales, tanto superiores como inferiores, así como el número de cabezales que cada válvula controla.

Las corridas preliminares del nuevo modelo indican la necesidad de cuantificar los valores de los coeficientes de transferencia de calor empleados en la versión anterior del modelo.

6.2 SUPOSICIONES DEL MODELO DE TRANSFERENCIA DE CALOR.

Las suposiciones hechas para modelar el enfriamiento de cinta de acero laminada en caliente son las siguientes:

1. El flujo de calor es unidireccional (a través del espesor). Esta suposición se justifica al considerar que el espesor de la lámina es muy pequeño comparado con el ancho y el largo

de la misma, tal como se indica en las tablas 5.4 y 5.5.

2. Presencia de óxido o agua sobre la superficie de la lámina, lo que contribuye a disminuir el valor de la temperatura que registra el pirómetro, ya sea al afectar la emisividad o aislar la superficie. El flujo de calor a través del óxido, suponiendo que su capacidad calorífica es nula, puede calcularse por medio de la ecuación 4.13.

3. En virtud del punto anterior, las temperaturas de entrada, acabado y enrollado tomadas en consideración corresponden a los valores máximos en cada sección de la lámina.

4. Debido a la gran diferencia entre las temperaturas de la lámina y del agua, tiene lugar la formación de una capa de vapor de agua sobre la superficie del metal, la cual actúa como aislante térmico.

5. La superficie del acero se encuentra cubierta por una capa de óxido cuyo espesor se fija en $40 \mu\text{m}$, debido a que este es el valor máximo que puede esperarse según las investigaciones realizadas por R. Colás y C. M. Sellars [4.5].

6. El modelo no supone que el enfriamiento es simétrico, puesto que sobre la superficie superior se contempla la convección a través de la capa de vapor, régimen (ii), figura 4.2.

7. Como resultado del levantamiento físico de la mesa de enfriamiento (sección 5.2), mas la información solicitada a la empresa respecto a la ingeniería de las mesas de enfriamiento, se encontró factible dividir la mesa en zonas diferentes, cada una de las cuales es ocupada por los diferentes bancos de enfriamiento, los cuales a su vez abastecen el agua con flujos diferentes. Esta situación se modeló suponiendo cinco coeficientes de transferencia de calor diferentes, asociados a cada una de las siguientes condiciones:

a) Primer y tercer bancos superiores de enfriamiento (once y catorce cabezales,

respectivamente, controlados por las válvulas 1 y 6).

- b) Válvulas 2 a 4 que controlan, cada una, dos cabezales superiores.
- c) Válvula 5, que solamente controla al cabezal 18.
- d) Bancos inferiores de enfriamiento, controlados por las válvulas 7 a 9.
- e) Agua quieta sobre la superficie superior de la lámina.

8. En el modelo se contemplan tres diferentes regímenes de transferencia de calor:

- i. Convección y radiación hacia el medio ambiente, cuando la superficie de la cinta no se encuentra cubierta o en contacto con el agua. Las pérdidas de calor se calculan por medio de la ecuación 4.11.
- ii. Convección y radiación a través de una capa de vapor, cuando la superficie de la cinta se encuentra cubierta por agua. Las pérdidas de calor se calculan por medio de la ecuación 4.12.
- iii. Convección y ebullición del agua de enfriamiento, solamente en la región en que el líquido suministrado por los cabezales rompe la capa de vapor. Las pérdidas de calor se calculan por medio de la ecuación 4.12.

Las condiciones a la frontera durante el enfriamiento de la lámina no son constantes, sino que cambian durante el paso de la lámina a través de la mesa de enfriamiento. En el punto 7 de esta sección se mencionó que los flujos de agua a través de los cabezales de los bancos respectivos de enfriamiento no son los mismos, por lo que los coeficientes de transferencia de calor asociados a cada uno de ellos son también diferentes. Una solución analítica al problema de transferencia de calor que representa el enfriamiento de la lámina no sería factible desde el punto

de vista práctico, ya que tendrían que resolverse tantas ecuaciones de transferencia de calor como condiciones de frontera se tengan durante el proceso de enfriamiento. Esta es una de las razones por las que se propone una solución numérica a éste problema.

La otra razón por la cual se justifica la solución numérica al problema en cuestión es que el modelo contempla las pérdidas de calor por radiación (mientras la lámina no se encuentra cubierta por agua), en cuyo caso la ecuación que gobierna a tal mecanismo de transferencia de calor es la de Stefan-Boltzmann de la radiación térmica (ecuación 4.8), la cual contiene el término de la temperatura elevada a la cuarta potencia, para la que no hay una solución analítica por ser de carácter no lineal.

6.3 COEFICIENTES DE TRANSFERENCIA DE CALOR.

El método empleado en el presente estudio para determinar los coeficientes de transferencia de calor fue similar al utilizado al simular el enfriamiento producido por diferentes cabezales de flujo laminar y de alta presión [6.1, 6.2], que consiste en la variación sistemática de los valores de interés hasta encontrar una correlación aceptable entre mediciones y predicciones.

Se llevó a cabo la ejecución del modelo de enfriamiento procediendo en la forma descrita en el párrafo anterior, encontrándose que los coeficientes de transferencia de calor, asociados a las regiones o zonas mencionadas en el punto 7 de la sección 6.2, muestran una marcada dependencia con la velocidad de avance de la lámina a través de la mesa de enfriamiento. La figura 6.2 muestra la variación de dichos coeficientes, cuyo comportamiento se describe por medio de la ecuación:

$$h = \exp(a_i + b_i V), \quad i = 1, 2, \dots, 5 \quad \mathbf{6.1}$$

donde h denota al coeficiente de transferencia de calor en $\text{KW}/\text{m}^2 \text{ } ^\circ\text{C}$, V es la velocidad de la lámina en m/s y los coeficientes a_i y b_i toman los valores mostrados en la tabla 6.1.

La problemática de considerar diferentes coeficientes de transferencia de calor dependientes de la velocidad de la lámina genera la incertidumbre con respecto a la validez física de los coeficientes que se utilizan para reproducir los datos experimentales (sección 6.4), y que indican que la diferencia entre las temperaturas de acabado y enrollado aumenta conforme la velocidad de la lámina se incrementa también, lo que no es de esperarse, puesto que al aumentar la velocidad, disminuye el tiempo que tiene la lámina para enfriarse, por lo que debería de observarse un incremento en la temperatura de enrollado.

El uso de la dependencia de los coeficientes de transferencia de calor con la velocidad de la lámina se justifica desde el punto de vista de la modelación, puesto que el fenómeno que controla el enfriamiento es el flujo de calor en la frontera, identificado por Q_{aire} en la figura 4.3 y la ecuación 4.24. Este flujo debe integrarse sobre toda la región que actúa y que, en el caso de la zona de golpe, resulta ser de longitud indeterminada (*ii*); la mejor estimación de que se dispone es el diámetro del chorro de agua. En este caso, la verdadera causa del incremento en la tasa de enfriamiento podría ser el alargamiento de la región de golpe conforme la velocidad se incrementa (lo que no es fácilmente medible bajo las condiciones de planta), en vez del incremento de los valores de los coeficientes de transferencia de calor. Sin embargo, el desarrollo de un modelo que considere la dependencia de la magnitud de la zona de golpe con la velocidad de la lámina no es trivial, puesto que se deben de tomar los tiempos entre iteraciones, así como la disposición de los cabezales.

6.4 VALIDACION DEL MODELO DE DIFERENCIAS FINITAS.

La validación del modelo utilizado para simular el enfriamiento de cinta de acero laminada en caliente se logró después de encontrar una correlación aceptable entre las predicciones de dicho modelo y las mediciones tomadas en la planta. En las figuras 6.3a-c y 6.4a-c se muestran los resultados de la simulación del enfriamiento de láminas de 2.03 y 3.05 mm de espesor según se utilicen todos los cabezales de enfriamiento, los superiores o inferiores únicamente, respectivamente, para las mismas condiciones de temperatura de acabado y agua. Las velocidades indicadas en estas mismas figuras corresponden a valores nominales, o calculados teóricamente.

En la figura 6.5 se muestra la correlación encontrada entre las predicciones del modelo de enfriamiento y las temperaturas registradas en diferentes porciones de las láminas durante su enrollado, pudiéndose apreciar claramente como la mayor parte de los puntos se localizan dentro de una región equivalente al $\pm 5\%$ de diferencia (la mayor diferencia resultó ser de 44 °C, registrada en la cola de una lámina de 3.2 mm de espesor).

Es conveniente mencionar que las predicciones del modelo de diferencias finitas reflejan la dispersión observada entre las diversas porciones de las láminas, figuras 6.6 y 6.7.

La mejor concordancia encontrada entre mediciones y predicciones se logró después de suponer la existencia de cinco coeficientes de transferencia de calor asociados, cada uno de ellos, a las diferentes zonas o regiones a lo largo de la mesa de enfriamiento mencionadas con anterioridad.

6.5 MODELO ESTADISTICO.

Una vez validado el modelo de enfriamiento, se llevó a cabo la ejecución de este repetidas veces con el fin de crear una base de datos con la información necesaria, en base a condiciones operativas de interés (aquellas bajo las cuales se lleva a cabo el enfriamiento durante las operaciones de rutina de la planta), para obtener una regresión múltiple entre las temperaturas de acabado, enrollado y del agua de enfriamiento, espesor final y velocidad de salida de la lámina, así como los cabezales utilizados durante el enfriamiento. La obtención de una regresión múltiple entre estas variables permitió la elaboración de un modelo estadístico con el cual se pudieran predecir las temperaturas de enrollado de la lámina, dadas las condiciones operativas de interés durante el enfriamiento.

La razón de utilizar un modelo estadístico, en lugar del modelo de enfriamiento, como herramienta para la predicción de las temperaturas de enrollado que los productos de acero requieren, es que el primero es mucho más rápido que el segundo, lo cual es un aspecto deseable para propósitos de automatización en la planta.

La base de datos fue creada por medio de la ejecución del modelo de enfriamiento para láminas de 1.9 a 3.05 mm de espesor, sujetos a distintas condiciones de temperatura de acabado y de agua, y velocidad de avance bajo la acción de distintas combinaciones de bancos de enfriamiento. La tabla 6.2 muestra la forma sistemática en que la información fue generada para su posterior tratamiento, es decir, la obtención de una regresión múltiple entre las variables mencionadas.

La variable dependiente de interés del modelo estadístico buscado es la caída de temperatura de la lámina al final de su proceso de enfriamiento, esto es, la diferencia entre las temperaturas

de acabado y enrollado. Con el propósito de establecer un modelo estadístico adecuado que describa satisfactoriamente a tal variable, se analizó el patrón de comportamiento de ésta frente a la velocidad de la lámina y a la temperatura del agua de enfriamiento, las cuales representan a las variables independientes de mayor relevancia durante el proceso, además del efecto de los distintos bancos de que se dispone. Las figuras 6.17a-b y 6.18a-b muestran, respectivamente, el comportamiento de la caída de temperatura frente a la temperatura del agua de enfriamiento y a la velocidad de láminas de 1.9 y 3.43 mm de espesor.

Como puede observarse en las gráficas citadas en el párrafo anterior, las variables mencionadas presentan un comportamiento lineal, como lo sugieren los coeficientes de correlación reportados en las mismas gráficas, por lo que se decidió elaborar al modelo estadístico que relacione a las temperaturas de acabado, enrollado y del agua, a la velocidad y espesor de la lámina y al número de cabezales o bancos de enfriamiento utilizados, tomando como base esta linealidad. El modelo estadístico lineal elaborado es:

$$T_e = T_s - (A + B * V_l + C * T_a + D * I_s + E * II_s + F * III_s + G * Infs) \quad 6.2$$

donde T_e , T_s y T_a son respectivamente las temperaturas, en °C, de enrollado, salida (acabado) y del agua, V_l es la velocidad de la lámina en m/s y I_s , II_s y III_s indican la contribución de las secciones superiores de enfriamiento, en tanto que $Infs$ indica a las inferiores. Los valores que pueden tomar estas variables se indican en la tabla 6.3, mientras que los coeficientes A al G, a través de los cuales se maneja el efecto del calibre o espesor final, se calculan a partir de la ecuación:

$$Cf = c_0 + c_1 * h$$

6.3

donde **h** es el espesor de salida en mm, **Cf** denota a cada coeficiente (A al G) y los valores de c_0 y c_1 se muestran en la tabla 6.4.

Los coeficientes **A** al **G** del modelo estadístico, es decir, los estimadores de mínimos cuadrados que hacen que la suma de cuadrados de los residuos, definidos como las diferencias entre los valores observados y predichos de la variable dependiente, sea tan pequeña como sea posible, no son constantes, sino que mas bien dependen del espesor final de la lámina, como lo sugiere la ecuación 6.3. En las figura 6.8a-b se muestra dicha variación, advirtiéndose la marcada influencia del espesor sobre los coeficientes del modelo estadístico.

En la figura 6.8b puede observarse como el banco III_s es la variable o parámetro que ejerce mayor peso (sobre las demás ahí mostradas) durante el enfriamiento de la lámina, lo cual es reflejado por el coeficiente de regresión mayor. Se observa también como los "factores de peso" de cada una de las variables que aparecen en esta figura disminuyen gradualmente a medida que aumenta el espesor de la lámina que esta siendo enfriada, lo cual es un resultado lógico, puesto que la transferencia de calor a través de espesores mayores es menos efectiva que para los más pequeños.

Un aspecto adicionalmente observado, respecto a esta gráfica, es el hecho de que la eficiencia de los bancos I_s y III_s disminuye de manera más pronunciada al incrementarse el espesor de la lámina (reflejado por la pendiente de las curvas correspondientes), efecto que es menos notorio para el caso del banco II_s , lo cual se atribuye al hecho de que los cabezales de este último banco son abastecidos con mayor cantidad de agua que el I_s y III_s .

Respecto a la curva G (cabezales inferiores), correspondiente a la contribución del espesor

en la efectividad de los cabezales inferiores, puede observarse que, como era de esperarse, su eficiencia disminuye de manera más notoria que para el caso del banco *II*, . Sin embargo, dicho efecto es menos marcado que el que muestran los bancos *I*, y *III*, , lo que se atribuye a la baja eficiencia inherente de los cabezales inferiores, los cuales son del tipo espreas de alta presión con baja extracción de calor. Esto significa que no hay una caída de temperatura significativa (comparada con la que se obtiene al utilizar cualquiera de los otros bancos) al utilizar los bancos inferiores durante el enfriamiento de lámina con los espesores mostrados en la figura 6.8 b.

El efecto mostrado por la curva B de la figura 6.8 a, la cual pone de manifiesto la disminución del estimador de mínimos cuadrados (B), que acompaña a la velocidad de la lámina, al aumentar el espesor, resulta ser también lógico puesto que, por una parte, la condición operativa de interés al laminar cinta más gruesa es la disminución de la velocidad y, por la otra, al consecuente aumento de la caída de la temperatura para espesores gruesos, efecto que resulta del aumento en el tiempo para el enfriamiento.

El efecto de incrementar el espesor de la lámina, a una temperatura de agua dada, es el de reducir la velocidad de la misma (curva B) y aumentar el coeficiente C, lo que resulta en un incremento del tiempo para el enfriamiento, teniendo como resultado una reducción en la temperatura de enrollado, lo cual puede verificarse en la ecuación 6.2.

6.6 VALIDACION DEL MODELO ESTADISTICO.

La validación del modelo estadístico que predice la temperatura de enrollado de la cinta de acero laminada en caliente, dadas las condiciones de temperaturas de acabado y de agua, espesor y velocidad de la lámina y los cabezales activos durante el enfriamiento, se logró después de

encontrar una correlación aceptable entre las predicciones de dicho modelo y las mediciones tomadas en la planta. La correlación encontrada entre las predicciones del modelo estadístico y las mediciones registradas en la planta se muestra en la figura 6.9, en la que puede observarse como las predicciones se encuentran localizadas dentro de una región equivalente al $\pm 10\%$ de diferencia entre mediciones y predicciones.

6.7 COMPARACION DE MODELOS.

La concordancia entre mediciones de la temperatura de enrollado y las predicciones del modelo estadístico, ecuaciones 6.2 y 6.3, y del modelo de diferencias finitas se muestra en la figura 6.10. En ella se puede apreciar que la dispersión del modelo de diferencias finitas es inferior al 5 %, en tanto que la del modelo estadístico es de aproximadamente el doble, como puede apreciarse en la figura 6.11. Una de las razones por las que la dispersión entre las predicciones del modelo estadístico sea aproximadamente del doble de la del modelo de diferencias finitas es debida a que este último fue la base para la elaboración del primero, por lo que la ganancia en tiempo que se tiene al utilizar una regresión múltiple se paga al disminuir la precisión.

Las cédulas de enfriamiento elaboradas por medio del modelo estadístico pueden ser mejoradas aún más si se incluye la predicción de la temperatura de salida de la lámina en función de su temperatura de entrada. Con este propósito, se llevó a cabo un muestreo para tratar de relacionar a las temperaturas de entrada y salida al molino, encontrándose que la temperatura de acabado o salida puede estimarse mediante la siguiente relación:

$$T_s = a + b * T_i + c * h^2 \quad \mathbf{6.4}$$

donde T_i es la temperatura de la lámina a la salida del castillo número 1 (F1) en °C, h es el espesor final en mm y $a = 437.7$, $b = 0.411$ y $c = 2.41 \times 10^{-3}$ son las constantes encontradas. Este ajuste incluye a las diferentes posiciones de la lámina y no se considera el incremento de velocidad (*zoom rolling*) que se aplica al laminar porque lo que realmente se esta determinando es la velocidad final de la lámina. La figura 6.12 muestra la correlación encontrada entre mediciones y predicciones de la temperatura de salida, advirtiéndose que el ajuste es más que aceptable al determinar que dichas predicciones se encuentran localizadas dentro de una región equivalente inferior al 5% de diferencia entre mediciones y predicciones; la figura 6.13 muestra el análisis estadístico que indica la distribución de las diferencias entre las mediciones y predicciones de la temperatura de salida.

Mediante la utilización del modelo estadístico (ecuaciones 6.2 y 6.3) es posible elaborar cédulas de enfriamiento para los productos laminados en caliente. Ahora bien, tales cédulas, como se mencionó previamente, pueden mejorarse si se incluye la predicción de la temperatura de acabado en función de la temperatura de entrada de la lámina, en el sentido de que pueden precisarse mejor las acciones de control sobre la temperatura de enrollado, las cuales se llevan a cabo antes de que la lámina entre a la mesa de enfriamiento; y esta es, de hecho, la ventaja de poder predecir la temperatura de acabado. La desventaja, por su parte, es que no se logre mejorar la predicción de la temperatura de enrollado, puesto que la dispersión en la predicción de la temperatura de acabado, aunque pequeña, puede incrementar el error que ya se tiene en la temperatura de enrollado. Sin embargo, podría eliminarse al abrir o cerrar válvulas que controlan los cabezales de enfriamiento, de tal manera que se reduzca la dispersión entre mediciones y predicciones.

6.8. GENERACION DE ESFUERZOS DURANTE EL ENFRIAMIENTO.

Otro aspecto investigado fue la posibilidad de que la lámina, al finalizar su enfriamiento, sufriera deformación plástica debido a los esfuerzos generados por los gradientes térmicos en láminas cuyo espesor varía entre 5 y 10.7 mm, dado que la transferencia de calor en estos es más lenta que en calibres menores (por ejemplo, 2 mm). La magnitud aproximada de dichos esfuerzos puede calcularse mediante la siguiente ecuación [6.3]:

$$s = \alpha E \Delta T \quad 6.5$$

donde s es el esfuerzo térmico (Pa), α es el coeficiente de expansión lineal del acero ($^{\circ}\text{C}^{-1}$), E es el módulo de elasticidad (Pa) y ΔT es la diferencia en temperatura ($^{\circ}\text{C}$). El módulo de elasticidad del acero (en GPa) puede calcularse por medio de la ecuación [6.4, 6.5, 6.6]:

$$E = (-0.0433 * T + 43.5)^{1/2} \quad 6.6$$

donde T ($^{\circ}\text{C}$) es la temperatura a la que se encuentra la lámina.

Para llevar a cabo los cálculos anteriores, se determinaron las temperaturas en los elementos en que se dividieron las láminas al final del proceso de enfriamiento, advirtiéndose que los gradientes de temperatura son prácticamente nulos. La figura 6.14 a-c muestra, respectivamente, los perfiles de temperatura en láminas de 5.04, 5.28 y 6.35 mm de espesor, al utilizar solamente los cabezales superiores o los inferiores, en tanto que en la figura 6.15 se presenta la magnitud de las diferencias de temperatura entre el primero y último elementos para láminas cuyos espesores varían entre 1.9 y 10.7 mm, según se enfríen utilizando sólo los cabezales superiores o los inferiores. En esta misma figura puede apreciarse como la diferencia de temperatura entre las superficies superior e inferior de dichas láminas es inferior a 2°C .

El coeficiente de expansión lineal para el acero es de $2.26 \times 10^{-4} \text{ } (^{\circ}\text{C})^{-1}$ [6.5, 6.6] y el módulo de elasticidad a una temperatura de $761 \text{ } ^{\circ}\text{C}$, temperatura promedio predicha a la que se enrollaría una lámina de 10.7 mm de espesor utilizando sólo los cabezales inferiores es, de acuerdo con la ecuación 6.6, 3.25 GPa. Considerando la diferencia de temperatura registrada a través de esta lámina ($1.77 \text{ } ^{\circ}\text{C}$) y la información anterior, se encuentra que la magnitud del esfuerzo térmico generado a través del espesor de la lámina, debida a esta diferencia de temperatura, es de 13×10^5 Pa. Para el acero laminado en caliente se reportan esfuerzos de cedencia típicos de 2.8×10^8 - 3.4×10^8 Pa a temperaturas entre 645 y $660 \text{ } ^{\circ}\text{C}$ [6.7-6.9] que, como puede apreciarse, son mucho mayores que el esfuerzo generado en la lámina en cuestión debido a una diferencia de temperatura de $1.77 \text{ } ^{\circ}\text{C}$, por lo que se descarta cualquier posibilidad de deformación plástica.

La figura 6.16 muestra como el esfuerzo total generado por el gradiente térmico a través de la lámina se incrementa conforme el espesor de esta también se incrementa, lo cual debe esperarse puesto que la transferencia de calor a través de láminas de espesores cada vez mayores es más lenta pero, como se mencionó en el párrafo anterior, es despreciable.

CAPITULO 7

CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES

7.1 CONCLUSIONES.

Se desarrolló un modelo de transferencia de calor capaz de predecir el enfriamiento a que están sujetas láminas de acero de bajo carbono de diversos calibres o espesores durante el enfriamiento posterior a la reducción en el proceso de laminación en caliente.

El modelo supone la existencia de diferentes regímenes de transferencia de calor, así como diferentes zonas (a través de la mesa de enfriamiento) donde los coeficientes de transferencia de calor dependen de la velocidad de la lámina y, aunque esta dependencia puede no ser real, éste es el mejor compromiso que se encuentra para modelar el enfriamiento de manera eficiente.

La solución al problema de transferencia de calor que constituye el enfriamiento de la lámina se obtuvo por medio del método explícito de la técnica de diferencias finitas, encontrándose una buena correlación entre las mediciones registradas en la planta de laminación y las predicciones del modelo. La predicciones no se localizan más allá de una banda equivalente al $\pm 5\%$ de diferencia entre mediciones y predicciones. Como resultado de esto, se dió por validado dicho modelo y se procedió con la ejecución de éste para crear una base de datos con la información de interés suficiente que permitiera llevar a a cabo una regresión múltiple entre las variables de interés (relativas al enfriamiento) con el fin de elaborar un modelo estadístico que permitiera predecir la temperatura de enrollado de la lámina bajo condiciones de proceso dadas, permitiendo con ello la elaboración posterior de cédulas de enfriamiento para determinar el

número de cabezales o bancos de enfriamiento necesarios para lograr las temperaturas de enrollado que la lámina requiere.

Las predicciones del modelo estadístico muestran una dispersión inferior al 10%, aproximadamente el doble de la del modelo de diferencias finitas, lo que se atribuye al hecho de que este último constituye la base del primero.

Un aspecto particularmente importante de este estudio es el hecho de que la implantación del modelo estadístico en la planta de laminación conduce indudablemente a lograr las temperaturas de enrollado requeridas, dentro de los límites tolerables, con el mínimo gasto de agua, lo que reditúa en ahorros a la empresa.

El cálculo de la magnitud de los esfuerzos térmicos generados en láminas de calibre grueso (hasta 10.7 mm) debido al gradiente de temperatura presente en estas al final del enfriamiento, descarta cualquier posibilidad de deformación plástica, al encontrarse que dichos esfuerzos son tres ordenes de magnitud menores que los esfuerzos de cedencia reportados en la literatura.

Los objetivos del presente trabajo se cumplieron en su totalidad al estudiar diversos aspectos relativos al enfriamiento de cinta de acero laminada en caliente:

1. Evaluación de la capacidad del sistema de enfriamiento utilizado.
2. Desarrollo de un modelo de transferencia de calor capaz de describir el enfriamiento a que esta sujeta una cinta de acero laminada en caliente.
3. Determinación de los coeficientes de transferencia de calor asociados al enfriamiento.
4. Elaboración de un modelo estadístico capaz de predecir las temperaturas de enrollado de la cinta, dadas las condiciones operativas de interés, que conduzca a la elaboración de cédulas de enfriamiento para la determinación del número de cabezales o bancos de enfriamiento necesarios

para alcanzar las temperaturas de enrollado que los productos de acero requieren.

7.2 RECOMENDACIONES.

La modelación del enfriamiento de cinta de acero laminada en caliente requiere de la evaluación de los efectos que las diferentes variables del proceso en cuestión ejercen sobre el enfriamiento. Evidentemente, el número de variables que se ha considerado en el presente estudio para modelar el enfriamiento de la lámina, aunque explicativas del proceso, no son todas las que intervienen durante el mismo.

Para modelar de manera más eficiente el enfriamiento de la lámina a fin de reducir la dispersiones del 10 y 5%, entre mediciones y predicciones, encontradas en este estudio para los modelos estadístico y de diferencias finitas respectivamente, se recomienda tomar en cuenta los siguientes aspectos:

1. Zona de golpe. Tratar de establecer una relación que permita evaluar el efecto que la velocidad de la lámina ejerce sobre la longitud de la zona de golpe, a la cual se atribuyen las máximas tasas de extracción de calor (al romper la capa de vapor formada sobre la superficie de la lámina). La razón que justifica esta labor radica en la posibilidad de cuantificar de manera más eficaz los coeficientes de transferencia de calor que intervienen durante el enfriamiento. Sin embargo, la determinación de la longitud de la zona de golpe no es fácilmente medible bajo las condiciones de la planta. Más aún, si se lograra establecer alguna relación entre ellas (velocidad y zona de golpe), el desarrollo de un modelo que considere esta dependencia no sería trivial, puesto que se deben tomar los tiempos entre iteraciones, así como de la disposición de los cabezales.

2. Flujo de agua. La medición de los flujos de agua en cada banco de enfriamiento es otro de los factores o variables no consideradas (al menos cuantitativamente) que pueden, indudablemente, mejorar la modelación del enfriamiento. La importancia de esta variable radica también en la posibilidad de cuantificar un coeficiente de transferencia de calor como una función, no sólo de la velocidad de la lámina y la longitud de la zona de golpe, sino también de la temperatura y cantidad de agua suministrada por unidad de tiempo.

3. Altura y diámetro de los cabezales: Este aspecto no se sugiere ya que no sería factible, durante las operaciones de rutina de la planta, establecer alguna relación entre la altura y ancho de los chorros de agua y la capacidad de enfriamiento de los mismos, puesto que implicaría la realización de pruebas de enfriamiento cambiando las características de diseño respecto a los cabezales, es decir, su altura y ancho, lo que afectaría a la producción.

REFERENCIAS.

- 2.1 T. Tanaka: Proceedings of the International Symposium on accelerated cooling of rolled steel, Vol. 3, 1987, p. 187.
- 2.2 R. Colás: Materiales de aceros para tuberías para la industria petrolera, IPN-JICA, Tab., 1993, 2.1.
- 2.3 A. T. Peters: Ferrous Production Metallurgy, Jhon Wiley & Sons, Inc., 1987.
- 2.4 M. Torres: Tesis de Maestría, U. A. N. L, 1993.
- 2.5 C. García, J. C. Morales y R. Colás: Simposio Nacional de Siderurgia, Ingeniería de Proceso, Morelia, Mich., Nov. 1994, 17.1.
- 2.6 Fred. C. Kohring: Iron and Steel Engineer, Junio 1985, p. 30.
- 2.7 G. Bognin, V. M. Contursi, G. Tanzi, A. Aprile, G. De Florio, A. Liguori, P. Borsi and M.Ghers: Accelerated cooling of steel, Proceedings of a Symposium Sponsored by the Ferrous Metallurgy Comitee of the Metallurgical Society of AIME, Penn.,1985, 69. Edited by P. D. Southwick.
- 2.8 G. Tacke, H. Litzke, E. Raquet: Accelerated cooling of steel, Proceedings of a Symposium Sponsored by the Ferrous Metallurgy Comitee of the Metallurgical Society of AIME, Penn.,1985, 35. Edited by P. D. Southwick.
- 2.9. Danieli Headquarters and United Engineering, Inc.: Hot and Cold Strip Mills, Italy, Nov. 1992. Edited by Francesco Messina and Danieli Advertising Department.
- 3.1 A. J. De Ardo: Accelerated Cooling of Rolled Steel, Proceedings of the International Symposium on Accelerated Cooling of Rolled Steel, V.3; Edited by G. E. Ruddle and A. F.

Crawley, Canada 1987,3. Pergamon Press., p. 3.

3.2 A. J. De Ardo: Accelerated cooling of steel, Proceedings of a Symposium Sponsored by the Ferrous Metallurgy Comitee of the Metallurgical Society of AIME, Penn., 1985, 97. Edited by P. D. Southwick.

3.3 R. Colás: Materiales de Acero para Tuberías para la Industria Petrolera, IPN-JICA, Tabasco, 1993, 2.1.

3.4 R. A. Villanueva: Siderurgia Latinoamericana (315), Julio 1986, p. 67; ILAFA.

3.5 F. B. Pickering: Physical Metallurgy and the Design of Steels; Applied Science Publishers, London and New York, 1978.

3.6 G. A. J. M Van Ditzhuijzen, G. J. Heesen, and A. W. Luienburg: Modelling of Metal Rolling Processes, The Institute of Materials, 1993, p. 352.

3.7 A. K. Sinha: Ferrous Physical Metallurgy, Butterworth Publishers, 1989.

3.8 Le Bon, Saint Martin, MICROALLOYING 75, p. 90; Union Carbide Corp., 1977.

3.9 M. Imagumbai and M. Nagumo: Accelerated Cooling of Steel, Proceedings of a Symposium Sponsored by The Ferrous Metallurgy Committee of The Metallurgical Society of AIME, 1985, p. 297; Edited by P. D. Southwick.

3.10 I. Kozasu: Accelerated Cooling of Steel, Proceedings of a Symposium Sponsored by The Ferrous Metallurgy Committee of The Metallurgical Society of AIME, 1985, p. 15; Edited by P. D. Southwick.

3.11 R. W. K Honeycombe: Steels, Microstructure and Properties, Metallurgy and Materials Science, 1981. Edward Arnold Publishers.

3.12. I. Kozasu, C. Ouchi, T. Sampei and T. Okita: Proceedings Microalloying 75, Union

- Carbide Corp., Washington, D. C., 1977, p. 120.
- 4.1 L. A. Leduc: Tesis doctoral, U. de Sheffield, G. B., 1980.
- 4.2 J. P. Holman: Heat Transfer, S. I. Metric Edition, 1989., McGraw-Hill, New York.
- 4.3 J. R. Welty: Engineering Heat Transfer, Edited by John Wiley & Sons, Inc., 1974.
- 4.4 R. Colás: Simulación del proceso de laminación en caliente de cinta de acero; Deformación Metálica, 211\1993, p. 28.
- 4.5 R. Colás and C. M. Sellars: Computed Temperature Profiles of Hot Rolled Plate and Strip During Accelerated Cooling; Proceedings of the International Symposium on Accelerated Cooling of Rolled Steel, Vol.3; Edited by G. E. Ruddle and A. F. Crawley; Canada, 1987.
- 4.6 R. Colás: Simulación del enfriamiento de lámina rolada en caliente; Investigación y desarrollo, División Aceros Planos, Hylsa, S. A. de C. V. Mayo 1992.
- 4.7 R. A. Harding: Tesis Doctoral, U. de Shieffield, G. B. 1976.
- 4.8 C. M. Sellars and J. H. Whiteman: Met. Technol, 8, 10 (1981).
- 4.9 F. Hollander: Mathematical Models for Metallurgical Process Developments, Iron Steel Inst., Londres, 1970, 46.
- 4.10 M. Torres: Tesis de Maestría, U. A. N. L., 1993.
- 4.11 P. del C. Zambrano: Tesis de Maestría, U. A. N. L., 1994.
- 4.12 G. M. Smith: Applied Numerical Methods for Digital Computation with Fortran. Ed. International Textbook Company, 1967.
- 4.13 R. Colás: Simulación del proceso de enfriamiento acelerado en productos planos laminados en caliente. Tecnología de procesos, División Aceros Planos, Hylsa, S. A. de C. V. Monterrey, N. L., México.

- 5.1. P. del C. Zambrano: Tesis de Maestría, U. A. N. L., 1995.
- 6.1. R. Colás and C. M. Sellars: Accelerated Cooling of Rolled Steels, G. E. Ruddle and A. F. Crawley Editors, Pergamon Press, Oxford 1988, P. 121.
- 6.2. R. Colás: XIII Simposio Nacional de Siderurgia: Producción y Manufactura de Hierros y Aceros, Morelia, Mich., 1991, 11.1.
- 6.3. S. H. Avner: Introduction to Physical Metallurgy, Mc Graw-Hill, 2a. Ed., 1974.
- 6.4. G. E. Dieter: Mechanical Metallurgy, Mc Graw-Hill, 2a. Ed., 1981.
- 6.5. G. F. Carter: Metals Handbook, Desk Edition, ASM, 1985, 2.16.
- 6.6. A. E. Kočke: Metals Handbook, 9a. Ed., Vol. 1, ASM, 1978, 639.
- 6.7. W. F. Smith: Fundamentos de la Ciencia e Ingeniería de Materiales, Mc Graw-Hill, 2a. Ed., 1993, p. 534; Trad. por J. Martin y F. J. Martin.
- 6.8. J. R. Paules and S. S. Hansen: Accelerated Cooling of Steel, Proceedings of a Symposium Sponsored by The Ferrous Metallurgy Committee of The Metallurgical Society of AIME; Pittsburgh, Penn., 1985, p. 205. Ed. by P. D. Southwick.
- 6.9. H. Yada: Proceedings of The International Symposium on Accelerated Cooling of Rolled Steel, Winnipeg, Canada, 1987; Ed. by G. E. Ruddle and A. F. Crawley, p. 105.

Tabla 4.1. Propiedades térmicas de los aceros de bajo carbono. (S. V. Patankar, Numerical Heat Transfer and Fluid Flow, Hemisphere Publishing Corporation, 1980)			
Fase	ρ (Kg/m ³)	C_p (J/Kg °K)	κ (W/m °K)
γ	8050 - 0.5 T	587.8 + 0.0683 T	16.65 + 0.011 T
α	7880 - 0.0368 T	587.8 - 0.434 T + 1.224 x 10 ⁻³ T ²	55.4 - 0.0332 T

Tabla 5.1.- Distancia entre cabezales superiores de la mesa de enfriamiento.

SEPARACION ACTUAL ENTRE CABEZALES SUPERIORES			
CABEZAL	DISTANCIA (m)	CABEZAL	DISTANCIA (m)
Ref.*-1	10,5	16-17	1,42
1-2	1,85	17-18	1,53
2-3	1,77	18-19	1,3
3-4	1,85	19-20	1,7
4-5	1,8	20-21	1,35
5-6	1,76	21-22	1,37
6-7	1,87	22-23	1,69
7-8	1,84	23-24	0,98
8-9	1,79	24-25	1,01
9-10	1,22	25-26	1,9
10-11	1,22	26-27	1,78
11-12	1,32	27-28	1,77
12-13	1,8	28-29	1,82
13-14	1,25	29-30	1,78
14-15	1,5	30-31	1,78
15-16	1,36	31-32	1,77

* Referencia: último castillo.

Tabla 5.2.- Distancia entre cabezales inferiores de la mesa de enfriamiento.

SEPARACION ACTUAL ENTRE CABEZALES INFERIORES			
CABEZAL	DISTANCIA (m)	CABEZAL	DISTANCIA (m)
Ref.*-1	10,2	17-18	0,91
1-2	0,91	18-19	0,92
2-3	0,94	19-20	1,79
3-4	0,92	20-21	1,86
4-5	0,9	21-22	0,92
5-6	1,84	22-23	1,85
6-7	1,83	23-24	0,92
7-8	0,93	24-25	0,88
8-9	2,74	25-26	0,97
9-10	0,93	26-27	1,83
10-11	0,92	27-28	0,93
11-12	0,92	28-29	2,74
12-13	0,92	29-30	0,94
13-14	0,93	30-31	2,75
14-15	2,75	31-32	0,92
15-16	0,89	32-33	2,72
16-17	0,87	33-34	0,92

* Referencia: último castillo.

Tabla 5.3. Diámetro de los rodillos de trabajo del castillo seis durante las pruebas de enfriamiento.

SECUENCIA	ESPESOR OBJETIVO (mm.)	DIAMETRO DE RODDILLOS DE TRABAJO (cm.)
292334	2.03	47.5
292338	2.03	47.5
292427 - 292431	3.05	47.13
292432 - 292436	3.05	47.79

Tabla 5.4. Información relativa al enfriamiento de lámina de 3.05 mm. de espesor.

SECUENCIA	SECCION	ESPESOR (mm.)	VELOCIDAD(m/s)	TEMP. ACABADO	VALVULAS									TEMP. ENROLLADO	TEMP. ENTRADA
					V1	V2	V3	V4	V5	V6	V7	V8	V9		
292427	PUNTA	3.19	5.98	872	1	1	1	1	1	1	0	0	0	656	846
	CENTRO	5.08	6.15	845										683	843
	COLA	3.12	6.30	823										628	835
292428	PUNTA	3.19	5.98	881	1	1	1	1	1	1	0	0	0	655	899
	CENTRO	3.08	6.14	856										616	866
	COLA	3.27	6.23	841										634	844
292429	PUNTA	3.09	5.89	885	0	0	0	0	0	0	1	1	1	765	905
	CENTRO	3.14	5.98	839										742	859
	COLA	3.87	6.13	819										744	830
292430	PUNTA	3.18	5.85	866	0	0	0	0	0	0	1	1	1	761	878
	CENTRO	3.12	6.4	852										748	852
	COLA	3.10	6.18	827										752	835
292431	PUNTA	3.08	6.1	871	1	1	1	1	1	0	1	1	0	669	918
	CENTRO	3.06	6.3	847										661	881
	COLA	3.13	6.4	831										678	858
292432	PUNTA	3.88	6.5	893	1	1	1	1	1	0	1	1	0	788	914
	CENTRO	3.84	6.8	885										698	903
	COLA	3.19	6.9	868										713	891
292433	PUNTA	3.12	6.5	889	0	1	1	1	1	1	0	1	1	698	905
	CENTRO	3.07	6.8	879										688	896
	COLA	3.08	6.9	868										787	878
292434	PUNTA	3.13	6.5	888	0	1	1	1	1	1	0	1	1	697	903
	CENTRO	3.07	6.8	874										686	889
	COLA	3.13	6.9	864										711	873
292435	PUNTA	2.98	6.5	918	1	0	0	0	0	0	1	1	0	688	947
	CENTRO	3.03	6.8	887										673	899
	COLA	3.18	6.9	872										688	888
292436	PUNTA	3.03	6.4	918	1	0	0	0	0	0	1	1	0	686	924
	CENTRO	3.86	6.7	884										673	895
	COLA	3.89	6.9	878										686	878

**ACERO
1081**

**ESPESOR
3.05 mm.**

**ANCHO
0.94 m.**

**TEMP.
DE
AGUA
37 C**

Tabla 5.5. Información relativa al enfriamiento de lámina de 2.03 mm. de espesor.

SECUENCIA	SECCION	ESPESOR (mm.)	VELOCIDAD(m/s)	TEMP. ACABADO	VALVULAS									TEMP. ENROLLADO	TEMP. ENTRADA
					V1	V2	V3	V4	V5	V6	V7	V8	V9		
292334	PUNTA	2.26	6.87	878	1	1	1	1	1	1	0	0	0	591	926
	CENTRO	2.23	7.11	847										509	881
	COLA	2.30	7.96	829										505	847
292338	PUNTA	2.29	6.88	841	0	0	0	0	0	0	1	1	1	603	872
	CENTRO	2.19	7.21	821										545	829
	COLA	2.26	8.14	818										556	819
ACERO		ESPESOR	ANCHO	TEMP. AGUA											
6076		2.03 mm.	0.94 m.	37 C											

Tabla 6.1. Coeficientes que deben aplicarse al evaluar los coeficientes de transferencia de calor, mediante la ecuación 6.1, según la lámina se encuentre en alguna de las regiones de enfriamiento indicadas.

Región de enfriamiento	i	a_i	b_i
Primer y tercer bancos superiores (11 y 14 cabezales, respectivamente)	1	0.759	0.240
Segundo banco superior (2 cabezales)	2	1.887	0.129
Segundo banco superior (un solo cabezal)	3	1.924	0.127
Bancos inferiores (34 cabezales)	4	-2.152	0.423
Agua sobre la lámina	5	-3.185	0.364

Tabla 6.2. Esquema reducido de la matriz de datos relativa al enfriamiento creada mediante el modelo de diferencias finitas después de ser validado.

Espesor objetivo (mm)	Velocidad (m/s)	Temperatura de acabado (°C)	Temperatura del agua (°C)	Bancos Activos	Temperatura de enrollado (°C)
E. O.	0.90 x Vel. Nominal	Ta_1	Tw_1	Combinación	Te_1
E. O.	V. Nominal	Ta_2	Tw_2	Combinación	Te_2
E. O.	1.2*Vel. Nominal	Ta_3	Tw_3	Combinación	Te_3

Tabla 6.3. Contribución de las secciones superiores e inferiores de enfriamiento.

VARIABLE	VALOR
I_s	1, si la válvula 1 se utiliza; 0 si no.
II_s	0.25 por cada válvula comprendida entre la 2 y la 5 que se utilice.
III_s	1, si la válvula 6 se utiliza; 0 si no.
$Infs$	0.33 por cada válvula comprendida entre la 7 y la 9 que se utilice.

Tabla 6.4. Estimadores de mínimos cuadrados del modelo estadístico (Ecuaciones 6.2 y 6.3).

COEFICIENTE (C_f)	C_0	C_1
A	22.2	44.4
B	0.18	-0.06
C	-2.15	0.29
D	125.65	-20.59
E	70.2	-5.71
F	177.12	-29.53
G	35.36	-9.18

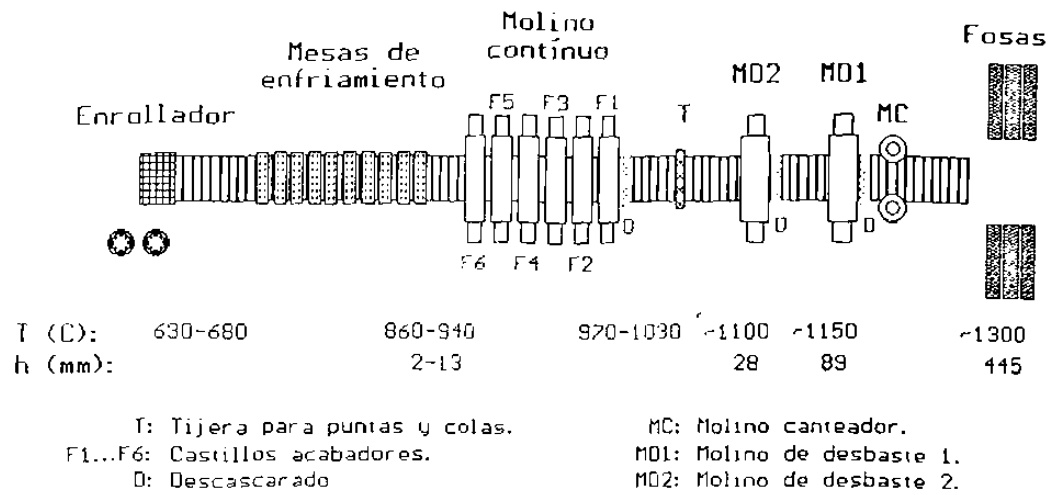


Fig. 2.1.- Diagrama esquemático de la línea de laminación en caliente. [2.2]

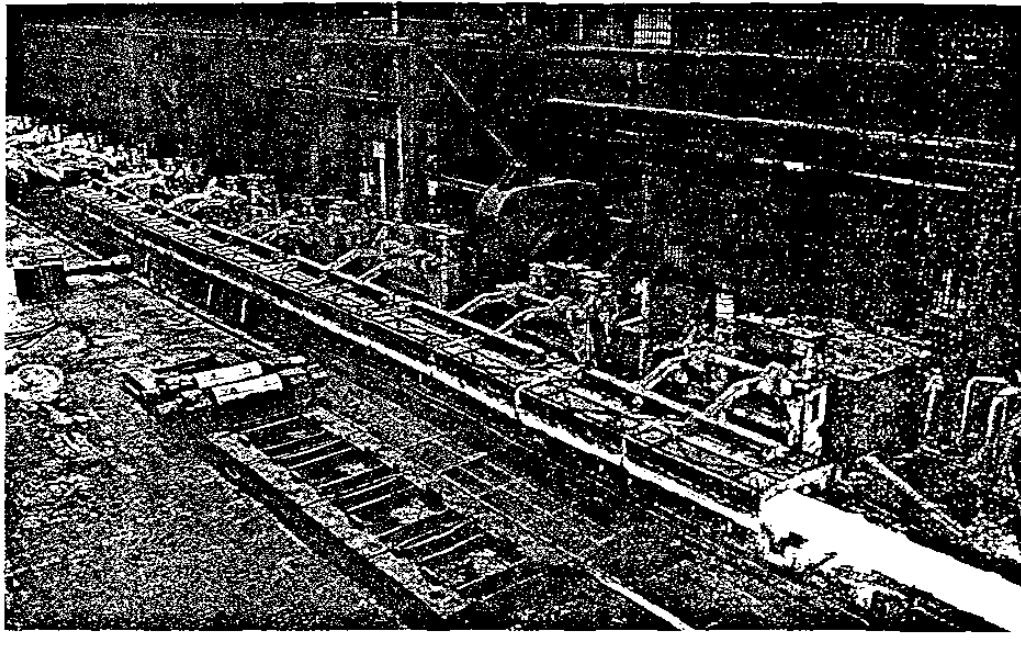


Fig. 2.2.- Paneles para la conservación del calor de la barra de transferencia. [2.9]

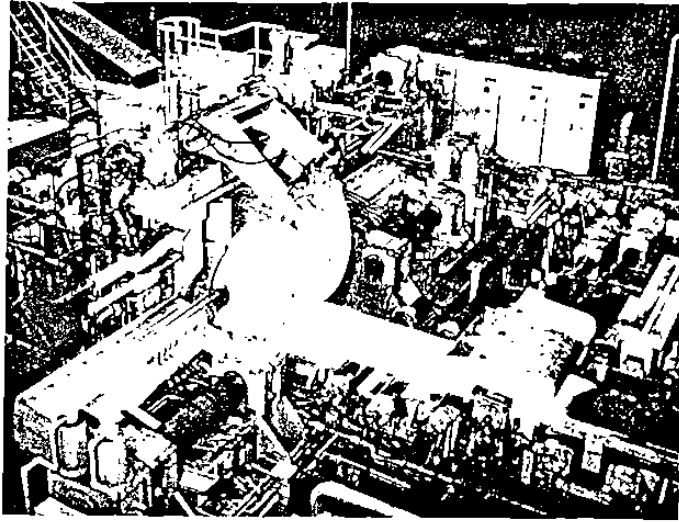


Fig. 2.3.- Caja de rollos para reducir las pérdidas de calor de la barra de transferencia. [2.9]

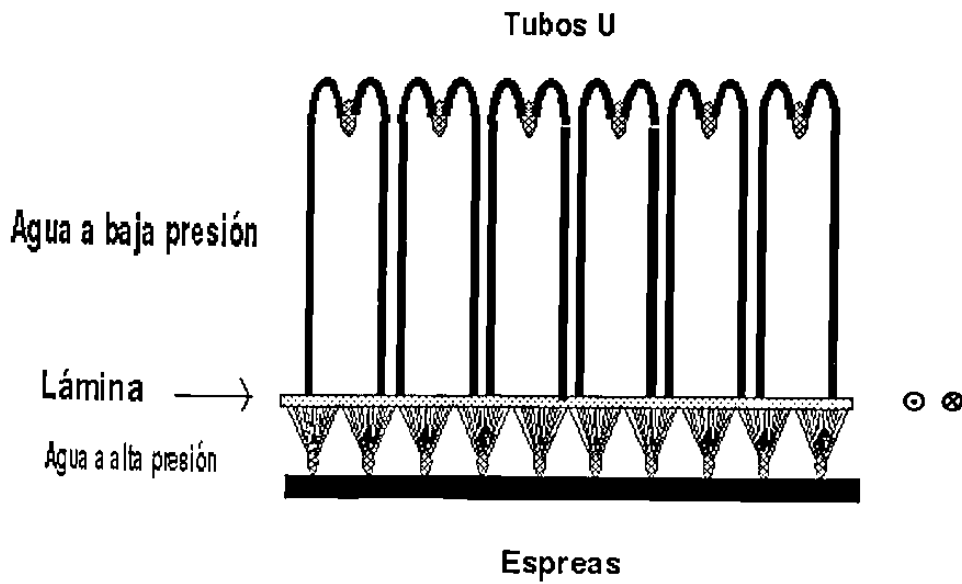


Fig. 2.4.- Vista transversal de la disposición de cabezales del tipo flujo laminar y de espreas para el enfriamiento de las superficies superior e inferior de la lámina, respectivamente.

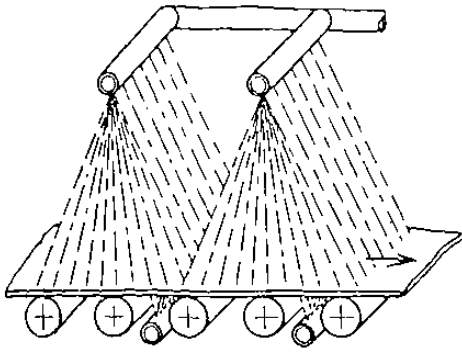


Fig. 2.5.- Sistema de enfriamiento que utiliza cabezales tipo espreas. [2.8]

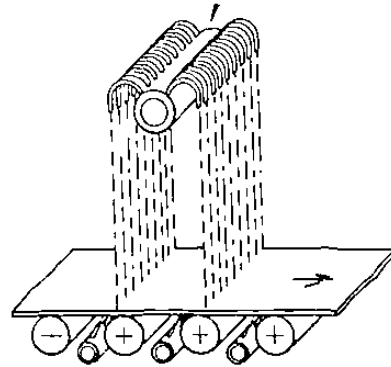


Fig. 2.6.- Sistema de enfriamiento que utiliza cabezales del tipo flujo laminar. [2.8]

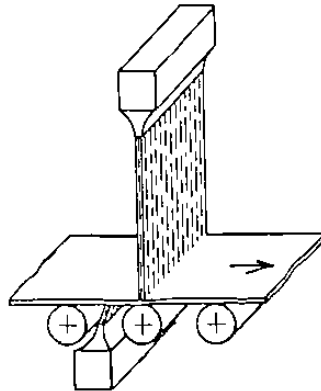


Fig. 2.7.- Sistema de enfriamiento que utiliza cabezales del tipo cortinas de agua. [2.8]

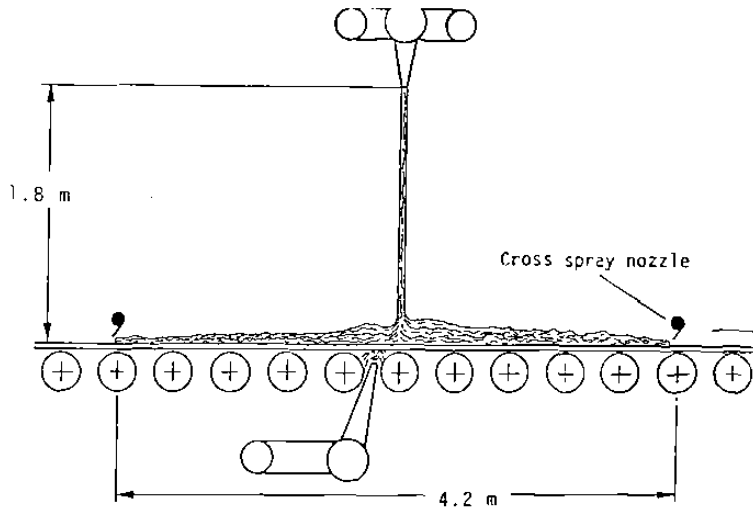


Fig. 2.8.- Representación esquemática de la distribución del agua sobre la lámina en movimiento al utilizar cortinas de agua para su enfriamiento. [2.8]

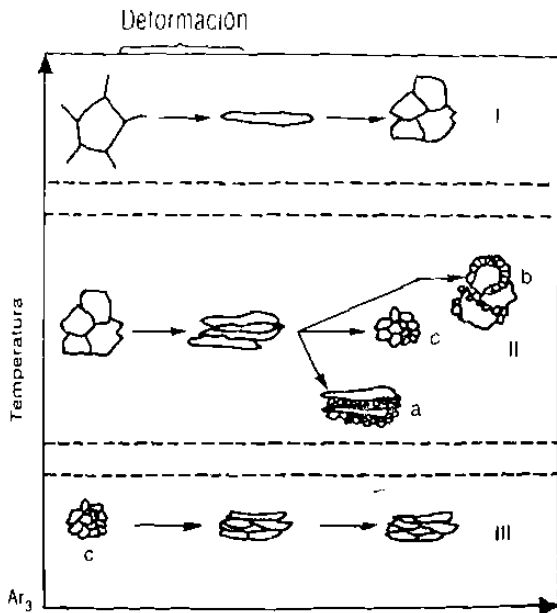


Fig. 3.1.- Cambios en la estructura austenítica por laminación. [3.8]

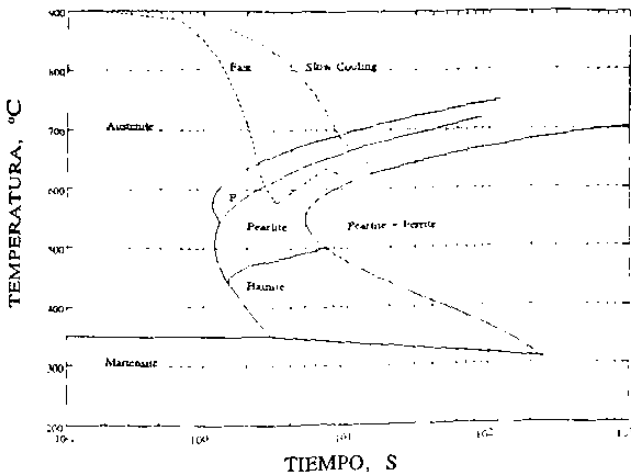


Fig. 3.3.- Diagrama de transformación a enfriamiento continuo. [3.6]

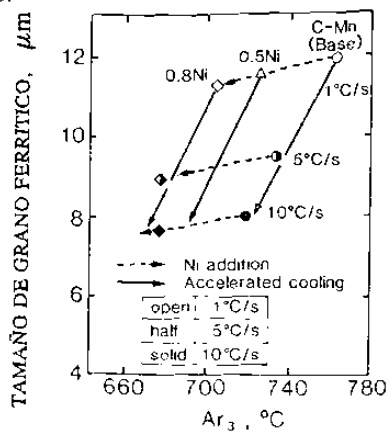


Fig. 3.5.- Efecto del enfriamiento acelerado y del contenido de níquel sobre el tamaño de grano ferrítico transformado a partir de austenita deformada y no recristalizada. [3.10]

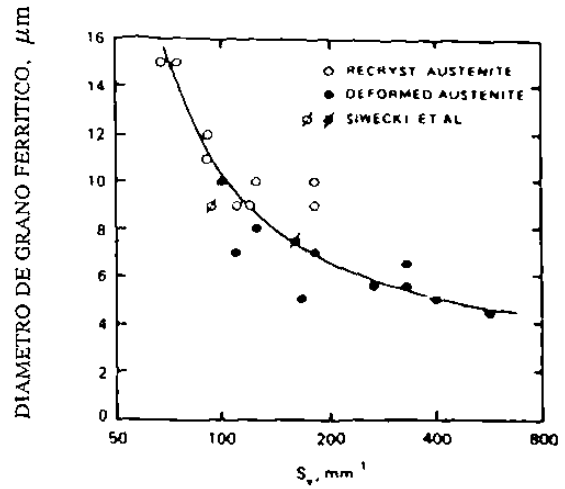


Fig. 3.2.- Tamaños de grano ferrítico producidos a partir de austenita recristalizada y no recristalizada a diferentes valores del tamaño de grano efectivo S_v . [3.12]

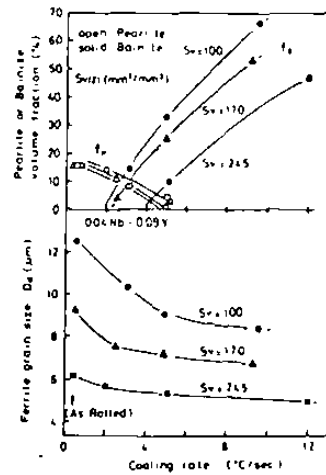


Fig. 3.4.- Cambios de la microestructura transformada con la velocidad de enfriamiento después del laminado controlado en un acero 0.10% C-1.50% Mn-0.04% Nb-0.09% V. [3.11]

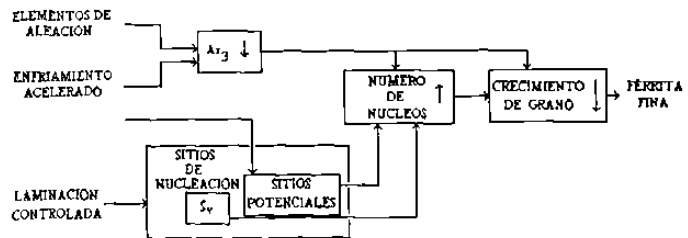


Fig. 3.6.- Diagrama esquemático que ilustra diversos mecanismos de la refinación del grano ferrítico. [3.10]

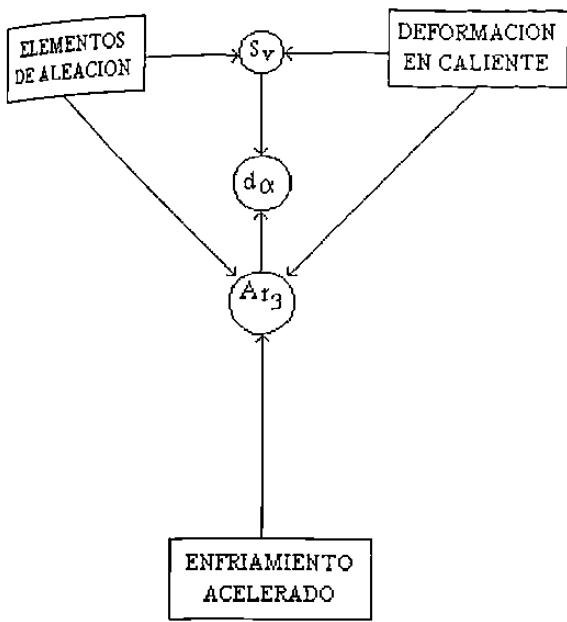


Fig. 3.7.- Ilustración esquemática de la interacción de varios parámetros que controlan el tamaño de grano ferrítico durante en aceros microaleados procesados termomecánicamente. [3.2]

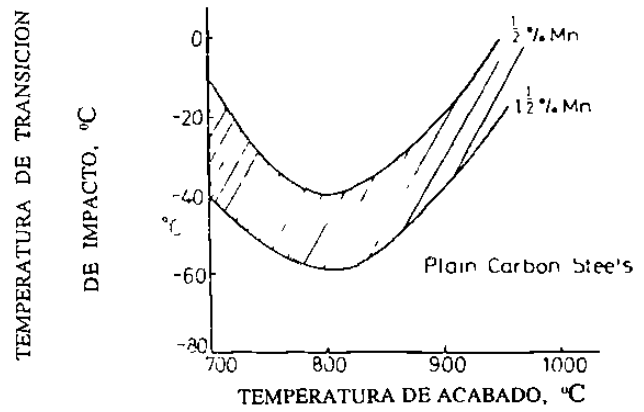


Fig. 3.8.- Efecto de la temperatura de acabado de laminación sobre la temperatura de transición dúctil-frágil. [3.5]

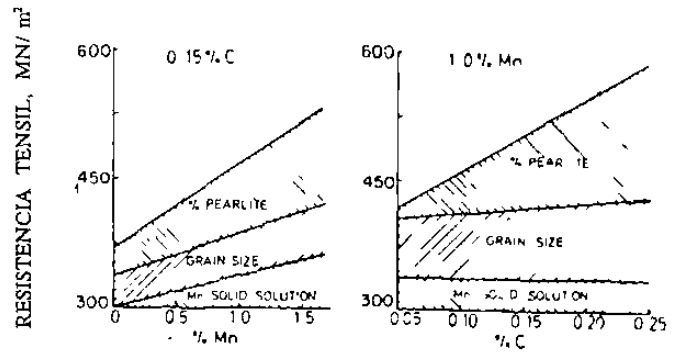


Fig. 3.9.- Factores que contribuyen al endurecimiento de aceros C-Mn. [3.5]

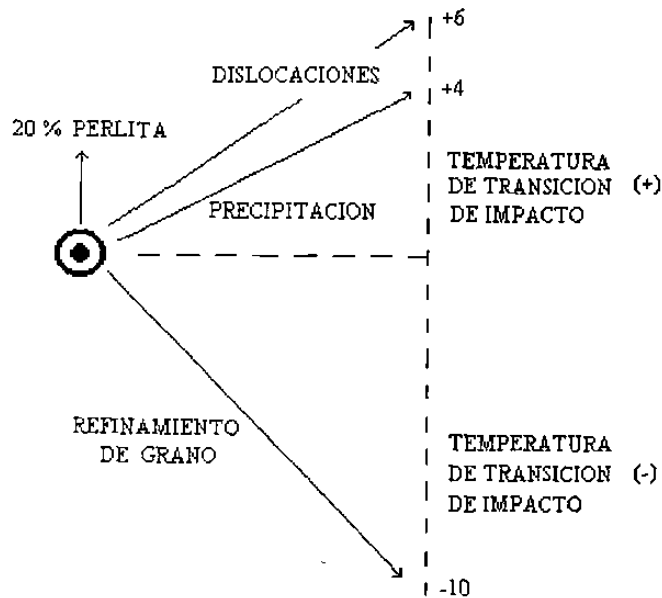


Fig. 3.10.- Factores estructurales que afectan la tensión de fluencia y la temperatura de transición de impacto en aceros ferríticos-perlíticos. [3.5]

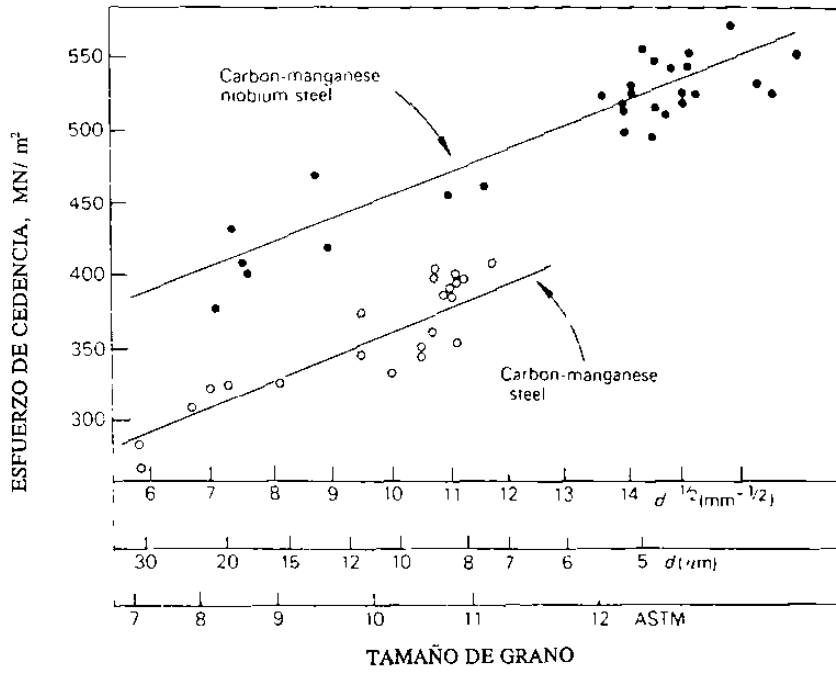


Fig. 3.11.- Efecto del tamaño de grano sobre el esfuerzo de cedencia de un acero C-Mn-Nb. (Le Bon and Saint Martin, In: Micro-alloying 75, Union Carbide Corporation, 1975)

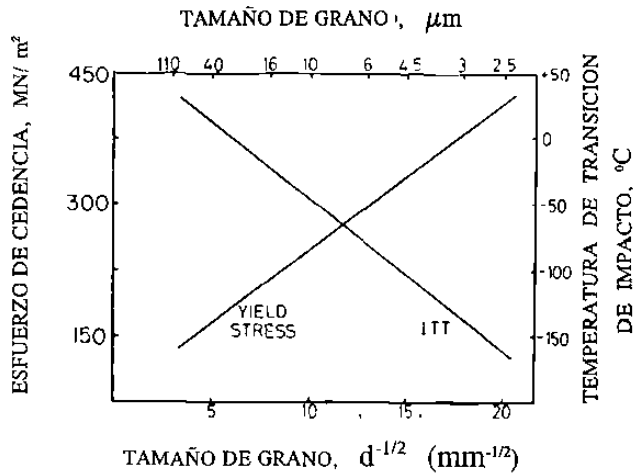


Fig. 3.12.- Efecto del tamaño de grano ferrítico sobre el esfuerzo de cedencia y la temperatura de transición dúctil-frágil en un acero 0.1% C. [3.51]

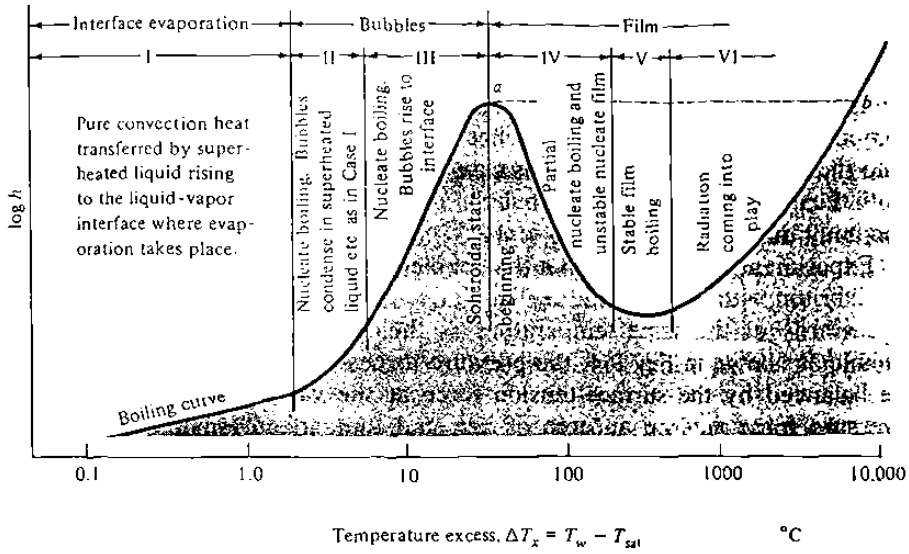


Fig. 4.1.- Flujo de calor en la superficie de un alambre de platino calentado eléctricamente. (Farber and Scorah: Trans. ASME, vol. 70, p. 369, 1948)

Enfriamiento de la superficie superior

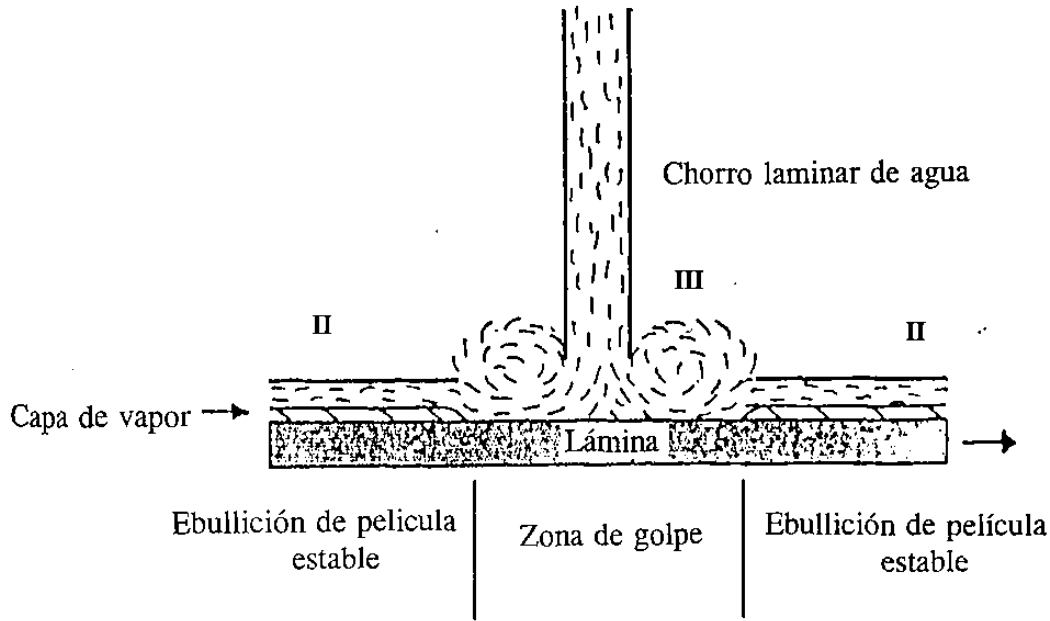


Fig. 4.2.- Zonas de enfriamiento producidas en la superficie superior de la lámina durante su enfriamiento. (R. Colás and C. M. Sellars: Accelerated Cooling of Rolled Steel, Winnipeg, Canadá, 1987)

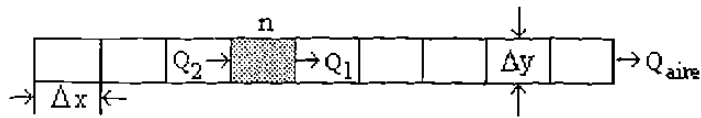


Fig. 4.3.- Flujo de calor a través del espesor de la lámina caliente. (R. Colás: XIII Simposio Nacional de Siderurgia, Morelia, Mich., 1991)

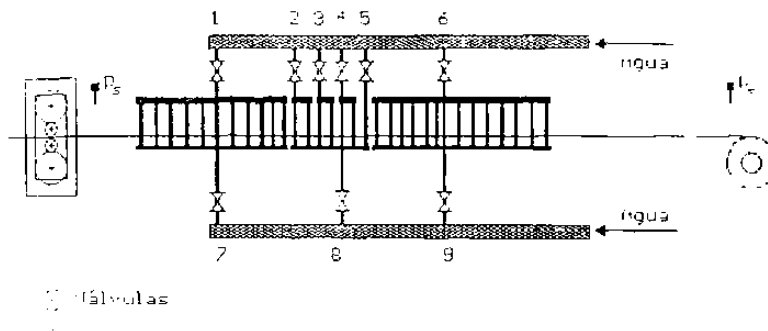


Fig. 5.1.- Disposición de pirómetro ópticos a la salida del molino continuo y justo antes del enrollador.

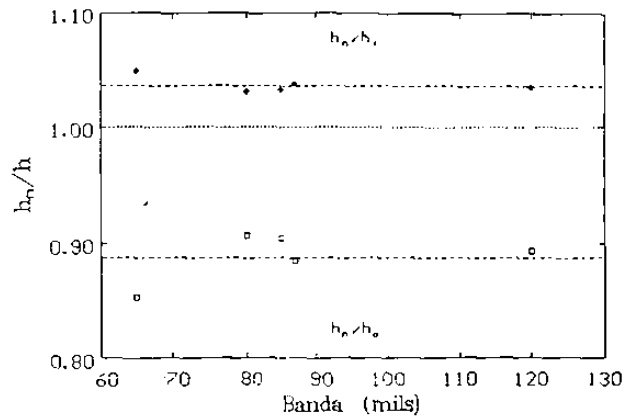


Fig. 5.2.- Relación entre el espesor del plano neutro y los de entrada y salida al castillo seis. [5.1]

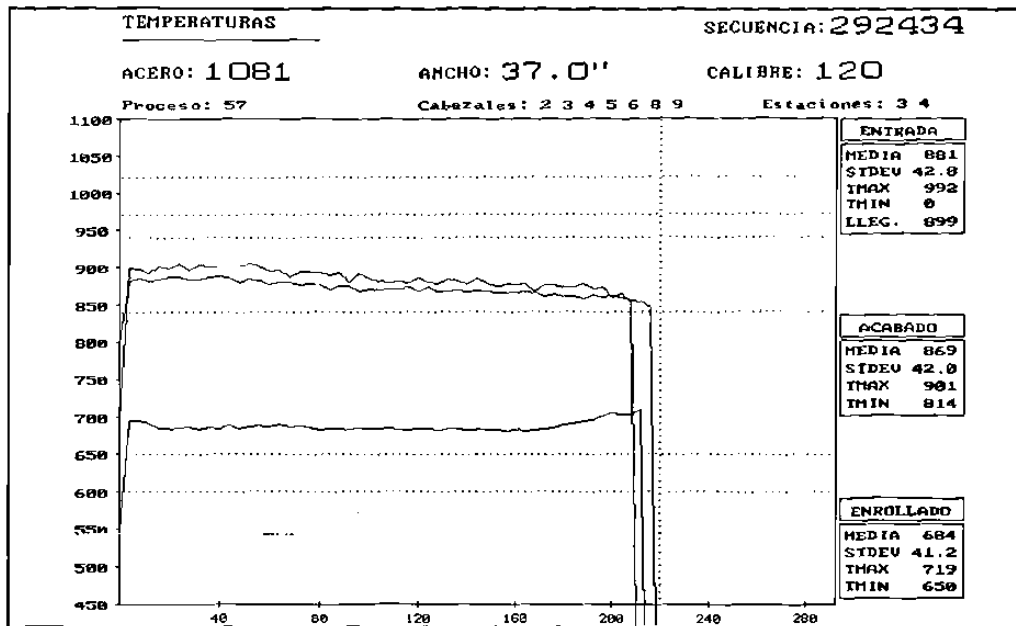


Fig. 5.3.- Gráfica del molino continuo indicando la variación de las temperaturas de entrada y salida de las estaciones acabadoras, y la temperatura de enrollado a lo largo de la lámina.

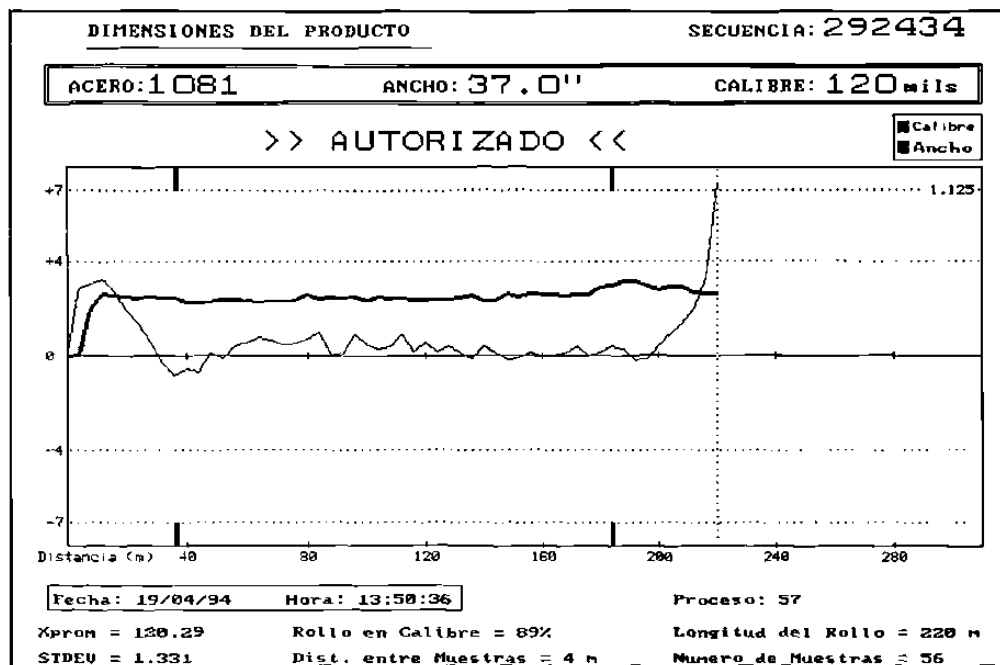


Fig. 5.4.- Gráfica del molino continuo indicando la variación en el calibre final a lo largo de la lámina.

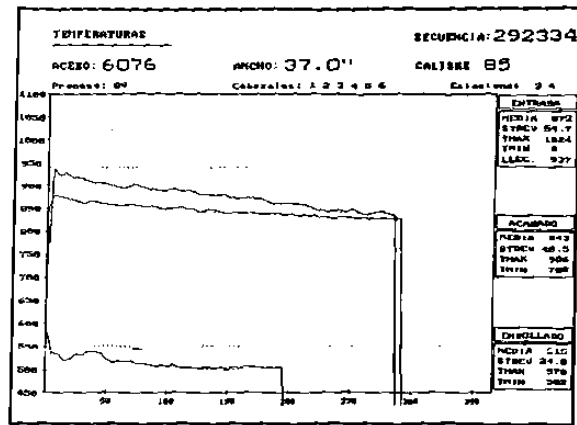
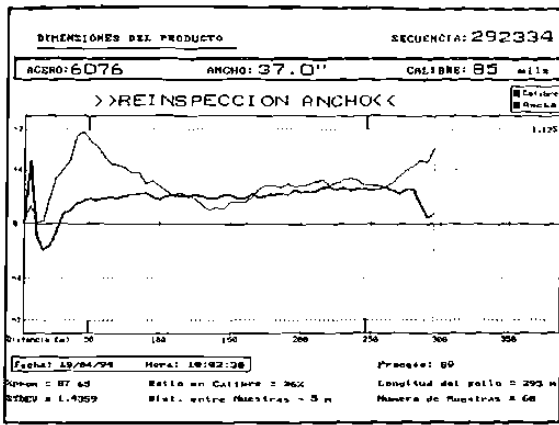


Fig. 5.5 a.

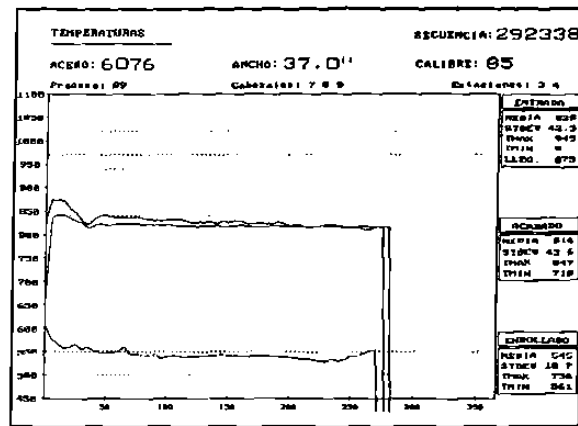
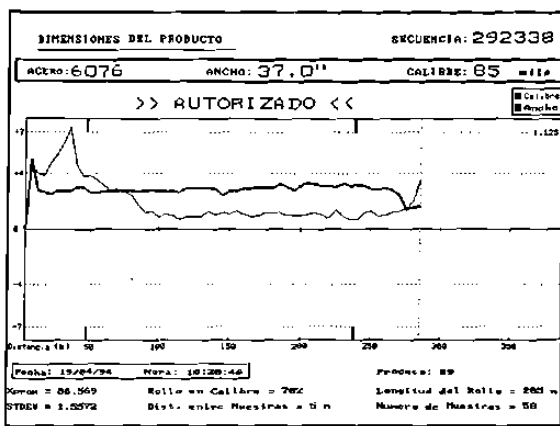


Fig. 5.5 b.

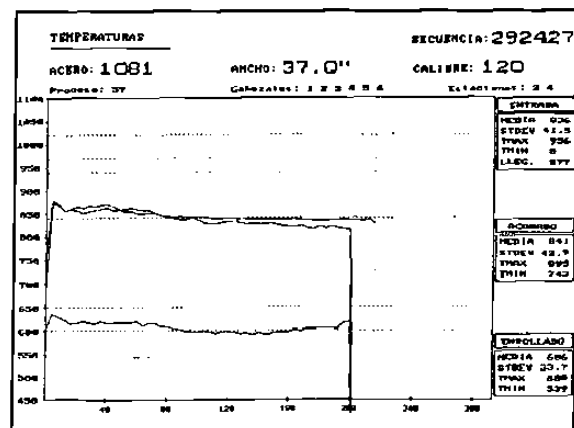
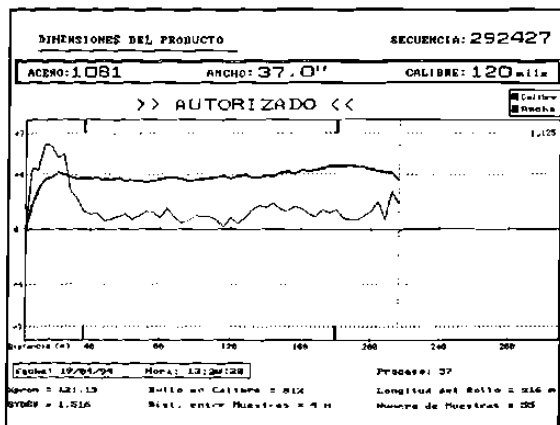


Fig. 5.5 c.

Figura 5.5. Gráficas de calibre y temperatura correspondientes a las pruebas de enfriamiento.

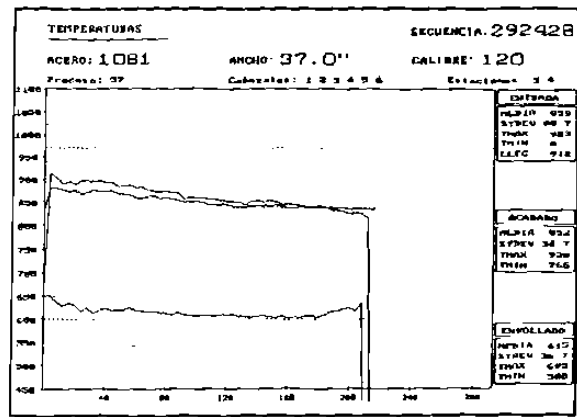
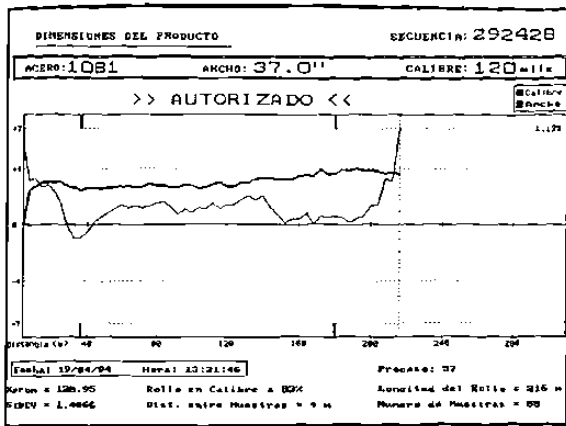


Fig. 5.5 d.

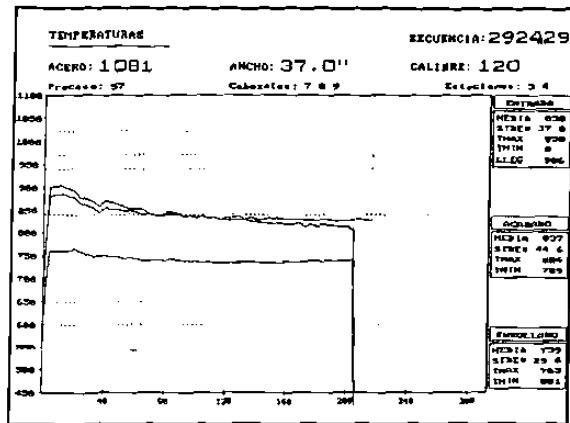
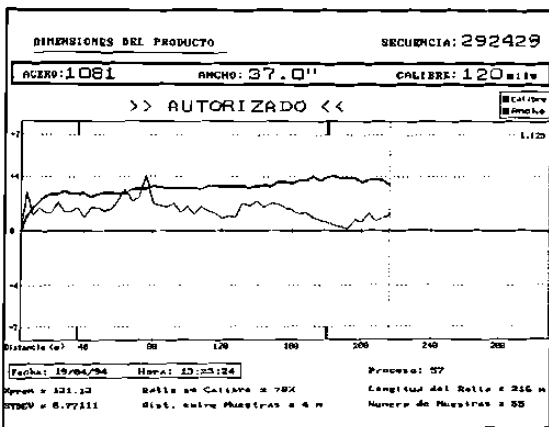


Fig. 5.5 e.

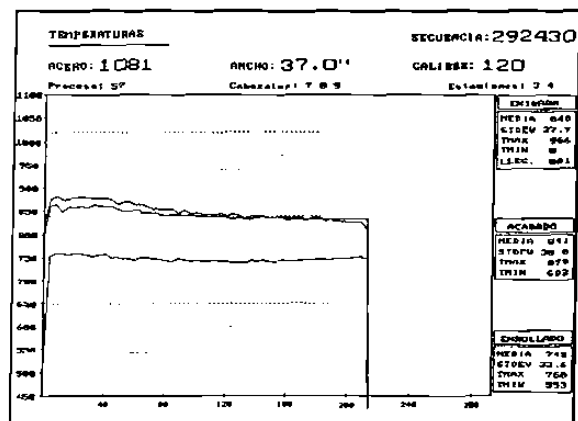
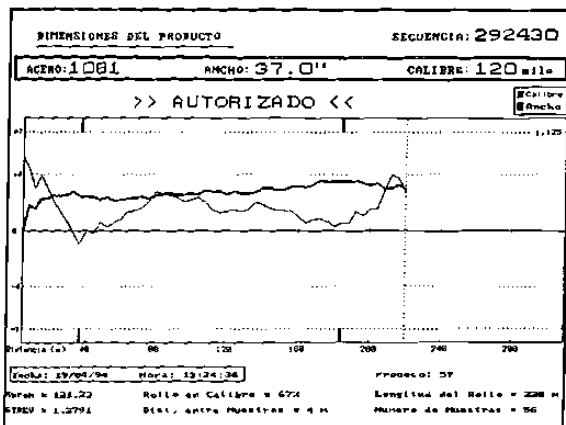


Fig. 5.5 f.

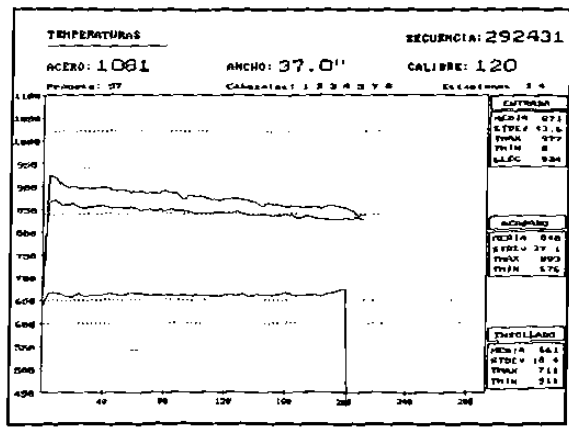
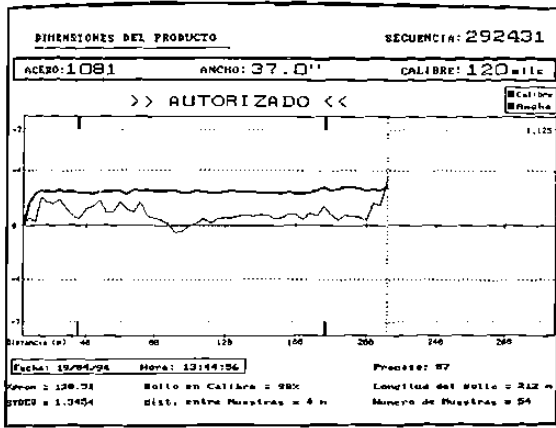


Fig. 5.5 g.

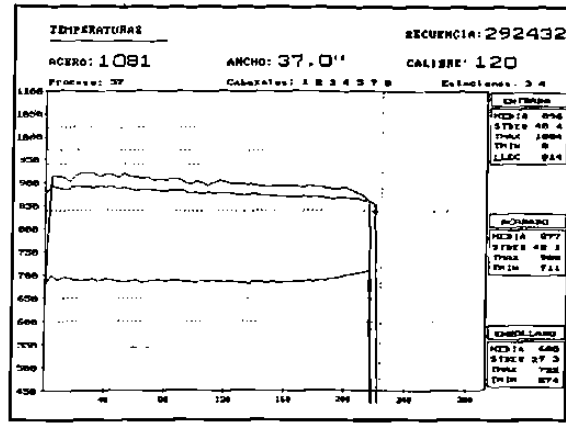
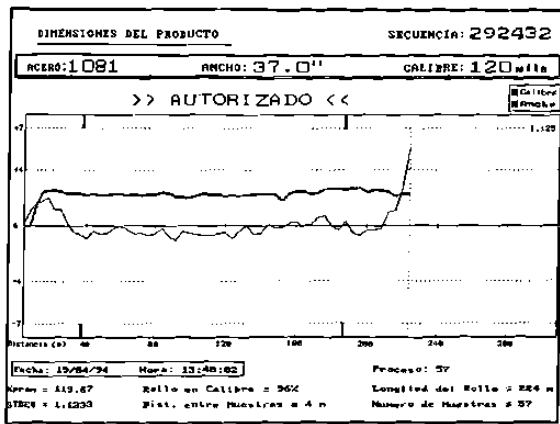


Fig. 5.5 h.

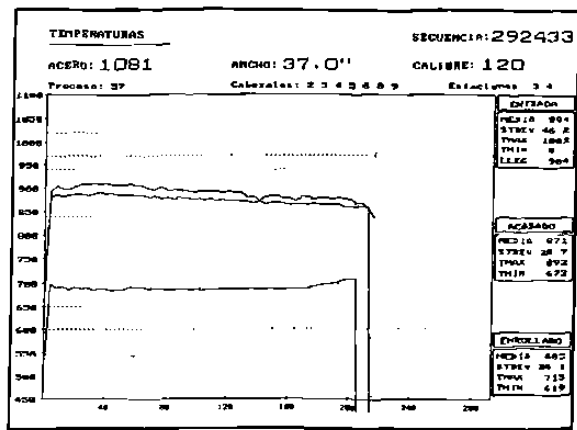
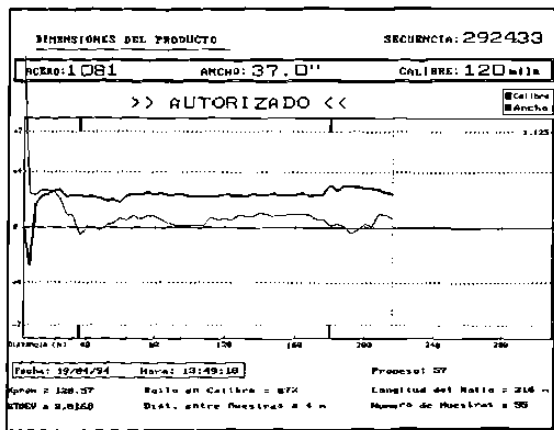


Fig. 5.5 i.

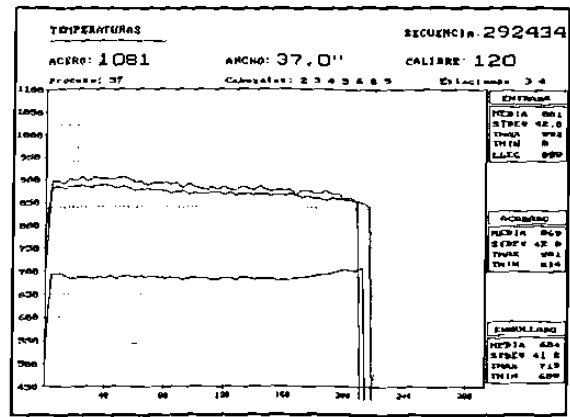
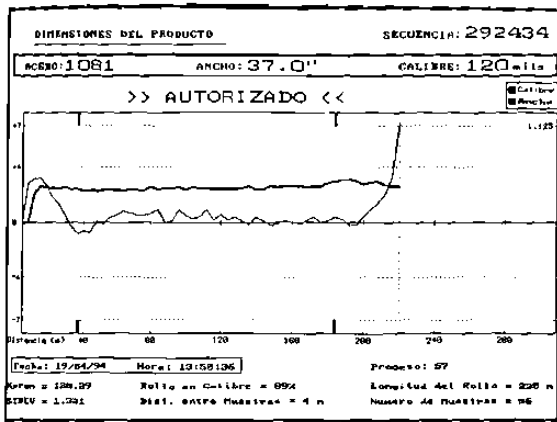


Fig. 5.5 j.

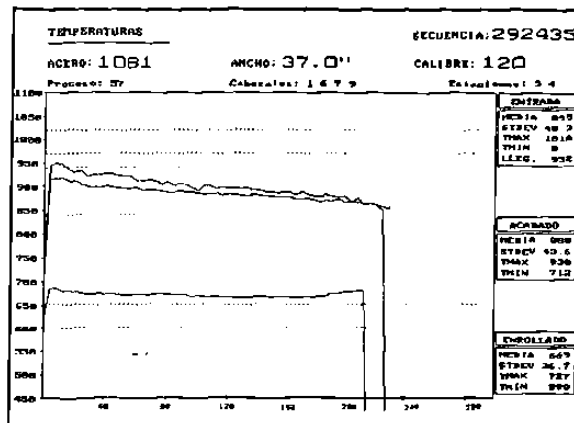
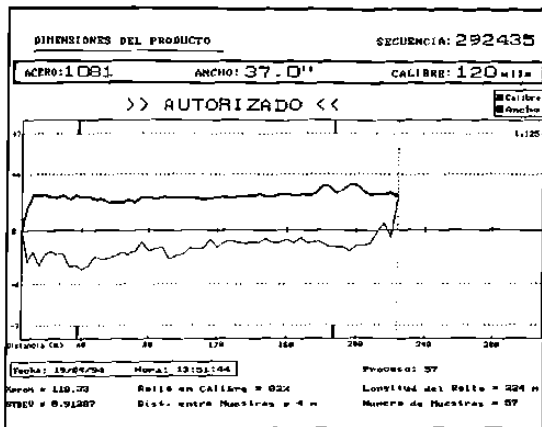


Fig. 5.5 k.

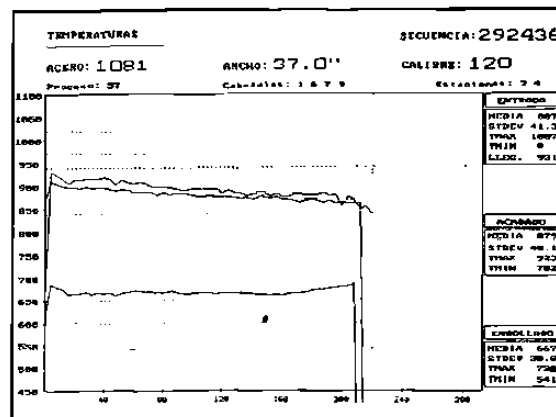
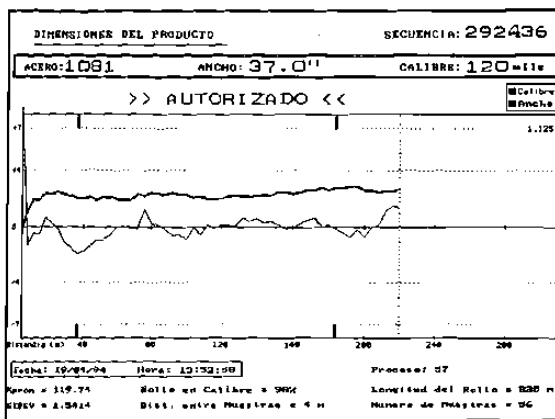


Fig. 5.5 l.

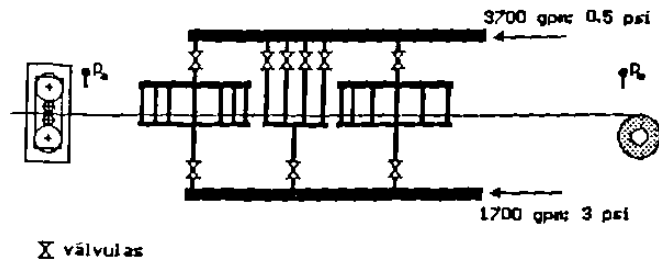


Figura 6.1. Sistema de enfriamiento con 17 cabezales (R. Colás: División Aceros Planos, Hylsa, S. A. de C. V., Mayo 1992.

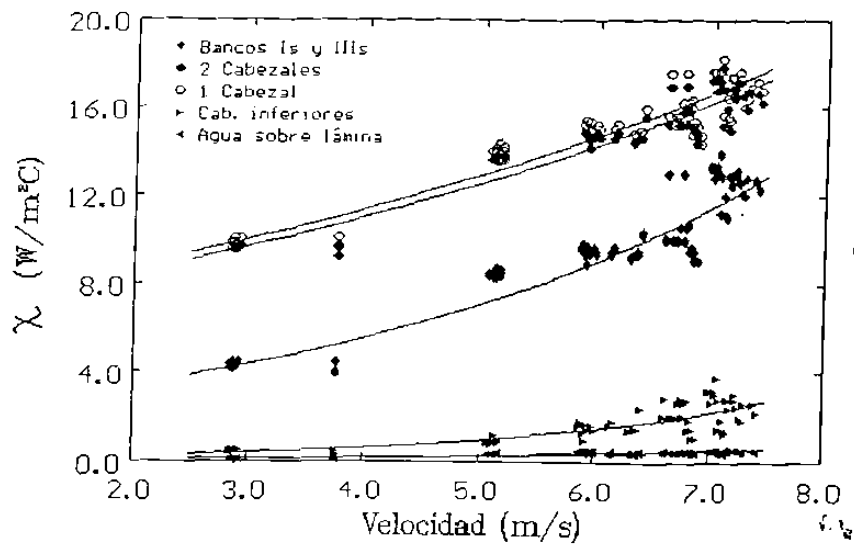
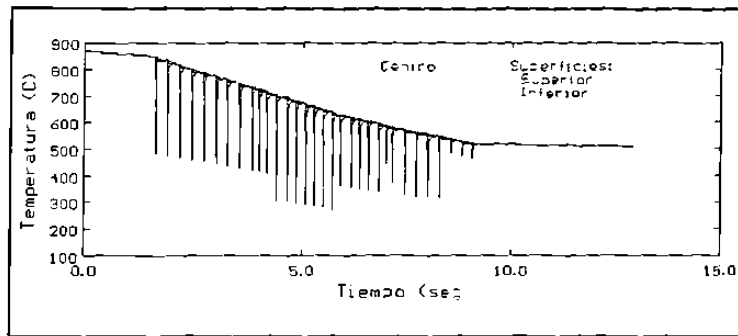
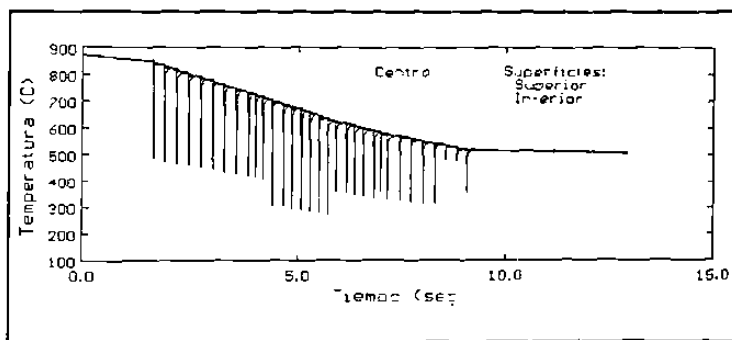


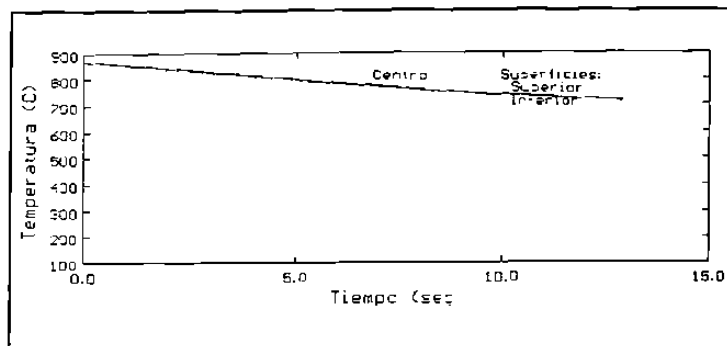
Figura 6.2. Coeficientes de transferencia de calor asociados con las diferentes zonas de enfriamiento.



(a)

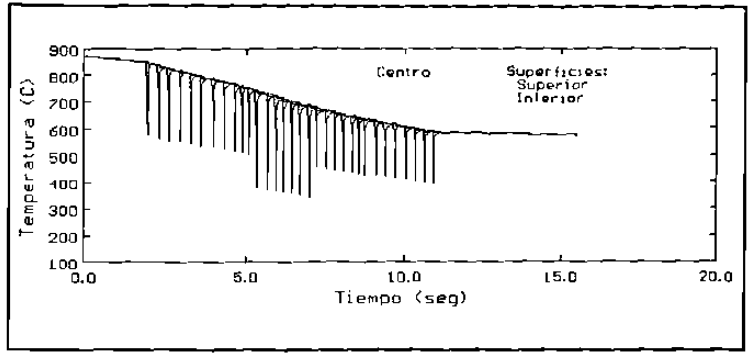


(b)

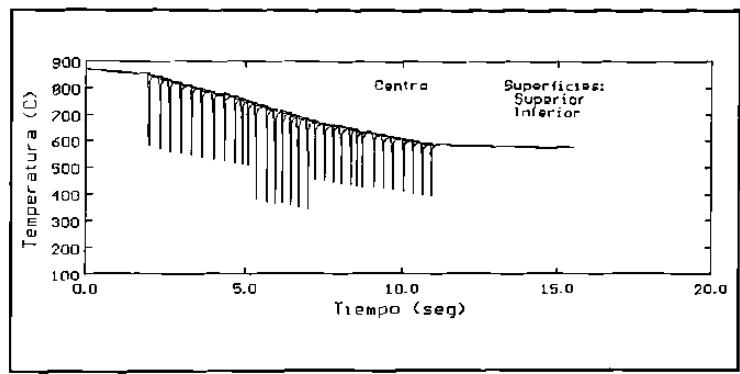


(c)

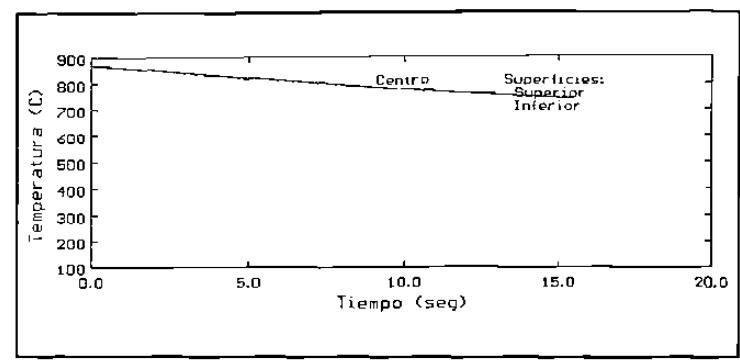
Figura 6.3. Simulación del enfriamiento de lámina de 2.03 mm de espesor según se utilicen (a) todos los cabezales, (b) sólo los cabezales superiores o (c) sólo los inferiores.



(a)



(b)



(c)

Figura 6.4. Simulación del enfriamiento de lámina de 3.05 mm de espesor según se utilicen (a) todos los cabezales, (b) sólo los cabezales superiores o (c) sólo los inferiores.

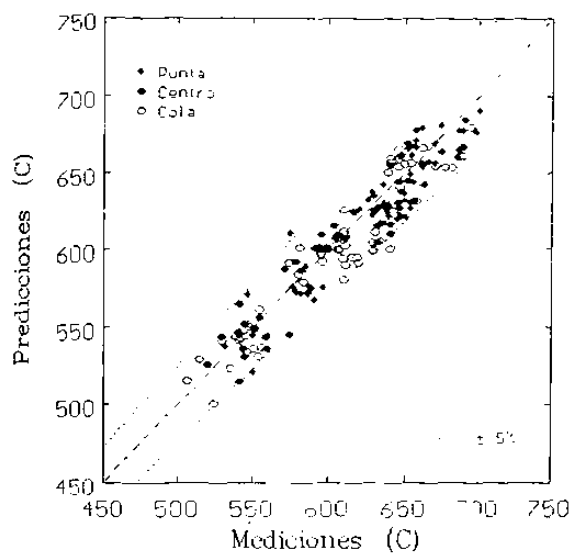


Figura 6.5. Correlación entre mediciones de la temperatura de enrollado y las predicciones del modelo de diferencias finitas.

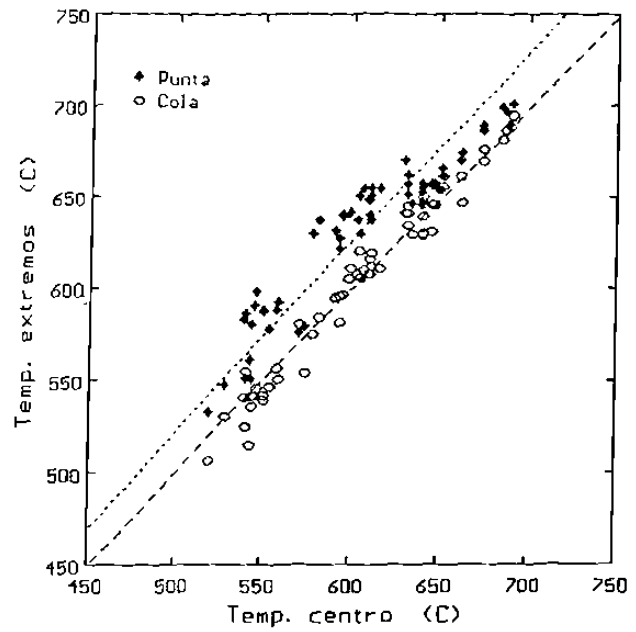


Figura 6.6. Comparación entre las mediciones de la temperatura de enrollado en el centro y los extremos de las láminas.

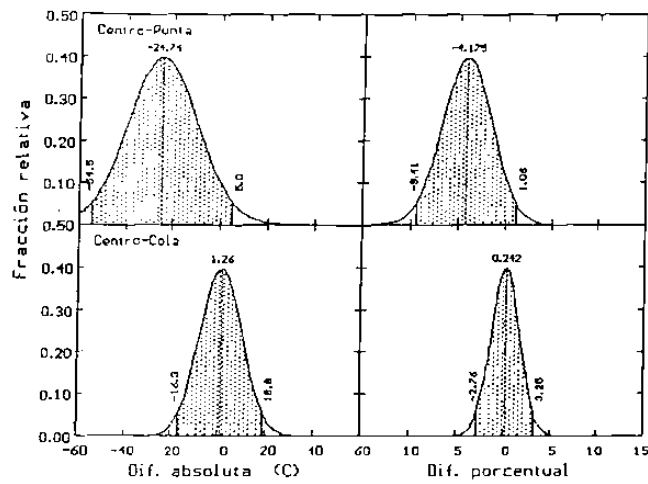
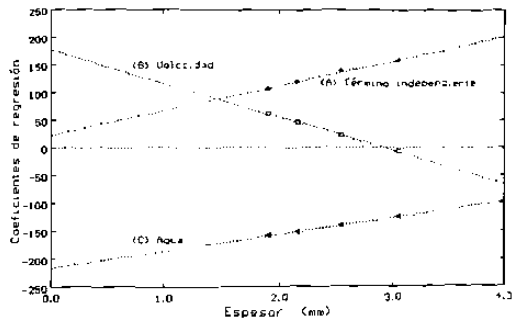
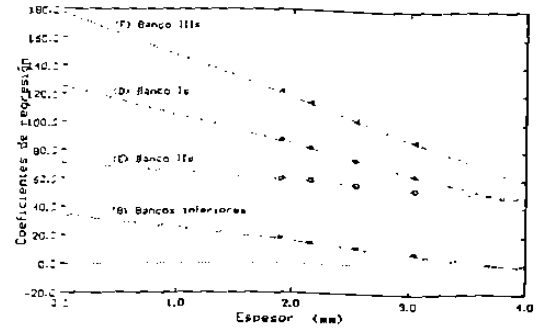


Figura 6.7. Distribución de las diferencias entre las mediciones de la temperatura de enrollado del centro y las de los extremos de las láminas.



(a)



(b)

Figura 6.8. Contribución del espesor de la lámina sobre los coeficientes (a): A, B, C y (b): D, E, F, G del modelo estadístico utilizado para predecir la temperatura de enrollado.

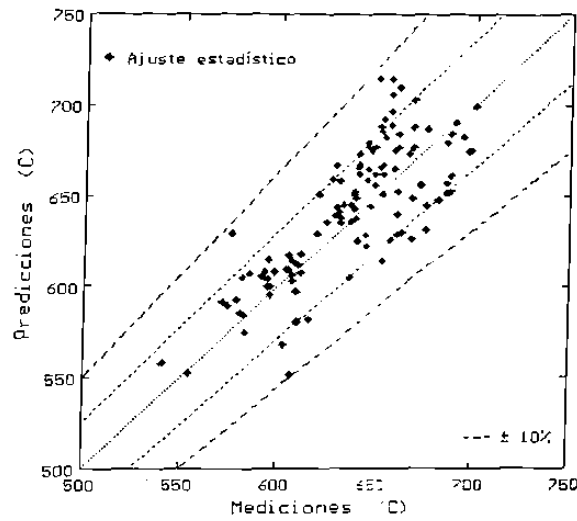


Figura 6.9. Correlación entre mediciones y predicciones del modelo estadístico.

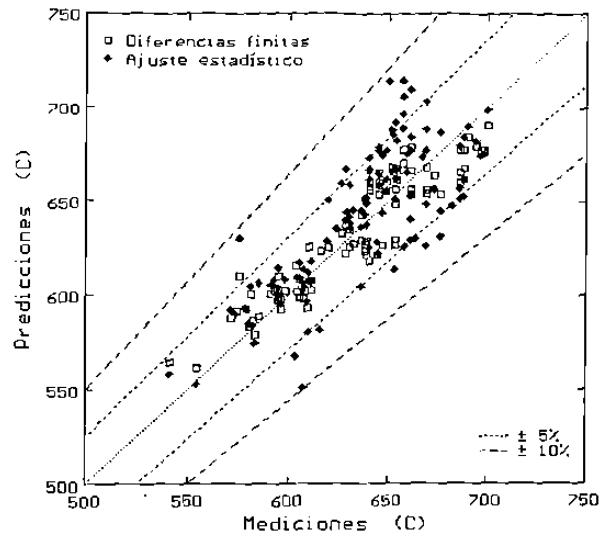


Figura 6.10. Correlación entre mediciones de la temperatura de enrollado y las predicciones de los modelos de diferencias finitas y estadístico.

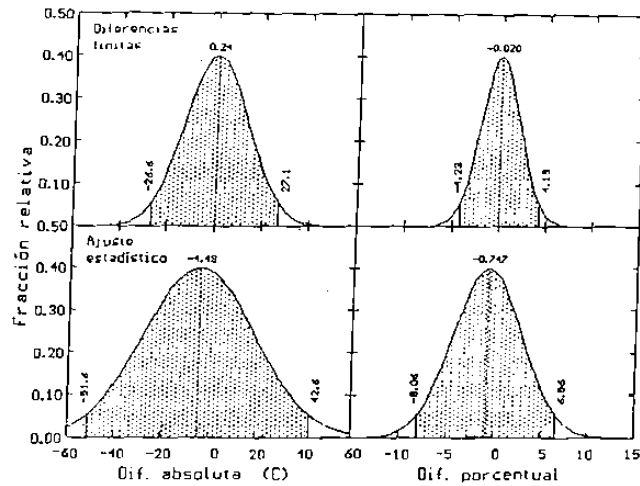


Figura 6.11. Distribución de las diferencias entre las mediciones de la temperatura de enrollado y sus predicciones.

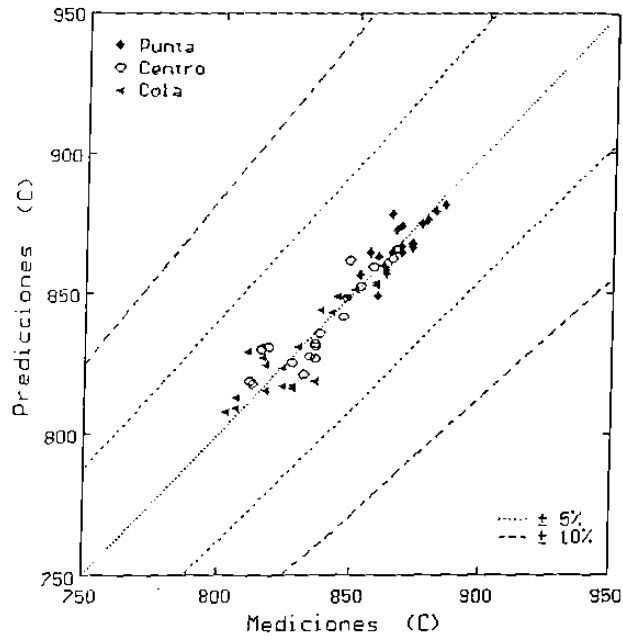


Figura 6.12. Correlación entre mediciones y predicciones de la temperatura de salida del castillo seis.

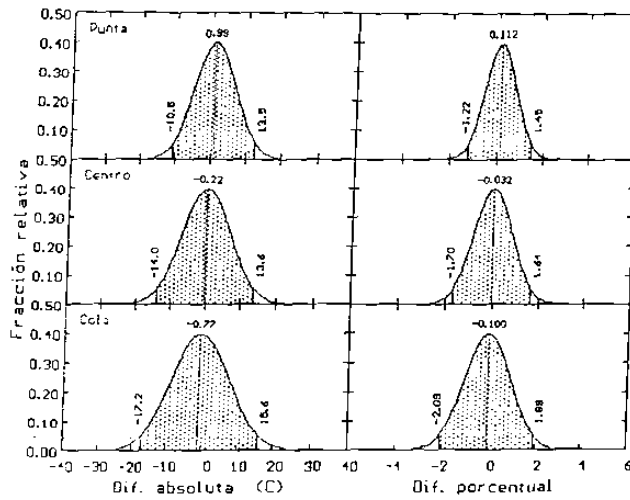


Figura 6.13. Distribución de las diferencias entre mediciones y predicciones de la temperatura de salida del castillo seis.

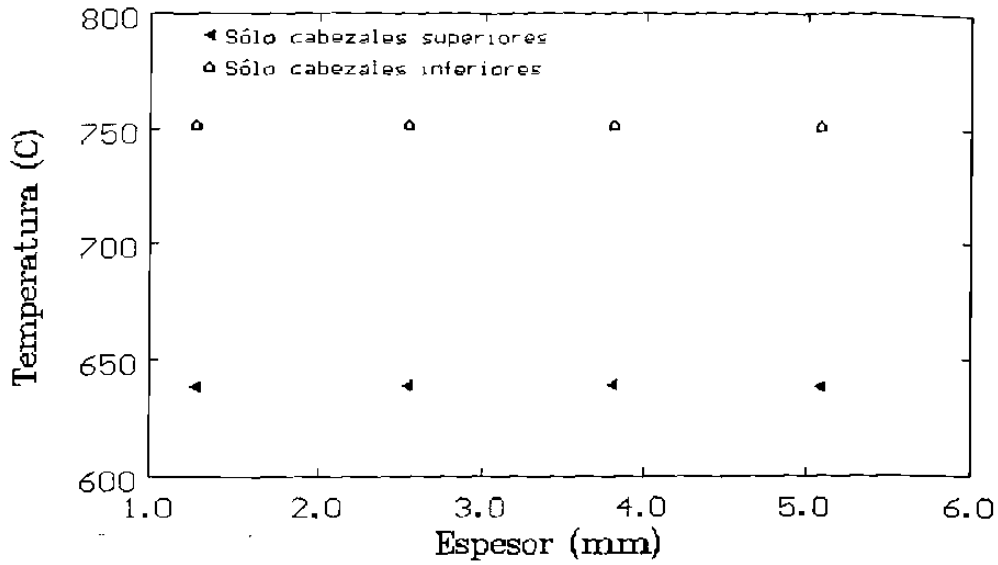


Fig. 6.14 a.

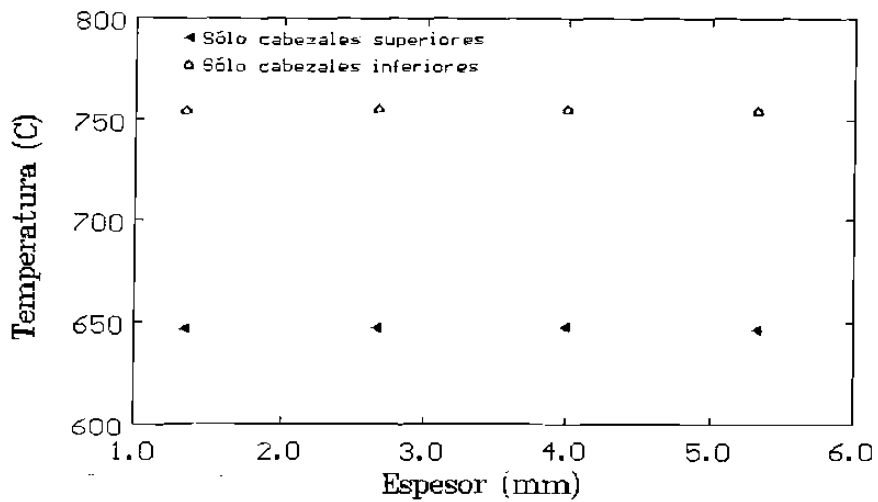


Fig. 6.14 b.

Figura 6.14. Perfiles de temperatura a través del espesor de láminas de (a) 5.04 mm, (b) 5.28 mm y (c) 6.35 mm al final de su enfriamiento.

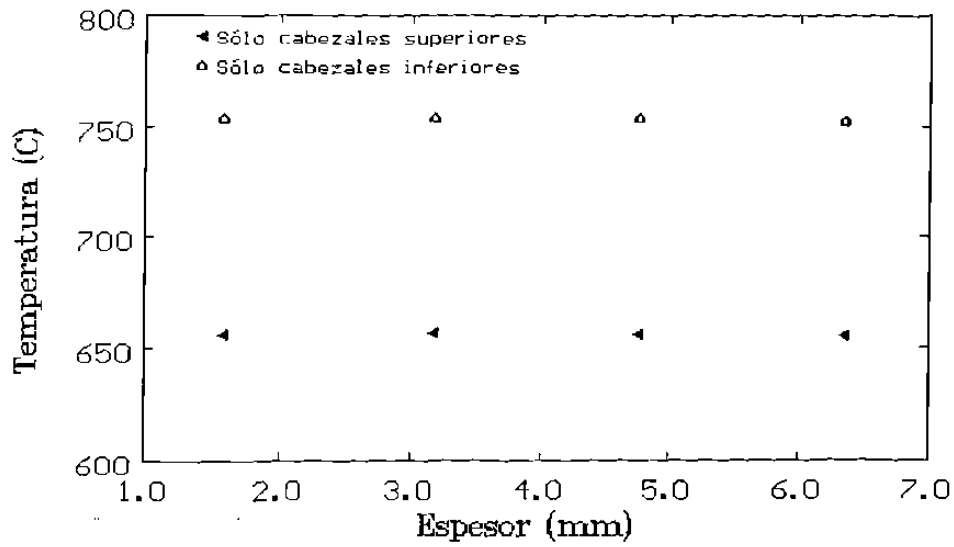


Fig. 6.14 c.

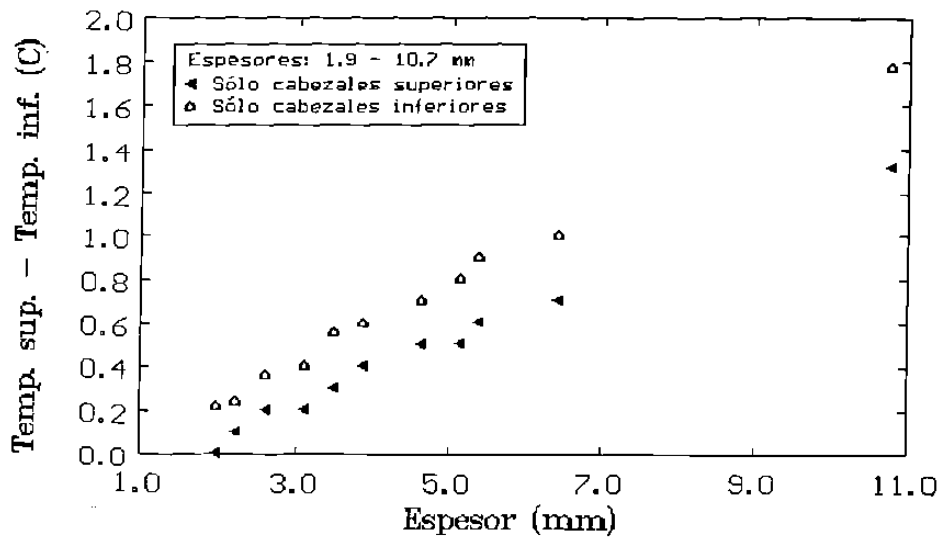


Figura 6.15. Diferencias de temperatura entre las superficies superior e inferior de láminas de diversos espesores.

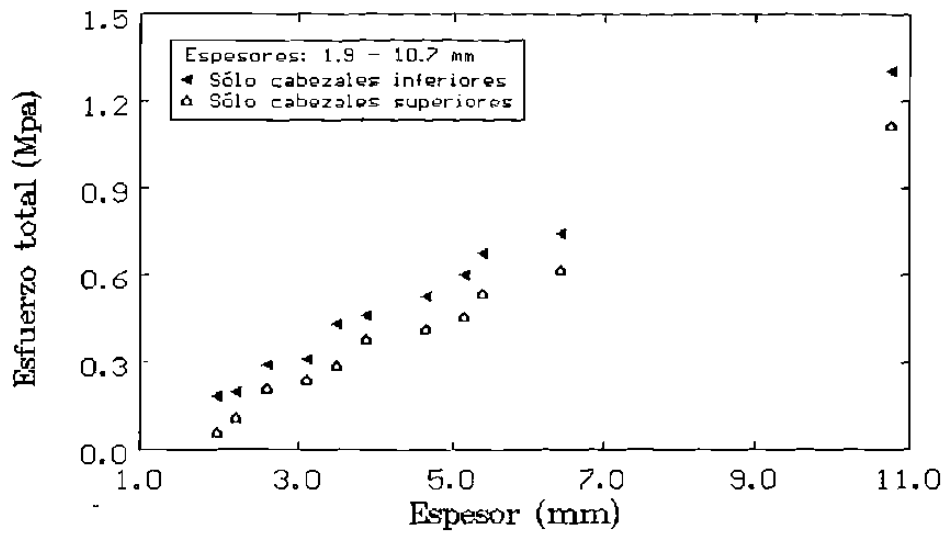


Figura 6.16. Esfuerzo térmico total generado al final del enfriamiento de láminas de diversos espesores.

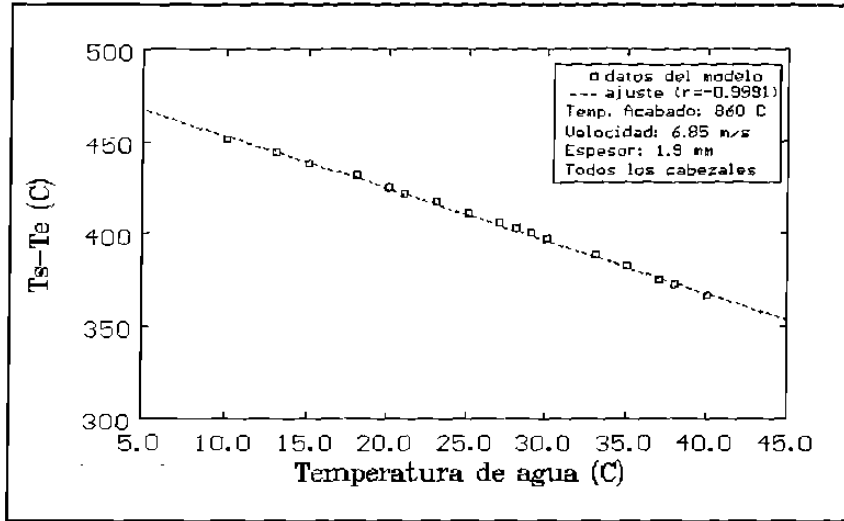


Fig. 6.17a

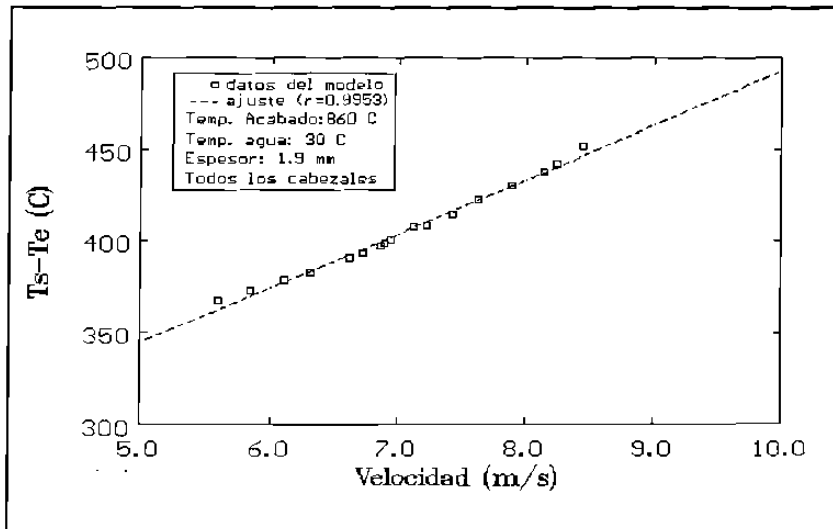


Fig. 6.17b

Figura 6.17. Variación de la caída de temperatura de una lámina de 1.9 mm de espesor con: (a) la temperatura del agua de enfriamiento y (b) su velocidad de laminación.

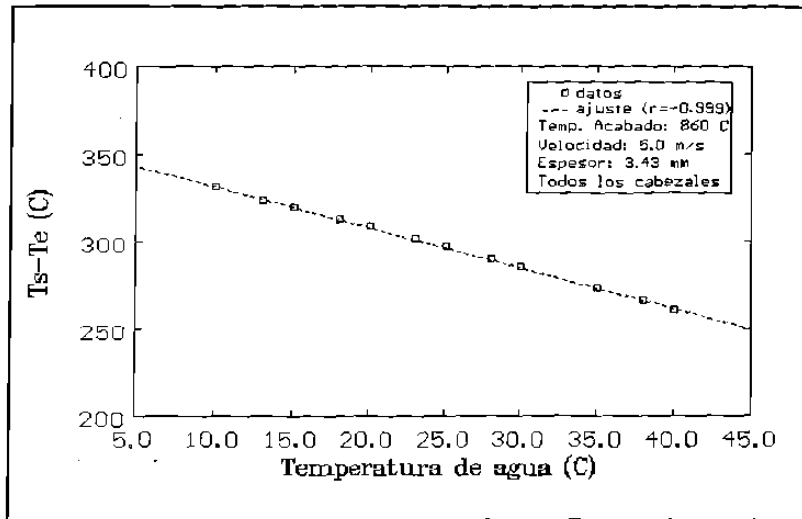


Fig. 6.18a

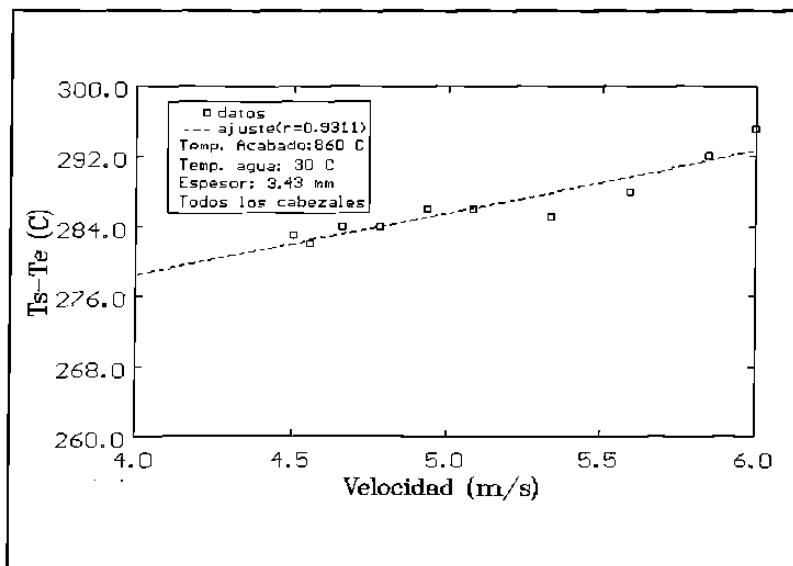


Fig. 6.18b

Figura 6.18. Variación de la caída de temperatura de una lámina de 3.43 mm de espesor con: (a) la temperatura del agua de enfriamiento y (b) su velocidad de laminación.

