

UNIVERSIDAD AUTONOMA DE NUEVO LEON
FACULTAD DE INGENIERIA MECANICA Y ELECTRICA
DIVISION DE ESTUDIOS DE POST-GRADO



**CINETICA DE CRECIMIENTO, MECANISMOS DE
REMOCION Y MORFOLOGIA DEL OXIDO DE HIERRO
EN ACEROS LAMINADOS EN UNA PLANTA
COMPACTA DE PRODUCTOS PLANOS**

POR

JORGE RAMIREZ CUELLAR

TESIS

**EN OPCION AL GRADO DE DOCTOR EN
INGENIERIA DE MATERIALES**

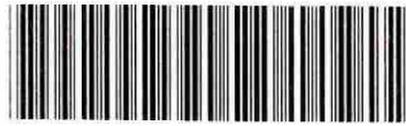
**SAN NICOLAS DE LOS GARZA, N. L.
ENERO DEL 2005**

J. R. C.

CINÉTICA DE CRECIMIENTO, MECANISMOS DE
REMOCION Y MORFOLOGIA DEL OXIDO DE HIERRO
EN ACEROS LAMINADOS EN UNA PLANTA
COMPACTA DE PRODUCTOS PLANOS

TD
Z5853
.M2
FIME
2005
R324

2005



1020150362



UANL

UNIVERSIDAD AUTÓNOMA DE NUEVO LEÓN

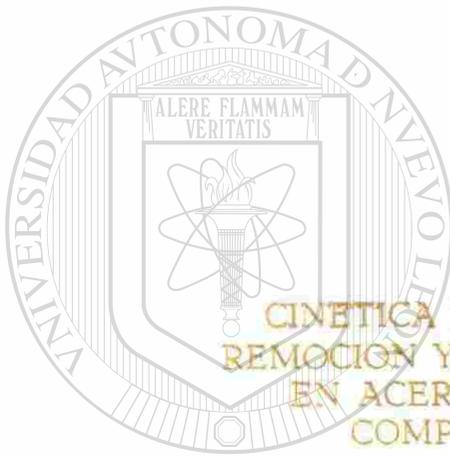


DIRECCIÓN GENERAL DE BIBLIOTECAS

UNIVERSIDAD AUTÓNOMA DE NUEVO LEÓN

FACULTAD DE INGENIERIA MECANICA Y ELECTRICA

DIVISION DE ESTUDIOS DE POST-GRADO



CINETICA DE CRECIMIENTO, MECANISMOS DE
REMOCION Y MORFOLOGIA DEL OXIDO DE HIERRO
EN ACEROS LAMINADOS EN UNA PLANTA
COMPACTA DE PRODUCTOS PLANOS

UNIVERSIDAD AUTÓNOMA DE NUEVO LEÓN

POR

DIRECCIÓN GENERAL DE BIBLIOTECAS

JORGE RAMIREZ CUELLAR

TESIS

EN OPCION AL GRADO DE DOCTOR EN
INGENIERIA DE MATERIALES

SAN NICOLAS DE LOS GARZA, N. L.

ENERO DEL 2005

TD
Z585:
- / -
1 I 11 -
200.
R324



UANL

UNIVERSIDAD AUTÓNOMA DE NUEVO LEÓN



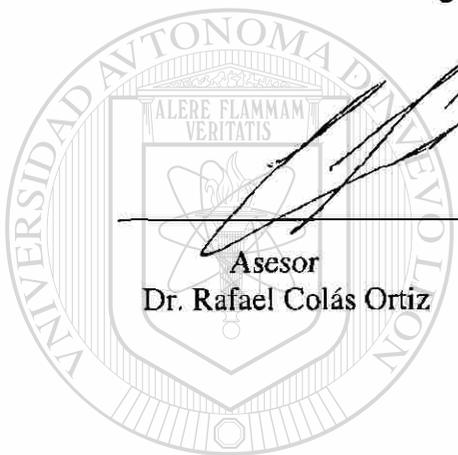
DIRECCIÓN GENERAL DE BIBLIOTECAS

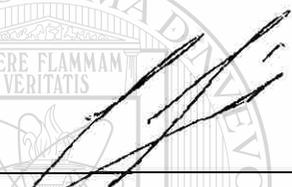


**FONDO
TESIS**

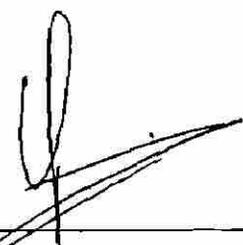
**UNIVERSIDAD AUTÓNOMA DE NUEVO LEÓN
FACULTAD DE INGENIERÍA MECÁNICA Y ELÉCTRICA
DIVISIÓN DE ESTUDIOS DE POSTGRADO**

Los miembros del comité de tesis recomendamos que la tesis **“Cinética de Crecimiento, Mecanismos de Remoción y Morfología del Óxido de Hierro en Aceros Laminados en una Planta Compacta de Productos Planos”** realizada por el M.C. Jorge Ramírez Cuéllar sea aceptada para su defensa como opción al grado de Doctor en Ciencias en Ingeniería de Materiales.




Asesor
Dr. Rafael Colás Ortiz

El comité de tesis

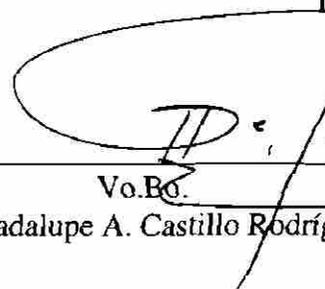

Asesor
Dr. Luis A. LeDuc Lezama


Revisor

Dra. Martha P. Guerrero Mata


Revisor
Dr. Carlos J. Lizcano Zulaica

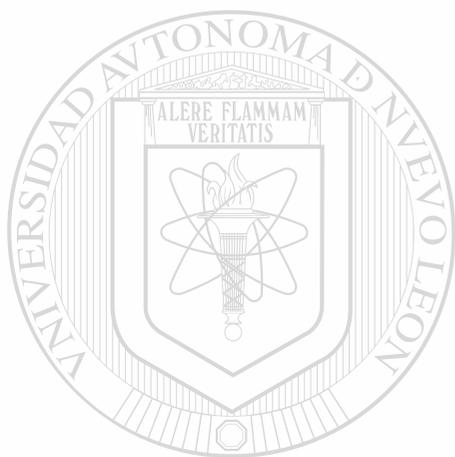

Revisor
Dr. Rafael D. Mercado Solís


Vo.Bo.
Dr. Guadalupe A. Castillo Rodríguez

DEDICATORIA

A Dios por darme la fortaleza para llegar a esta nueva etapa de mi vida.

A mis padres José S. y Enedelia, a mi esposa Anita, a mi hija Jocelyn y a mi hijo Jorge por su apoyo y cariño en todo momento.



UANL

UNIVERSIDAD AUTÓNOMA DE NUEVO LEÓN



DIRECCIÓN GENERAL DE BIBLIOTECAS

AGRADECIMIENTOS

A la empresa HYLSA S.A. de C.V. por su apoyo económico de recursos humanos y materiales durante todo este estudio.

A los Ingenieros Felipe de J. Garza Medina, Héctor J. Cuéllar Támez, Félix E. Cárdenas Villarreal directivos de HYLSA así como al Dr. Luis A. LeDuc Lezama Gerente de Procesos Molinos Calientes por haberme apoyado para que pudiese realizar mis estudios de Postgrado.

A la subdirección Acerías Molinos dirigida por el Ing. Rafael González de la Peña en sus diferentes departamentos de producción, mantenimiento y procesos que gracias al trabajo en equipo fue posible entender los mecanismos causantes del óxido primario. Así como por las facilidades dadas para la realización de las pruebas en la planta.

A la Universidad Autónoma de Nuevo León, a través del Programa Doctoral en Ingeniería de Materiales de la Facultad de Ingeniería Mecánica y Eléctrica por su apoyo en la parte académica.

A mi asesor el Dr. Rafael Colás Ortiz por su apoyo amistad y paciencia en la revisión corrección y asesoría en toda la etapa de mi trabajo de tesis y estudios de Postgrado.

A la Doctora Martha P. Guerrero Mata así como a los Doctores Rafael D. Mercado Solís y Carlos Lizcano Zulaica por aceptar el revisar de forma muy profesional y desinteresada mi trabajo de tesis.

A los laboratorios del CINVESTAV Unidad Saltillo por su valioso apoyo y en especial al Dr. Armando Salinas Rodríguez, así como a los laboratorios de GALVAK S.A. de C.V. y de HYLSA, por el soporte en la caracterización de las muestras y pruebas realizadas.

Y finalmente a todos mis compañeros de trabajo, de estudio y amigos, a todos ellos muchas gracias...

PRÓLOGO

Los mecanismos de generación del óxido laminado y la forma de eliminarlo sobre una cinta de acero han sido estudiados desde que existe la laminación en caliente y de manera formal a principios del siglo pasado, sin embargo a pesar de que existen muchos estudios al respecto el problema aún persiste, y las causas raíz siguen sin ser comprendidas completamente.

El entendimiento de estos mecanismos en una planta del tipo compacta de tecnología Alemana cuyas primeras plantas fueron construidas en los Estados Unidos a finales de la década de los 80's son todavía menos estudiados y menos comprendidos.

Los principales beneficios obtenidos de esta investigación fueron los siguientes:

Una mejor comprensión de los mecanismos causantes del óxido primario laminado en una planta compacta (CSP).

Se obtuvo una disminución cercana del 80% de menos desviaciones de material por óxido primario.

De forma adicional y no fácilmente cuantificable se mejoraron las entregas oportunas al cliente, así como una disminución en las reprogramaciones y los inventarios de rollos.

DIRECCIÓN GENERAL DE BIBLIOTECAS

Estoy convencido que el objetivo fue alcanzado, espero además que se generen nuevas líneas de investigación en la búsqueda de mejores condiciones en la operación y en la producción que minimicen aún más este problema, disminuyendo desperdicios en aras de la mejora en la calidad de la superficie en la cinta y la optimización de los recursos cada vez más limitados.

ÍNDICE.

	Pág.
Dedicatoria.	I
Agradecimientos.	II
Prólogo.	III
Capítulo 1. Introducción.	
1.1. Descripción del proceso y una comparación con otros laminadores.	1
1.2. Objetivo de este estudio.	3
1.3. Estructura de este estudio.	3
Figuras.	6
Capítulo 2. Descripción del crecimiento y rompimiento del óxido a altas temperaturas.	
2.1. Introducción.	10
2.2. Tipos de óxido a las altas temperaturas de laminación.	11
2.3. Difusión de los elementos que forma el óxido en sus diferentes fases.	13
2.4. Primeros estudios del crecimiento del óxido de hierro.	13
2.5. Relación de Pilling y Bedworth para la adherencia o fractura de los óxidos en superficies.	14
2.6. Proceso inicial de absorción y nucleación del óxido de hierro.	15
2.6.1. Diferentes velocidades de oxidación.	15
2.6.1.1 Oxidación lineal.	15
2.6.1.2 Oxidación parabólica.	16
2.6.1.3. Oxidación paralineal.	16
2.7. Difusión a través del óxido, ley de Fick.	16
2.8. Teoría simplificada de la oxidación de Wagner.	18
2.9. Crecimiento del óxido en el colado y horno túnel.	20
2.9.1. Factores que modifican los niveles de oxígeno en el horno túnel.	21

2.10. Modelos para predecir los espesores de óxido en diferentes atmósferas.	23
2.10.1. Coeficientes de crecimiento en atmósferas de hornos convencionales.	23
2.10.2. Crecimiento del óxido en función de diversos factores.	24
2.10.3. Modelos utilizados que calculan la ganancia en peso.	26
2.11. Modelo de generación de los esfuerzos al crecer el óxido.	28
2.12. Modelo de generación de esfuerzos en el óxido bajo el concepto de expansión volumétrica.	30
2.13. Modelo de esfuerzos inducidos térmicamente.	32
2.14. Diferencia de temperatura requerida para la fractura de la capa de óxido.	34
2.15. Modelo de fractura del óxido al ser deformado sobre un sustrato metálico.	36
Resumen.	37
Figuras.	38
Tablas.	46
Capítulo 3. Mecanismo de remoción del óxido por el descascarado.	
3.1. Introducción.	50
3.2. Mecanismo de remoción de la capa de óxido por medio del descascarado.	51
3.2.1. Fuerza del agua sobre el óxido.	53
3.2.2. Cálculo del impacto del agua sobre la capa de óxido.	55
3.2.3. Cantidad de agua en función de la velocidad y ancho del chorro.	56
3.2.4. Influencia del ángulo de inclinación y la presión del agua sobre el enfriamiento del óxido.	57
3.3. Impacto sobre la superficie del planchón considerando al agua como una gran cantidad de gotas.	58
3.4. Efecto del espesor, la temperatura del óxido y la presión del agua en la remoción.	61
3.5. Parámetros del descascarado del laminador compacto.	61
3.6. Parámetros del descascarado de un laminador convencional.	63
Resumen.	64
Figuras.	65
Tablas.	72

Capítulo 4. Crecimiento del óxido durante la laminación en caliente.

4.1. Introducción.	75
4.2. Principales datos técnicos y crecimiento del óxido del laminador en caliente compacto.	76
4.3. Pérdidas de temperatura del planchón al ser reducido en sus diferentes pases de laminación.	77
4.4. Pérdida de temperatura por efecto del descascarado.	78
4.5. Pérdida de temperatura del planchón por radiación entre los castillos.	80
4.6. Pérdida de calor por contacto planchón rodillo de trabajo.	81
4.7. Incremento en la temperatura debido a la reducción del planchón.	82
4.7.1. Cálculo del esfuerzo a la cedencia con las condiciones de laminación.	83
Resumen.	87
Figuras.	88
Tablas.	91

Capítulo 5. Experimentación.

5.1. Introducción.	94
5.2. Pruebas en planta.	94
5.2.1. Pérdida en peso del acero dentro del horno túnel.	94
5.2.2. Variación de las condiciones de proceso de planchones en el horno túnel.	95
5.2.3. Variación de las condiciones de proceso entre la salida del horno túnel y el descascarado.	96
5.2.4. Efecto al agregar cascarilla a la entrada del primer castillo y polvo de molde sobre el planchón a la entrada del horno túnel.	97
5.3. Pruebas realizadas en el laboratorio de HYLSA y CINVESTAV con polvo de molde, agregado a muestras de lámina.	97
5.4. Microscopía óptica para medir el espesor de óxido secundario en el laminador compacto.	98
5.5. Microscopía electrónica a las muestras de óxido del laboratorio y de la planta.	98
5.6. Difracción de rayos X, a muestras de óxido y cascarilla pegada a los rodillos del horno túnel.	99

Índice	VII
Figuras.	100
Tablas.	101

Capítulo 6. Resultados.

6.1. Pruebas industriales para producir óxido laminado. 104

6.1.1. Introducción. 104

6.1.2. Efecto de variar la temperatura del planchón dentro del horno túnel para un mismo acero. 104

6.1.3. Resultados de utilizar las dos máquinas de colado a temperatura del horno túnel de 1150 °C y 1050 °C sobre la cantidad de óxidos laminados. 105

6.1.4. Efecto de usar una máquina de colado a dos temperaturas de salida del horno túnel 1085 °C y 1000 °C y los óxidos laminados en la cinta decapada. 105

6.1.5. Resultados de probar el trabajar con un solo horno túnel. 105

6.1.6. Resultados en la aparición del óxido laminado en la cinta al utilizar el cabezal de enfriamiento a la salida del horno túnel. 105

6.1.7. Resultados en la aparición del óxido al utilizar diferente número de bombas de alta presión, con las mismas de baja presión. 106

6.1.8. Efectos en la aparición del óxido utilizando cinco bombas de alta presión, levantado el primer y segundo caracol de forma independiente. 106

6.1.9. Resultados al agregar cascarilla a la entrada del primer castillo sobre la aparición del óxido laminado en los rollos. 106

6.1.10. Cantidad de marcas por la cara inferior generadas por las ruedas de de los rodillos del horno túnel y que producen óxido laminado. 107

6.1.10.1 Diferencias en el procesamiento en dos lotes, uno con y uno sin óxido laminado, por la cara inferior de la cinta decapada. 107

Figuras. 108

Tablas. 110

6.2. Predicción y medición del óxido en la planta compacta. 116

6.2.1. Introducción. 116

6.2.2. Crecimiento del óxido en la zona de colado. 116

6.2.3. Crecimiento de óxido en el horno túnel y un comparativo con hornos convencionales. 117

6.2.4. Crecimiento del óxido después del descascarado. 118

6.2.5. Espesores de óxido secundario en un laminador convencional y el compacto. 119

6.2.6. Fractura de la capa de óxido en el laminador compacto. 120

6.2.6.1. Comparación de la fractura del óxido en un laminador convencional y el compacto. 120

Figuras. 121

6.3. Medición y predicción del rompimiento del óxido por el descascarado. 134

6.3.1. Introducción. 134

6.3.2. Temperaturas, velocidades y espesores de óxido a la entrada del descascarado. 134

6.3.3. Cálculo de la fuerza, el impacto, la cantidad de agua y los esfuerzos térmicos al descascarar. 134

6.3.4. Variables que evitan la remoción del óxido primario. 135

6.3.5. Fracción de agua que se impacta en el planchón en función de la velocidad. 136

6.3.6. Cantidad de agua, impacto, esfuerzos térmicos y fracción de agua del descascarado de un laminador convencional. 136

Figuras. 138

Tablas. 146

6.4. Caracterización del óxido laminado. 147

6.4.1. Introducción. 147

6.4.2. Comparación entre los espesores de óxido primario y secundario. 147

6.4.3. Estudio del óxido por microscopía electrónica de barrido. 148

6.4.4. Reacción del acero con polvo de molde. 148

6.4.5. Resultados de la adición de polvo de molde a la entrada del horno túnel. 149

6.4.6. Caracterización del óxido secundario. 149

Índice	IX
6.4.7. Resultados de agregar cascarilla a la entrada del primer castillo.	150
6.4.8. Principal mecanismo de formación del óxido laminado por la cara inferior.	150
Figuras.	151
Tablas.	167

Capítulo 7. Discusión.

7.1. Predicción, medición, caracterización y pruebas del óxido formado en el horno túnel.	168
7.1.1. Efecto que ejercen las variables de proceso sobre la aparición del óxido laminado.	168
7.1.2. Cantidad de marcas por la cara inferior generadas por las ruedas de los rodillos del horno túnel y que producen óxido laminado.	169
7.1.3. Crecimiento del óxido en la zona de colado.	171
7.1.4. Crecimiento del óxido en el horno túnel y un comparativo con hornos convencionales.	172
7.1.5. Comparación entre los espesores y características del óxido primario y secundario.	174
7.1.5.1. Magnitudes de los espesores de ambos tipos de óxidos.	174
7.1.5.2. Características morfológicas y químicas de ambos óxidos.	175
7.1.5.3. Efecto de la presencia de silicio y calcio en el óxido primario.	176
7.1.5.4. Mecanismo de formación del óxido primario en la planta compacta.	178
7.2. Modelación y pruebas del descascarado sobre la aparición del óxido laminado en la cinta.	181
7.2.1. Efectos en la aparición del óxido utilizando cinco bombas de alta presión levantando el primer y segundo caracol de forma independiente.	182
7.2.2. Modelación del descascarado y análisis de los datos de proceso de éste sobre el óxido primario.	182
7.2.3. Cantidad de agua, impacto, esfuerzos térmicos y fracción de agua del descascarado de un laminador convencional.	186
7.3. Crecimiento y caracterización del óxido secundario.	187

Índice	X
7.3.1. Fractura de la capa de óxido secundario en el laminador compacto.	189
7.3.2. Caracterización del óxido secundario.	189
Figuras.	191
Capítulo 8. Conclusiones y recomendaciones.	
8.1. Pruebas en planta.	196
8.2. Óxido en la zona de colado.	197
8.3. Óxido en la zona del horno túnel.	197
8.4. Descascarado.	198
8.4.1. Diferencias en los descascarados de un laminador convencional y el compacto.	199
8.5. Óxido en la zona de laminación en la planta compacta.	200
8.5.1. Comparativo con el laminador convencional.	200
8.6. Caracterización del óxido laminado.	201
8.7. Recomendaciones.	202
Bibliografía.	205
Anexo I. Beneficios obtenidos y artículos presentados.	217
Listado de Figuras.	254
Listado de Tablas.	263
Listado de Símbolos.	266
Resumen autobiográfico.	271

CAPÍTULO 1

INTRODUCCIÓN

1.1. Descripción del proceso y una comparación con otros laminadores.

El proceso de laminación que aquí se estudia se utiliza para la producción de rollos de acero a partir de planchón delgado. La cinta de acero es sin duda uno de los productos más versátiles con una amplia variedad de aplicaciones como partes automotrices, línea blanca, perfiles estructurales, lámina galvanizada, entre otros.

En un laminador convencional el planchón de la colada continua tiene espesores de 200 a 250 mm una vez colado, éste pasa a zonas de almacenamiento y posteriormente se le acondiciona, (escarfea, corta etc.) para de ahí ser cargado en hornos de recalentamiento a 1250 °C por un par de horas. Al alcanzar esta temperatura el planchón es laminado en estaciones desbastadoras y reducido a espesores típicos entre los 30 y 40 mm, entrando al laminador continuo donde es reducido a su espesor final, la cinta es enfriada por cortinas de agua en las mesas que se encuentran localizadas a la salida del laminador y posteriormente se le enrolla.

La tecnología del tipo compacto que comprende este estudio ha revolucionado la producción del acero con los incentivos de reducción de costos y unidades de producción sencillas, además de una alta productividad. Esta tecnología es la más utilizada en el colado de planchón en la actualidad. Aquí, un planchón es laminado directamente a espesores desde 0.84 a 16 mm en secuencias de cinco a siete pases de laminación continua. Al poder producir espesores de cinta menores a 1 mm este laminador compite con la producción de espesores que son laminados en frío.

El planchón producido con esta tecnología entra a un horno tipo túnel en el que permanece calentándose de 12 a 20 minutos antes de ser laminado. Las temperaturas de entrada al laminador varían de 1050 a 1150 °C, dependiendo del producto, resultando homogéneas de punta a cola. Un esquema general de la línea se puede ver en la Figura 1.1.

Este horno túnel no solamente calienta y homogeniza el planchón, sino que además desacopla la velocidad de colado que es típicamente de 4 a 6 m/min, con la velocidad del laminador que es de 15 a 42 m/min, adicionalmente funciona como un acumulador de planchones durante el cambio de los rodillos de trabajo o demoras en la operación.

Dependiendo de la temperatura necesaria de acabado y enrollado, así como de las propiedades mecánicas finales del rollo, la cinta es enfriada a la salida del último castillo en una zona de mesas con cabezales de agua posicionados estratégicamente en la parte superior e inferior, para finalmente ser enrollada a temperaturas dependiendo del uso final de la cinta de 500 a 850 °C. El enfriamiento y el enrollado presentan características muy similares a la de laminadores convencionales, una relación de las diferentes temperaturas por zonas del planchón a rollo en toda la planta se puede observar en la Figura 1.2.

Este tipo de laminación directa con planchón delgado es una tecnología relativamente reciente, que exhibe algunas diferencias metalúrgicas y de operación con

respecto a los laminadores convencionales, una serie de fotografías de las diferentes zonas desde el acero líquido al laminador se presentan en las Figuras 1.3 a 1.7.

1.2. Objetivo de este estudio.

El objetivo de este trabajo es el de generar una mejor comprensión de los mecanismos físico químicos que producen óxido incrustado en la superficie de la cinta laminada en caliente de una planta compacta. Aquí se analizarán los efectos que las diversas secciones de la planta ejercen sobre la formación del óxido a las altas temperaturas y las formas de como poder eliminarlo en el producto final.

Se presentarán pruebas realizadas en planta para evaluar las variables que más afectan la formación del óxido, su morfología, los principales factores que dificultan la eliminación del óxido, y las que ayudan a removerlo, junto con una caracterización de este. Toda esta investigación ayudó a disminuir significativamente los problemas de óxido primario en la cinta laminada en la planta compacta de la empresa HYLSA.

1.3. Estructura de este estudio.

La tesis esta dividida en ocho capítulos.

El capítulo 2 es un panorama general de los tipos de óxidos a las altas temperaturas, sus mecanismos de formación, de difusión y de fractura, así como las teorías principales en relación al óxido. Se presenta además de forma breve las teorías de Pilling y Bedworth, la ley de Fick y de Wagner.

Debido a que la mayor generación de óxido es en el horno túnel, se describe el mecanismo de oxidación y los factores que influyen en los niveles de oxígeno libre.

Se presenta una recopilación de diferentes modelos de crecimiento del óxido, en hornos convencionales, y hornos túnel, además de un modelo de crecimiento que

depende del O_2 libre. Se verá el efecto que tiene la composición química del acero sobre la oxidación, al variar el carbono y el silicio principalmente, se presentan además tres modelos de crecimiento del óxido, junto con el modelo que mejor se ajustó a los resultados obtenidos, en base a mediciones realizadas con cupones en la zona del horno túnel y en el laminador.

También se resume los modelos existentes que predicen el rompimiento del óxido, los esfuerzos que se generan en el óxido al crecer, al ser enfriado bruscamente, así como el diferencial de temperatura requerido para su rompimiento, y en la última sección de este apartado se presenta un modelo de fractura del óxido al ser éste deformado en el laminador.

El capítulo 3 es una descripción de los mecanismos utilizados para la remoción del óxido proveniente del horno túnel antes de que éste ingrese al laminador, se describe la fuerza, el impacto y la cantidad de agua aplicada por el descascarado, así como la fracción de agua. Se presenta un comparativo con un laminador convencional así como las principales características geométricas y parámetros de proceso de ambos laminadores.

El capítulo 4 presenta las características del laminador, sus principales datos técnicos, las reducciones, así como las diferentes contribuciones de ganancia y pérdida de temperatura necesaria para predecir el espesor del óxido secundario que se genera, junto con el cálculo del esfuerzo requerido para deformar el planchón, basándose en el tipo de acero y las condiciones de la laminación.

El capítulo 5 describe la experimentación utilizada para evaluar las variables en el proceso, relacionando estas pruebas con la eliminación efectiva del óxido, se presenta la estructura de las mediciones realizadas, de la ganancia en peso en el horno túnel, y la forma en que se midieron los espesores del óxido secundario en el laminador.

También, se describen varias pruebas, enfocadas a modificaciones al tiempo y a la temperatura en el horno túnel, y al uso y no del cabezal de salida posicionado a la salida del horno túnel, así como el equipo utilizado para la caracterización del óxido, como microscopía óptica, electrónica, y rayos X.

El capítulo 6 presenta los resultados obtenidos de todo el estudio. Está estructurado en cuatro secciones, en la primera se presentan los resultados de las pruebas industriales para producir óxido laminado, la segunda es el resultado de la predicción y medición del óxido en todas las secciones de la planta, la tercera es la medición y predicción del rompimiento del óxido por el descascarado considerando diferentes parámetros en el proceso y en la última sección se presentan los resultados de la caracterización del óxido primario laminado, de las diferentes pruebas en la planta así como en el laboratorio.

El capítulo 7 es la discusión de los resultados presentados en el capítulo 6. El capítulo 8 presenta las conclusiones obtenidas de este estudio y algunas recomendaciones para trabajos futuros.

Con todo esto fue posible avanzar en una comprensión muy profunda de los mecanismos causantes del óxido primario incrustado en la cinta de acero producida en la planta compacta, eliminando de manera por demás significativa los problemas de óxido primario.

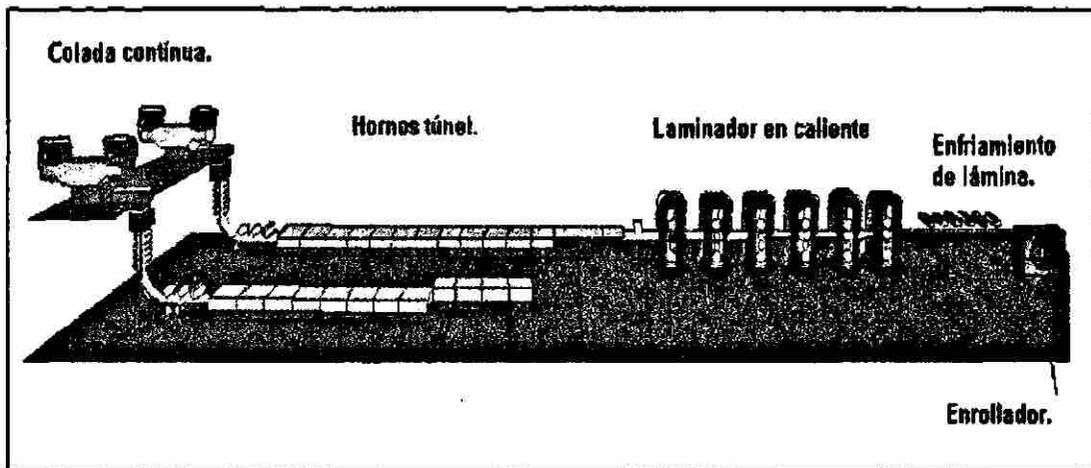


Figura 1.1. Diagrama de las diferentes zonas de la planta compacta [1].

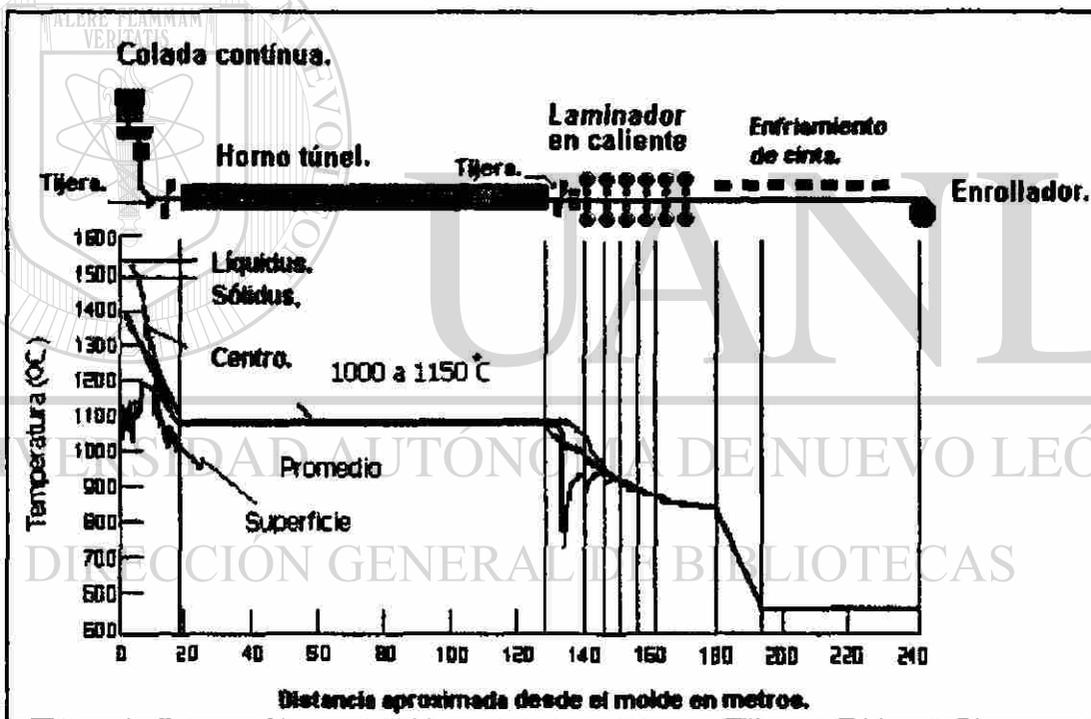


Figura 1.2. Temperaturas en las diferentes zonas de la planta compacta desde el vaciado al enrollado [1].



Figura 1.3. Zona del horno de arco eléctrico DANIELI.

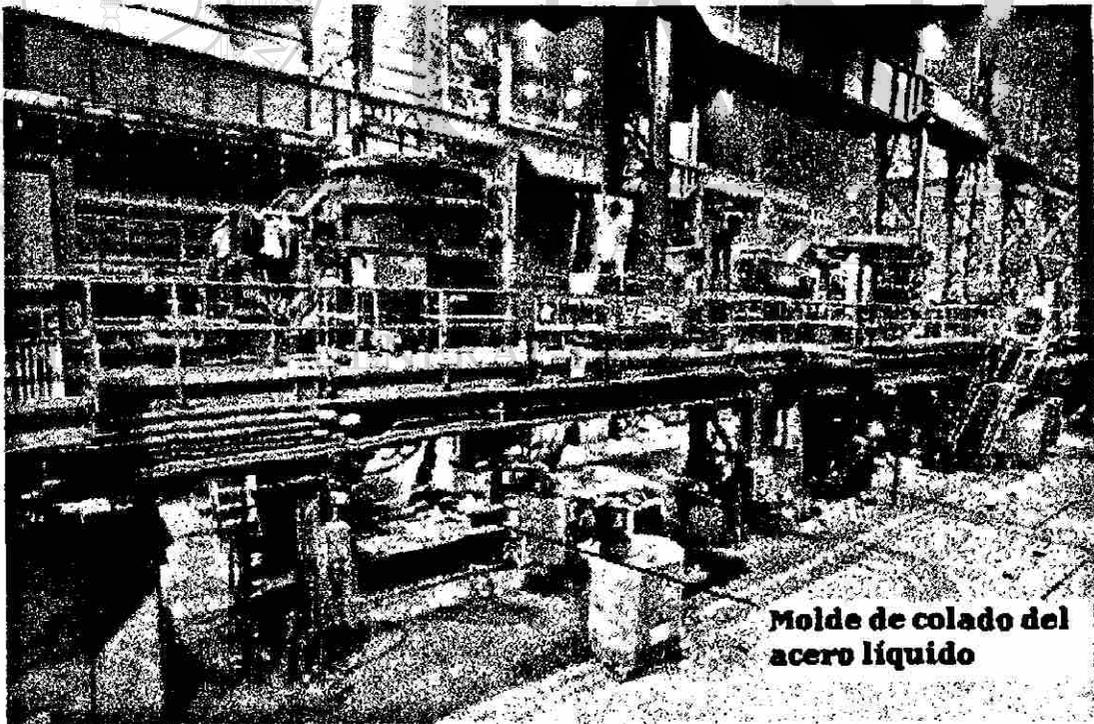


Figura 1.4. Zona de inicio de colado del acero líquido.

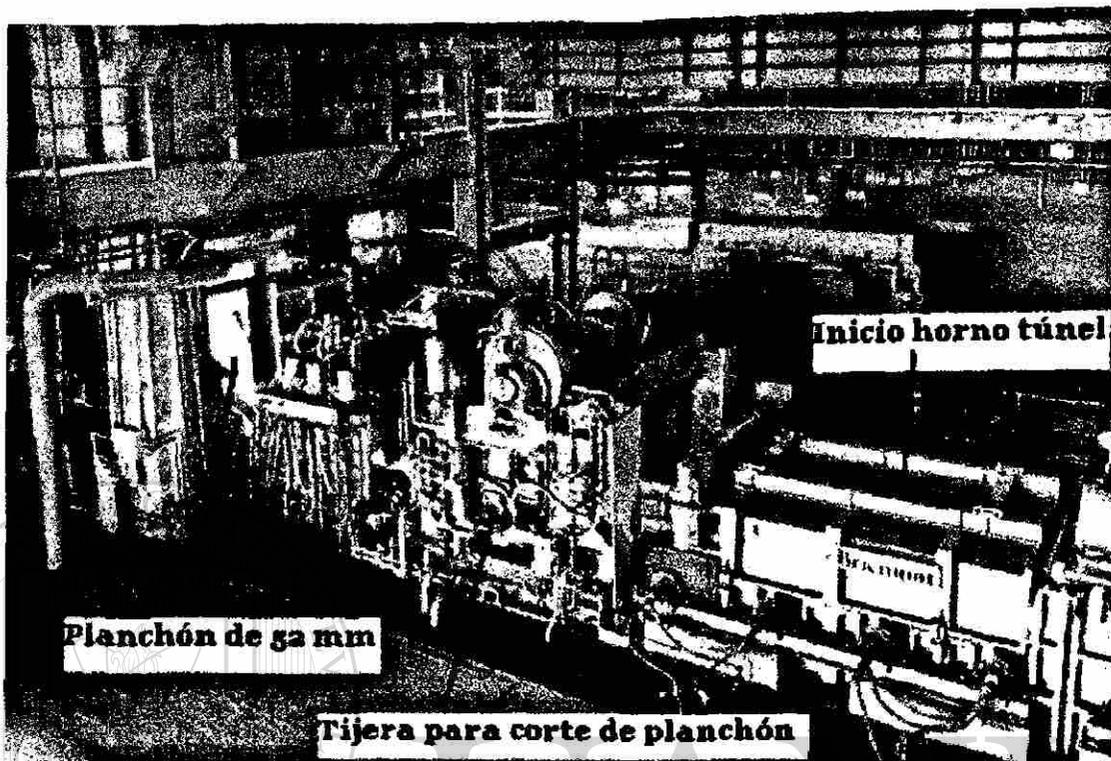


Figura 1.5. Zona de colado antes de entrar al horno túnel.

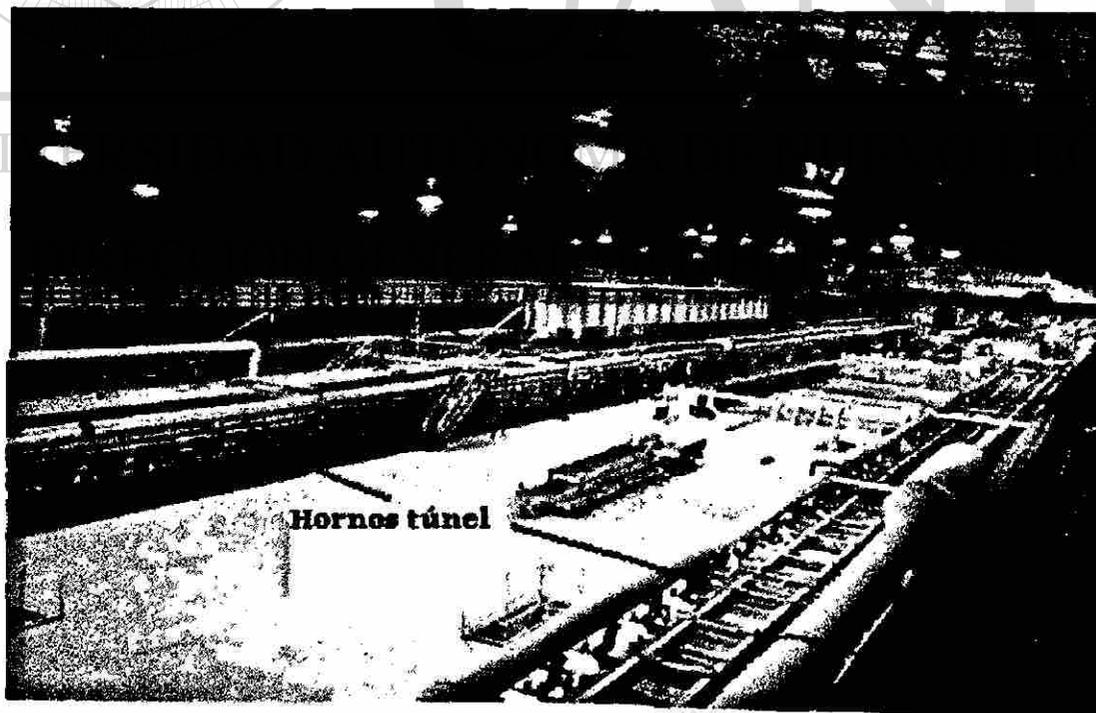


Figura 1.6. Zona de ambos hornos túnel.

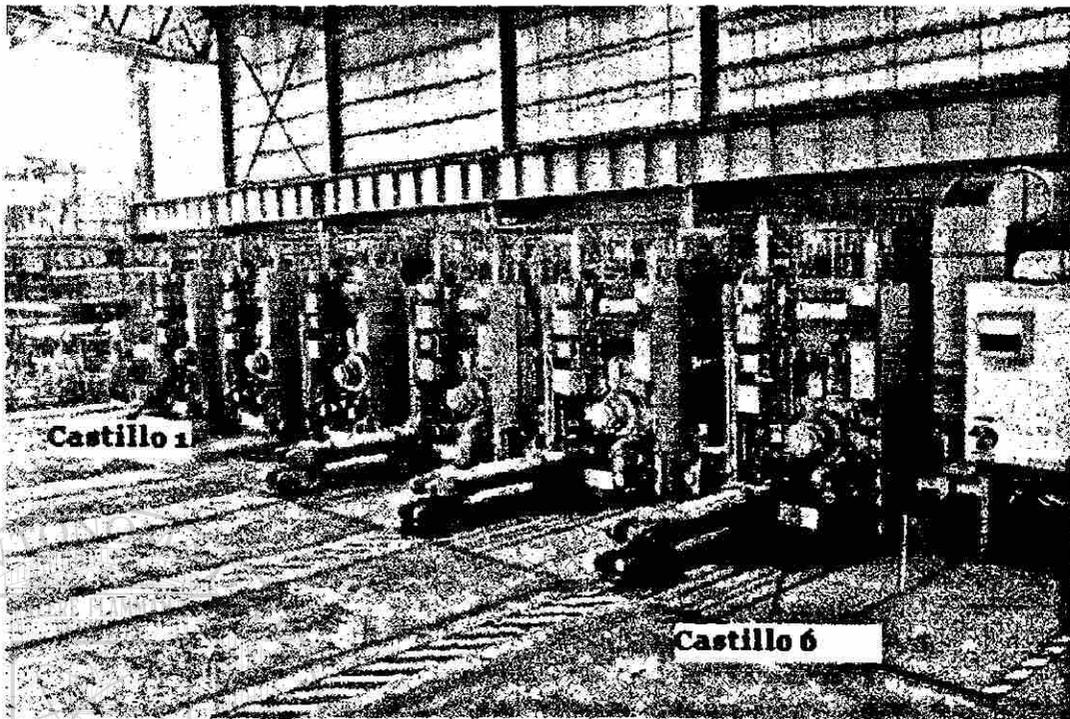


Figura 1.7. Zona del laminador en caliente de la planta compacta.



UANL

UNIVERSIDAD AUTÓNOMA DE NUEVO LEÓN

DIRECCIÓN GENERAL DE BIBLIOTECAS



CAPÍTULO 2



DESCRIPCIÓN DEL CRECIMIENTO Y ROMPIMIENTO DEL ÓXIDO A ALTAS TEMPERATURAS

2.1. Introducción.

Cuando se lamina el acero a alta temperatura, existe una oxidación asociada, el tipo de óxido que se forme dependerá de la reactividad del acero con su alrededor. A las temperaturas de trabajado de 1000 a 1150 °C, existen tres tipos de óxidos, el mecanismo de difusión es diferente dependiendo de las características de las fronteras de las fases y de la facilidad con la que los elementos del hierro difunden.

El coeficiente de crecimiento del óxido depende de la condición específica del medio (temperatura, atmósfera), de la condición de superficie del material así como su composición química. La velocidad de oxidación suele presentarse en varias etapas, al inicio se comporta de forma lineal; en una intermedia como parabólica y en algunos

casos se ha observado un crecimiento logarítmico. El mecanismo de difusión ha sido ampliamente estudiado [2,3], realizándose algunas simplificaciones al respecto que predicen de forma adecuada el crecimiento del óxido en una atmósfera específica.

El óxido que se forma en el planchón al ser calentado y posteriormente laminado, está expuesto a diferentes esfuerzos y deformaciones, por lo que puede llegar en la mayoría de los casos a romperse. El óxido puede romperse al crecer, por la presencia de elementos extraños ajenos al sustrato y al óxido, por efecto de la geometría de la superficie, por una diferencia en la temperatura del óxido y del metal, al aplicar tensión o compresión y aún aplicando solamente una pequeña flexión.

La modelación de todos estos mecanismos es compleja, y en la mayoría de los estudios al respecto se considera sólo uno de los mecanismos en forma aislada, se han realizado intentos por combinar dos o más mecanismos obteniendo con ello soluciones muy complejas.

2.2. Tipos de óxido a las altas temperaturas de laminación.

Estudios [2,3] acerca de la oxidación del hierro revelan que a temperatura elevada entre 700 a 1300 °C, el óxido predominante es la wustita FeO con alrededor de 95%, un 4% de magnetita Fe_3O_4 y sólo un 1% de hematita Fe_2O_3 [2]. En la Figura 2.1 la hematita representa del 1 al 2%, la magnetita entre 4 y 5% y el resto lo compone la wustita, otros autores concuerdan con estos resultados [3].

La wustita, que es la fase más interna del óxido, se forma cerca de la superficie del metal y por lo tanto, es la más rica en hierro, presenta una estructura cúbica centrada en las caras, la densidad de la wustita puede variar desde 5.54 a 5.9 g/cm³, contiene de 23 a 25% en peso de oxígeno en su estructura y crece enteramente por difusión de los iones de hierro, mientras que los de oxígeno se agregan a la cara externa de la fase y permanecen prácticamente fijos [3].

La magnetita, es una fase intermedia del óxido y es el principal constituyente a 500 °C, su estructura cristalina es una cúbica inversa del tipo espinel, tiene una densidad de 5 a 5.4 g/cm³, contiene un 28% en peso de oxígeno existiendo como un óxido deficiente metálico aunque en un menor nivel al de la wustita. Se ha encontrado que tanto los cationes como los aniones difunden [3].

Finalmente, la hematita, que es la capa más externa del óxido tiene el más alto contenido de oxígeno con alrededor de 30% en peso [3]. La hematita puede existir en dos formas, como $\alpha\text{-Fe}_2\text{O}_3$, representando una estructura romboédrica, y como $\gamma\text{-Fe}_2\text{O}_3$, representando una estructura cúbica, su densidad es de 5.24 g/cm³, el diagrama de equilibrio entre las fases de hierro y oxígeno se muestra en la Figura 2.2.

El mecanismo de difusión de la hematita es por migración de los iones de oxígeno, difusión en la cual prácticamente el ion hierro no participa, estos se agregan a la cara interna y permanecen fijos. A la hematita se le ha encontrado en todo tipo de aceros, incluso a bajas temperaturas, su presencia se debe a la remoción incompleta de la wustita durante el laminado. La Figura 2.3 describe este mecanismo, en donde las partículas de wustita al ser laminadas y romperse incrementan considerablemente su cantidad, separándose de la matriz del metal y exponiéndose al aire.

Lo anterior implica un menor suministro de átomos de hierro, en tanto que el oxígeno abunda, resultando en una aceleración en la reacción de wustita a magnetita y de ésta a hematita [4]. Es común observar la tonalidad de la hematita en los aceros al silicio, el descascarar éstos es difícil, debido al componente eutéctico $\text{FeO}/\text{Fe}_2\text{SiO}_4$ que se forma en la interfase y penetra irregularmente en la parte superior e inferior del FeO y a los lados del metal, generándo un anclaje del óxido, que dificulta enormemente su remoción.

El mecanismo anterior produce una fuerte resistencia de este eutéctico, inclusive a temperaturas abajo de solidus, que en este caso es de 1173 °C, el diagrama de fases del FeO con el SiO_2 se muestra en la Figura 2.4, con SiO_2 alrededor del 22%, coexiste una

zona muy pequeña de fayalita. De esta forma, los óxidos de hierro se presentan en tres fases y el óxido que se genere dependerá de la cantidad de oxígeno y de la temperatura, las principales propiedades termofísicas de estos óxidos se presentan en la Tabla 2.1.

2.3. Difusión de los elementos que forman el óxido en sus diferentes fases.

Diferentes óxidos y sus productos se forman en el sustrato metálico dependiendo de la reactividad de los componentes aleantes y del modo de transporte de los cationes, o aniones a través del óxido o capas de éste. Ocurre también que imperfecciones en la superficie tales como fronteras de grano y diferencias en la rugosidad contribuyen a la reactividad de los elementos a oxidarse.

También una variación en la orientación de los granos resulta en capas de óxidos no compactos y el transporte de oxígeno a través de las fracturas de la superficie o de las fronteras de grano ocurre más rápido que en las capas de óxidos compactos, ya que cuando una película continua cubre la superficie, el crecimiento sólo puede ocurrir por difusión en el estado sólido de cationes o aniones a través de la película del óxido [2].

El crecimiento del óxido por difusión se inicia por el efecto de campos eléctricos, partículas cargadas en la superficie o en ciertas capas preferenciales. También puede ocurrir un gradiente de potencial químico entre el metal y el óxido; y el óxido y el gas en las interfases, todo esto determinará la fuerza del movimiento de los elementos que difundirán. Estos mecanismos de difusión se pueden observar en la Figura 2.5.

2.4. Primeros estudios del crecimiento del óxido en hierro.

Los primeros estudios teóricos relacionaron el potencial de oxígeno, la temperatura y la difusión de los iones en los óxidos, éstos, a su vez, se correlacionaron a variables de operación y a las condiciones atmosféricas específicas bajo las cuales está expuesto un cierto material que se somete a la oxidación. Uno de los primeros estudios

relacionados con la cinética de formación del óxido de hierro se remonta al año de 1923 [11], en el que la ganancia en peso del óxido se expresaba como:

$$W^2 = k t + C \quad (2.1)$$

Con W como la ganancia en peso por unidad de área, t el tiempo k y C coeficientes que pueden ser fácilmente obtenidos experimentalmente. Sin embargo, la velocidad de crecimiento no es siempre la misma, debido a que cuando la capa de óxido es gruesa la velocidad de transferencia entre el oxígeno y el hierro en la capa de óxido decrece drásticamente. Si la capa de óxido se rompe se genera una superficie libre que nuevamente se oxidará, creando de esta forma un ciclo de rompimiento y generación de nuevas superficies listas para continuar con el proceso de oxidación.

Otra manera de representar la Ecuación 2.1 es por medio de la Ecuación 2.2, con A como el área expuesta, k_p un factor de crecimiento del óxido y t el tiempo, asociándose el crecimiento de óxido a un régimen parabólico con el tiempo [11].

$$\frac{W}{A} = k_p t^{1/2} \quad (2.2)$$

2.5. Relación de Pilling y Bedworth para la adherencia o fractura de los óxidos en superficies.

Pilling y Bedworth (PB) en 1923 [12] clasificaron la oxidación de los metales en dos grupos, los que forman una capa de óxido protectora y los que no. Ellos sugirieron que los óxidos no protectores se forman si el volumen de la capa de óxido es menor que el volumen del metal que reacciona la cual se representa en la Ecuación 2.3:

$$PB = \frac{Vol_{Mx}}{Vol_{Me}} \quad (2.3)$$

siendo Vol_{Mx} y Vol_{Me} el volumen total del óxido y el volumen del metal en moles. El volumen puede ser calculado de los pesos atómicos o moleculares y de las densidades de

las fases presentes en el óxido, si la Ecuación 2.3 es mayor que uno, se considera al óxido como protector.

Dado que la oxidación procede en el estado sólido, ésta es lenta inclusive a alta temperatura, si la razón es mayor que dos y el óxido crece en la interfase metal óxido, los grandes esfuerzos compresivos que se desarrollan en la costra causará eventualmente que el óxido se rompa dejando al metal sin protección. La relación PB es generalmente correcta aunque existen algunas excepciones, en la Tabla 2.2 se describen las relaciones de PB para óxidos de hierro.

2.6. Proceso inicial de absorción y nucleación del óxido de hierro.

Al comienzo de la oxidación, el oxígeno gas es quimioabsorbido en la superficie del metal hasta completarse una capa invisible de óxido en dos dimensiones, algo de oxígeno atómico también se disuelve en el metal al mismo tiempo. Después de formarse una monocapa, núcleos discretos de óxido en tres dimensiones aparecen en la superficie comenzándose a expandir, y eventualmente incrementar su velocidad de crecimiento.

Estas islas de óxido crecen rápidamente por difusión en la superficie, el oxígeno es absorbido hasta completar la película de tres o cuatro monocapas cubriendo al metal, al terminar este proceso la velocidad de oxidación cae abruptamente al completarse una pequeña capa de óxido que sirve como barrera a la oxidación [12].

2.6.1. Diferentes velocidades de oxidación.

2.6.1.1. Oxidación lineal.

Si la superficie metálica no es protegida por una barrera de óxido, la velocidad de oxidación permanece constante con el tiempo, la reacción es controlada por la oxidación más que por un proceso de transporte, la oxidación se mantendrá lineal si:

- a) El óxido es volátil o se funde.
- b) Si el óxido se separa o rompe debido a esfuerzos internos.
- c) Si al momento de formarse, su estructura es porosa.

2.6.1.2. Oxidación parabólica.

Cuando el mecanismo de oxidación es por medio de la difusión de iones a través de una barrera compacta de óxido con el gradiente de potencial químico como la fuerza que lo mueve, se observará un crecimiento parabólico.

2.6.1.3. Oxidación paralineal.

En algunos metales la oxidación comienza como parabólica, pero el óxido protector gradualmente cambia la capa exterior a no protectora. Si la capa protectora interior permanece constante, la difusión resulta en una oxidación lineal. Este comportamiento en la oxidación que es inicialmente parabólico, pero que se transforma gradualmente a lineal; se le llama oxidación paralineal, estos tres comportamientos de forma muy esquemática se muestran en la Figura 2.6.

2.7. Difusión a través del óxido, ley de Fick.

La primera ley de Fick establece que un sistema binario a temperatura y presión constante con un movimiento de átomos en una sola dirección es la situación más común de la difusión a través de un óxido que crece sobre un metal puro [12]. Esta ley establece que la velocidad de transferencia de masa es proporcional al gradiente de concentración:

$$J = -D \left(\frac{\partial c}{\partial x} \right) \quad (2.4)$$

con J como el flujo o la masa que difunde por unidad de tiempo a través de una cierta sección a un cierto gradiente de concentración $\partial c / \partial x$, D es el coeficiente de difusión, que

se relaciona a la difusividad en una área por tiempo y depende de la movilidad de los átomos en la estructura a través de la cual se mueven, así como de su temperatura. Para la difusión de los elementos en el óxido, la concentración de oxígeno cambia con el tiempo, la segunda ley de Fick describe este comportamiento [12]:

$$\frac{\partial c}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(D \frac{\partial c}{\partial x} \right) \quad (2.5)$$

La Ecuación 2.5 se resuelve para la geometría particular y las condiciones frontera implícita en el sistema que se requiera analizar. Para átomos de oxígeno, que difunden en una superficie plana con un valor de la difusividad y una concentración interfacial constante, la Ecuación 2.5 cambia. El cálculo de la concentración del oxígeno a cualquier distancia x_o de la superficie del metal se puede expresar como [12]:

$$\frac{C_m - C_x}{C_m - C_o} = \operatorname{erf} \left(\frac{x_o}{2\sqrt{Dt}} \right) \quad (2.6)$$

Si se supone que D es independiente de la composición química y C_m es la concentración de oxígeno en la interfase metal óxido, C_x es la concentración a un tiempo t' , a una distancia x_o de la superficie, C_o es la concentración inicial a cualquier distancia x_o para t'' igual a cero. En el inicio de la oxidación C_m y C_o son constantes por lo que la Ecuación 2.6 se puede simplificar a que x sea proporcional a la raíz cuadrada del tiempo, la temperatura tiene un marcado efecto en el coeficiente de difusión, éste se incrementa exponencialmente con la temperatura de acuerdo con la Ecuación de Arrhenius:

$$D = D_o \exp \left(\frac{-Q}{RT} \right) \quad (2.7)$$

En la Ecuación 2.7, D_o es llamado el factor de frecuencia y es una función de los elementos que difunden y del medio por el cual difunden. Q es la energía de activación para la difusión, R es la constante de los gases y T es la temperatura absoluta. Altos valores de Q significan que el proceso de difusión ocurrirá más rápido, en la Tabla 2.3 se

muestran los principales factores de frecuencia D_o , así como las energías de activación para la difusión del oxígeno en hematita y magnetita [12].

2.8. Teoría simplificada de la oxidación de Wagner.

La teoría de Wagner se deriva de la Ecuación para el crecimiento de la capa de óxido sobre un metal, considerando que la difusión de los iones o electrones son los que controlan la velocidad de oxidación [12, 83, 84]. En esta derivación un metal puro se oxida y crece una capa de óxido por algún mecanismo sencillo de difusión, como puede ser la difusión de los cationes a través de un óxido tipo p, esto es considerando la velocidad de crecimiento como proporcional al flujo de iones metálicos como lo describe la ley de Fick.

El flujo de los iones metálicos J_i , en la dirección x generará un crecimiento del óxido, éste dependerá de la concentración de los iones y de la velocidad de arrastre u_i a la cual estos puedan moverse, el flujo de los iones J_i se puede expresar en $mol\ cm^{-2}\ s$ como:

$$J_i = c_i u_i \quad (2.8)$$

siendo c_i la concentración molar por cm^3 y u_i es el promedio de la velocidad de arrastre, que a su vez depende de la movilidad de los iones y de la fuerza que actúa sobre ellos. Existe una deducción completa de la teoría de Wagner [12], en resumen se puede decir que la velocidad de crecimiento debido al flujo de cationes o aniones se puede expresar considerando el movimiento de cationes como [14]:

$$\frac{dx}{dt} = \left(\frac{-1}{RT} \int_{\mu_M^i}^{\mu_M^o} D_C d\mu_M \right) \frac{1}{x} \quad (2.9)$$

y la de aniones como:

$$\frac{dx}{dt} = \left(\frac{-1}{RT} \int_{\mu_A^i}^{\mu_A^o} D_A d\mu_A \right) \frac{1}{x} \quad (2.10)$$

Las suposiciones realizadas para llegar a las Ecuaciones 2.9 y 2.10 son de que el óxido es adherente y compacto, el movimiento de los iones hacia el óxido es controlado por la velocidad de difusión, existe equilibrio termodinámico entre metal y óxido así como en la interfase óxido gas, además, existe equilibrio termodinámico localmente hacia el óxido [15]. Otra forma muy simplificada de representar la teoría de Wagner es describir el crecimiento de la capa de óxido como:

$$X_{\text{ox}}^2 = \lambda t \quad (2.11)$$

donde λ es el coeficiente de crecimiento parabólico dado en área entre tiempo. Si la medición de la velocidad de oxidación se realiza por métodos termogravimétricos, entonces el coeficiente de crecimiento parabólico tendrá unidades de $\text{g}^2/\text{cm}^4 \text{ s}$. Para la relación de densidades de óxidos formados: wustita, magnetita y hematita y considerando una relación de 95:4:1 respectivamente, los valores de k_p y λ se relacionan como [15]:

$$k_p = 1,877 \lambda \quad (2.12)$$

El valor de k_p calculado de mediciones de difusividad del hierro, es consistente con valores promedio experimentales, (Figura 2.7). La Ecuación 2.12 puede ser representada también de forma logarítmica por [9, 16, 17]:

$$\log(k_p) = \frac{-8868}{T} + 0.9777 \quad (2.13)$$

Los coeficientes de crecimiento parabólico k_p y λ para la oxidación de hierro puro, a 700 y 900 °C en una atmósfera con $\text{O}_2\text{-H}_2\text{O}$ se muestra en la Tabla 2.4. Los coeficientes de crecimiento parabólico para una cierta cantidad de oxígeno absorbido suponiendo además que el hierro es consumido se pueden relacionar al valor de λ , para la ganancia en peso del metal está dado por [6]:

$$k_p = \left(\frac{\rho_{ox} M_o}{M_{ox}} \right)^2 (1 - \epsilon_{ox})^2 \lambda \quad (2.14)$$

y para la pérdida de hierro en el metal al oxidarse como [6]:

$$k_p = \left(\frac{\rho_{ox} M_{Fe}}{\rho_{Fe} M_{ox}} \right)^2 (1 - \epsilon_{ox})^2 \lambda \quad (2.15)$$

donde ρ_{Fe} y ρ_{ox} son las densidades del hierro y el oxígeno, M_{Fe} y M_o son los pesos atómicos del hierro y oxígeno y M_{ox} es el peso molecular promedio del óxido y además ϵ_{ox} es la fracción volumétrica de los poros en el óxido que es un término mucho menor que uno.

2.9. Crecimiento del óxido en el colado y horno túnel.

La generación de óxido en la planta compacta como se describió en el capítulo 1, inicia inmediatamente después de la solidificación del acero. En esta zona, el planchón se expone a un ambiente de mucha humedad, teniendo lugar un crecimiento del óxido y en algunas zonas del colado y horno túnel, este óxido se fractura. Las principales variables que influyen en el crecimiento del óxido en el colado son la temperatura del planchón, las condiciones de vapor y humedad, la velocidad de colado y la composición química del acero.

Sin lugar a dudas el horno túnel contribuye con la generación de la mayor cantidad de óxido. Según estimaciones [20,22] la pérdida de material por efecto de la oxidación es de 0.5 a 2%, considerando 15 min de permanencia del planchón en el horno túnel. Las temperaturas pueden variar desde 1050 °C hasta valores tan altos como de 1180 °C, dependiendo del producto a fabricarse. Lo anterior contribuye fuertemente a modificar la cantidad de óxido formado. Las reacciones químicas en el recalentamiento de los planchones se basan en la combustión de metano (CH_4), que es el principal constituyente del gas natural [18]:



Es decir, un mol de metano reacciona con dos de oxígeno dando un mol de dióxido de carbono más dos moles de agua. El monóxido de carbono, a su vez se consume de acuerdo a la siguiente reacción:



La regulación de la oxidación del planchón con los productos de combustión es muy importante para minimizar la cantidad de óxido (merma). Algunas de las reacciones de oxidación del hierro en presencia de agua y dióxido de carbono son:



Mientras que en presencia de oxígeno son:



UNIVERSIDAD AUTÓNOMA DE NUEVO LEÓN

2.9.1 Factores que modifican los niveles de oxígeno en el horno túnel. [®]

DIRECCIÓN GENERAL DE BIBLIOTECAS

Para calentar el planchón es necesario suministrar energía, ésta es proporcionada por la combustión del gas natural, los productos de combustión deben generar un exceso de oxígeno que promueva la oxidación en el planchón ayudando a mantener una consistencia en el espesor de óxido. Los principales factores que modifican el O_2 dentro del horno túnel son: la cantidad de aire suministrado, el área expuesta o dimensiones del planchón, la temperatura y tiempo del planchón, la velocidad de producción, la penetración de aire por rendijas o agujeros, la velocidad de los gases y la proporción de CH_4 en el gas.

Es común utilizar el término exceso de aire, refiriéndose esto al proceso de suministrar una mayor cantidad de aire del requerido en la combustión, de forma que el oxígeno restante pueda reaccionar con el planchón y formar una capa de óxido uniforme. En la Tabla 2.5 se muestra una relación en la que para un valor de exceso de aire se obtiene un valor de oxígeno libre.

Otro término importante en la combustión es el valor de λ_{ag} , el cual se relaciona al cociente del peso molar del aire real en la atmósfera entre el peso molar del elemento de reacción, en este caso metano. Estos a su vez se dividen entre el peso molar del aire y del metano como se muestra en la Ecuación 2.22, con W_{aire} igual a 274.67 g/mol y W_{CH_4} como 16 g/mol.

$$L_{min} = \frac{W_{aire}}{W_{CH_4}} = 17.167 \quad (2.22)$$

El resultado de la Ecuación 2.22 representa la condición en la cual se suministra un gramo mol de aire y un gramo mol de metano. En el caso del horno túnel, éste tiene un flujo máximo de gas de 804 m³/hr y de 8040 m³/hr de aire, con el volumen molar dado por 0.022413 m³/mol, y considerando un 94% del metano en el gas, el flujo del gas quedaría como:

$$Gas = F_{gas} \frac{W_{CH_4} (\% CH_4)}{Volmol} \quad (2.23)$$

y para el aire como:

$$Aire = F_{aire} \frac{0.21 W_{O_2} + 0.79 W_{N_2}}{Volmol} \quad (2.24)$$

con W_{O_2} igual a 32 g/mol y W_{N_2} como 28 g/mol, dividiendo las Ecuaciones 2.24 entre la 2.23 se obtiene:

$$L_{airegas} = \frac{Aire}{Gas} \quad (2.25)$$

Para finalmente obtener el valor de λ_{ag} que es el cociente entre las Ecuaciones 2.25 y la 2.22 y que se muestra en la Ecuación 2.26. Cuando suministramos más aire de lo normal se produce un excedente de oxígeno y el valor de lambda aumenta, pudiendo llegar a valores tan altos como 1.5. Considerando condiciones normales de operación, los productos de combustión del metano en función de λ_{ag} se muestran en la Figura 2.8.

$$\lambda_{ag} = \frac{L_{airegas}}{L_{min}} \quad (2.26)$$

2.10. Modelos para predecir los espesores de óxido en diferentes atmósferas.

Se han realizado muchos estudios relacionados con la oxidación de hierro puro, una excelente recopilación de los resultados obtenidos por diversos autores y que considera una temperatura de 1100 °C, se presenta en la Figura 2.9 [19]. La dependencia de la temperatura sobre el coeficiente de crecimiento del óxido se puede definir de la relación de Arrhenius [12].

La energía de activación, Q , para la oxidación controlada por difusión en el intervalo de temperaturas donde se forma la wustita es de 160 a 178 kJ/mol y el coeficiente del óxido k_o de 0.12 a 0.30 cm^2/s [20]. La Tabla 2.6 es un comparativo de los intervalos de oxidación esperados a 1100 °C y 60 minutos dentro del horno túnel, con diferentes unidades de medición.

2.10.1. Coeficientes de crecimiento en atmósferas de hornos convencionales.

Existen en la literatura estudios de la cinética de oxidación considerando diferentes aceros [5], aquí, los aceros estudiados fueron desde bajo carbono hasta aceros de alta aleación, registrándose los crecimientos lineales y parabólicos a diferentes temperaturas. La Tabla 2.7 muestra las atmósferas que se utilizaron, la Tabla 2.8 los aceros y la Tabla 2.9 los valores de los coeficientes de crecimiento que se obtuvieron.

El cálculo de los coeficientes K_{oi} y K_{vi} para generar la regresión lineal y que son necesarios para calcular el crecimiento del óxido en el horno se toman de K_{o1} , K_{o2} , K_{v1} y K_{v2} de la Tabla 2.9, calculándose los valores de K_{oi} y K_{vi} de las Ecuaciones 2.28 y 2.29 y con esto es posible resolver la Ecuación 2.27 a una atmósfera y un acero específico en unidades de $g^2/cm^4 s$ [5]:

$$K_i = K_{oi} + K_{vi}t_i \quad (2.27)$$

$$K_{oi} = \left(10^{\left(K_{o1} + \frac{K_{o2}}{T_i} \right)} \right) \quad (2.28)$$

$$K_{vi} = \left(10^{\left(K_{v1} + \frac{K_{v2}}{T_i} \right)} \right) \quad (2.29)$$

Con estos valores de K_i se puede calcular la ganancia en peso para un tiempo, una temperatura, una atmósfera y un acero, un ejemplo de este cálculo se muestra en la Figura 2.10, para el acero 2 de la Tabla 2.8 a diferentes atmósferas y una temperatura del horno de tipo convencional a 1200 °C.

2.10.2. Crecimiento del óxido en función de diversos factores.

DIRECCIÓN GENERAL DE BIBLIOTECAS

Vicenzo [21] relacionó la ganancia en peso y el crecimiento del óxido en función del O_2 libre en un horno de recalentamiento como:

$$\frac{\Delta W}{A} = k_{po} \exp\left(\frac{-Q}{RT}\right) (\%VolO_2)^{\frac{1}{4}} t^{\frac{1}{2}} \quad (2.30)$$

donde el valor de k_{po} representa el coeficiente de crecimiento del óxido para una atmósfera industrial con la composición química de N_2 -15%, H_2O -10% CO_2 y O_2 como variable, el espesor del óxido a su vez se calcula como [21]:

$$d_{\text{FeO}} \text{ (mm)} = 6.64 \exp\left(\frac{-83830}{RT}\right) (\% \text{VolO}_2)^{\frac{1}{4}} t^{\frac{1}{2}} \quad (2.31)$$

La Ecuación 2.31 es válida en un intervalo en volumen de oxígeno de 0.5 a 4.5%, con t en minutos, T en escala absoluta de temperatura y Q en kJ mol^{-1} . Un par de estudios más se presentan en la Tabla 2.10 y 2.11, en el primero se relacionan los valores de k_p obtenidos para tres tipos de óxido de hierro a tres temperaturas diferentes [22]. El segundo se relaciona a la ganancia en peso en un horno túnel de una planta compacta similar [23], este último parte de coeficientes de crecimiento a 1060 y 1150 °C.

Otro factor importante en el crecimiento del óxido lo representa la composición química del acero, según algunos estudios [5, 20, 21], el incremento en el contenido de carbono resulta en la disminución en el crecimiento del óxido, se piensa que esto se deba a un enriquecimiento de carbono en la capa de óxido que impide una oxidación posterior del hierro. La Figura 2.11a muestra la ganancia en peso al incrementar el contenido de carbono a 920 °C. Otros elementos que ayudan a disminuir la oxidación son el aluminio, silicio y cromo, este último es el elemento más importante como elemento aleado en la resistencia a la oxidación.

Los coeficientes de crecimiento del óxido a diferentes niveles de carbono y temperaturas se presentan en la Figura 2.11b, se observa que el logaritmo natural de k_p aumenta conforme disminuye el contenido de carbono en el acero, y es directamente proporcional a la temperatura.

En un estudio comparativo de tres diferentes aceros de bajo carbono se observaron los efectos relativos de agregar aluminio, silicio y titanio sobre la formación del óxido [25], la composición química de los aceros estudiados del análisis comparativo antes mencionado se da en la Tabla 2.12. En este estudio los aceros *Al-K* y *Ti-S* mostraron una ganancia en peso muy similar, en cambio, el acero *Si-S* fue consistentemente más bajo y más resistente a la oxidación que los otros dos a temperaturas menores a 1200 °C.

Sin embargo, arriba de esta temperatura el acero al silicio se oxidó más, esta discontinuidad en el comportamiento de los aceros al silicio es atribuido al aumento en la difusión del oxígeno a través de la capa de fayalita [25]. Un diagrama esquemático de este mecanismo en donde el silicio reacciona con el hierro formando fayalita se muestra en la Figura 2.12.

El último estudio aquí presentado relacionó el tipo de atmósfera con la velocidad de oxidación, se encontró que las atmósferas con mayor humedad presentaron una alta velocidad de oxidación en el acero en comparación con aquellas exclusivamente expuestas al aire. Estas diferencias en la cantidad de óxido llevaron a un valor diferente de k_p , con una energía libre de 146 kJ/mol y una k_o de 0.19 a 0.24 cm²/s al aire, y de 0.42 a 0.57 cm²/s en atmósferas con cierta humedad.

Los resultados a dos temperaturas con atmósferas secas y húmedas se presentan respectivamente en las Figuras 2.13 y 2.14.

2.10.3. Modelos utilizados que calculan la ganancia en peso.

Se seleccionaron tres modelos de los existentes en la literatura estos engloban las diferentes características que se utilizan para calcular la ganancia en peso, estos se les comparará con los de hornos convencionales y de un horno túnel. El primero de los modelos se presenta en la Ecuación 2.32.

$$k_p = A_m \exp\left(\frac{-Q}{R(T + 273.15)}\right) \quad (2.32)$$

con A_m igual a 58,513 kg²/m⁴ s, Q como 168,000 J mol⁻¹, T la temperatura en grados centígrados. La ganancia en peso se calcula como:

$$\Delta W = \sqrt{k_p \frac{t}{60}} \quad (2.33)$$

con t en segundos, de la Ecuación 2.33 el espesor del óxido en micras se calcula como :

$$d_{\text{FeO}} (\mu\text{m}) = F_c \Delta W \quad (2.34)$$

con F_c igual a 750 que es un factor de conversión de kg/m^2 a micras.

El segundo modelo utiliza varios factores que predicen los espesores de óxido, el valor de k_p en $\text{kg}^2 \text{m}^{-4} \text{s}^{-1}$ se expresa como [6]:

$$k_p = 10^{\frac{-FB}{(T+273.15)} + A} \quad (2.35)$$

con FB igual a 8,868 en $^\circ\text{K}$, y A como 0.978 adimensional. El cálculo de la ganancia en peso en kg m^{-2} se calcula como:

$$\Delta W = 10 \sqrt{k_p t} \quad (2.36)$$

mientras que el espesor en micras se obtiene de la Ecuación 2.34.

El tercer modelo está relacionado con una planta compacta, y es completamente diferente a los dos anteriores, el coeficiente de crecimiento está dado como [22]:

$$k_p = A_o \exp^{(b T_s)} \quad (2.37)$$

para T_s mayor o igual a $775 \text{ }^\circ\text{C}$, A_o como 0.0157 y b como 0.0064. Para T_s menor a $775 \text{ }^\circ\text{C}$, A_o es 0.0007 y b es 0.0090. La ganancia en peso y el espesor de óxido se calculan de las Ecuaciones 2.38 y 2.39 con t en segundos como:

$$\Delta W = \frac{k_p \sqrt{t}}{750} \quad (2.38)$$

$$d_{\text{FeO}} (\mu\text{m}) = k_p \sqrt{t} \quad (2.39)$$

y finalmente el modelo propuesto en la literatura que más se ajusto a los datos obtenidos de las mediciones de ganancia en peso realizadas en el horno túnel y en el laminador es tomada del primer modelo, con A igual a $17,272 \text{ kg}^2/\text{m}^4 \text{ s}$.

El óxido que se forma en el planchón al ser calentado y posteriormente laminado, está expuesto a diferentes esfuerzos y deformaciones, por lo que puede llegar en la mayoría de los casos a romperse. El óxido puede romperse al crecer, por la presencia de elementos extraños ajenos al sustrato, por la geometría de la superficie, por una diferencia de temperatura del óxido y del metal, al aplicar tensión o compresión y aún aplicando solamente una pequeña flexión.

La modelación de los mecanismos anteriores de ruptura del óxido es muy compleja, la mayoría de los estudios al respecto se considera uno solo de forma aislada.

2.11. Modelo de generación de los esfuerzos al crecer el óxido.

La magnitud de crecimiento de los esfuerzos no puede ser completamente definida por la relación de PB , debido a que los óxidos cristalinos tienden a crecer en el sustrato metálico con una cierta relación epitaxial [29, 30]. Los óxidos policristalinos desarrollan esfuerzos a lo largo de sus fronteras de grano debido al crecimiento más rápido en granos orientados en direcciones preferentes [29,30].

Para el óxido que crece debido al transporte de iones de oxígeno hacia el metal la formación del óxido ocurre justo en la interfase metal óxido, los esfuerzos se desarrollan si la expansión del óxido es suprimida sin deformación plástica de ambos, sustrato y óxido. La condición de continuidad en la geometría y las restricciones en el sistema resultan en esfuerzos mecánicos de signo opuesto en el metal y el óxido, donde las fuerzas en ambos deben estar en equilibrio [29, 30]:

$$\sigma_m A_m = -\sigma_{ox} A_{ox} \quad (2.40)$$

donde σ es el esfuerzo promedio y A el área de la sección donde crece el óxido, los subíndices m y ox se refieren al metal y al óxido respectivamente. En un sistema seminfinito en el que el óxido es elástico, la deformación del sustrato del óxido ϵ_{ox} se expresa como [29, 30]:

$$\epsilon_{ox} = \frac{\sigma_{ox}}{E_{ox}}(1 - \nu_{ox}) - \frac{\sigma_m}{E_m}(1 - \nu_m) \quad (2.41)$$

despejando el esfuerzo que se genera en el óxido de la Ecuación 2.41 se llega a:

$$\sigma_{ox} = \frac{\epsilon_{gr} E_{ox}}{\frac{E_{ox}}{E_m} \frac{A_{ox}}{A_m} (1 - \nu_m) + (1 - \nu_{ox})} \quad (2.42)$$

donde ν es la razón de Poisson, E el módulo de Young y A el área de la sección del metal y el óxido respectivamente de acuerdo al subíndice, para espesores muy delgados con relación al espesor del sustrato, la Ecuación 2.42 se simplifica a:

$$\sigma_{ox} = \frac{E_{ox}}{(1 - \nu_{ox})} \epsilon_{gr} \quad (2.43)$$

DIRECCIÓN GENERAL DE BIBLIOTECAS

El módulo de Young a su vez depende de la temperatura del óxido, una fórmula empírica lo relaciona como [31]:

$$E_{ox} = E^o_{ox} (1 + n(T_{ox} - 25)) \quad (2.44)$$

con E^o_{ox} como el módulo de Young del óxido de hierro a temperatura ambiente e igual a 240 GPa, n igual a $-4 \times 10^{-4} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ y T_{ox} como la temperatura del óxido en grados centígrados. Durante la oxidación es necesario considerar los espacios disponibles en los

cuales los óxidos nuevos puedan crecer y la posibilidad de que se presente deformación plástica en función del espacio que se tenga para que estos crezcan.

2.12. Modelo de generación de esfuerzos en el óxido bajo el concepto de expansión volumétrica.

Aquí se utiliza el modelo en tres dimensiones de un análisis no elástico incorporando la deformación elástica por deformación del metal y del óxido, se supone además que el esfuerzo teórico para la fractura no es excedido [32]. La diferencia volumétrica de la oxidación produce una deformación en éste, la cual lleva a un sistema de esfuerzos en ambos, metal y óxido causando que el metal se deforme sin la aplicación de cargas externas, esto es suponiendo que el metal de espesor Δy se oxida para formar una capa de óxido de espesor Δh , esto se puede ver esquemáticamente en las Figuras 2.15a y 2.15b.

Si se supone que el volumen del óxido es mayor que el del metal, con una condición hipotética de que se encuentra libre de esfuerzos, ocupará un área superficial mayor que la del sustrato metálico, Figura 2.15b.

Si el óxido está restringido a ocupar la misma superficie que el sustrato metálico, se llega a la deformación en el óxido en ese plano, para mantener la velocidad de deformación se generarán esfuerzos de compresión en el óxido, y para poder mantener el equilibrio, éstas deben ser balanceadas por esfuerzos de tensión planos en el sustrato metálico como se puede ver en la Figura 2.15c, este sistema de esfuerzos en su conjunto llevará a la deformación del compuesto en su totalidad como se puede ver en la Figura 2.15d.

La deformación total en la capa de óxido consistirá de una deformación elástica, una deformación por tensión y otra debido a la diferencia en el volumen entre el óxido y el metal; mientras que en el metal se presentará una deformación elástica además de compresión.

Para obtener una solución de la generación de esfuerzos en el óxido bajo el concepto de expansión volumétrica en las fronteras de crecimiento del óxido sobre el metal y los subsecuentes esfuerzos y deformaciones requeridas, es necesario resolver diversas ecuaciones [32] y considerar las siguientes condiciones a la frontera:

- a) El desplazamiento se considera como plano y la deformación es continua en la interfase metal-óxido.
- b) Los esfuerzos normales de corte fuera del plano en la interfase metal-óxido son continuos.
- c) Los esfuerzos normales y de corte fuera del plano en la interfase óxido-gas son cero.
- d) La frontera externa del metal y la interna del óxido ocupan la misma posición en el espacio.
- e) Las fuerzas y desplazamientos satisfacen cualquier carga externa y las restricciones en el desplazamiento.

A partir de las condiciones a la frontera anteriores se puede calcular el esfuerzo en la capa de óxido, suponiendo una superficie plana que se oxida en ambos lados y los extremos se encuentran libres además, considerando que el óxido tiene un comportamiento elástico [32]:

$$\sigma_{ox} = \frac{\epsilon_v}{\frac{1-\nu_{ox}}{E_{ox}} + \frac{(2d_m/d_{FeO})(1-\nu_m)}{E_m}} \quad (2.45)$$

donde ν_{ox} y ν_m es la razón de Poisson y E_{ox} y E_m es el módulo de Young del metal y el óxido, y d_{FeO} y d_m son el espesor del óxido y del metal, respectivamente. Si se considera que $d_{FeO} \ll d_m$ entonces la Ecuación 2.45 se simplifica a la misma expresión de la Ecuación 2.43.

2.13. Modelo de esfuerzos inducidos térmicamente.

Los esfuerzos en el óxido inducidos térmicamente resultan de cambios en la temperatura y a las diferencias en los coeficientes de expansión térmica entre el óxido y el sustrato, aquí las deformaciones son muy altas y los procesos de deformación en el relevado de los esfuerzos son difíciles de calcular por técnicas tradicionales [33]. Algunos modelos para el cálculo de los esfuerzos inducidos térmicamente han sido publicados, suponiendo que el óxido se comporta de forma lineal [33, 34, 35]. En el caso de que la deformación en el óxido sea debido a una diferencia en la temperatura se puede considerar válida la siguiente relación:

$$\epsilon_{\text{óxido}} = (\alpha_{\text{ox}} - \alpha_m) (T_{\text{ox}} - T_m) \quad (2.46)$$

donde α_{ox} y α_m son los coeficientes de expansión térmica y T_{ox} y T_m las temperaturas en el óxido y en el metal respectivamente. La Ecuación 2.46 supone que el espesor del óxido es muy pequeño en relación con el sustrato metálico, y debido a esto se adapta a la deformación del sustrato durante el cambio en la temperatura.

Como en el caso de la Ecuación 2.43, las ecuaciones son válidas para superficies planas. En el caso de que el espesor del óxido sea pequeño y crezca en tubos o cilindros, los esfuerzos radiales se pueden describir satisfactoriamente por la Ecuación 2.47 [33]:

$$\sigma_r = -\frac{E_{\text{ox}} \epsilon_{\text{óxido}}}{2(1-\nu_{\text{ox}})} \frac{d_{\text{FeO}}}{R_{\text{ad}}} \quad (2.47)$$

donde R_{ad} es el radio del sustrato, con ν_{ox} igual a 0.33. La continuidad geométrica impuesta a las deformaciones mecánicas en ambos, óxido y sustrato, tanto como la compatibilidad en las deformaciones demanda que las deformaciones totales sean iguales en la interfase, es decir, al igualar las Ecuaciones 2.46 y 2.41 se obtiene la Ecuación 2.48:

∕

$$(\alpha_m - \alpha_{ox}) (T_2 - T_1) = \frac{\sigma_{ox}}{E_{ox}} (1 - \nu_{ox}) - \frac{\sigma_m}{E_m} (1 - \nu_m) \quad (2.48)$$

igualando la Ecuación 2.48 con la Ecuación 2.46 se obtiene:

$$\epsilon_{ox} = \frac{\sigma_{ox}}{E_{ox}} (1 - \nu_{ox}) - \frac{\sigma_m}{E_m} (1 - \nu_m) \quad (2.49)$$

las Ecuaciones 2.48 y 2.41 pueden ser utilizadas para calcular los esfuerzos térmicos, cuando ϵ_{ox} es reemplazada por el término de la derecha de la Ecuación 2.46 en el primer término de la Ecuación 2.41. Para un espesor de óxido d_{FeO} de una superficie metálica de espesor d_m , existen algunos otros modelos para el cálculo de los esfuerzos en el plano del óxido σ_{ox} y del metal σ_m estos son [34, 35]:

$$\sigma_{ox} = - \frac{(\alpha_m - \alpha_{ox}) E_{ox} (T_{ox} - T_m)}{\left(1 + \frac{d_{FeO}}{d_m} \frac{E_{ox}}{E_m}\right)} \frac{1}{(1 - \nu_{ox})} \quad (2.50)$$

$$\sigma_m = - \frac{(\alpha_m - \alpha_{ox}) E_m (T_{ox} - T_m)}{\left(1 + \frac{d_m}{d_{FeO}} \frac{E_m}{E_{ox}}\right)} \frac{1}{(1 - \nu_m)} \quad (2.51)$$

Una Ecuación más rigurosa, para la generación de los esfuerzos de compresión generados en el óxido al ser enfriado de una temperatura T_1 a T_2 está dada por [36]:

$$\sigma_{ox} = \int_{T_2}^{T_1} \frac{E_{ox}}{(1 - \nu_{ox})} \frac{(\alpha_m - \alpha_{ox})}{\left(1 + \frac{d_{FeO}}{d_m} \frac{E_{ox}}{E_m} \frac{(1 - \nu_m)}{(1 - \nu_{ox})}\right)} dT \quad (2.52)$$

Un modelo más complejo [37] han modificado la expresión propuesta por Tien y Davidson [36], que incluyen la dependencia con la temperatura de α y E , para el óxido y el metal respectivamente como:

$$\sigma_{ox} = \frac{\int_{T_2}^{T_1} (\alpha_m - \alpha_{ox}) T E_{ox} dT}{1 + \left(\frac{d_{FeO}}{d_m} \right) \int_{T_2}^{T_1} \left(\frac{E_{ox}}{E_m} \right) dT} \frac{1}{(1 - \nu_{ox})} \quad (2.53)$$

$$\sigma_m = \frac{\int_{T_2}^{T_1} (\alpha_m - \alpha_{ox}) T E_m dT}{1 + \left(\frac{d_m}{d_{FeO}} \right) \int_{T_2}^{T_1} \left(\frac{E_m}{E_{ox}} \right) dT} \frac{1}{(1 - \nu_{ox})} \quad (2.54)$$

En las Ecuaciones 2.53 y 2.54 se considera que el módulo de Young no es constante y que depende de la temperatura, y pueden ser calculadas sobre la base de la Ecuación 2.44.

2.14. Diferencia de temperatura requerida para la fractura de la capa de óxido.

Según algunos autores la fractura de la capa de óxido ocurre más frecuentemente bajo compresión que bajo tensión [38]. El desprendimiento de una porción de la capa de óxido requiere el desarrollo de una fractura a través del espesor, además de la pérdida de adhesión en la interfase metal óxido. Cuando la adhesión en la interfase metal óxido se reduce, como puede resultar de defectos preexistentes, es posible que se genere un levantamiento en la capa de óxido.

DIRECCIÓN GENERAL DE BIBLIOTECAS

La diferencia de temperatura necesaria para romper el óxido es aplicable solamente para óxidos muy delgados, donde el esfuerzo y la caída de temperatura requerida para producir un desprendimiento se incrementa rápidamente con el incremento en el espesor del óxido dado por d_{FeO} [38], lo anterior se representa en la Ecuación 2.55:

$$\Delta T_d = \frac{1.22}{\Delta \alpha \nu_{ox}^2} \left(\frac{d_{FeO}}{R_{ad}} \right)^2 \quad (2.55)$$

con $\Delta\alpha$, como la diferencia en los coeficientes de expansión térmica del metal y del óxido, ν_{ox} es la razón de Poisson para el óxido y R_{ad} el radio o espesor donde hubo pérdida de adhesión, esta Ecuación es válida cuando se tienen esfuerzos compresivos generados por una contracción térmica diferencial durante el enfriamiento, esto es cuando $\alpha_m > \alpha_{ox}$ y en el que la capa de óxido se deforma elásticamente.

Un segundo caso de falla por compresión se presenta en una capa de cierto espesor de óxido en la cual la adhesión en la interfase metal óxido es alta. El inicio de la falla se debe al crecimiento de una grieta a través del espesor de la capa originado por un defecto preexistente, el desprendimiento de la capa ocurre cuando el crecimiento de esta grieta es inestable o cuando se encuentra a otra grieta en la dirección opuesta.

Análisis por el método del elemento finito han sido realizados [39], mostrando que la caída en la temperatura ΔT_c , necesaria para producir una falla puede ser adecuadamente descrita por la Ecuación 2.56:

$$\Delta T_c = \left(\frac{\gamma_F}{(d_{FeO} E_{ox} d_m (\alpha_m - \alpha_{ox})^2 (1 - \nu_{ox}))^{\frac{1}{2}}} \right) \quad (2.56)$$

donde γ_F es la energía interfacial específica en J/m^2 requerida para producir nuevas fracturas en la superficie del óxido. Otro autor [40] deduce una relación muy similar para la caída en la temperatura ΔT_{romp} necesaria para producir una falla en el óxido:

$$\Delta T_{romp} = \left(\frac{1.052 d_{FeO}^4}{R_{ad}^4} + \frac{1.04 \gamma_F}{E_{ox} d_{FeO}} \right)^{\frac{1}{2}} \frac{1}{(\delta_m - \delta_{ox})} \quad (2.57)$$

donde d_{FeO} es el espesor del óxido en mm, R_{ad} el radio del área en la interfase donde ocurre un desprendimiento, y γ_F/E_{ox} es igual a 4×10^{-11} .

2.15. Modelo de fractura del óxido al ser deformado sobre un sustrato metálico.

La tolerancia del óxido a la deformación aplicada de forma lenta durante su oxidación fue analizada [41,42] utilizando el criterio de la energía necesaria para generar una deformación elástica. Se encontró que la integridad del óxido es muy sensible a las características de la deformación de los constituyentes de las fases constituyentes del óxido, y a las velocidades de deformación.

El límite de la deformación en compresión se obtiene comparando la energía a la deformación almacenada en el óxido con la energía requerida para formar dos nuevas superficies por delaminación y está dada por la Ecuación 2.58 [41,42]:

$$\epsilon_c = \sqrt{\frac{B \gamma_F}{d_{FeO} E_{ox}}} \quad (2.58)$$

como ϵ_c la deformación elástica crítica para la fractura, B es un factor cercano a 4. Para la falla en el óxido por tensión se encontró que ocurre de forma muy similar con la dependencia de la raíz cuadrada del espesor del óxido. En la Figura 2.41 se observa que la integridad del óxido se mantiene en la región donde se cumple que:

$$\epsilon_c < \sqrt{\frac{1.6 \times 10^{-10}}{d_{FeO}}} \quad (2.59)$$

donde d_{FeO} es el espesor del óxido en micrones. Fuera de esta región la fractura del óxido puede ocurrir por lo que no se puede garantizar que el óxido crezca sin que se rompa. Si se aplica una deformación constante y se supone una cinética de oxidación parabólica, el criterio de falla de la Ecuación 2.59 puede ser utilizado para calcular la fractura del óxido. El espesor de óxido crítico para que ocurra la falla estará dado por [41,42]:

$$h_c = \left(\frac{15 \gamma k_p^4}{8 E_{ox} \epsilon_v^2} \right)^{\frac{1}{5}} \quad (2.60)$$

Resumen.

Se realizó una descripción general de los tres principales óxidos de hierro a las altas temperaturas wustita, hematita y magnetita, así como sus principales mecanismos de difusión y crecimiento, se hizo una breve descripción de los estudios existentes de la cinética de crecimiento del óxido, además de algunas teorías importantes, como la relación *PB*, la ley de Fick y la de Wagner. Posteriormente se realizó una descripción sencilla de las zonas donde se calculará el crecimiento y la fractura del óxido, considerando diferentes variables de proceso.

Otra parte también de importancia comprende una recopilación de los principales modelos que predicen el crecimiento del óxido, a diferentes atmósferas, temperaturas, O₂ libre, etc. El efecto de los niveles de carbono en el acero, la presencia del silicio, aluminio y titanio en el crecimiento del óxido. Por último se presentaron tres modelos diferentes y el modelo propuesto que serán de utilidad, para predecir la ganancia en peso y los espesores de óxido en el colado, horno túnel y laminador.

Se presentaron las principales ecuaciones para calcular los esfuerzos que puede sufrir el óxido a altas temperaturas y que a su vez pueden causar su ruptura. Entre los mecanismos está el aplicar cierta deformación, el de generar una diferencia de temperatura entre el sustrato y el óxido y el efecto causado solamente por su crecimiento.

El valor de los esfuerzos está íntimamente ligado a las características y propiedades del material, como el espesor, módulo de Young, razón de Poisson, los coeficientes de expansión térmica, y el tiempo de contacto. También se mencionó el cálculo de los espesores críticos a los cuales el óxido puede romperse al crecer, por choque térmico o por una deformación aplicada en un cierto período de tiempo.

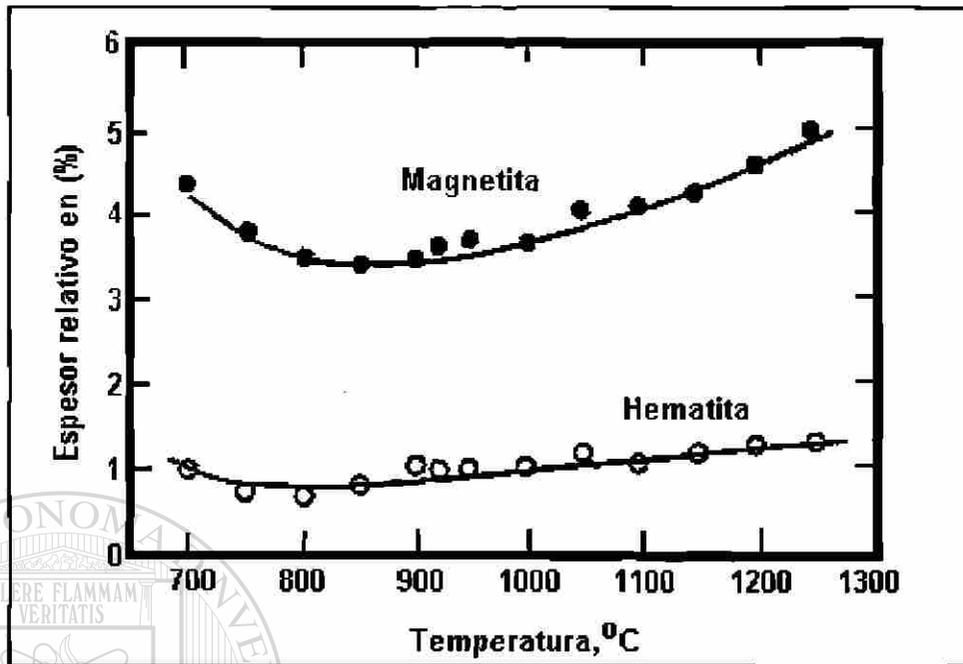


Figura 2.1. Valores experimentales de los espesores relativos de óxido de Fe_3O_4 y Fe_2O_3 al aire a altas temperaturas [2].

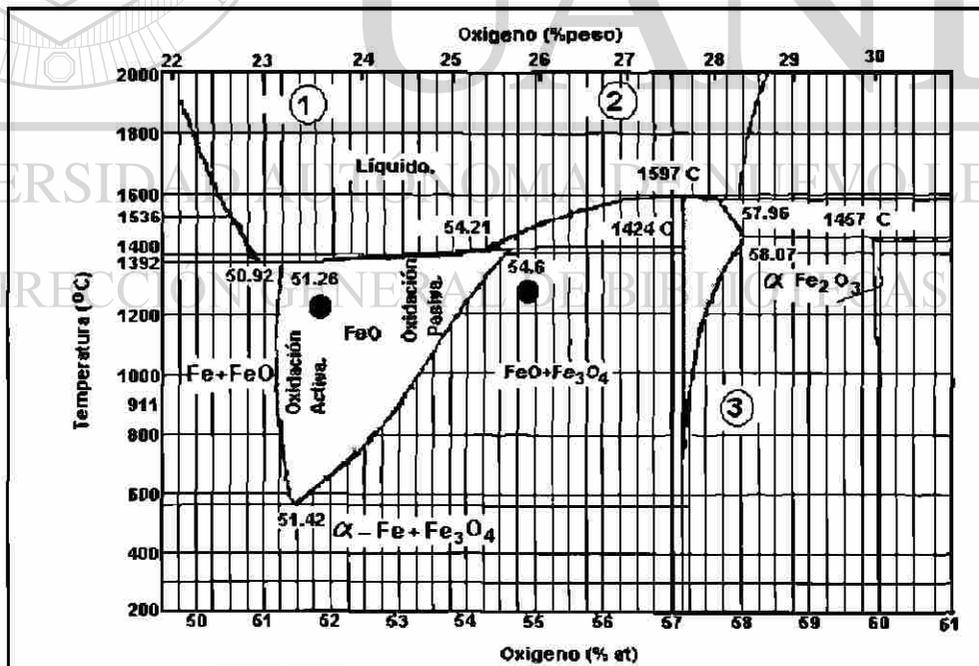


Figura 2.2. Diagrama de equilibrio entre las fases de hierro-oxígeno [5].

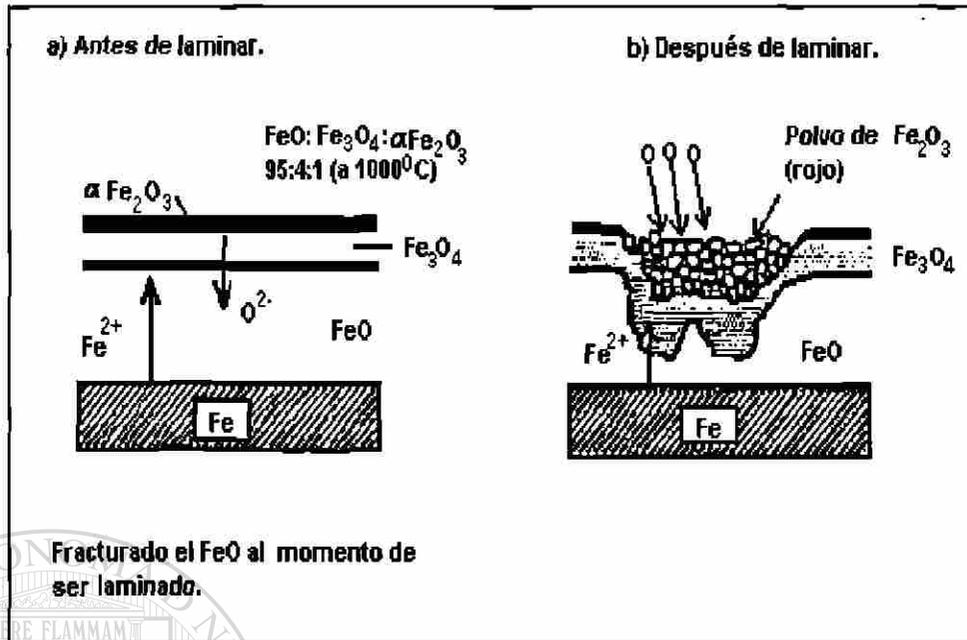


Figura 2.3. Mecanismo de formación de la hematita por fractura del *FeO* durante el laminado [4].

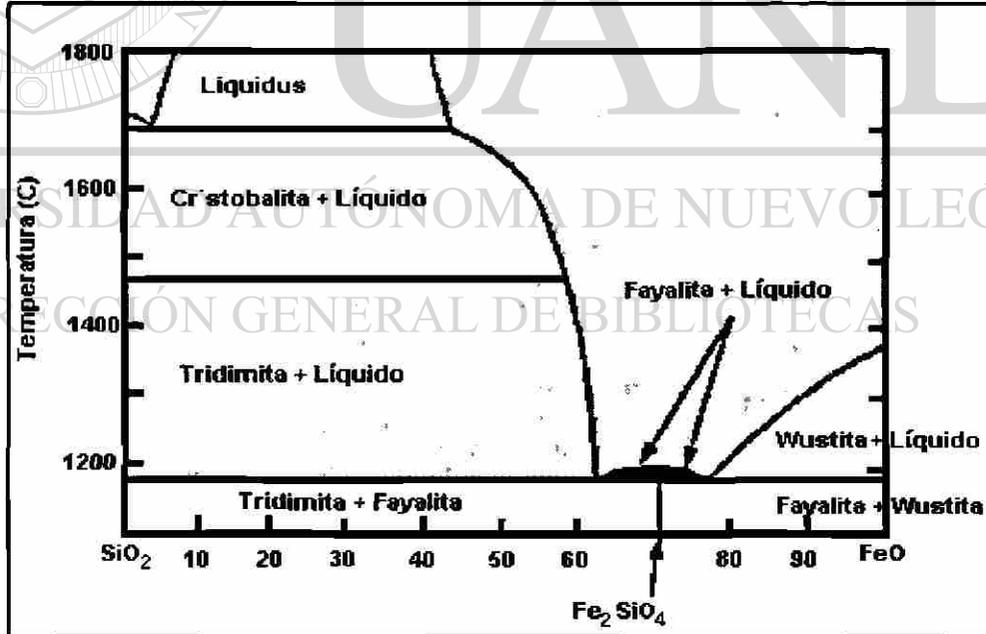


Figura 2.4. Diagrama de fases del *FeO-SiO₂* con la fayalita en alrededor de 22% de *SiO₂* [4].

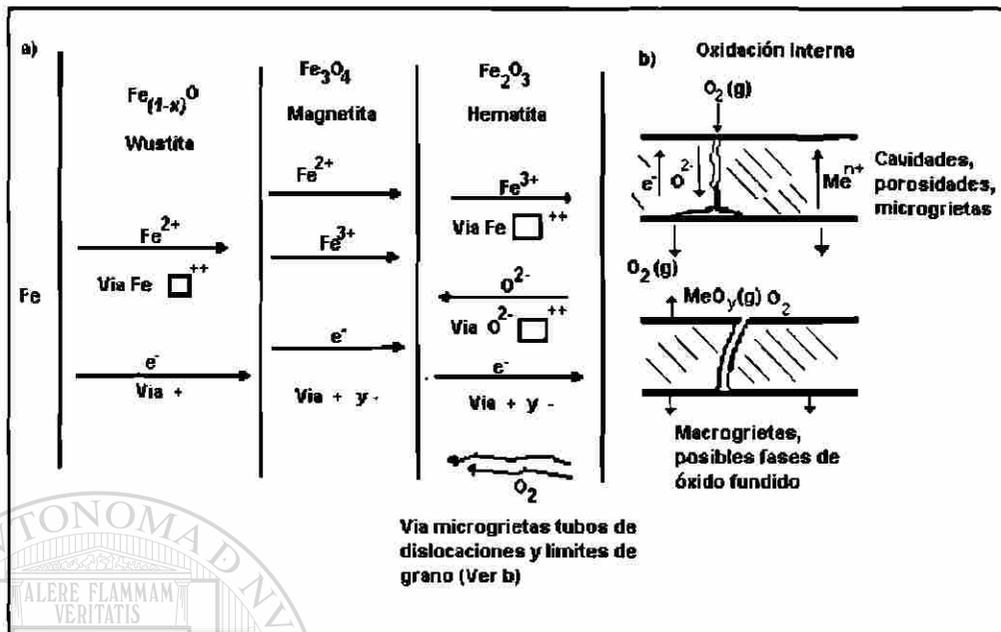


Figura 2.5. a) Difusión en las diferentes fronteras de las fases para óxidos de hierro [8]
 b) Oxidación interna debido a cavidades o micro porosidades [9, 10].

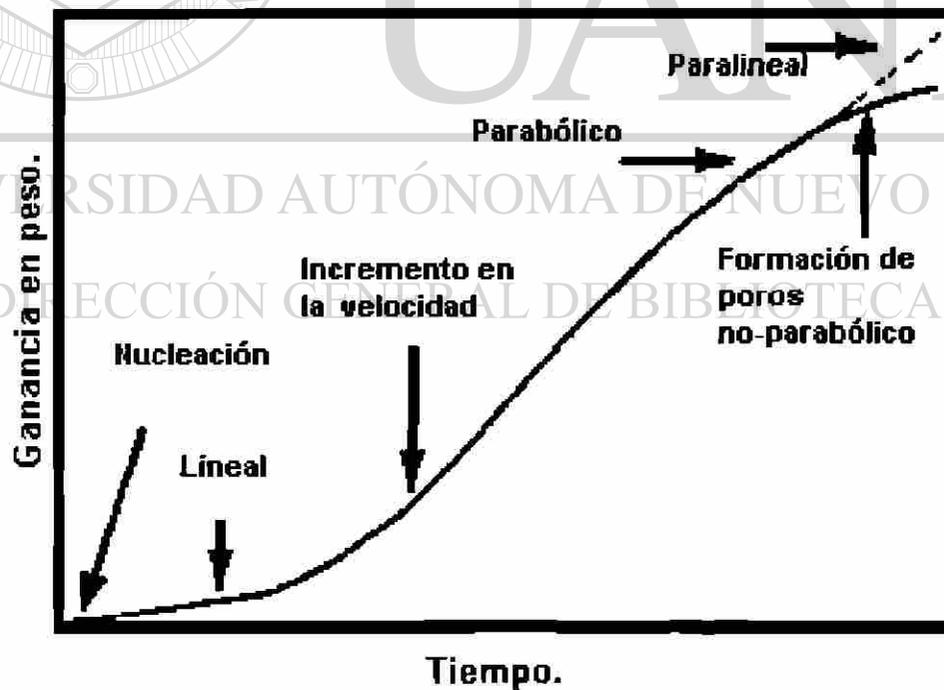


Figura 2.6. Representación esquemática de los estados de oxidación del hierro [13].

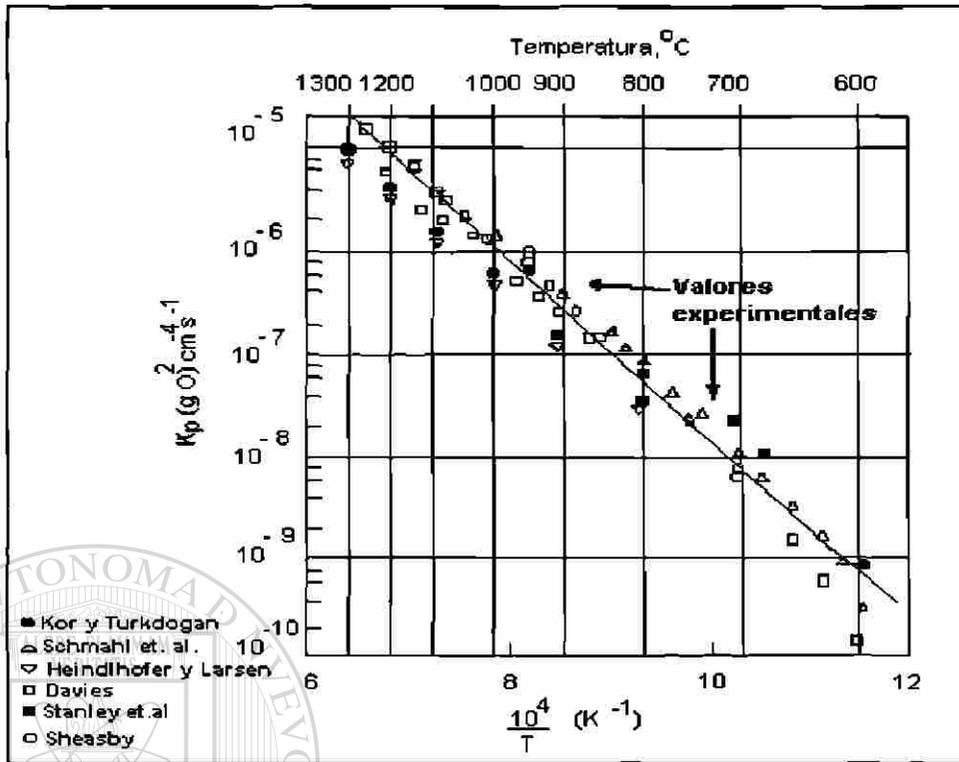


Figura 2.7. Relación de k_p con la temperatura en presencia de aire y oxígeno con y sin agua de datos experimentales [15].

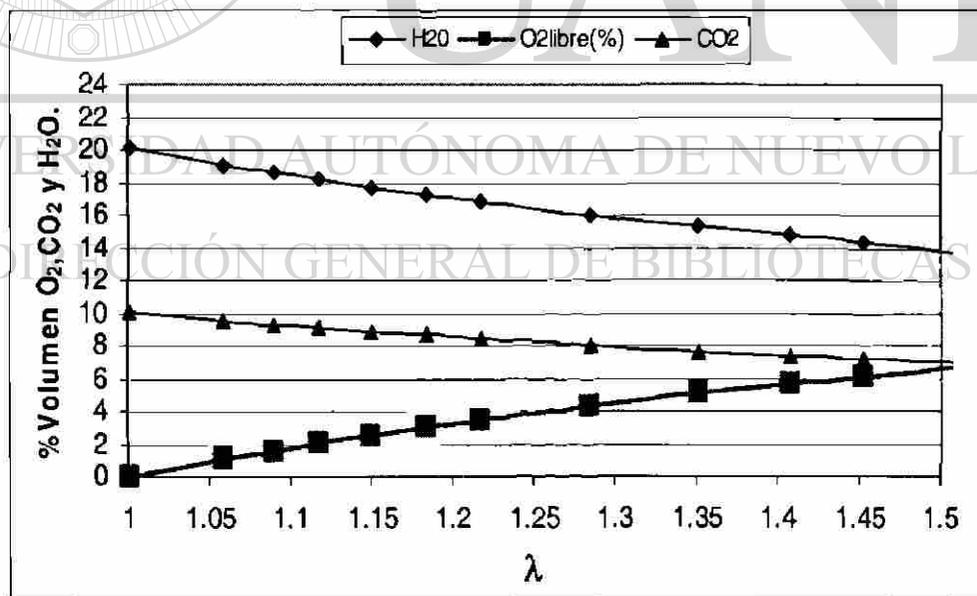


Figura 2.8. Razón de λ con los productos de la combustión con 94% de CH_4 en la mezcla aire gas.

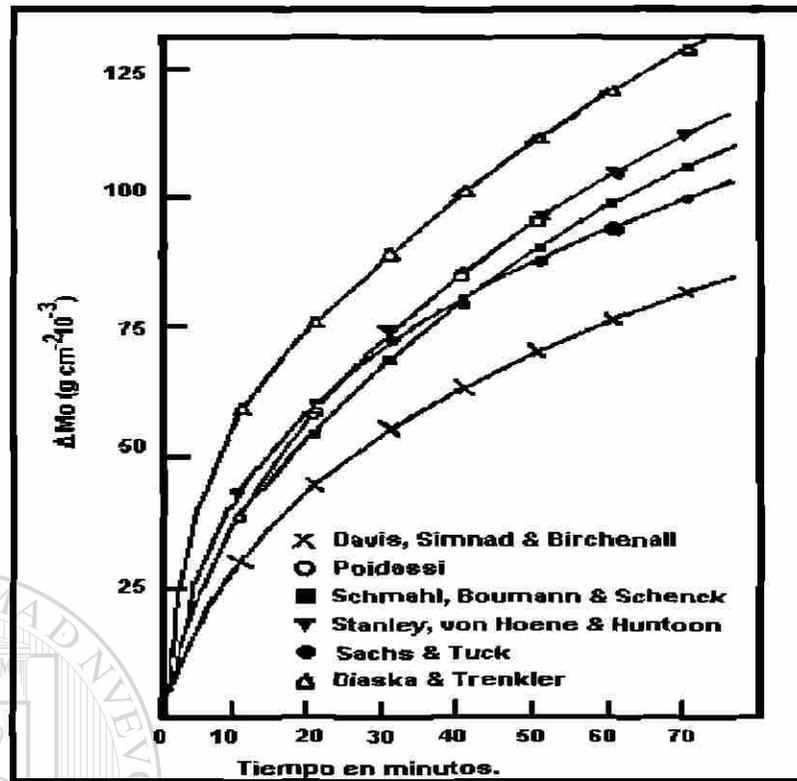


Figura 2.9. Ganancia en peso en la oxidación de hierro puro en O_2 a $1100\text{ }^\circ\text{C}$, de diversos autores [19].

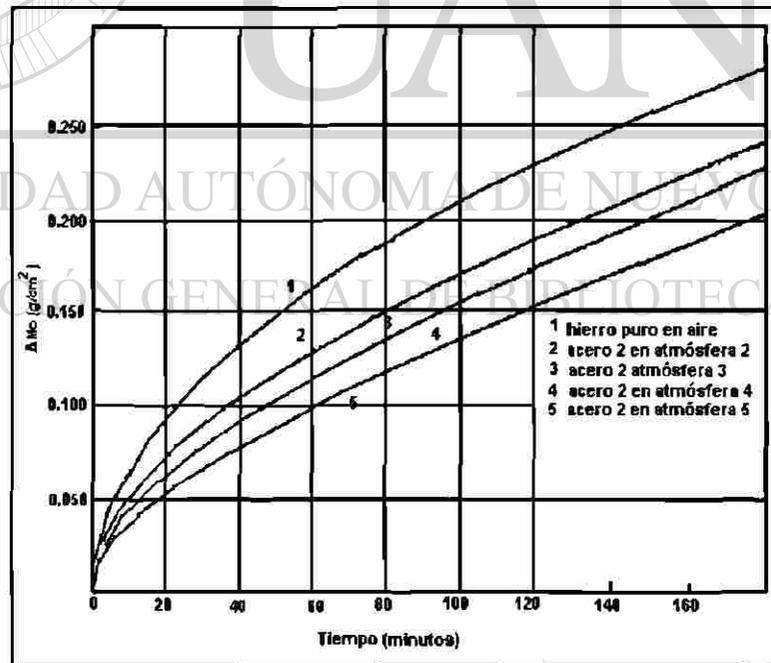


Figura 2.10. Ganancia en peso para el acero 2, (Tabla 2.8) a diferentes atmósferas a $1200\text{ }^\circ\text{C}$ [5].

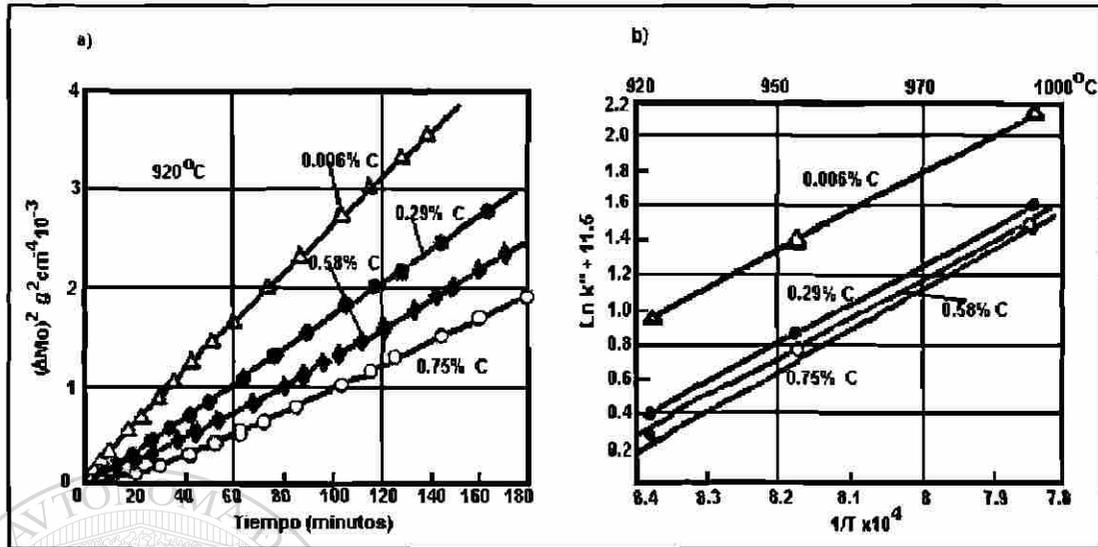


Figura 2.11. a) Ganancia en peso a 920 °C para aceros con diferentes contenidos de carbono [24]. b) Coeficientes de crecimiento del óxido contra la temperatura [25].

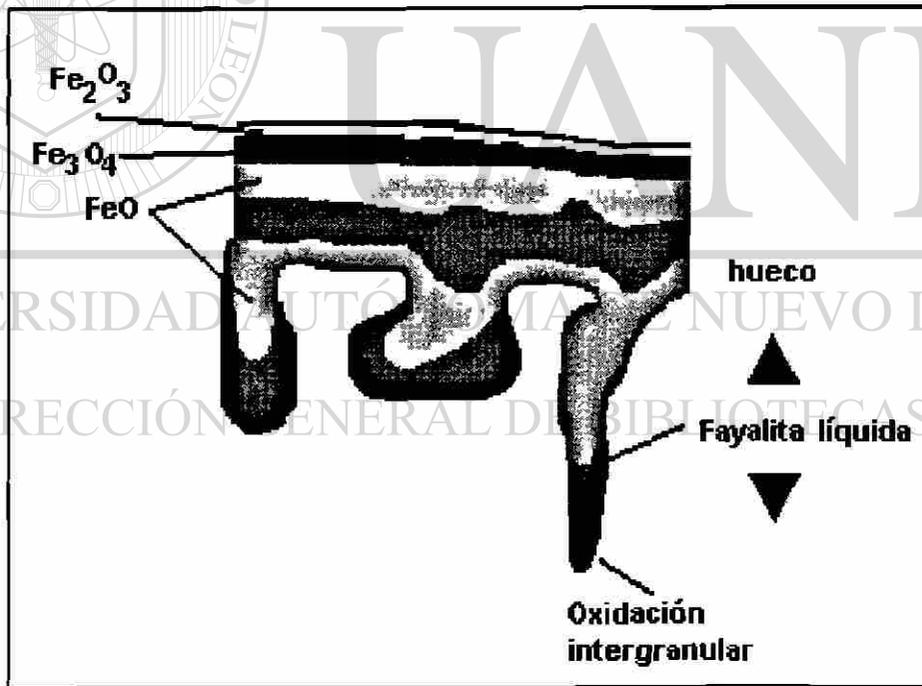


Figura 2.12. Diagrama esquemático de la reacción del silicio con el hierro, diferentes capas de óxido en un acero con 0.05% de carbono y 0.25% de silicio a 1177 °C [26, 27].

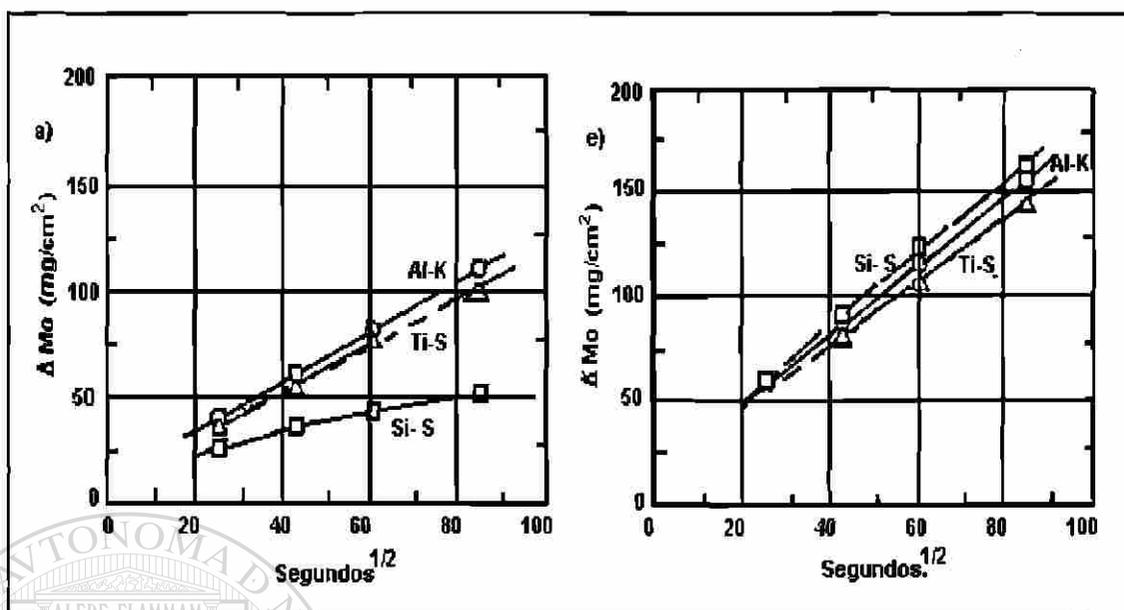


Figura 2.13. a) Ganancia en peso a 1150 °C. e) Ganancia en peso a 1250 °C en una atmósfera seca [27].

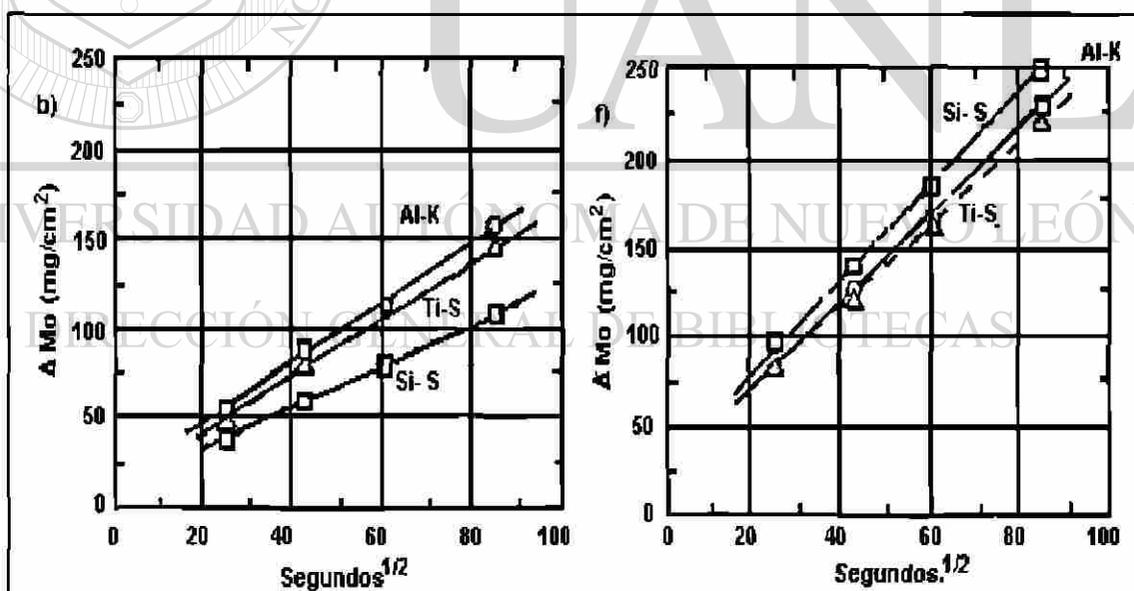


Figura 2.14. b) Ganancia en peso a 1150 °C. f) Ganancia en peso a 1250 °C en una atmósfera húmeda [27].

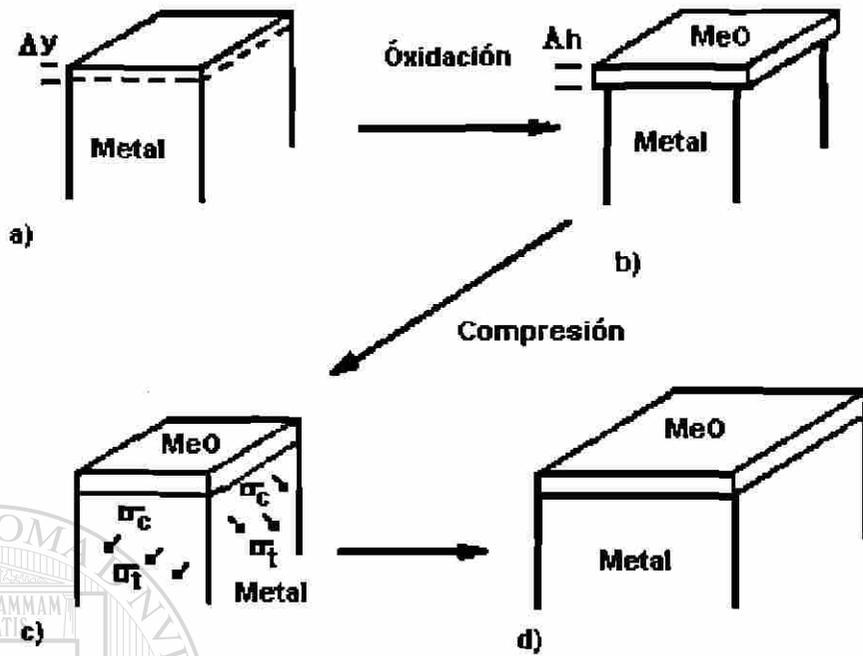


Figura 2.15. Modelo de esfuerzos en el óxido al crecer en sus diferentes etapas [32].

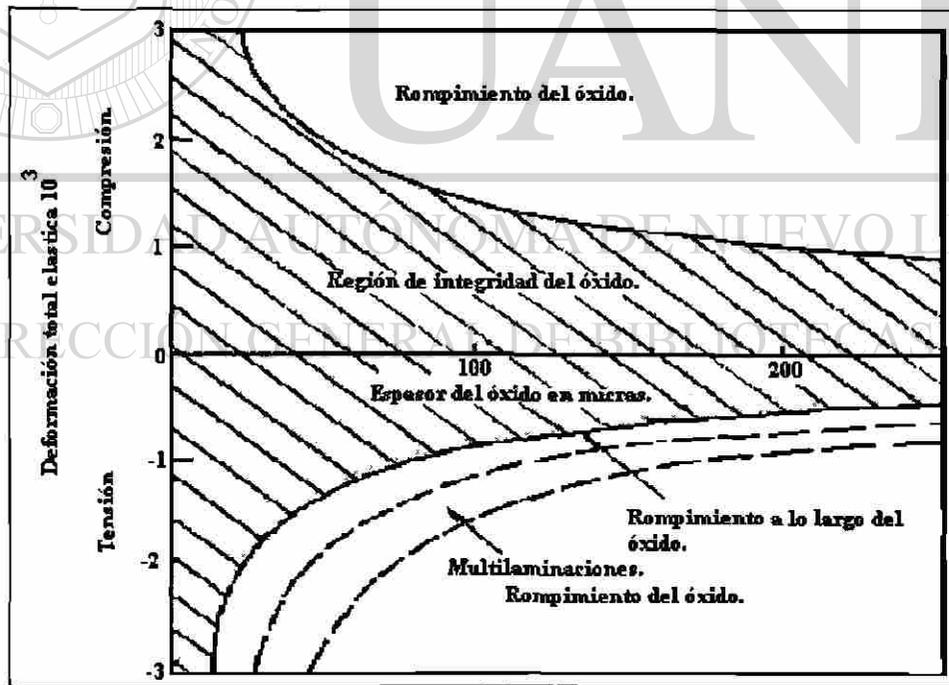


Figura 2.16. Modo de falla del óxido, la integridad del óxido es mantenido en las áreas sombreadas [41, 42].

Tabla 2.1. Principales propiedades termo físicas de los óxidos de hierro [6, 7].

PROPIEDADES	UNIDADES	WUSTITA	MAGNETITA	HEMATITA
Densidad	Kg m^{-3}	5670	5180	5240
Esfuerzo a la tensión	Mpa	0.4	4	10
Dureza	HV	270-350	420-500	1000
Conductividad térmica	$\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$	2.7-3.2	0.5-3.5	0.5-3.5
Difusividad térmica.	$\text{m}^2 \text{s}^{-1}$	$0.7 \cdot 10^{-6}$	$0.2-3 \cdot 10^{-6}$	$0.2-3 \cdot 10^{-6}$
Calor específico	$\text{J mol}^{-1} \text{K}^{-1}$	58	200	150
Coefficiente de dilatación	K^{-1}	$10-15 \cdot 10^{-6}$		

Tabla 2.2. Relaciones PB para los principales óxidos de hierro a temperatura ambiente (20 °C) [12].

OXIDO	ESTRUCTURA	VOLUMEN MOLAR (cm^3)	RELACIÓN PB	COMENTARIOS.
FeO	(NaCl)	12.6	1.78	Sobre hierro α
α -Fe ₂ O ₃	Hematita	30.5	2.15	Sobre hierro α
			1.02	Sobre Fe ₂ O ₄
γ -Fe ₂ O ₃	Cúbica	31.5	2.22	Sobre hierro α
Fe ₃ O ₄	Espinel	44.7	2.10	Sobre hierro α
			-1.2	Sobre FeO

Tabla 2.3. Valores de la difusión y las energías de activación a diferentes temperaturas en los óxidos de hierro [12].

ÓXIDO METÁLICO	TEMPERATURA (°C)	FACTOR DE D ₀ FRECUENCIA cm^2/s	Q PARA LA DIFUSIÓN (KJ/mol)
O ₂ en Fe ₂ O ₃	1150-1250	10^{11}	610
Fe en Fe ₂ O ₃	750-1000	5.2	230
Fe en FeO	690-1010	0.014	126.4

Tabla 2.4. Coeficientes de crecimiento parabólico K_p y λ de la teoría de Wagner para la oxidación de hierro puro [6].

°C	λ (cm^2/s)	K_p ($\text{g}^2/\text{cm}^4 \text{s}$)
700	$(2.8 - 3.8) \times 10^{-9}$	$(6.2) \times 10^{-9}$
950	$(4.6) \times 10^{-7}$	9.4×10^{-7}

Tabla 2.5. Relación de exceso de aire y de oxígeno libre dentro del horno túnel.

EXCESO DE AIRE (%)	O ₂ LIBRE (%)
0	0.00
5	1.097
10	2.085
15	2.977
20	3.792
25	4.535

Tabla 2.6. Principales características de la formación del óxido de pruebas isotérmicas a 1100 °C y 60 min para hierro puro en O₂ [20].

CARACTERÍSTICAS	INTERVALO	UNIDADES
ΔM_o	0.075- 0.120	g cm ⁻²
	0.75- 1.20	kg m ⁻²
d_{FeO}	0.56- 0.90	mm
d_{Fe}	0.31- 0.50	mm
$-\Delta M_{Fe}$	2.45- 3.92	kg m ⁻²
k ($=k_p$)	$0.94 \cdot 10^{-2}$ - $2.40 \cdot 10^{-2}$	kg ² m ⁻⁴ min ⁻¹
	$0.94 \cdot 10^{-4}$ - $2.40 \cdot 10^{-4}$	g ² cm ⁻⁴ min ⁻¹
	$4.86 \cdot 10^{-8}$ - $12.42 \cdot 10^{-8}$ *	cm ² s ⁻¹
k_o^{**}	22,918- 58,513	kg ² m ⁻⁴ min ⁻¹
	229-585	g ² cm ⁻⁴ min ⁻¹
	0.12-0.30*	cm ² s ⁻¹
Densidad	5.675	g cm ³
Q	168	kJmol ⁻¹
R	8.32	Jmol ⁻¹ K ⁻¹

Tabla 2.7. Tipos de atmósferas en hornos de recalentamiento (%) [5].

ATMÓSFERA	COMPOSICIÓN DE LAS ATMÓSFERAS EN EL HORNO (%)				
	CO ₂	H ₂ O	O ₂	SO ₂	N ₂
1	8.9	21.7	0.5		68.9
2	9.7	18.7			71.6
3	9.4	18.4	0.4		71.8
4	8.6	16.8	2.1		73.5
5	8	15.6	3.6		72.8
6	13	10	1.5	0.115	75.4
7	10	8	6	0.08	75.9
8	13	10.5	1.5	0.18	74.8
9	10	8	6	0.13	75.9

Tabla 2.8. Análisis químico (% peso) de los aceros estudiados en un horno convencional [5].

N	ACERO	C	Si	Mn	S	Cr	Si	Mo	Ni
1	Medio C	0.54	0.25	0.71	0.028	0.014	0.22	0.03	0.13
2	Bajo C Ak	0.028	0.003	0.22	0.012	0.006	0.04	0.001	0.01
3	SAE 8620	0.18	0.22	0.83	0.015	0.012	0.56	0.22	0.65
4	Medio C BR	0.17	0.21	0.78	0.019	0.022	0.02	0.003	0.02
5	SiMn	0.59	1.81	0.86	0.014	0.014	0.20	0.02	0.1
6	Alto Ni	0.14	0.25	0.54	0.03	0.011	0.85	0.03	3.24
7	SiMn Ak	0.15	0.21	0.76	0.011	0.011	0.02	0.006	0.05
8	3% Si eléctrico	0.035	3.15	0.58	0.021	0.014	0.1	0.02	0.1

Tabla 2.9. Coeficientes de crecimiento del óxido en varias atmósferas y aceros de acuerdo a resultados experimentales [5].

ACERO	ATMÓSFERA	Wt (g)	Mn	K _{O2}	K _{v1}	K _{v2}
1	1	0.173	-3.50	-4215	-2.389	-10277
2	2	0.216	-0.594	-7437	-3.224	-9131
	3	0.239	-0.565	-7239	-2.718	-9892
	4	0.252	-0.027	-7818	-3.232	-9420
	5	0.253	-0.145	-7664	-2.912	-9807
	6	0.172	-1.916	-5553	-4.572	-7847
	7	0.210	-0.292	-7559	-5.257	-7366
	8	0.179	-1.866	-5611	-3.457	-9345
	9	0.147	-1.912	-5779	-5.73	-6296
3	2	0.200	1.596	-10930	-2.132	-10693
	5	0.273	0.818	-9010	1.069	-12362
4	2	0.204	-0.483	-7735	-1.049	-12339
	5	0.195	-2.782	-4346	-0.769	-12879
5	2	0.244	3.209	-12697	-0.515	13260
	5	0.250	4.147	-13859	-3.125	-10464
6	2	0.203	0.403	-9132	-1.624	-11429
	5	0.214	0.926	-9723	1.866	-11109

Tabla 2.10. Coeficientes de crecimiento parabólico para diferentes óxidos [22].

T° (C)	Fe ₂ O ₃ k _p (10 ⁻¹⁰ cm ² /s)	Fe ₃ O ₄ k _p (10 ⁻⁸ cm ² /s)	FeO k _p (10 ⁻⁸ cm ² /s)	Todos k _p (10 ⁻⁸ cm ² /s)
900	0.109	0.02	15.2	16.8
1050	1.250	0.18	114.0	125.4
1200	8.410	1.27	529.0	5625.0
E _A [kJ/mol]	188.4	177.6	169.0	185.8
k ₀ ^p [cm ² /s]	0.0035	0.0213	5.2887	36.2904

Tabla 2.11. Valores de k para dos niveles de O₂ dentro de un horno túnel, en una planta compacta [23].

O ₂ (%)	Temperatura (°C)	k (mg ² /cm ⁴ min.)
2	1060	k ₂ 102
4	1150	k ₄ 249

Tabla 2.12. Composición química (% en peso) de los aceros variando el contenido de silicio, aluminio y titanio reportados en referencia [25].

Muestra	C	Si	Mn	P	S	Ti	Al
Al-K	0.040	0.015	0.21	0.009	0.013	-	0.05
Ti-S	0.001	0.013	0.08	0.006	0.004	0.05	0.02
Si-S	0.090	0.620	1.15	0.018	0.001	-	0.02

CAPÍTULO 3

MECANISMO DE REMOCIÓN DEL ÓXIDO POR EL DESCASCARADO

3.1. Introducción.

El descascarado es el dispositivo más importante para remover el óxido formado a alta temperatura en un laminador continuo. En la mayoría de las plantas compactas, las presiones de agua utilizadas para descascarar son por mucho superiores a las utilizadas en los laminadores convencionales. Es común el pensar que altas presiones de descascarado aseguran una superficie sin problemas de óxido, sin embargo, la experiencia ha mostrado que esto no siempre se cumple. En una planta compacta las altas velocidades del agua requieren el tener en óptimas condiciones el equipo periférico para su recolección.

Otros de los inconvenientes es que se tienen solamente dos pares de cabezales de descascarado llamados de alta y baja presión, lo que obliga el eliminar el óxido completamente en un solo par de oportunidades, también las boquillas utilizadas para descascarar sufren mucho mayor desgaste, los traslapes del agua deben ser los

adecuados, además de tener en buenas condiciones el horno túnel, para que los espesores de óxido al pasar por el descascarado sean constantes.

Desgraciadamente no es posible tener un descascarado que funcione en cualquier laminador, cada uno tiene características que lo hacen único y efectivo en remover el óxido, como las velocidades de alimentación, espesores de óxido, la cantidad de agua disponible, las temperaturas de recalentamiento, los tiempos dentro del horno túnel, las mezclas de aceros, la presencia o no de desbastadores previos a la entrada del laminador continuo, así como de las bombas de descascarados de que se disponen.

En los laminadores convencionales es suficiente tener presiones tan bajas como de 100 bar y tener un buen descascarado, en otros, presiones de 380 bar no son suficientes para remover completamente el óxido.

Aquí se describe el descascarado actual de un laminador en caliente compacto, y brevemente el de uno convencional con algunas de sus principales diferencias.

3.2. Mecanismos de remoción de la capa de óxido por medio del descascarado.

En el descascarado, la superficie del material a laminarse es impactada con chorros de agua a alta velocidad, este chorro de agua presenta un patrón definido durante el descascarado, donde una serie de mecanismos físicos se llevan a cabo para remover el óxido. Las boquillas deben de cumplir ciertas características como un diseño preciso en conjunto con el cabezal [43]. Lo más importante que un fabricante de boquillas debe de garantizar es una distribución uniforme del chorro y de la presión de agua, un ancho constante de la huella, así como la profundidad y velocidad del flujo de forma controlada y un mínimo desgaste de la boquilla.

La presión del chorro, el tamaño de la boquilla y el ángulo afectan linealmente al impacto, la altura del chorro varía exponencialmente, debido a que el ángulo del chorro

cambia en dos dimensiones simultáneamente, en el ancho y en la profundidad, esto se puede observar en la Figura 3.1 [43].

En las plantas con desbastadores reversibles o continuos, la presencia de óxido incrustado en el producto final es menos crítica, debido a que existe un mecanismo adicional que de manera natural rompe el óxido en sus desbastadores. Aquí las partículas de óxido son aplastadas de forma horizontal rompiéndose al ser deformado el planchón. Cuando esto ocurre, el agua del descascarado penetra entre las partículas del óxido siendo sujeto a presión y calentamiento creando una fuerza por el vapor entre las partículas de óxido que hace que se rompa la interfase entre el metal y el óxido.

El mecanismo de remoción del óxido por el descascarado actúa en tres formas:

a) Por un efecto de enfriamiento.

Aquí, el agua al impactarse sobre el planchón enfría el óxido, al enfriarse se contrae más rápido que el acero, la contracción provoca grandes esfuerzos en la interfase y al desprenderse el óxido éste es inmediatamente removido por el agua.

b) Por efecto de cambio de fase del agua.

Aquí, el agua cambia a vapor por las temperaturas del conjunto planchón óxido al momento de descascarar, esto obliga al agua a entrar a las hendiduras y ahí el agua pasa de líquido a vapor generando una expansión del agua y por lo tanto una fractura del óxido, para posteriormente ser barrido por agua adicional.

c) Por el efecto cincel.

Aquí, el agua actúa como cincel, el abanico plano producido por las boquillas genera un chorro muy delgado con una gran fuerza, la combinación de estos fenómenos

actúan sobre la superficie del planchón removiendo una pequeña capa de material oxidado.

La forma en la que el agua impacta el planchón, el mismo impacto, la forma de las partículas de agua y el ángulo son factores muy importantes para remover el óxido. En relación con el ángulo de impacto óptimo, existen algunos estudios [44], en los que se relaciona la erosión de materiales dúctiles y frágiles, con su efectiva remoción, esto se puede observar en la Figura 3.2.

En la mayoría de los materiales dúctiles, como ocurre con el óxido a altas temperaturas, los ángulos óptimos para una eficaz erosión y remoción de la superficie oscilan entre los 15° a 30° disminuyendo la eficacia drásticamente después de este intervalo. Es quizá en parte a esto que muchos descascarados en el mundo utilizan estos ángulos para remover el óxido. Existe gran cantidad de información relativa a pruebas industriales donde se han encontrado estos ángulos como los óptimos [45-48].

3.2.1. Fuerza del agua sobre el óxido.

Debido a que el espesor del chorro es muy delgado, éste puede penetrar fácilmente en las grietas del óxido, la fuerza del chorro y su efectividad en la remoción del óxido es función de:

- a) La velocidad del planchón en la zona del chorro.
- b) El tamaño de la grieta y espesor en el óxido.
- c) La cantidad de agua que se impacta.
- d) La apertura (ángulo) del orificio de la boquilla.

La fuerza con la que el agua hace contacto con el planchón es difícil de evaluar, sin embargo, existen algunas fórmulas empíricas que la calculan, basándose en la velocidad de cambio del momento en un intervalo de tiempo dado [48, 49].

$$\frac{d(m)}{dt} = \sum F = \sum V\rho V \cdot A + \frac{d}{dt} \int V\rho dV \quad (3.1)$$

Considerando en el primer término de la Ecuación 3.1 que:

$$V \cdot A = VA \cos(\phi) = VA \cos(\phi) = VA = Q(\text{flujo}) \quad (3.2)$$

y si se supone que el flujo es constante, el segundo término de la Ecuación 3.1 es igual a cero, esto es si se considera que el líquido sale por un orificio perpendicular a la superficie. De las dos simplificaciones anteriores la fuerza aplicada sobre el óxido será:

$$F = \rho_w Q_a V_a \quad (3.3)$$

donde ρ_w es la densidad del agua. Por otro lado de la ecuación de Bernoulli el volumen está relacionado como:

$$V = \sqrt{\frac{2P_a}{\rho_w}} \quad (3.4)$$

de esta forma la fuerza teórica puede ser determinada sustituyendo la Ecuación 3.4 en la Ecuación 3.3 como:

$$F = \rho_w Q_a \sqrt{\frac{2P_a}{\rho_w}} = Q_a \sqrt{2\rho_w P_a} \quad (3.5)$$

sustituyendo los valores de las constantes y realizando la conversión de unidades, se tiene que la fuerza expresada en N está dada por:

$$F = 0.236 G_a \sqrt{Q_a} \quad (3.6)$$

con G_a como el flujo de agua que sale de la boquilla en l/min y Q_a la presión del sistema en bar. Los requerimientos necesarios de potencia del descascarado para remover el óxido en una planta cualquiera son también una función de la interfase (el tipo de enlace y su espesor) y de la temperatura, por lo que el incremento en la potencia del descascarado lleva a un incremento del flujo, y éste a su vez a la fuerza.

La fuerza producida por cualquier boquilla de descascarado es muy cercana a la dada por la Ecuación 3.6. Excepto por algunas pequeñas pérdidas en fricción, esta fuerza es distribuida como una presión p_n entre el espesor y ancho de un área donde el chorro se impacta sobre el planchón. La teoría predice que la presión de impacto en cualquier punto debajo del chorro deberá disminuir con el inverso de la distancia al planchón esto es H^D_b , donde D_b es un coeficiente que depende de la boquilla y se toma para casos prácticos como igual a dos [48, 49].

3.2.2. Cálculo del impacto del agua sobre la capa de óxido.

La Ecuación para el cálculo del impacto se relaciona con los parámetros geométricos del descascarado, altura, presión, ángulo etc., y está dada de forma empírica por [45]:

$$j = K_b \frac{G_a \sqrt{P_a}}{(H_2)^x \tan\left(\frac{\alpha_{ng}}{2}\right)} \quad (3.7) \quad \text{®}$$

donde G_a es el flujo de agua de la boquilla en l/min , P_a es la presión del sistema completo en bar, H_2 es la distancia del cabezal al óxido medido en forma vertical en m , y α_{ng} es el ángulo del chorro que depende del diseño de la boquilla, así como x y K_b que dependen además de la distancia planchón boquilla, una relación de los valores de K_b y x para algunas boquillas se presentan en la Tabla 3.1.

La presión del sistema y la distancia planchón boquilla es importante, pequeñas variaciones de ambas llevan a fuertes cambios en el impacto. El ángulo del orificio de la

boquilla también influye, a mayores ángulos la dispersión del agua sobre la superficie del planchón aumenta disminuyendo el impacto. Estas dos últimas variables regulan el impacto sobre la superficie del óxido. Una relación entre el impacto y la presión a diferentes alturas y el impacto con la altura a diferentes presiones se muestran en las Figuras 3.3 y 3.4 respectivamente.

3.2.3. Cantidad de agua en función de la velocidad y ancho del chorro.

La cantidad de agua que recibe un área de planchón no depende solamente del agua suministrada sino también de la velocidad del planchón bajo el descascarado [45]. La siguiente relación empírica tomada de estudios experimentales calcula qué tan eficiente es la remoción del óxido de la superficie de un planchón en función de la velocidad y el gasto [45].

$$U = \frac{G_a}{A_{ch} v_p} \quad (3.8)$$

con G_a como la velocidad del flujo en l/s , A_{ch} el ancho del chorro en m , v_p la velocidad del planchón al pasar por el descascarado en m/s y U la cantidad de agua en l/m^2 . A su vez, el ancho del chorro se calcula como:

$$A_{ch} = 2 H_2 \tan\left(\frac{\alpha_{ng} \pi}{360}\right) \quad (3.9)$$

con α_{ng} como el ángulo de apertura en la boquilla y H_2 la distancia vertical de la boquilla al planchón en m , el tiempo de contacto del agua sobre la superficie del planchón está dada por la Ecuación 3.10, con Y como el espesor de la huella en m .

$$t_a = \left(\frac{1.0 \times 10^{-3} Y}{v_p}\right) \quad (3.10)$$

3.2.4. Influencia del ángulo de inclinación y la presión del agua sobre el enfriamiento del óxido.

Los óxidos se remueven bajo los tres mecanismos que se describieron anteriormente. Aquí se tratará el efecto térmico, enfriamientos locales en la superficie que causan esfuerzos entre la capa de óxido y el acero [46]. Según un estudio [48], cuando el chorro de agua se aplica perpendicularmente, el óxido es removido entre un 80 a 95%, reduciéndose entre 60 a 70% cuando la inclinación del chorro es de sólo algunos grados más.

Las inclinaciones típicas de las boquillas en los diferentes usos industriales para remover el óxido oscilan entre los -30° a $+30^{\circ}$ con presiones de agua de 100 a 450 bar e inclusive menores. La caída en la temperatura de la superficie depende fuertemente de la forma del chorro y de la velocidad de movimiento del planchón a ser descascarado, un estimado de la duración del impacto del agua en un punto en la superficie en el eje de la boquilla es de alrededor 0.05 s, con la velocidad de cambio de la temperatura en la superficie del orden de los 2500°C/s [48].

Una relación tomada de la literatura [46], entre el ángulo de la boquilla con respecto al planchón y la pérdida en la temperatura se presenta en la Figura 3.5, ésta se basa en estudios de laboratorio, donde un mayor enfriamiento del planchón ocurre cuando el ángulo de incidencia del agua es negativo, esto es cuando sigue la dirección del movimiento del planchón, debido a que el agua permanece sobre el planchón más tiempo cuando es aplicada en esta dirección.

Por otro lado, la cantidad de agua aumenta al incrementar la presión, sin embargo, el duplicar la presión no implica que la pérdida de la temperatura también se duplique, se han llegado a medir pérdidas en la temperatura de hasta un 35% como máximo, si se pudiera quintuplicar la presión, lo que no es práctico, ni se cuenta con la infraestructura necesaria en los laminadores, esta pérdida de la temperatura al incrementar la presión se puede ver en la Figura 3.6 [46].

3.3. Impacto sobre la superficie del planchón considerando al agua como una gran cantidad de gotas.

Un apropiado descascarado antes del laminado es esencial para eliminar defectos superficiales, por otro lado, las pérdidas en la temperatura deben de mantenerse al mínimo al momento de descascarar por lo que la eficacia del descascarado no puede ser estimada solamente bajo bases teóricas, aunque muchas de estas pueden servir como guías para una aproximación semiempírica. La Figura 3.7 muestra en forma esquemática la teoría del *impacto* considerando a ésta como un conjunto de gotas que inciden sobre la superficie del planchón [51].

De la Figura 3.7, Y es el espesor y X la longitud de la huella, v_p es la velocidad del planchón y ξ es la fracción de agua que se impactó. Aquí la aproximación clásica del descascarado es considerar que el agua es lanzada como un chorro de agua como un medio continuo, derivándose ciertas condiciones. La cantidad específica de agua por unidad de área de la lámina es similar a la Ecuación 3.8 y está dada por [51]:

$$U = \frac{Q_v}{X v_p} \quad (3.11)$$

donde v_p es la velocidad del planchón en m/s , Q_v es el flujo volumétrico en m^3/s y X es el ancho del área de impacto en m . La fuerza por unidad de ancho de la lámina, es similar a la Ecuación 3.5, y se expresa como [51]:

$$F = \left(\frac{Q_v}{X} \right) (\rho_w p_n)^{0.5} \quad (3.12)$$

con ρ_w como la densidad del agua en kg/m^3 y p_n es la presión de la boquilla a la salida del orificio en N/m^2 . La teoría de la gota es una formulación alternativa que reconoce las características del flujo bajo la boquilla, se propone que el chorro no es un medio continuo y se esparce en una gran cantidad de gotas, cuando el agua sale de la boquilla a un cierto ángulo, el área de la sección transversal se incrementa. No obstante, la

velocidad promedio del flujo permanece constante, así como el flujo volumétrico, el flujo se rompe y solamente una fracción ξ de la sección transversal es ocupada por agua, la velocidad de salida en la boquilla se calcula como [51]:

$$V_{boq} = \left(\frac{2 p_n}{\rho_w} \right)^{0.5} \quad (3.13)$$

Una aproximación lineal para la velocidad de la gota en el punto de impacto, incluyendo pérdidas por fricción suponiendo que el tamaño de la gota se desprecia es:

$$V = V_{boq} \left(1 - 0.7 \left(\frac{\rho_a}{\rho_w} \right) \frac{H}{y_n} \right) \quad (3.14)$$

con ρ_a como la densidad del aire, H es la distancia boquilla planchón, y y_n el diámetro del orificio de la boquilla en mm. Generalmente el cociente de la Ecuación 3.14, $V/V_{boq} > 0.8$ para la mayoría de las boquillas. Por otro lado la fracción de agua ξ que se impacta sobre el planchón está dada como:

$$\xi = \frac{Q_v}{v_a X Y} \quad (3.15)$$

DIRECCIÓN GENERAL DE BIBLIOTECAS

La aproximación de la teoría de la gota utiliza los parámetros v_a y ξ para relacionar a los parámetros del descascarado más que los valores de U y F , tal que (v_a, ξ) el diagrama de curvas definidas como $v_a = k_\phi \xi^{-1}$ y $v_a = k_p \xi^{-0.5}$ representan líneas de densidad constante de cantidad de agua y presión de impacto respectivamente. Esta curva separa la remoción y la no-remoción y depende del tipo de acero, y se representa como [51]:

$$v_a = a_o \left(\frac{\xi}{1\%} \right)^{b_o} \quad (3.16)$$

con b_a igual a -0.37 y a_o como dependiente del tipo de la boquilla, de análisis posteriores en este mismo estudio se ha concluido que el espesor de la boquilla, en este caso el tamaño del orificio y_n es un parámetro importante para describir la dependencia de la boquilla con su flujo, por lo que la Ecuación 3.15, puede ser escrita también como [51]:

$$\xi_c = \xi \left(\frac{y_n}{0.003} \right)^{\frac{0.43}{0.37}} \quad (3.17)$$

y la Ecuación 3.16 cambia a:

$$v_a = a_o \left(\frac{\xi_c}{0.01} \right)^{b_a} \quad (3.18)$$

donde ξ_c es la fracción de agua que se impacta sobre el planchón. Definiéndose a_o en la Ecuación 3.18, como el desempeño del descascarado de un cierto chorro de agua, en función del acero. Con esto se obtiene una curva en función de a_o teniéndose la remoción del óxido como dependiente de la velocidad del agua y la fracción volumétrica de ésta, esto se puede observar en las Figuras 3.8a, 3.8b para un acero bajo carbono y uno al silicio, respectivamente y en la Figura 3.9 para una mayor cantidad de aceros y pruebas de laboratorio [51].

DIRECCIÓN GENERAL DE BIBLIOTECAS

Resultados en los aceros calmados al aluminio y *SiMn* [52], tanto como algunas pruebas en laboratorio concuerdan con los valores de a_o propuestos [51], no obstante las velocidades a las que se midieron fueron menores a las típicas de un descascarado.

Todas estas teorías ayudan a tener una idea cualitativa de que el óxido puede ser efectivamente removido, se proponen debido a las fuertes dificultades asociados de tener un modelo matemático para calcular los esfuerzos al momento de descascarar.

Las principales dificultades que se presentan al proponer un modelo matemático son de que la regulación de la macroestructura del óxido es difícil, el óxido se puede

presentar en forma de ampollas o plano y puede tener un enlace que varíe el esfuerzo en la interfase, el óxido puede ser heterogéneo en todas las direcciones, además, existen muy pocos datos de las propiedades del óxido tanto térmicas como mecánicas, las porosidades pueden ser inconsistentes y la magnitud de los esfuerzos de compresión en el óxido recién formado no se conoce con exactitud.

3.4. Efecto del espesor, la temperatura del óxido y la presión del agua en la remoción.

De acuerdo con Sheppard [53], el óxido más grueso es más difícil de remover, hasta un cierto límite de espesor, en este estudio se utilizaron presiones constantes. Para espesores menores a 200 μm el óxido fue removido eficazmente, para espesores mayores a 380 μm el óxido fue suficientemente adherente para poder removerlo completamente por el descascarado. En cuanto a la variación en la temperatura no se encontró ninguna diferencia, cayendo dentro de los límites experimentales del error, estos resultados se muestran en la Figura 3.10.

Sheppard encontró que el incremento en la velocidad del chorro de agua aumenta la eficacia del descascarado, esto continua hasta que el incremento en la presión llega a un valor de 400 kN/m^2 , no teniendo ya a estos valores un incremento significativo en la eficiencia, como se puede observar en la Figura 3.11 [53].

En lo que respecta a la velocidad del planchón y el chorro de agua, encontró una relación directa entre el tiempo de exposición del planchón al enfriamiento del chorro y al porcentaje de óxido que se remueve [53].

3.5. Parámetros del descascarado del laminador compacto.

En esta sección se describe brevemente los principales parámetros con los que se cuenta para descascarar en el laminador compacto. Las boquillas que se utilizan en la planta compacta tienen un flujo máximo de 35 l/min, al utilizar 10 bombas de alta

presión. La Tabla 3.2 presenta una relación entre la cantidad de bombas utilizadas y el flujo de agua de las boquillas.

La geometría del descascarado de la planta compacta consiste de dos cabezales superiores y dos cabezales inferiores muy próximos, un par de baja presión en la sección de entrada y un par de alta presión en la sección de salida. Las boquillas están diseñadas con filtros internos con un ángulo del orificio de 26° , esta proporciona un flujo de 18 l/min a 100 bar, se tienen 36 boquillas por cabezal, lo que da un total de 144. La presión máxima es de 600 bar dando un flujo de agua de $132.5 \text{ m}^3/\text{h}$. Un dibujo esquemático del descascarado se muestra en la Figura 3.12.

Los rodillos exprimidores de la Figura 3.12 tienen un diámetro de 360 mm, el rodillo superior sella al sistema de descascarado para prevenir que el agua salga y llegue al horno túnel, el agua que se utiliza para descascarar es recogida en el lado de salida por caracoles y es direccionada a las orillas del planchón, evitando que éste sufra un sobrenfriamiento.

El par de cabezales de baja presión están posicionados a la entrada del descascarado, con un desfase de 725 mm uno con respecto al otro en la dirección del flujo. Los cabezales de alta presión tienen un desfase de 845 mm entre uno y otro. La Tabla 3.3 es un resumen de los flujos en función del número de bombas disponibles y los impactos.

El patrón de impacto de las boquillas es de 6.0 cm aproximadamente de largo, el ancho de la huella de 0.5 cm con traslapes entre éstas de 2 cm aproximadamente. La distancia de los caracoles con la línea de paso es de 60 mm, la distribución de los impactos del agua por las boquillas sobre el planchón se muestran en la Figura 3.13.

En relación a su orientación, la boquilla 19 en los cuatro casos de la Figura 3.13 es perpendicular al flujo de la lámina, el cabezal inferior de baja presión coincide con la línea de centros del laminador, mientras que el superior está a 30 mm hacia el lado

operador con respecto a la línea de centros del castillo, las boquillas entre el centro y el lado motriz están orientadas a ese lado con una inclinación de 15° , las boquillas entre el centro y el lado operador están orientadas hacia ese lado con una inclinación de 15° .

Siguiendo con esta misma Figura 3.13, el cabezal inferior de alta presión su línea de centros está desplazado 20 mm hacia el lado operador, en el superior dicha boquilla está desplazada 10 mm hacia ese lado operador. Las boquillas entre el centro y el lado motriz están orientadas hacia ese lado motriz con una inclinación de 15° , las boquillas entre el centro y el lado operador están orientadas hacia ese lado operador con una inclinación de 15° . Un resumen de los parámetros principales del descascarado de la planta compacta se muestra en la Tabla 3.4.

3.6. Parámetros del descascarado de un laminador convencional.

La información presentada de la planta compacta quizá no proporciona información suficiente de sus ventajas, tanto como sí se le compara con un laminador convencional, por lo que es importante presentar ambas tecnologías, y ver algunas de sus diferencias, un diagrama esquemático del descascarado de un laminador continuo de una planta convencional se muestra en la Figura 3.14.

Este laminador tiene dos desbastadores reversibles y el laminador continuo, en todos estos se tienen descascarados. Los descascarados de los desbastadores, están compuestos de 5 boquillas por la cara superior, con un consumo de agua en cada cabezal de 530 l/min, el cabezal inferior tiene 8 boquillas que en total consumen 847.8 l/min. Después, el planchón entra al laminador continuo, equipado con dos pares de cabezales muy cercanos (Figura 3.14) ambos a presiones de 13.7 MPa, compuestos de 7 boquillas que suministran un flujo de 132.47 l/min cada una, dando en total 927.29 l/min por cabezal. Un resumen de los parámetros principales del descascarado se muestra en la Tabla 3.5.

Se cuenta además con un cabezal de baja presión que fue adicionado después del arranque de la segunda etapa de la planta (un segundo horno túnel y una segunda

máquina de colado) este está posicionado a la salida del horno túnel (Figura 3.15), su objetivo principal es enfriar al óxido primario antes de que este ingrese al descascarado y ayudar a revolver el óxido más eficientemente.

Este cabezal consta de 9 boquillas, tanto en la parte superior como inferior con un flujo total de operación de 80 m³/hr, una descripción general de sus principales variables de proceso se puede ver en la Tabla 3.6, este cabezal será mencionado más adelante en diferentes pruebas en planta.

Resumen.

El conocimiento del espesor del óxido, el tipo de acero, la temperatura y la condición del descascarado son indispensables para remover el óxido. También es importante el saber que no existe un descascarado que pueda ser usado en cualquier laminador, cada uno presenta características muy diferentes.

En la literatura se mencionan tres mecanismos importantes que ayudan a remover el óxido: el efecto de enfriamiento, el efecto debido a un cambio de fase y por un efecto cincel. En cuanto a las mediciones teóricas estas ayudan a predecir si el óxido va a ser removido eficientemente, entre las cuales están, la fuerza, la cantidad de agua y el impacto, esto último depende de factores geométricos como la distancia planchón boquilla, el ángulo, además de la presión y el flujo.

Al comparar una planta compacta y un laminador convencional sus principales diferencias estriban en la cantidad de descascarados, los flujos de agua, la velocidad de laminación, y las alturas planchón cabezal son mayores en un laminador convencional, mientras que los espesores de óxido, los impactos y las temperaturas son menores en el convencional en relación con el compacto. En capítulos posteriores se verán las principales diferencias de ambos de forma global.

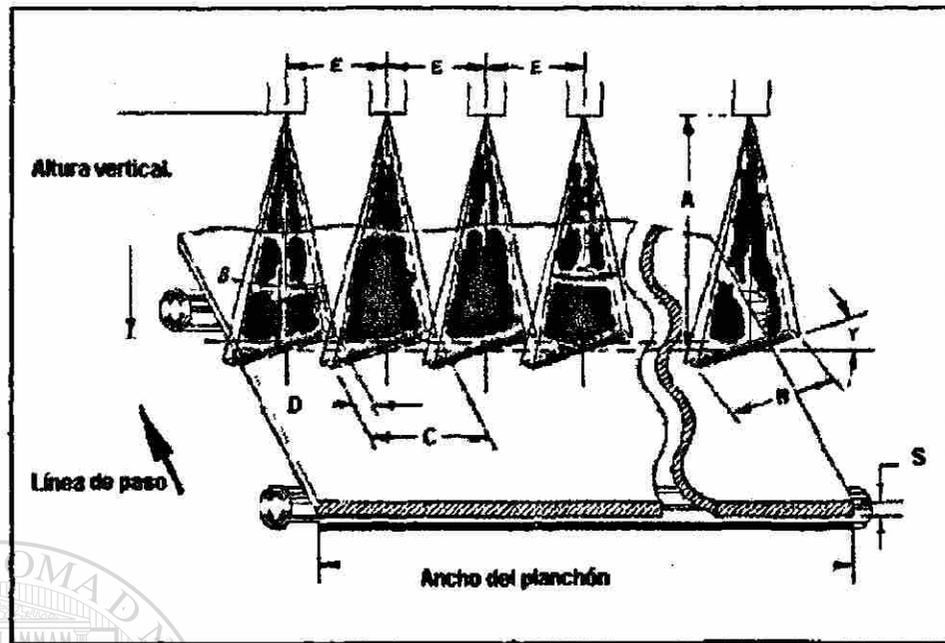


Figura 3.1. Diagrama esquemático del impacto, altura y ángulo de las boquillas sobre el planchón de un descascarado.

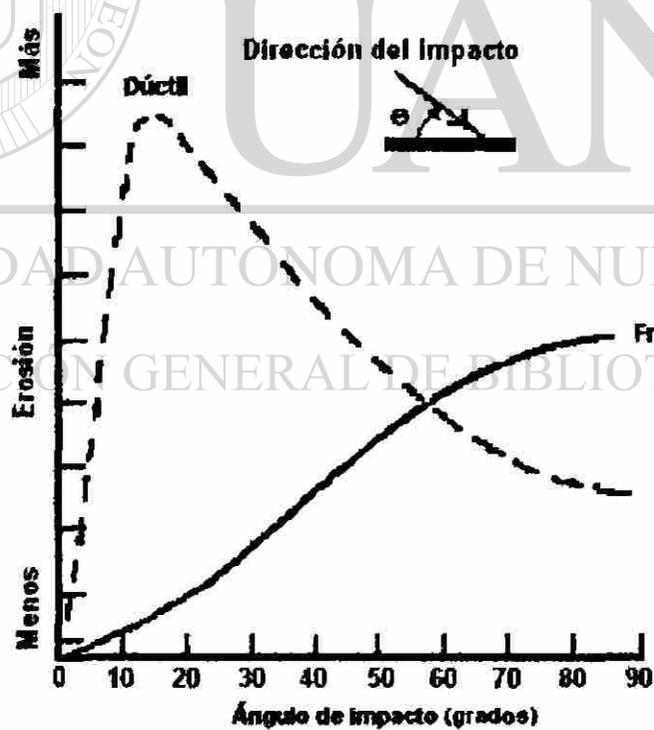


Figura 3.2. Erosión con el ángulo de impacto, para materiales dúctiles y frágiles [44].

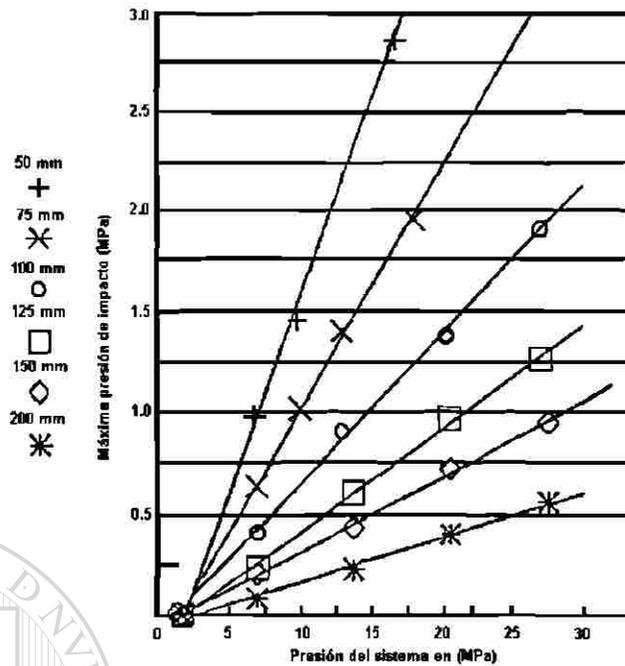


Figura 3.3. Relación del impacto contra la presión a diferentes distancias planchón-boquilla [45].

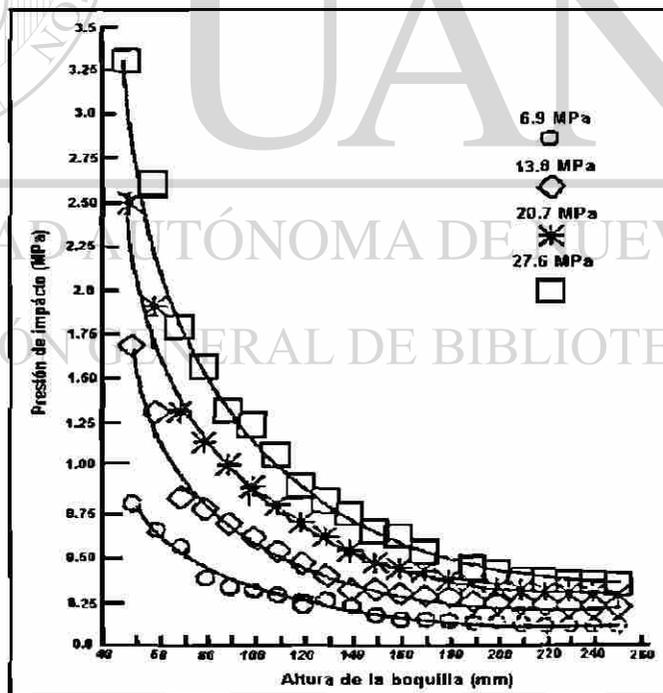


Figura 3.4. Presión de impacto contra la distancia planchón-boquilla calculada a partir de la Ecuación 3.7 [45].

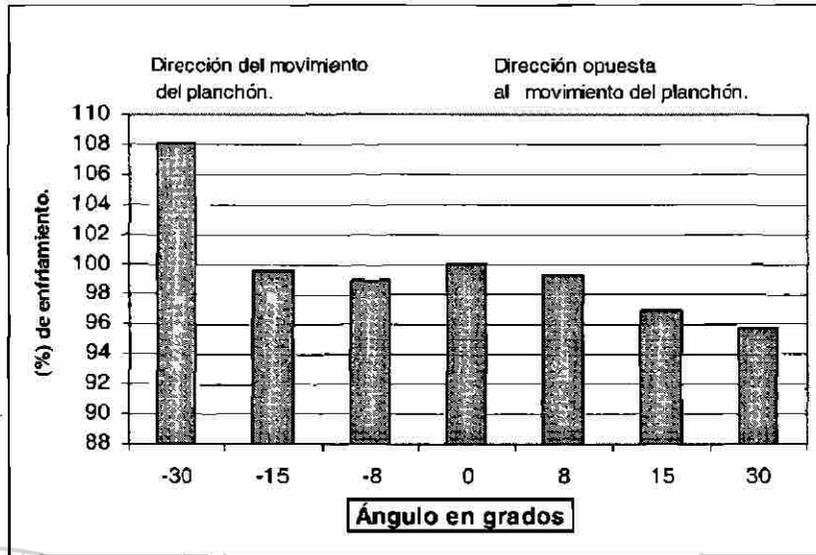


Figura 3.5. Efecto del ángulo de incidencia del chorro sobre el enfriamiento del planchón [46].

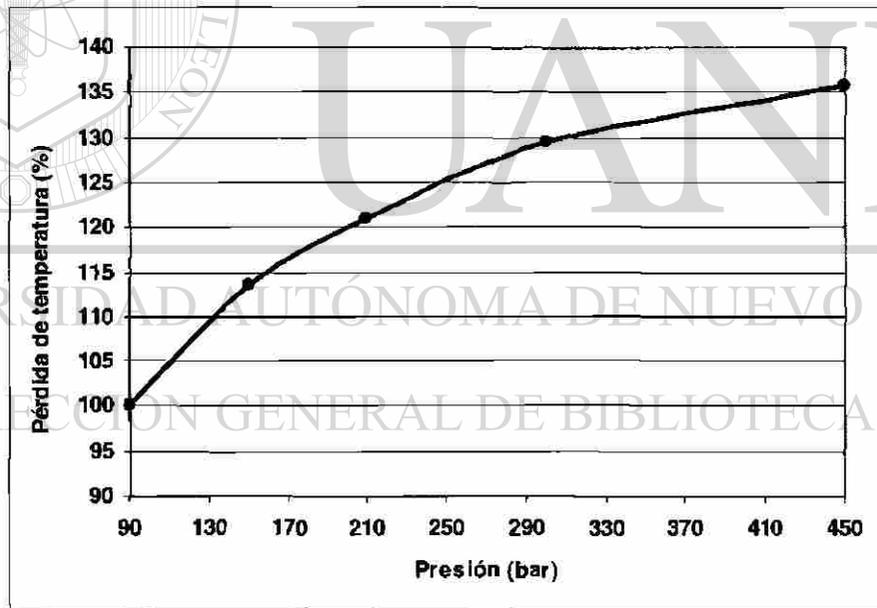


Figura 3.6. Efecto del enfriamiento del planchón al incrementar la presión [46].

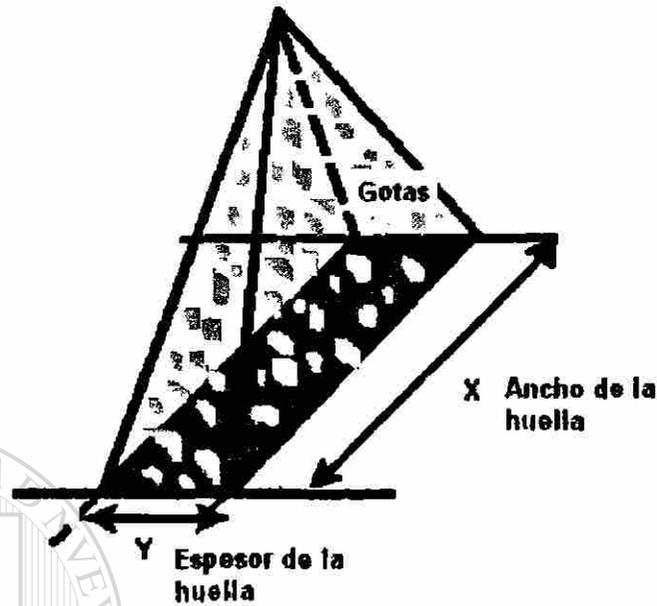


Figura 3.7. Impacto del agua sobre la superficie del planchón de la teoría de la gota [51].

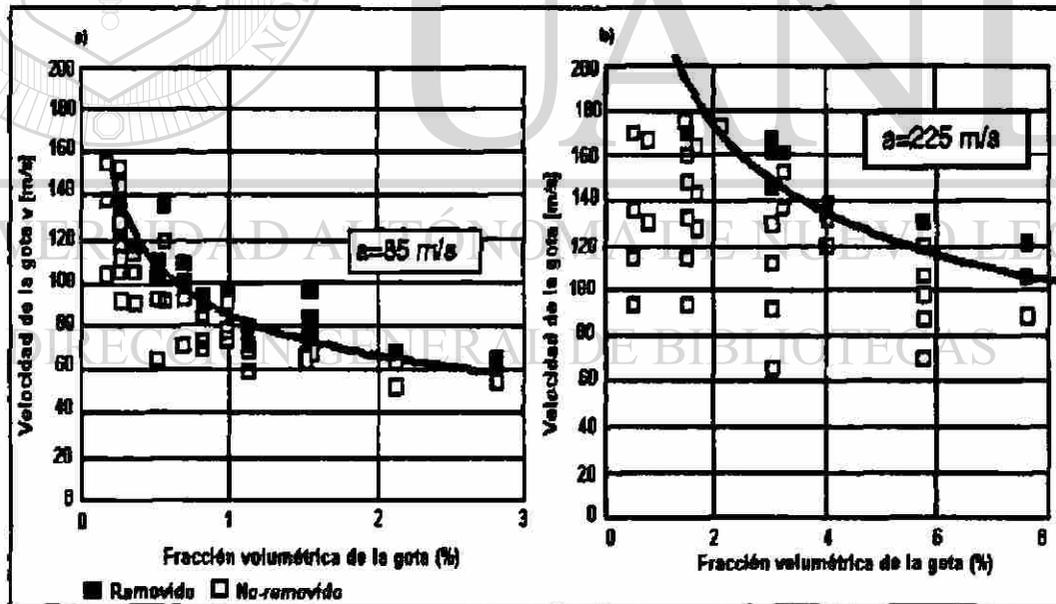


Figura 3.8. Desempeño del descascarado de acuerdo a la teoría de la gota para a) acero bajo carbono calado al aluminio, b) acero al silicio [51].

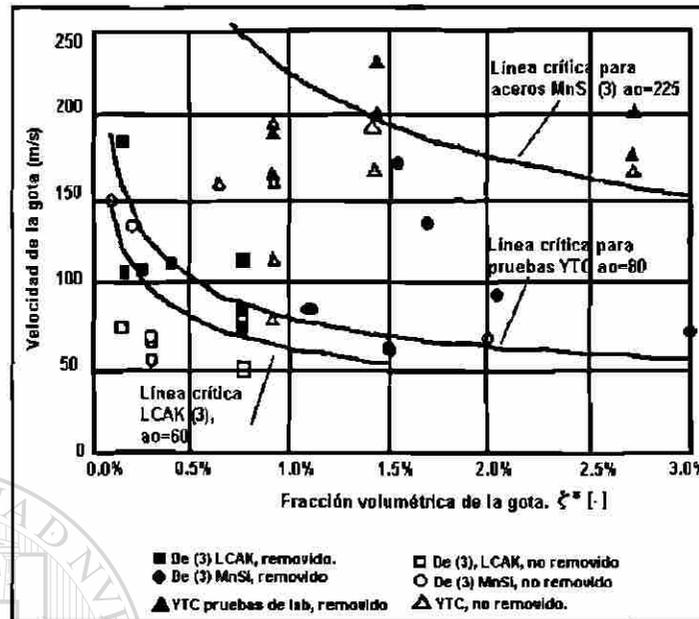


Figura 3.9. Desempeño del descascarado de acuerdo a la teoría de la gota, y pruebas de laboratorio de trabajos anteriores [51].

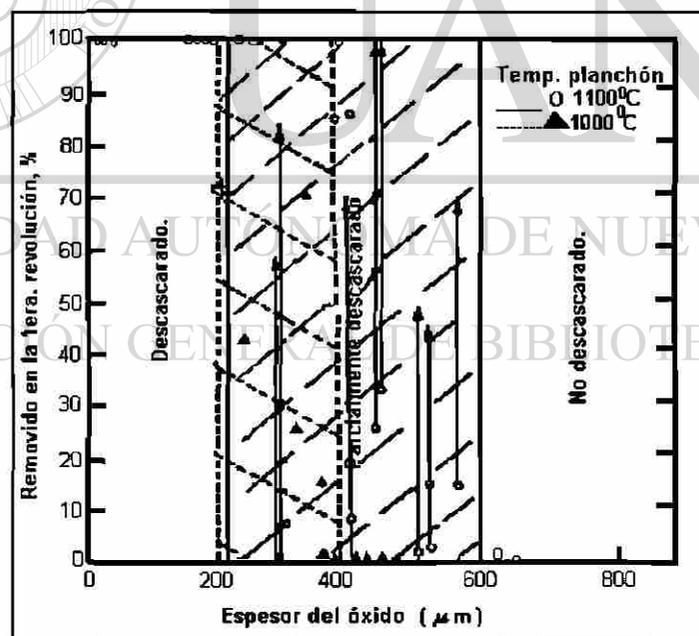


Figura 3.10. Efecto de variar el espesor del óxido sobre el planchón en su remoción por el descascarado a dos temperaturas [53].

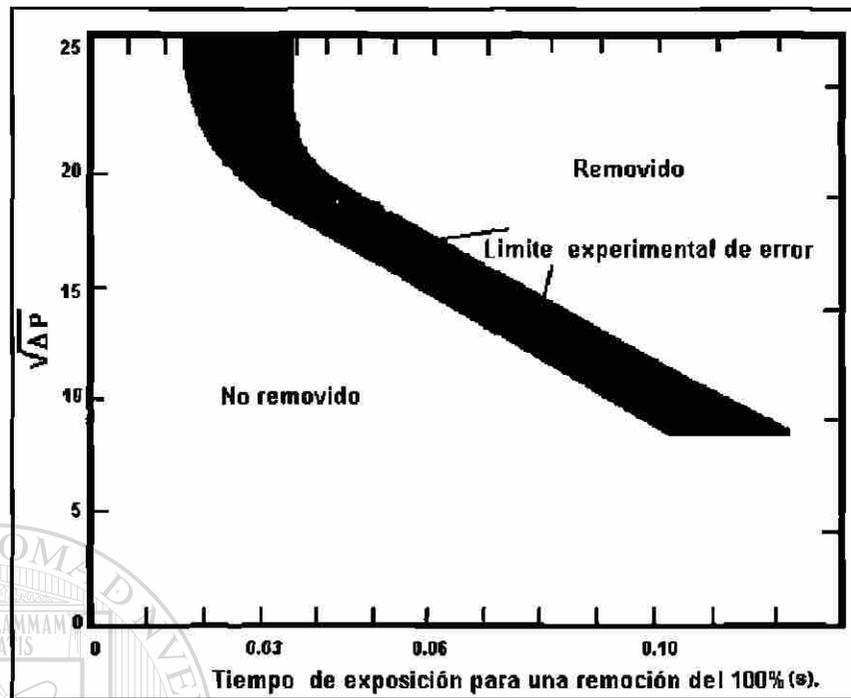


Figura 3.11. Efecto de la velocidad del chorro de agua graficado como $\sqrt{\Delta P}$ sobre la remoción del óxido variando el tiempo de exposición del planchón [53].

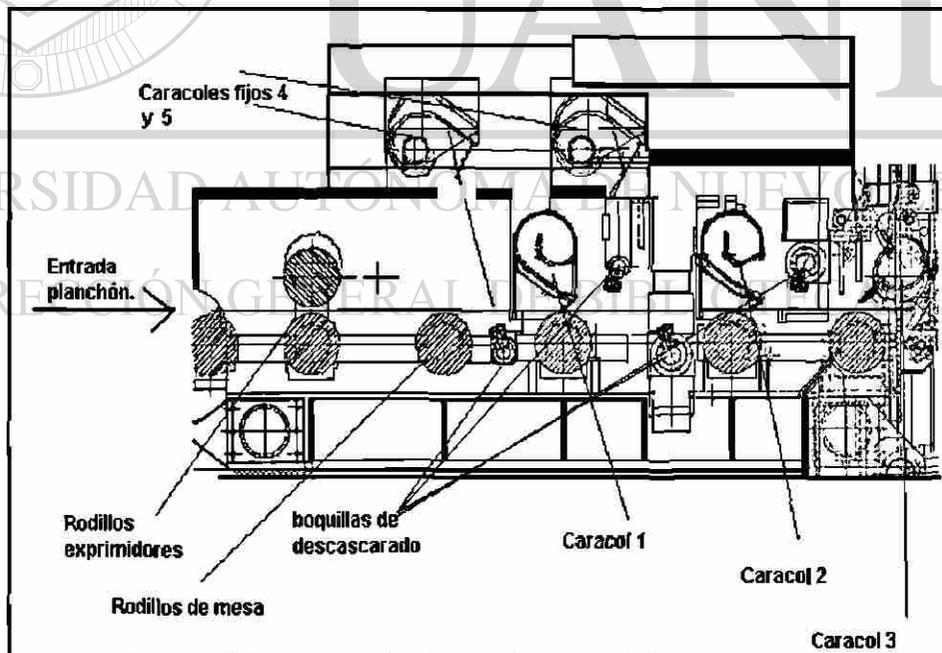


Figura 3.12. Vista longitudinal del descascarado de la planta compacta [50].

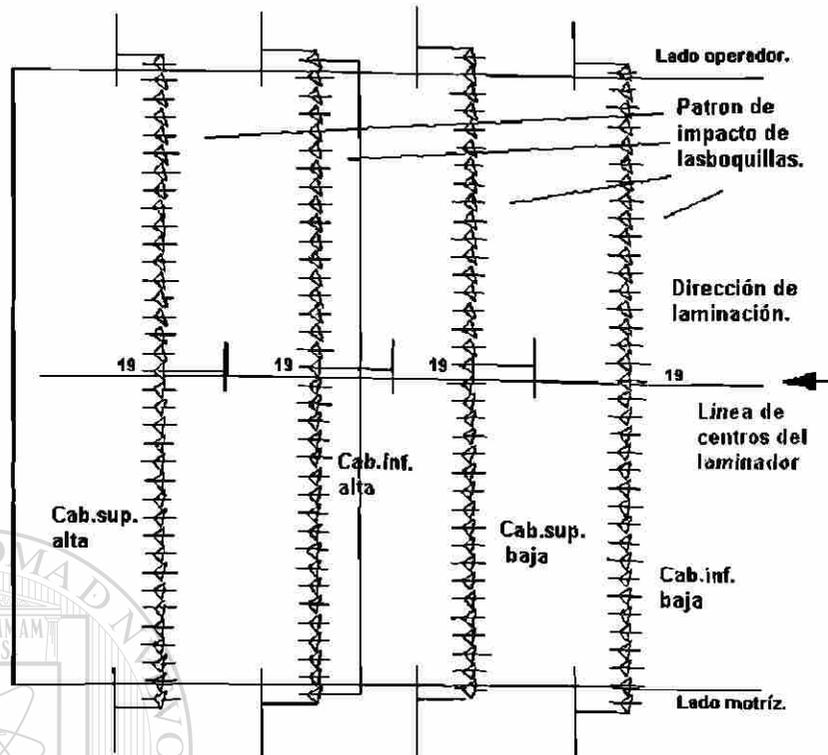


Figura 3.13. Distribución del impacto para los dos pares de cabezales del descascarado de la planta compacta [50].

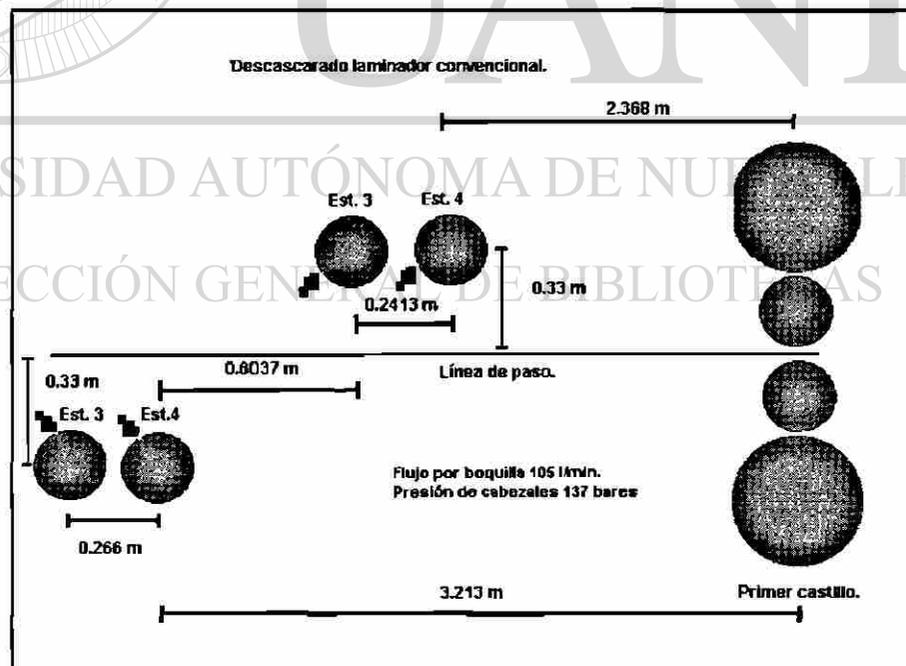


Figura 3.14. Vista longitudinal del descascarado de un laminador convencional [54].



Figura 3.15. Vista transversal del cabezal de baja presión a la salida del horno túnel.

Tabla 3.1. Valores de K_b y x para diferentes tipos de boquillas, calculadas a partir de la Ecuación 3.7 [45].

		Flujo 27.6MPa (l/min)		Ángulo del chorro (grados)		Coeficientes de las boquillas.			
						Altura <= 100 mm.		Altura > 100 mm.	
Boquillas	Orificio	Razón	Med.	Esp.	Med.	K_b	x	K_b	x
FUH4 666.726	Elíptico	75	71.3	26	31	0.54	1.27	8.82	1.86
FUH4 666.727	Elíptico	75	72.7	30	32	0.62	1.34	6.79	1.84
FUH4 666.728	Elíptico	75	72	40	45	1.11	1.44	18.45	2.01
HSS 1520E	Elíptico	76	78.4	15	24	0.37	1.20	2.07	1.57
HSS 2520E	Elíptico	76	75.3	25	33	0.39	1.20	3.80	1.71
HSS 3220E	Elíptico	76	70.9	32	42	0.60	1.32	4.48	1.74
DNH0825/8	Elíptico	76	78.9	27	29	0.61	1.29	5.41	1.73
NO6	Rectan.	71	91.7	30	32	0.20	1.06	3.82	1.67

Tabla 3.2. Parámetros de las bombas de descascarado de la planta compacta [50].

Bombas en uso	Flujo por bomba (l/min)	Presión (bar)	Flujo por boquilla (l/min)
1	250	4	3.60
2	500	15	6.97
3	750	33	10.34
4	1000	60	13.95
5	1250	93	17.36
6	1500	134	20.84
7	1750	182	24.29
8	2000	238	27.78
9	2250	301	31.24
10	2500	372	34.73

Tabla 3.3. Parámetros principales del descascarado de los cabezales de alta y baja presión de la planta compacta [50].

Bombas	Flujo (l/min)	Flujo (m ³ /h)	Por boquilla (l/min)	Presión cabezal (bar)	Impacto de diseño MPa
Baja presión					
3	2025	121.5	28.13	244	0.71
Alta presión					
8	2000	120	27.78	238	0.69
9	2250	135	31.25	301	0.88
10	2500	150	34.72	372	1.08

Tabla 3.4. Resumen de las principales características geométricas y de proceso del descascarado de la planta compacta.

Características	Unidades	DESCASCARADO	
		Baja (Sup/Inf)	Alta (Sup/Inf)
Distancia Cab-Plan	mm	90	
Velocidad en zona	m/s (min/máx)	0.34/ 0.7	
Espesor planchón	mm	52	
Ángulo del chorro	grados	40	
U (máx.)	l/m ²	45	
Boquillas		36/36	36/36
Ancho de huella (máx.)	mm	60	
Fuerza agua	N	102	160
Presión cabezal (máx.)	bar	234	380
Flujo boquilla (máx.)	l/min	28	34
Impacto del agua	MPa	0.71	1.08

Tabla 3.5. Resumen de las características de los descascarados de un laminador convencional [54].

		Desb 1	Desb2	Cab3	Cab4
Características	Unidades	(Sup/Inf)	(Sup/Inf)	(Sup/Inf)	(Sup/Inf)
Distancia Cab-Plan	mm	330/287	552/285	330/330	
Velocidad planchón	m/s (mín/máx)	2.13/5.95	2.13/5.95	0.23/0.7	
Espesor planchón	mm	250/100	100/25.4	25.4/38.1	
Ángulo del chorro	grados	40			
U (máx)	l/m ²	3.40/3.93	2.03/3.93	5/25	5/25
No. de boquillas		6/7	5/8	7/7	
Ancho de huella (máx)	mm	240/208	402/208	240/240	
Fuerza agua	N	290		290/367	
Presión cabezal (máx)	bar	137			
Flujo boquilla (A 100 bar)	l/min	105		132	
Impacto del agua	MPa	0.131/0.168	0.054/0.168	0.131	

Tabla 3.6. Resumen de las características principales del cabezal de baja presión a la salida del horno túnel.

Cabezal baja presión salida del horno túnel			
Características *	Unidades	Sup	Inf
Distancia cab-plan	mm	680	200
Velocidad en zona	m/s (min/máx)	0.3/0.7	
Espesor planchón	mm	52	
Ángulo del chorro	grados	25	50
U (min/ máx.)	l/m ²	4.7/11.01	1.73/4.04
Boquillas		9	9
Ancho de huella (máx.)	mm	356	220
Fuerza agua	N	53	12
Presión cabezal (máx.)	bar	10	10
Flujo boquilla (máx.)	l/min	70.66	16.03
Impacto del agua (min/máx)	MPa	0.013/0.015	0.014/0.016

(*) En base a mediciones realizadas.

CAPÍTULO 4



CRECIMIENTO DEL ÓXIDO DURANTE LA LAMINACIÓN EN CALIENTE

UANL

UNIVERSIDAD AUTÓNOMA DE NUEVO LEÓN

4.1. Introducción.

DIRECCIÓN GENERAL DE BIBLIOTECAS

Debido a las condiciones de alta temperatura, el acero inmediatamente después de ser descascarado se vuelve a oxidar a espesores de 20 a 50 μm al llegar al primer castillo, una simulación del espesor de éste en ambas caras se puede ver en la Figura 4.1. Cuando el conjunto óxido planchón entra a la zona de laminación, ambos son sujetos a esfuerzos por deformación, cambios bruscos de temperatura y abrasión planchón rodillo, que en muchos de los casos causa la fractura del óxido.

Aquí se describen las principales características del laminador, así como las ecuaciones que predicen las pérdidas y las ganancias en las temperaturas, las velocidades

de laminación, el esfuerzo a la cedencia necesarios para deformar el planchón y el óxido. Todo esto servirá como base para calcular el espesor de óxido secundario sobre la cinta, su adherencia y su fractura, siendo estos de utilidad al compararlos con mediciones reales del espesor del óxido secundario.

Los espesores finales del óxido en la cinta están íntimamente relacionados con los espesores finales de ésta. Se ha observado que a menores espesores de lámina, menores serán los espesores del óxido secundario.

4.2. Principales datos técnicos y crecimiento del óxido del laminador en caliente compacto.

El laminador de la planta compacta está constituida por seis castillos, los espesores finales de cinta varían desde 0.9 a 12.7 mm, en anchos de 790 a 1350 mm, con una fuerza máxima de laminado por castillo de 30 MN para los primeros tres y 25 MN para los últimos tres. La cinética de crecimiento del óxido sigue un comportamiento similar al de las zonas del horno túnel y de colado a diferencia de que éste es sometido a deformación, enfriamiento y calentamiento sucesivo en la superficie al contacto con los rodillos de trabajo. El espesor del óxido al aplicarse una reducción en su paso de un castillo a otro se calcula como:

$$d_{FeO}(i+1) = \left(1 - \frac{r_i}{100}\right) d_{FeO}(i) \quad (4.1)$$

con $d_{FeO}(i)$ como el espesor de óxido a la entrada de ese castillo, r_i es la reducción y $d_{FeO}(i+1)$ es el espesor de óxido a la salida de ese castillo, suponiendo que el óxido no se rompe [76].

Una relación de las reducciones aplicadas por castillo para diferentes espesores finales de cinta se muestra en la Figura 4.2. El cálculo de los espesores de cinta entre castillos se obtiene con el conocimiento del espesor con el que entra el planchón al castillo anterior y con las reducciones aplicadas:

$$h_i = \frac{-r_i h_{i-1}}{100} + h_{i-1} \quad (4.2)$$

con r_i como la reducción, h_i el espesor de salida y h_{i-1} es el espesor de entrada en el castillo i ésimo. Debido a las fuertes reducciones aplicadas al óxido secundario, además de las contracciones térmicas, se generan esfuerzos compresivos en la superficie del óxido que en la mayoría de los casos llega a romperse, regenerándose instantáneamente entre los castillos, por lo que no es sencillo predecir el espesor final del óxido secundario después de ser enrollado.

Después de ser reducido a la salida del primer castillo y en su trayecto hacia el siguiente, nuevamente el óxido crece, el espesor de éste dependerá del tiempo y la temperatura hasta su llegada al siguiente castillo, una relación del espesor de óxido que crece entre castillos se presenta en la Ecuación 4.3:

$$d_{FeO} = d_{FeOred} + d_{FeOM} \quad (4.3)$$

con d_{FeO} como el espesor de llegada al siguiente castillo, d_{FeOred} el espesor reducido al salir del castillo anterior y d_{FeOM} como el espesor que crece entre los castillos. Esto continúa hasta la salida del último castillo y en el enrollado, obteniéndose el espesor final del óxido sobre la cinta. En la Figura 4.3 se presenta el mecanismo de reducción y crecimiento del óxido que se relaciona con las Ecuaciones 4.1 a 4.3.

4.3. Pérdidas de temperatura del planchón al ser reducido en sus diferentes pases de laminación.

Para conocer la cinética de crecimiento del óxido es fundamental predecir las temperaturas en toda la etapa de laminación por lo que es importante entender las pérdidas y las ganancias de calor en sus diferentes secciones.

El campo de la transferencia de calor se divide en tres, la radiación, la conducción y la convección. La radiación es la energía en forma de ondas electromagnéticas

emitidas por un cuerpo más caliente que sus alrededores, la conducción se relaciona a la cinética y a los intercambios de energía entre moléculas, y la convección es la energía térmica que se transfiere entre una superficie y un medio fluido como puede ser un gas o un líquido.

Un resumen de los procesos de transferencia de calor que ocurren durante la laminación entre el planchón y sus alrededores se muestran en la Figura 4.4. La temperatura del material a lo largo de la laminación se calcula sumando y restando las diferentes ganancias y pérdidas de temperatura que tiene el planchón hasta su enrollado. Según algunas estimaciones, del total de la extracción de calor al planchón el 48 a 51% se pierde por radiación, el 41-44% se pierde por conducción a los rodillos de trabajo, de un 4 a 6% al descascararse y de 3 a 4% por el enfriamiento entre los castillos [58].

4.4. Pérdida de temperatura por efecto del descascarado.

Los chorros de agua a alta presión que se utilizan para remover la cascarilla que se genera en el horno túnel, enfrían la superficie del planchón fuertemente. Las mediciones de la caída promedio en la temperatura durante el descascarado muestran que solamente una fracción del calor puede ser transferido en la zona donde se impactó el chorro de agua, la cual es de 3 a 6 mm de espesor. Lo que equivale a tiempos de impacto de entre 3 a 6 milésimas de segundo, considerando una velocidad del planchón de 1 m/s. Éste es uno de los efectos importantes en la pérdida de la temperatura del planchón, y es gobernado por la ley de convección de Newton dada por:

$$\frac{dq_c}{dt} = A h_c (T_s - T_a) \quad (4.4)$$

donde T_s es la temperatura de la superficie, T_a es la temperatura del agua, h_c es el coeficiente de convección y A es el área de la superficie de la cinta, lo importante aquí es conocer el valor exacto de h_c . Se han encontrado caídas de temperaturas de 2 a 6 °C debido a los descascarados de desbastadores reversibles o continuos y de 20 a 35 °C en

laminadores continuos convencionales, para plantas compactas se estima una pérdida de temperatura de entre 20 hasta 50 °C como máximo [55]. La Figura 4.5 presenta una simulación de la pérdida de la temperatura por el descascarado de la planta compacta.

Para predecir la pérdida de temperatura por el descascarado, algunos modelos utilizan métodos de diferencias finitas, los modelos existentes relacionan la pérdida en la temperatura con la cantidad de agua aplicada así como de la velocidad del planchón por debajo de éste.

La pérdida de temperatura debida al enfriamiento por agua en el cual el fenómeno de la conducción está presente, representa parte importante en la transferencia de calor. Cuando el agua tiene contacto en una sola línea en todo su ancho, la cantidad de calor que transfiere el planchón al agua está dada por [59]:

$$q_{\text{agua}} = 2 K b_{\text{agua}} A_{\text{pl}} (T - T_a) \sqrt{\frac{t_a}{\pi \alpha}} \quad (4.5)$$

con K como la conductividad térmica de la superficie externa del planchón, b_{agua} la longitud de contacto del agua, A_{pl} el ancho del planchón, T_a la temperatura del agua, t_a el tiempo de contacto del agua y α la difusividad térmica del material. Mientras que la cantidad de calor cedida por el planchón al agua está dada por:

$$q_{\text{planchon}} = \rho_{Fe} c v_a \Delta T_a \quad (4.6)$$

con v_a el volumen de la pieza enfriada, ΔT_a la pérdida de temperatura debido al enfriamiento por el agua, c la capacidad calorífica y ρ_{Fe} la densidad del material. Con la condición de un balance de energía y considerando que las Ecuaciones 4.5 y 4.6 deben ser iguales, la pérdida de la temperatura por el enfriamiento está dada por [59]:

$$\Delta T_a = \frac{2 K}{\rho_{Fe} c d_{Fe}} (T - T_a) \sqrt{\frac{5 b_{agua}}{\pi \alpha v_p}} \quad (4.7)$$

con d_{Fe} como el espesor del material, y v_p la velocidad del planchón. La Ecuación 4.7 no muestra una dependencia explícita de la pérdida de la temperatura con la velocidad del flujo y la presión del agua. No obstante, ésta puede ser afectada por la conductividad térmica k de la capa de la superficie que separa el planchón con el enfriamiento. Debido a que la superficie del planchón consiste de óxido y de vapor de agua, esto actúa como una barrera.

4.5. Pérdida de temperatura del planchón por radiación entre los castillos.

La velocidad de pérdida de calor por radiación dq/dt , de un cuerpo de área A , emisividad ξ a una temperatura de superficie T_s , una temperatura ambiente T_o y s como el coeficiente de Stefan-Boltzmann, se puede calcular como [59]:

$$\frac{dq}{dt} = s A_r \xi (T_s^4 - T_o^4) \quad (4.8)$$

con la cantidad de calor perdida dq_r por el planchón dada por:

$$dq_r = \rho_{Fe} c v_r dT \quad (4.9)$$

con c el calor específico del material a ser laminado, v_r es el volumen del planchón sujeto a radiación y ρ_{Fe} es la densidad del acero. La velocidad de pérdida de la temperatura a su vez puede ser calculada considerando un balance de energía, esto es igualando las Ecuaciones 4.8 y 4.9 obteniendo:

$$\alpha_r = \frac{dT}{dt} = \frac{s \xi A_r}{\rho_{Fe} c v_r} (T^4 - T_a^4) \quad (4.10)$$

Un resumen de las ecuaciones existentes de la velocidad de pérdida de temperatura por radiación, se muestran en la Tabla 4.2. La pérdida de la temperatura total ΔT_r de la Ecuación 4.11 durante un tiempo t_r se calcula integrando el valor de α_r en todo el tiempo.

$$\Delta T_r = \int_0^{t_r} \alpha_r dt \quad (4.11)$$

Un segundo método utilizado para calcular la pérdida de temperatura por radiación toma en cuenta el calor transferido a lo largo del espesor del material, si z es la distancia desde el centro del cuerpo hacia la superficie, de la ecuación de Fourier se obtiene [65]:

$$\frac{dT}{dt} = \alpha \frac{d^2T}{dz^2} \quad (4.12)$$

donde α es la difusividad térmica del material, la Ecuación 4.12 se puede resolver de forma numérica utilizando algún método de diferencias finitas.

4.6. Pérdida de calor por contacto planchón rodillo de trabajo.

En este cálculo se supone que dos cuerpos tienen una temperatura inicial uniforme T y T_r y se presiona uno contra el otro, se considera la interfase plana, y además que existe una resistencia de contacto formada por una capa de óxido, esto puede ser descrito partiendo de un balance de calor. El calor total que pasa a través de dos superficies en un plano se expresa como [59]:

$$q_c' = 4 K A_c (T - T_r) \sqrt{\frac{t_c}{\pi \alpha}} \quad (4.13)$$

donde A_c es el área de contacto entre el material y los rodillos, K la conductividad térmica de la pieza oxidada, q_c' el calor ganado por el rodillo o perdido por el cuerpo

debido a la conducción térmica, T , como la temperatura de la superficie, t_c el tiempo de contacto rodillo planchón y α la difusividad térmica.

A su vez, la cantidad de calor perdida por el material en la mordida está dada por la Ecuación 4.9. Realizando un balance de calor y tomando en cuenta que t_c es igual a cinco veces la raíz cuadrada del arco de contacto dividido entre la velocidad del planchón y que A_c/V_c es el inverso de h_a [59], se obtiene una ecuación para la pérdida de la temperatura debido a la conducción con los rodillos de trabajo dada por [59]:

$$\Delta T_c = \frac{4 K}{\rho_{Fe} c h_a} (T - T_v) \sqrt{\frac{5 (R_1 \Delta h)^{0.5}}{\pi \alpha v_p}} \quad (4.14)$$

Un resumen de las diferentes teorías que predicen la pérdida de la temperatura al contacto planchón rodillo se muestra en la Tabla 4.3.

4.7. Incremento en la temperatura debido a la reducción del planchón.

Existen dos mecanismos de transferencia de calor cuando se habla del trabajo mecánico realizado al deformar el planchón, en el primero el trabajo mecánico se disipa en la interfase entre el material y el rodillo, en el segundo se produce un trabajo mecánico que es absorbido como calor por el material durante su deformación [59,68]. Si se supone que no ocurre deslizamiento en la interfase, y que además la componente mecánica del trabajo por la fricción es despreciable, la mayor parte del trabajo mecánico es absorbido por el material al ser laminado.

Esta energía no es transformada completamente en calor, y cuando el proceso de deformación progresa el desplazamiento de las dislocaciones interactúan entre ellas, lo cual causa esfuerzos internos que aparecen en diferentes puntos del material. El trabajo realizado por unidad de volumen, W_k , para deformar cualquier material se define por:

$$W_k = \int_0^{\epsilon} \sigma d\epsilon \quad (4.15)$$

En cuanto al incremento en la temperatura, existen algunas ecuaciones que relacionan los espesores de entrada y de salida en función del par de torsión por unidad de ancho. Otros autores [59] relacionan el incremento en la temperatura en función de la potencia eléctrica. Lo más común es relacionarlo con la resistencia a la deformación media del material dada por:

$$\Delta T = \frac{\sigma_{media}}{\rho_{Fe} c} \ln \left(\frac{d_1}{d_2} \right) \quad (4.16)$$

donde σ_{media} es la resistencia a la deformación media, d_1 y d_2 son los espesores inicial y final respectivamente del planchón, ρ_{Fe} es la densidad del acero, y c es la capacidad específica de la lámina a ser deformada. La Ecuación 4.16 es válida bajo las siguientes suposiciones:

- a) El ancho de la lámina permanece constante durante la deformación, por lo que no hay ensanchamiento lateral del planchón, además, el material se deforma solamente a expensas de una reducción en el espesor.
- b) La resistencia a la deformación es una función de las condiciones de los esfuerzos de cedencia debido al efecto de la fricción.
- c) La carga para generar la deformación se asume que actúa perpendicularmente a la lámina.

Un resumen del incremento en la temperatura debido al trabajo mecánico se muestra en la Tabla 4.4.

4.7.1. Cálculo del esfuerzo a la cedencia con las condiciones de laminación.

El cálculo del esfuerzo necesario σ para obtener el trabajo para deformar de la Ecuación 4.15, o el incremento en la temperatura al deformar Ecuación 4.16, tiene que ver con varios parámetros del laminado, como la deformación, la composición química del acero, el tamaño de grano, las temperaturas del planchón entre algunas otras. El siguiente modelo relaciona todos estos parámetros y calcula este esfuerzo. El esfuerzo a la cedencia se puede representar como [69]:

$$\sigma_{\text{Puntual}} = \sigma_{\text{O}} = (\sigma_{\text{ext}} - \sigma_{\text{rex}}) \quad (4.17)$$

Para poder calcular la diferencia en los esfuerzos de la Ecuación 4.17 es necesario primero realizar algunos cálculos preliminares como, el cálculo de σ_{01} que se define como:

$$\sigma_{01} = 103.84 \text{ a sinh} \left(\left(\frac{Z}{4.92 \times 10^{13}} \right)^{0.13} \right) \quad (4.18)$$

A su vez de la Ecuación 4.18 es necesario calcular el valor de Z que representa el parámetro de Zenner-Hollomon:

$$Z = \epsilon_v \exp \left(\frac{Q_q}{8.31 (T_i + 273.15)} \right) \quad (4.19)$$

donde ϵ_v es la velocidad de deformación, T_i es la temperatura de entrada al iésimo castillo en grados centígrados y Q_q la energía de activación. El valor de Q_q en la Ecuación 4.19 se le relaciona al tipo de acero. Para aceros de bajo carbono y calmados al aluminio, el valor de Q_q es [70]:

$$Q_{q1} = 282.7 + 92.4 \%C + 6.57 (\%Mn + \%Si) \quad (4.20)$$

Para aceros al silicio y microaleado se toman en cuenta las siguientes relaciones respectivamente [71]:

$$Q_{q2} = 300 + 41.18 \%C + 5.56 \%Mn + 36.15 \%Si \quad (4.21)$$

$$Q_{q3} = \frac{300 + 41.18 \%C + 5.56 \%Mn + 36.15 \%Si}{(1 - \%Nb)} \quad (4.22)$$

El intervalo de composiciones químicas válido para los valores de Q de las Ecuaciones 4.20 a 4.22 se presenta en la Tabla 4.5. El cálculo de σ_{I1} necesario para la Ecuación 4.17 es igual a:

$$\sigma_{I1} = 89.29 \text{ a sinh} \left(\left(\frac{Z}{2.55 \times 10^{12}} \right)^{0.182} \right) \quad (4.23)$$

El cálculo de σ_{ext1} a su vez es igual a:

$$\sigma_{ext1} = 103.41 \text{ a sinh} \left(\left(\frac{Z}{1.77 \times 10^{11}} \right)^{0.217} \right) \quad (4.24)$$

El cálculo de σ_{SS} es igual a:

$$\sigma_{SS} = 106.72 \text{ a sinh} \left(\left(\frac{Z}{3.88 \times 10^{12}} \right)^{0.146} \right) \quad (4.25)$$

El cálculo de B y B_1 se relaciona con las Ecuaciones 4.24, 4.18 y 4.26 respectivamente como:

$$B = \sigma_{ext1} - \sigma_{01} \quad (4.26)$$

$$B_1 = \sigma_{ext1} - \sigma_{SS} \quad (4.27)$$

DIRECCIÓN GENERAL DE BIBLIOTECAS

El cálculo de C_1 se relaciona a su vez con las Ecuaciones 4.23, 4.18 y 4.26:

$$C_1 = -10 \ln \left(1 - \left(\frac{\sigma_{I1} - \sigma_{01}}{B} \right)^2 \right) \quad (4.28)$$

Por otro lado la deformación en el punto máximo se expresa por:

$$\varepsilon_p = 6.97 \times 10^{-4} (d_0)^{0.3} (Z)^{0.17} \quad (4.29)$$

donde d_0 es el tamaño de grano a la entrada del primer castillo, el cálculo de σ_{extl}^* es igual a:

$$\sigma_{extl}^* = \sigma_{01} + B \left((1 - \exp^{(-C_1 \epsilon)^{\frac{1}{2}}}) \right) \quad (4.30)$$

El cálculo de σ_{rex} necesario para la Ecuación 4.17 es igual a:

$$\sigma_{rex} = \text{Si}(\epsilon_{apl} \geq 0.7 \epsilon_p, B (1 - \exp \left\{ \frac{-0.49 (\epsilon_{apl} - 0.7 \epsilon_p)}{\epsilon_p} \right\}^{1.4}, 0) \quad (4.31)$$

donde ϵ_{apl} es la deformación aplicada, y ϵ_p es la deformación en el punto máximo (Ecuación 4.29) con todo esto se calcula el esfuerzo puntual de la Ecuación 4.17, y posteriormente el área bajo la curva para el esfuerzo en función de la deformación, por medio de la integral de Simson [72]:

$$\sigma_{tot} = \frac{1}{\epsilon_{apl}} \times \left(\left(\frac{\Delta \epsilon}{3} \right) \times (\sigma_0 + 4 * \sigma_1 + \sigma_2) + \left(\frac{\Delta \epsilon}{3} \right) \times (\sigma_2 + 4 * \sigma_3 + \sigma_4) + \left(\frac{\Delta \epsilon}{3} \right) \times \dots \right) \\ \left(\dots (\sigma_4 + 4 * \sigma_5 + \sigma_6) + \left(\frac{\Delta \epsilon}{3} \right) \times (\sigma_6 + 4 * \sigma_7 + \sigma_8) \right) \times 1.15 \quad (4.32)$$

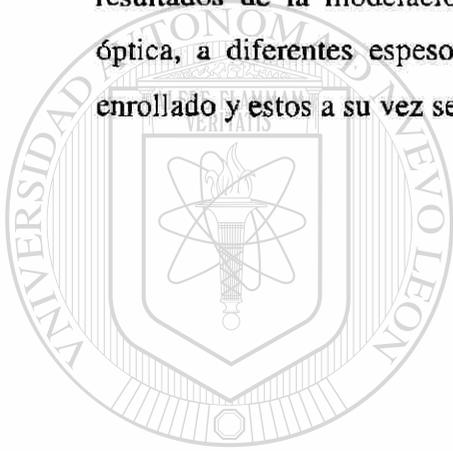
Finalmente se obtiene el esfuerzo total aplicado a una cierta deformación y con esto es posible predecir la fuerza utilizando cualquier modelo de los existentes [91-93]:

$$\sigma_{tot} = \frac{1}{\epsilon} \int_0^\epsilon \sigma \, d\epsilon \quad (4.33)$$

Las Figuras 4.6 y 4.7 muestran los resultados de calcular el esfuerzo a la deformación para un acero de bajo carbono, y uno al silicio respectivamente, a una temperatura de entrada de 1020 °C y un tamaño de grano inicial de 100 µm, con una velocidad de deformación de 81.57 s⁻¹ en el primer castillo.

Resumen.

El diseño de un laminador es determinante en los espesores de óxido secundario en la cinta, también de importancia son las temperaturas a las cuales sale el planchón del descascarado y entre los castillos, las reducciones, los enfriamientos y el espesor final de la cinta. Los mecanismos de transferencia de calor, convección, radiación y conducción están presentes en la laminación, y cada uno de estos modifica la temperatura y el crecimiento del óxido, un buen conocimiento de estos mecanismos ayuda a regular y modificar los espesores del óxido entre los castillos. Más adelante se presentarán los resultados de la modelación, se compararán con mediciones reales por microscopía óptica, a diferentes espesores finales de cinta, temperaturas de entrada, acabado y enrollado y estos a su vez serán comparados con los de un laminador convencional.



UANL

UNIVERSIDAD AUTÓNOMA DE NUEVO LEÓN



DIRECCIÓN GENERAL DE BIBLIOTECAS

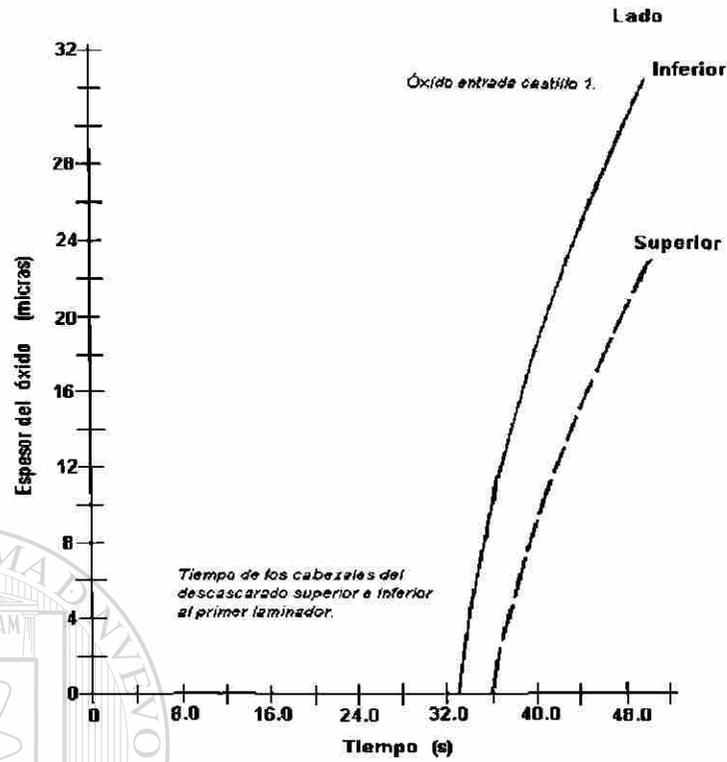


Figura 4.1. Predicción de los espesores de óxido a la entrada del primer laminador de una planta compacta en ambas caras del planchón [55].

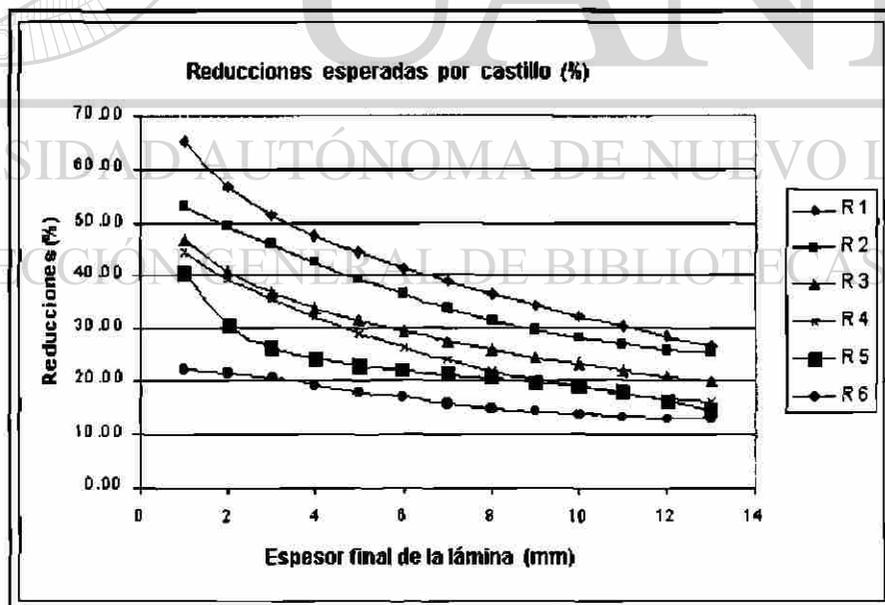


Figura 4.2. Reducciones entre castillos en función del espesor final de la cinta [50].

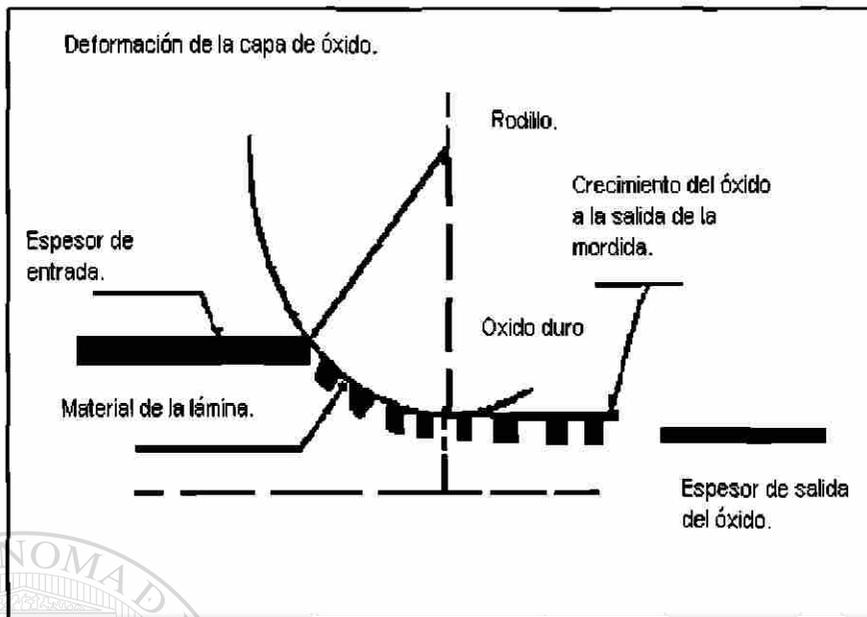


Figura 4.3. Mecanismo de deformación y crecimiento del óxido al ser laminado [56, 85, 86].

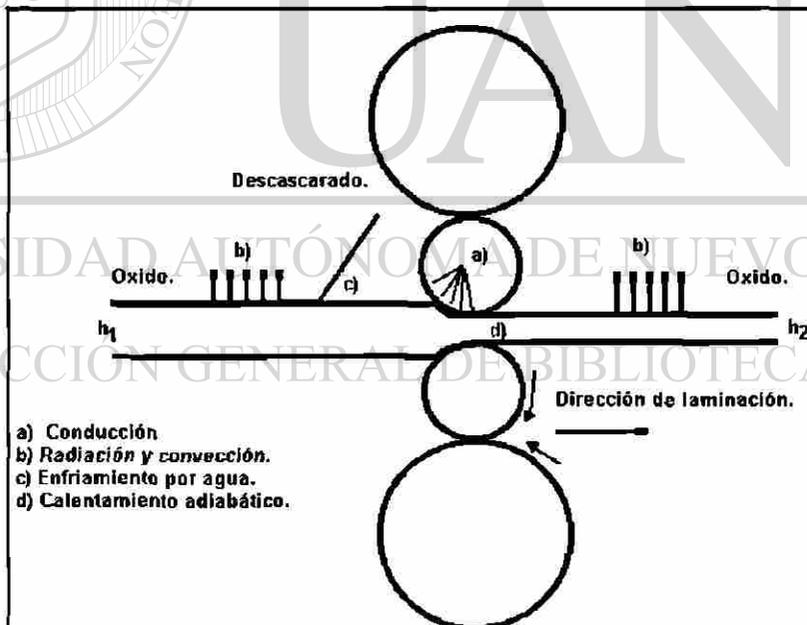


Figura 4.4. Principales mecanismos de transferencia de calor en la laminación en caliente [57].

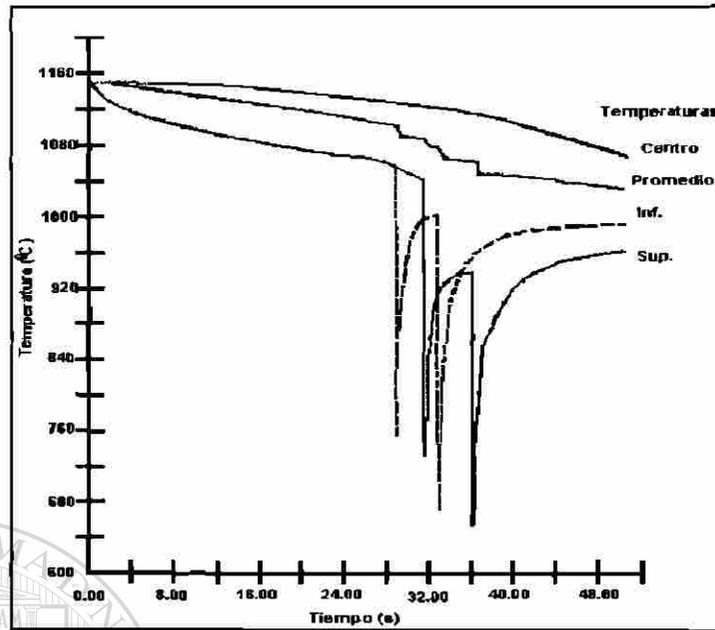


Figura 4.5. Simulación de la pérdida de la temperatura por el descascarado de la planta compacta [55].

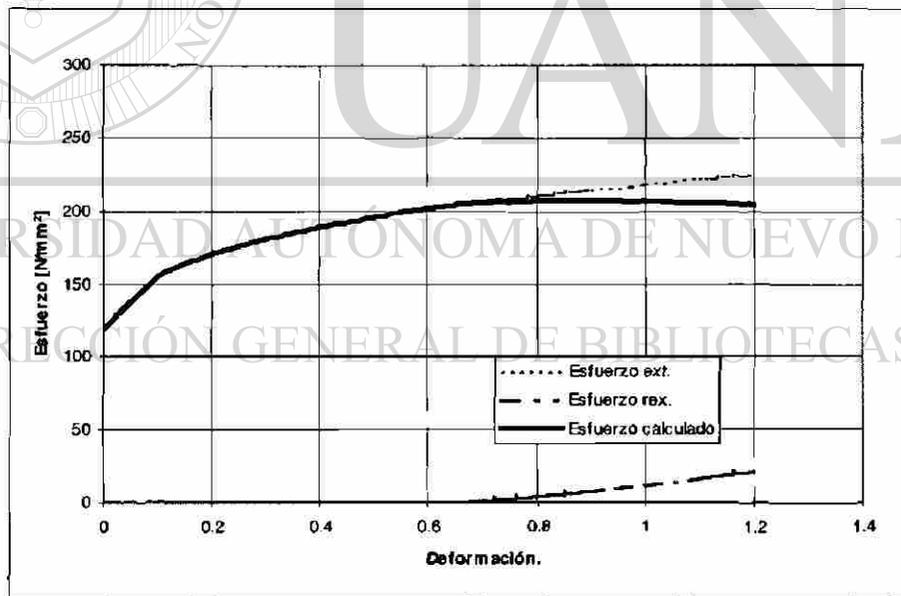


Figura 4.6. Curva esfuerzo deformación para un acero medio carbono (%C=0.18, %Mn=0.86, %Si=0.16) [71].

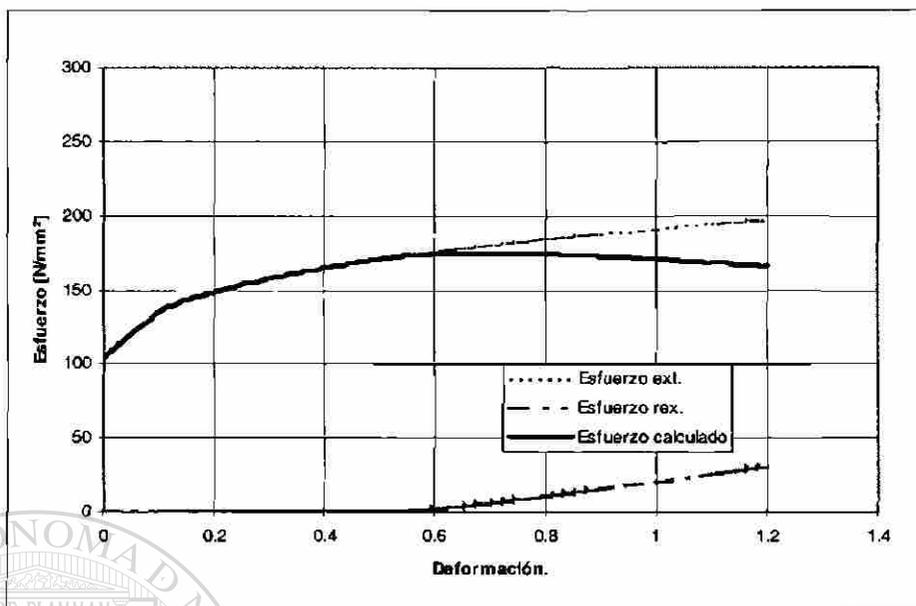


Figura 4.7. Curva esfuerzo deformación para un acero al silicio (%C=0.06, %Mn=1.5, %Si=0.25) [71].

Tabla 4.1. Principales datos técnicos del laminador compacto [50].

Castillo	Unid.	1	2	3	4	5	6
Espesor (min máx.)	mm						0.9/12.7
Ancho (min/máx.)	mm						790/1350
Fuerza (máx)	MN	30	30	30	25	25	25
Rodillos		HiCr hierro	HiCr hierro	HiCr hierro	HiCr ICDP	ICDP	ICDP
Diámetros	mm	725 790	725 790	725 790	450 500	450 500	450 500
Velocidades (máx.)	m/s	1.2	2.1	3	3.86	11.52	13.61
Distancia castillos	m	5.5	5.5	5.4	5.3	5.3	5.3

Tabla 4.2. Razón de pérdida de temperatura por radiación de diversos autores [59].

Autor	Año	Ecuaciones
Tyagunov, B.A.	1944	$\alpha_r = \frac{T - 752}{406.4h}$
Vasin, I.I.	1968	$\alpha_r = \frac{(T - 32)^2 - 900(T_s - 32)}{457200h}$
Wusatowski, Z.	1969	$\alpha_r = \frac{3.26}{\rho h} (T + 460)^4 10^{-14}$
Chernyavski, A.L.	1971	$\alpha_r = \frac{6.1}{\rho h} (T - 32)^4 10^{-14}$
Seredynski, F.	1973	$\alpha_r = \frac{3.48}{\rho h} (T + 460)^4 10^{-14}$

Tabla 4.3. Pérdida de la temperatura debido al contacto planchón rodillo [59].

Autor	Año	Ecuaciones
Lee, P.W., Sims, R.B., Wright, H.	1963	$\Delta T_c = 0.321 \left[\frac{(\Delta H)}{c} + 98.1 \right]$
Ventzel, H.	1965	$\Delta T_c = \frac{0.606}{h_1 + h_2} (T - T_r) \sqrt{\frac{\sqrt{R\Delta}}{V} \frac{h_1}{h_1 + h_2}}$
Zheleznov, Y.D.	1968	$\Delta T_c = \frac{0.051}{h_1 + h_2} (T - 108) \sqrt{R \cos^{-1} \left(1 - \frac{\Delta}{2R} \right)^{1+s_r} \frac{1}{V}}$
Seredinski, F.	1973	$\Delta T_c = \frac{0.561}{V h_2} (T - T_r) \sqrt{R \Delta h_1}$
Wright, H., Hope, T.	1975	$\Delta T_c = \frac{0.163}{h_1 + h_2} (T - T_r) \sqrt{\sqrt{R\Delta} \frac{1}{V}}$

Tabla 4.4. Incremento en la temperatura debido a la reducción de un planchón por los rodillos de laminación de diversos autores [59].

Autor	Año	Ecuaciones
Tyagunov, B.A	1944	$\Delta T_m = \left(\frac{2417 - T}{28.86} \right) \left(1 + \frac{\sqrt{R\Delta}}{h_1 + h_2} \right) \ln \frac{h_1}{h_2}$
Zaikov, M.A.	1960	$\Delta T_m = \frac{K_w}{11690\rho c} \ln \frac{h_1}{h_2}$
Lee, P.W., Sims, R.B., Wright, H	1963	$\Delta T_m = \frac{2.96(HP)}{bh_2 V \rho c} = \frac{1.07(\Delta H)}{c}$
Zheleznov, Y.D.	1968	$\Delta T_m = \frac{K_w}{795} \ln \frac{h_1}{h_2}$
Stravinsky, F.	1973	$\Delta T_m = \frac{K_w}{9345\rho c} \ln \frac{h_1}{h_2}$
Wright, H., Hope, T.	1975	$\Delta T_m = \frac{K_w}{790} \frac{h_1 + h_2}{h_2} \ln \frac{h_1}{h_2}$

Tabla 4.5. Composición química para el cálculo de Q_q , para diferentes aceros [70, 71].

	% Wt	C	Mn	P	S	Si	Nb	Ec.
Qq ₁	Min.	0.04	0.15	-----	----	---	--	4.20
	Máx.	0.17	0.55	0.025	0.02	0.01	-----	
Qq ₂	Min.	0.08	0.30	-----	-----	0.09	-----	4.21
	Máx.	0.60	1.5	0.030	0.035	0.25	----	
Qq ₃	Min.	0.06	0.5	----	----	0.09	0.010	4.22
	Máx.	0.20	1.4	0.025	0.015	0.19	0.050	

CAPÍTULO 5

EXPERIMENTACIÓN

5.1. Introducción.

La experimentación realizada en este trabajo está enfocada a conocer los espesores de óxido en las diferentes zonas, los mecanismos involucrados en la adherencia del óxido y un estudio por diferentes técnicas principalmente microscopía óptica y electrónica de la estructura del óxido. Se describen varias pruebas en planta, así como de laboratorio.

5.2. Pruebas en planta.

5.2.1. Pérdida en peso del acero dentro del horno túnel.

La primera de las pruebas fue conocer los espesores de óxido formado en el horno túnel, para esto se cortaron cupones de diferentes aceros se les midió su área y su espesor con micrómetro, posteriormente se pesaron en una balanza analítica de precisión antes de ser introducidos al horno túnel. Cerca de las muestras introducidas al horno túnel, se colocó un pirómetro óptico, así como un sensor de oxígeno. Los tiempos y

temperaturas de permanencia de los cupones dentro del horno túnel fueron en intervalos de 15, 30 y 60 min y temperaturas de 1050, 1085 y 1150 °C.

Posteriormente las muestras fueron retiradas del horno túnel, decapadas en el laboratorio, secadas y nuevamente pesadas en una balanza analítica, con el conocimiento del área y el peso anterior fue posible medir la pérdida en peso de cada uno de los cupones introducidos al horno túnel.

Los aceros utilizados para estas pruebas, y las condiciones de proceso se muestran en la Tabla 5.1. Los cupones se ingresaron al horno túnel en grupos de tres diferentes aceros, teniéndose en total 54 cupones. Un dibujo esquemático de la posición de los cupones dentro del horno túnel se muestra en la Figura 5.1.

5.2.2. Variación de las condiciones de proceso de planchones en el horno túnel.

Con el objetivo de conocer las principales variables que influyen en la formación del óxido en el horno túnel, y su dificultad de ser removido por el descascarado, se realizaron una serie de pruebas de campo. Estas consistieron en seleccionar lotes de planchones, variando los tiempos de estancia dentro del horno túnel, sus temperaturas, el acero, el O₂ libre entre algunas otras variables que se consideraron como las que más influyen en la formación del óxido primario.

Las primeras pruebas se enfocaron a variar la temperatura dentro del horno túnel para un mismo acero, evitándose que el planchón oscilara, una parte de éstos se laminó a temperaturas de salida del horno túnel de 1085 °C, y 11 restantes a 1050 °C.

Una segunda prueba estuvo enfocada a hacer mayor la diferencia en las temperaturas del horno túnel, una parte a 1150 y la otra a 1050 °C, a la primera temperatura se probaron 12 piezas, a la segunda 13. La tercera de las pruebas fue a temperaturas más bajas 1085 y 1000 °C, enfocada principalmente a mantener el tiempo

de estancia de los planchones constante y ver el efecto sobre la cantidad de óxido incrustado en la cinta ya laminada.

Debido a que los problemas de óxido laminado empezaron con el inicio de una segunda etapa de expansión, (se instaló un segundo horno túnel y máquina de colado) y tratando de correlacionar este efecto se realizó una cuarta prueba controlada con las condiciones originales de la planta a 1150 °C, se selló completamente el horno túnel y se evitó la oscilación de las piezas dentro de éste. Se fabricaron cinco coladas, inspeccionándose todas por la cara superior en el decapado, de aquí se seleccionaron cuatro, y se inspeccionaron por ambas caras en un centro de servicio, un resumen de todas estas pruebas se presentan en la Tabla 5.2.

5.2.3. Variación de las condiciones de proceso entre la salida del horno túnel y el descascarado.

Con el óxido sobre la superficie del planchón procedente del horno túnel se procedió a realizar algunas pruebas a la salida de éste y en el descascarado. La primera de éstas consistió en utilizar el cabezal de enfriamiento a la salida del horno túnel. El objetivo de este cabezal es el de ayudar a romper el óxido en el planchón antes de que éste ingrese al descascarado (Ver Figura 3.15). Para realizar su validación se utilizaron dos coladas con las mismas condiciones, con un espesor final de cinta de 3.2 mm, manteniendo la misma temperatura de salida del horno túnel.

De forma seguida se realizó una prueba para modificar la cantidad de bombas de alta presión, con las mismas de baja presión, el objetivo de ésta fue ver el efecto de la presión de las bombas sobre la cantidad de óxidos laminados, pruebas adicionales fueron realizadas como subir los caracoles del descascarado, todas con el mismo objetivo un resumen de estas pruebas se presenta en la Tabla 5.3.

5.2.4. Efecto al agregar cascarilla a la entrada del primer castillo y polvo de molde sobre el planchón a la entrada del horno túnel.

Tratando de evidenciar si la cascarilla que es removida por el descascarado, cae posteriormente sobre el planchón y se incrusta a la entrada del primer castillo generando óxido laminado se realizaron un par de pruebas más, agregando cascarilla de forma intencional a la entrada del primer castillo. Un resumen de estas pruebas se presenta en la Tabla 5.4.

Con el objetivo de ver la reacción que se sucede entre el planchón y el polvo de molde en el horno túnel, se agregó de forma intencional en cuatro planchones polvo de en su parte final. Posteriormente estos planchones hechos cinta fueron observados en la zona de inspección, caracterizando su superficie en busca de óxido primario incrustado.

En las cuatro muestras analizadas se observaron residuos de polvo de molde, en forma de pequeñas manchas, en ninguno de los casos se presentó el patrón característico de óxido primario.

5.3. Pruebas realizadas en el laboratorio de HYLSA y CINVESTAV con polvo de molde, agregado a muestras de lámina.

De forma simultánea se realizaron pruebas en un horno con mufla a diferentes tiempos y temperaturas tratando de reproducir la reacción química entre el planchón y el polvo de molde. El polvo utilizado para las pruebas tiene la composición química que se muestra en la Tabla 5.5.

Se llevaron a cabo una serie de experimentos para evaluar si la reacción química entre el polvo de molde y el acero ocurre, se prepararon una serie de muestras cuadradas de 25 mm por lado. Las muestras fueron limpiadas con acetona en un baño de ultrasonido teniendo cuidado de no remover la cascarilla de origen secundario formada durante la laminación en caliente.

Las muestras fueron posteriormente recubiertas con polvo de molde tipo Scorialit SPH-SL 450/SD y sometidas a un tratamiento isotérmico por 30 minutos a temperaturas de entre 900 a 1250 °C en un horno de mufla convencional. La atmósfera del horno fue simplemente aire. Una vez transcurrido el tiempo de tratamiento, las muestras fueron retiradas del horno y enfriadas en aire quieto.

5.4. Microscopía óptica para medir el espesor de óxido secundario en el laminador compacto.

Para conocer los espesores de óxido que se forman en el laminador continuo, bajo diferentes condiciones en el proceso se cortaron muestras en la parte final de algunos rollos. Se cortaron a diferentes espesores, desde 1.2 hasta los 12.7 mm considerando varias temperaturas de salida del horno túnel de acabado y de enrollado así como diferentes tipos de aceros. Posteriormente se cortaron muestras más pequeñas, las cuales fueron montadas en baquelita para su examinación por microscopía óptica con un analizador de imágenes.

Se midieron de cada muestra cinco espesores de óxido, y se le tomaron micrografías. La Tabla 5.6 presenta los datos de las diferentes muestras de lámina que fueron analizadas junto con sus principales variables en el proceso, como velocidades, temperaturas y reducciones en el laminador.

5.5. Microscopía electrónica a las muestras de óxido del laboratorio y de la planta.

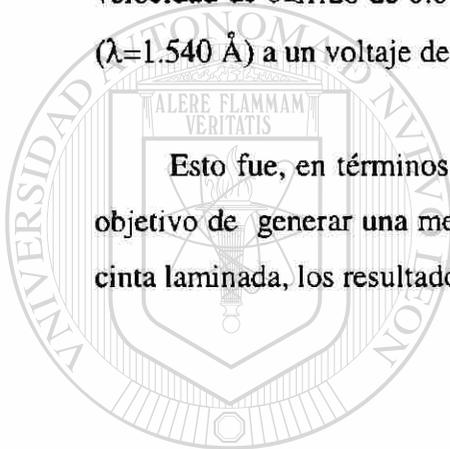
A las muestras obtenidas en las pruebas en planta como en laboratorio se montaron en baquelita y se analizaron por medio de microscopía óptica y electrónica utilizando para esto las instalaciones de HYLSA el CINESTAV Unidad Saltillo y de la empresa GALVAK.

Se obtuvieron también muestras adicionales de material con problemas de óxido primario y de planchones para el estudio por microscopía electrónica de barrido, los resultados de todos estos estudios se presentarán en el siguiente capítulo.

5.6. Difracción de rayos X, a muestras de óxido y cascarilla pegada a los rodillos del horno túnel.

Se obtuvieron muestras para análisis por difracción de rayos X separando mecánicamente la cascarilla de óxido primario de rollos empleando un bisturí de acero inoxidable. Debido a que esta técnica requiere por lo menos de un gramo de polvo, fue necesario extraer la cascarilla de varios defectos en una misma lámina. Los fragmentos extraídos fueron molidos en un mortero de porcelana y posteriormente analizados en un difractómetro marca PHILIPS modelo X'pert; estos estudios fueron realizados en el CINVESTAV Unidad Saltillo. Los patrones de difracción fueron medidos con una velocidad de barrido de $0.04 \text{ }^\circ 2\Theta/\text{S}$ entre 40 y $140 \text{ }^\circ 2\Theta$ empleando radiación de $\text{Cu K}\alpha_1$ ($\lambda=1.540 \text{ \AA}$) a un voltaje de 40kV y una corriente de 30mA .

Esto fue, en términos generales la parte concerniente a la experimentación con el objetivo de generar una mejor comprensión del mecanismo del óxido incrustado en la cinta laminada, los resultados globales serán presentados en los siguientes capítulos.



UANL

UNIVERSIDAD AUTÓNOMA DE NUEVO LEÓN

DIRECCIÓN GENERAL DE BIBLIOTECAS

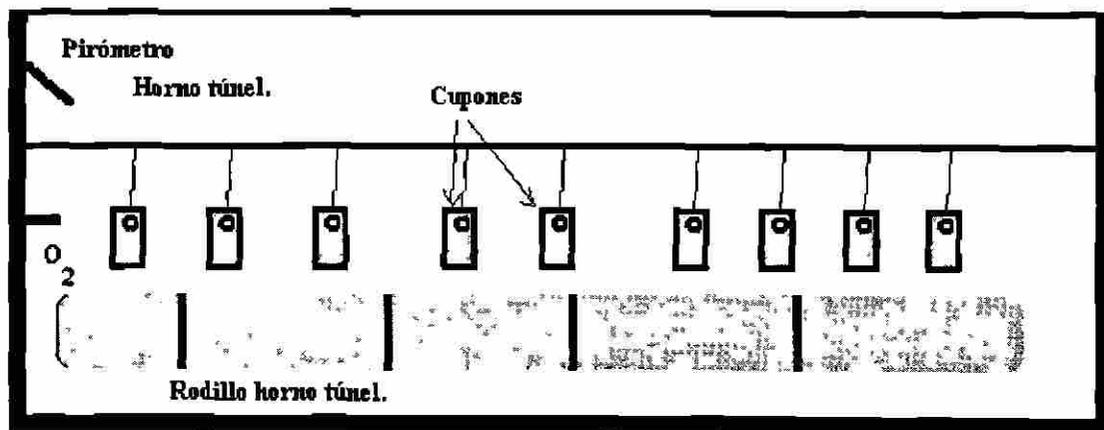
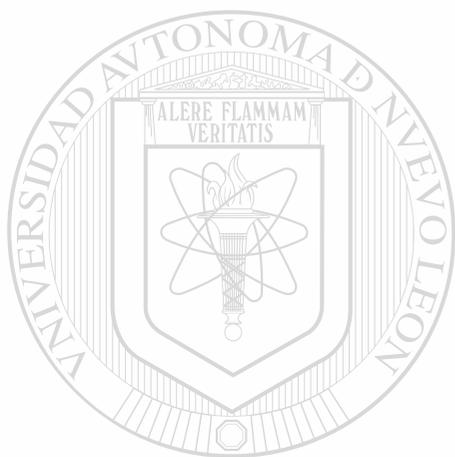


Figura 5.1. Dibujo esquemático de la posición de los cupones de una sección transversal del horno túnel.



UANL

UNIVERSIDAD AUTÓNOMA DE NUEVO LEÓN

®

DIRECCIÓN GENERAL DE BIBLIOTECAS

Tabla 5.1. Aceros utilizados y las condiciones de proceso en el horno túnel.

Acero ^(*)	T(°C)	O ₂ (%)	t (s)	Cant.	Acero	T (°C)	O ₂ (%)	t(s)	Cant.
7095	1085	3.5	900	3	7095	1085	3.70	900	1
	1090	4.00	1800	3		1090	3.70	900	2
	1090	3.70	900	3		1023	3.35	1800	3
	1020	3.25	1800	3		1134	3.70	1800	3
	1145	2.50	3600	3	7061	1090	3.50	900	3
7061	1085	3.80	900	3		1027	3.50	1800	3
	1027	3.50	1800	3		1141	3.70	3600	3
	1141	3.70	3600	2	2082	1090	3.50	900	2
	1085	3.80	900	2		1023	3.35	1800	3
	1023	3.25	1800	3		1145	2.50	3600	3
2083	1085	3.50	900	3	2265	1134	3.70	1800	3
	1090	4.00	1800	3					
	1140	2.80	3600	2					

* Ver Tabla 6.3.3 para el análisis químico.

Tabla 5.2. Resumen de las pruebas variando la temperatura en el horno túnel.

Prueba	Variable	Rango (°C)	Condición planchón
1	Temperatura	1085 VS 1050	No oscilar
2	Temperatura	1150 VS 1050	No oscilar
3	Temperatura	1085 VS 1000	No oscilar
4	Un solo horno túnel	1150	No oscilar, horno sellado.

Tabla 5.3. Resumen de las pruebas a la salida horno túnel y el descascarado.

Prueba	Variable	Rango (°C)	Condición
1	Cabezal enfriamiento	1150	Con y sin el cabezal
2	Bombas alta presión	5 bombas	Normal
3	Subir el caracol 1	No aplica	Normal
4	Subir el caracol 2	No aplica	Normal

Tabla 5.4. Resumen de las pruebas agregando cascarilla y polvo de molde al planchón.

Prueba	Polvo ⁽¹⁾	Condición adicional	(°C)	Tiempo (horno) min	Condición Cabezal
1	481	+ Cascarilla	1150	12	Cerrado
2	450	Ninguna	1150	12	Cerrado
3	450	Ninguna	1150	18	Cerrado
4	450	Ninguna	1120	20 hrs	Abierto
1	Ninguno	Cascarilla salida descascarado	1085	No aplicó	No aplicó
2	Ninguno	Cascarilla salida descascarado	1085	No aplicó	No aplicó

(1) Ver Tabla 5.5 para su composición química.

Continuación....

Prueba	HP*	LP*	Esp(mm)	Acero ⁽²⁾	Ancho(mm)
1	375	225	3.05	2061	1220
2	375	225	4.83	2061	1220
3	375	225	0.9	7061	1220
4	375	225	3.42	2082	940
1	----	----	6.35	2083	1143
2	----	----	11.18	2083	1143

(2) Ver tabla 6.3.3 para su composición química.

(*) HP Cabezal de alta presión, LP Cabezal de baja presión.

Tabla 5.5. Composición química de tres tipos diferentes de polvo de molde utilizados en el colado del acero.

Tipo	Stolberg Accutherms ST-SP/221-BC4	Metallurgica Scorialit SPH-SL 481	Metallurgica Scorialit SPH-S 450/SD
Constituyente	(%)		
SiO ₂	30.5	34.5	34.0
CaO + MgO	32.8	31	33.50
Al ₂ O ₃	4.2	3.75	3.0
Fe ₂ O ₃	-	<1.0	<1.0
MnO	-	<0.1	<0.1
Na ₂ O+K ₂ O	11.2	14.75	12.25
F	7.5	6.25	7.75
C(libre)	4.5	3.75	3.5
C(total)	-	6.0	6.0
CO ₂	-	7.75	8.5
H ₂ O (total)	9.6	-	-
H ₂ O (600°C)	-	<1.0	<1.0
Basicidad	1.0	0.870	1.16
T°C (fusión)	1085 ±15	1060 ±20	1130 ±20

Tabla 5.6. Muestras analizadas para medición del óxido secundario del laminador compacto (E, A y En son las temperaturas de entrada, acabado y enrollado respectivamente).

Rollo	Acero ⁽²⁾	Esp (mm)	Vel. (m/s)		Temperatura (°C)			F1	F2	F3	F4	F5	F6
			F1	F6	E.	A.	En	Red (%)	Red (%)	Red (%)	Red (%)	Red (%)	Red (%)
255674	7061	1.21	0.64	9.26	1152	885	631	66.9	50.9	50.1	42.5	33.8	23.7
255963	7061	1.53	0.64	8.79	1144	885	718	59.9	51.4	48.0	41.6	32.5	25.4
255662	7061	1.88	0.66	8.29	1100	885	731	54.2	47.9	49.0	41.3	32.9	23.6
255434	4092	1.86	0.61	8.19	1090	885	618	51.2	54.2	43.8	42.1	35.1	23.5
255945	4092	1.92	0.58	7.58	1096	885	626	50.7	48.6	49.3	40.5	33.8	26.2
255221	7061	2.03	0.63	7.85	1085	885	623	50.5	48.9	49.0	39.0	34.7	23.2
255950	7061	2.03	0.71	9.11	1105	935	718	48.8	48.2	49.3	40.8	32.7	26.1
255956	7061	2.03	0.73	9.38	1095	935	721	48.8	48.3	49.0	39.2	34.3	26.7
256507	2060	2.45	0.70	6.77	1105	895	716	54.0	44.7	41.6	38.0	30.6	25.6
256497	2060	2.45	0.74	6.90	1102	895	717	55.7	43.9	42.0	37.0	30.0	25.0
255470	5065	2.54	0.66	6.33	1137	908	805	52.5	48.1	41.0	37.5	29.9	22.4
255266	7061	2.54	0.68	7.46	1030	885	550	45.0	44.9	45.9	40.5	32.7	24.7
255700	7061	2.54	0.69	7.24	1045	885	585	48.1	46.4	44.5	36.7	32.0	25.6
255696	7061	2.59	0.77	7.33	1068	895	722	52.3	47.6	41.7	36.5	28.1	24.2
255657	7061	2.59	0.83	7.84	1055	895	717	52.3	42.5	43.6	37.4	31.4	24.0
256523	2060	2.66	0.72	6.24	1090	885	618	55.4	44.5	39.2	37.4	27.9	23.7
256520	4092	2.62	0.70	6.75	1047	885	625	50.5	45.5	41.6	38.9	29.4	25.0
255653	2061	2.84	0.83	7.23	1055	895	720	51.6	40.8	40.9	38.3	30.0	24.3
255054	4092	3.18	0.63	6.02	1046	885	650	40.0	43.8	44.8	37.7	31.2	22.3
255613	4095	3.81	0.64	4.8	1045	885	622	44.0	41.1	42.8	32.5	26.3	21.1
255631	4095	3.81	0.59	4.44	1063	885	623	45.0	43.9	39.5	33.6	26.2	18.9
255600	4095	3.81	0.70	5.12	1050	885	617	46.0	41.8	43.5	31.0	25.2	19.0
255624	4095	4.76	0.71	4.46	1048	895	673	42.0	39.8	36.6	31.5	25.2	18.4
255940	7092	4.8	0.61	4.02	1075	885	683	38.4	40.3	36.7	31.0	26.3	21.1
255450	2085	5.69	0.59	3.27	1094	895	629	39.3	38.8	33.6	29.9	22.8	17.0
255936	7092	6.4	0.63	3.26	1048	885	672	35.4	36.3	31.1	28.0	24.6	19.0
286355	7061	10.8	1.01	2.98	1052	895	678	38.5	31.1	0.00	22.5	23.1	16.3

(2) Ver análisis químico con la nomenclatura de HYLSA en la Tabla 6.3.3.

CAPÍTULO 6

RESULTADOS

6.1. Pruebas industriales para producir óxido laminado.

6.1.1. Introducción.

Con las condiciones de operación es posible conocer las variables que más influyen en la formación del óxido y con esto, asegurar su correcta eliminación. En esta sección se presentan los resultados de una serie de pruebas en la planta para evidenciar qué variables son más críticas en la formación del óxido laminado en la cinta, estas pruebas fueron realizadas en un período aproximado de dos años.

DIRECCIÓN GENERAL DE BIBLIOTECAS

6.1.2. Efecto de variar la temperatura del planchón dentro del horno túnel para un mismo acero.

En esta prueba se utilizó una sola línea de colado y se evitó que el planchón oscilara en el horno túnel. Fueron 22 piezas distribuidas en cuatro coladas, la mitad se laminaron a temperaturas de recalentamiento de 1085 °C, los 11 restantes a 1050 °C. Estos planchones se observaron como rollos por su cara superior como decapados, los resultados se muestran en la Tabla 6.1.1. En esta tabla *Ox* representa el número de puntos de óxido vistos por dos observadores y *Tpo* es el tiempo en minutos de estancia

de los planchones dentro del horno túnel. Las pruebas de hipótesis tipo t [73], realizadas a los datos de la Tabla 6.1.1 se muestran en la Tabla 6.1.2.

6.1.3. Resultados de utilizar las dos máquinas de colado a temperatura del horno túnel de 1150 °C y 1050 °C sobre la cantidad de óxidos laminados.

Las diferencias en las temperaturas y los tiempos de las piezas dentro del horno túnel fueron significativamente diferentes, los resultados obtenidos se muestran en la Tabla 6.1.3 y los resultados al utilizar la prueba t a dos temperaturas y tiempos de permanencia de los planchones dentro del horno túnel se presentan en la Tabla 6.1.4.

6.1.4. Efecto de usar una máquina de colada a dos temperaturas de salida del horno túnel 1085 °C y 1000 °C y los óxidos laminados en la cinta decapada.

Se intentó aislar el tiempo de estancia de los planchones regresando a las condiciones originales de la planta, esto es un solo horno túnel y el sellado del carro de transferencia así como evitar la oscilación de los planchones dentro de éste. Se seleccionaron 20 piezas de las cuales 10 se laminaron a 1085 °C, los 10 restantes a 1000 °C, los resultados se presentan en la Tabla 6.1.5. y la prueba t realizada a los resultados se encuentra en la Tabla 6.1.6.

6.1.5. Resultados de probar el trabajar con un solo horno túnel.

Se fabricaron cinco coladas, inspeccionándose todos por la cara superior en el decapado, de aquí se seleccionaron cuatro y se inspeccionaron por ambas caras, los resultados obtenidos se presentan en la Tabla 6.1.7.

6.1.6. Resultados en la aparición del óxido laminado en la cinta al utilizar el cabezal de enfriamiento a la salida del horno túnel.

Se utilizaron dos coladas bajo las mismas condiciones, con un espesor final de cinta de 3.2 mm, manteniendo las mismas temperaturas de salida del horno túnel. Los resultados se muestran en la Tabla 6.1.8, la Tabla 6.1.9 presenta los resultados de la prueba de hipótesis tipo t realizada a los datos de la Tabla 6.1.8.

6.1.7. Resultados en la aparición del óxido al utilizar diferente número de bombas de alta presión, con las mismas de baja presión.

Una de las ideas más comunes que se tiene con relación al descascarado es que el incremento en la presión del agua ayuda a disminuir la cantidad de óxido incrustado, sin embargo, esto no es siempre válido, debido a que el incremento en la presión también genera inestabilidad en el manejo de los flujos, un mayor consumo de energía, mayor desgaste de las boquillas, tuberías, bombas, caracoles etc, además, genera interferencias e ineficiencias en la recolección del agua.

Los resultados de esta prueba se muestran en la Tabla 6.1.10. Es importante mencionar que aunque no se observó óxido laminado, si se observaron pequeñas manchas sobre la superficie de la cinta al disminuir la presión, una fotografía se observa en la Figura 6.1.1.

6.1.8. Efectos en la aparición del óxido utilizando cinco bombas de alta presión, levantando el primer y segundo caracol de forma independiente.

Los resultados de inspeccionar solamente la cara superior de la cinta sobre la cantidad de óxidos primario visto se presentan en la Tabla 6.1.11, al trabajar bajo condiciones normales, al subir el primer caracol, al subir el segundo y al descascarar con sólo cinco bombas de alta presión.

6.1.9. Resultados al agregar cascarilla a la entrada del primer castillo sobre la aparición del óxido laminado en los rollos.

Tratando de evidenciar si la cascarilla que es removida por el descascarado, cae posteriormente sobre el planchón y se incrusta a la entrada del primer castillo, generando óxido laminado, se realizaron un par de pruebas, el estudio por microscopía electrónica de este óxido se presentará un poco más adelante, una fotografía de lo que se observó en la cinta en la zona de inspección se muestra en la Figura 6.1.2.

6.1.10. Cantidad de marcas por la cara inferior generadas por las ruedas de los rodillos del horno túnel y que producen óxido laminado.

En el transporte de los planchones por el horno túnel hacia el laminador, éste sufre una serie de indentaciones por la cara inferior, dependerá la gravedad de éstas el que el planchón ya laminado presente óxido primario [74]. En esta prueba se colocaron una serie de planchones a lo largo del primer horno túnel, posteriormente se dejaron enfriar y se retiraron del horno túnel con grúa, la cantidad de las marcas por posición encontradas se presenta en las Figura 6.1.3.

6.1.10.1. Diferencias en el procesamiento en dos lotes, uno con y uno sin óxido laminado, por la cara inferior de la cinta decapada.

Basándose en observaciones en decapado de dos lotes, uno con óxido laminado y otro sin él en los mismos espesores de cinta, producidos en dos días diferentes, se revisaron las variables del proceso que pudieran ser causa en la aparición de éste. Se revisaron las presiones de descascarado de baja y alta presión, siendo en ambas similares, las temperaturas de salida del horno túnel fueron ligeramente mayores en los rollos con óxido laminado, el oxígeno libre en ambos se mantuvo de 1 a 3%, lo que es considerado normal.

Los tiempos de estancia dentro del horno túnel fueron mayores en las piezas con óxido laminado, 17 contra 22 min, estos 5 min de diferencia se consumieron en los carros de transferencia donde se tienen rodillos sin enfriamiento interno de agua (rodillos secos) y altas temperaturas, los tiempos y las temperaturas de las piezas con y sin óxido laminado en las diferentes zonas del horno túnel se muestran en la Figura 6.1.4. Con las observaciones obtenidas de esta prueba se tomó una muestra mucho mayor de rollos con óxido laminado, concentrándose la información en comparar los tiempos y temperaturas en los que los planchones permanecen en la zona del carro de transferencia con la aparición de óxido laminado en la cinta por la cara inferior, esto se discutirá en el siguiente capítulo.

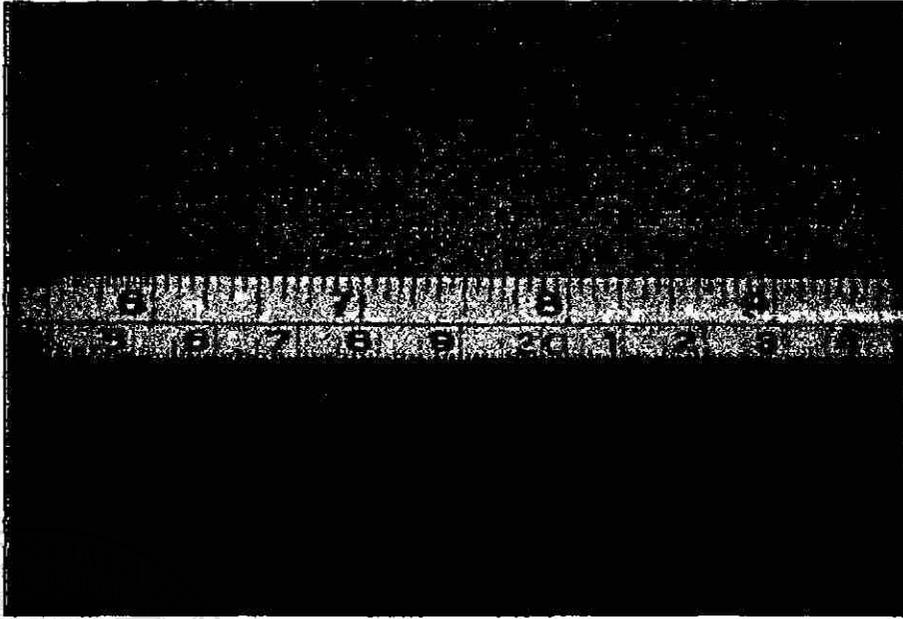


Figura 6.1.1. Manchas en la superficie de la cinta al utilizar cinco bombas de alta presión.



Figura 6.1.2. Lámina proveniente de la prueba en que se agregó cascarilla a la entrada del primer castillo.

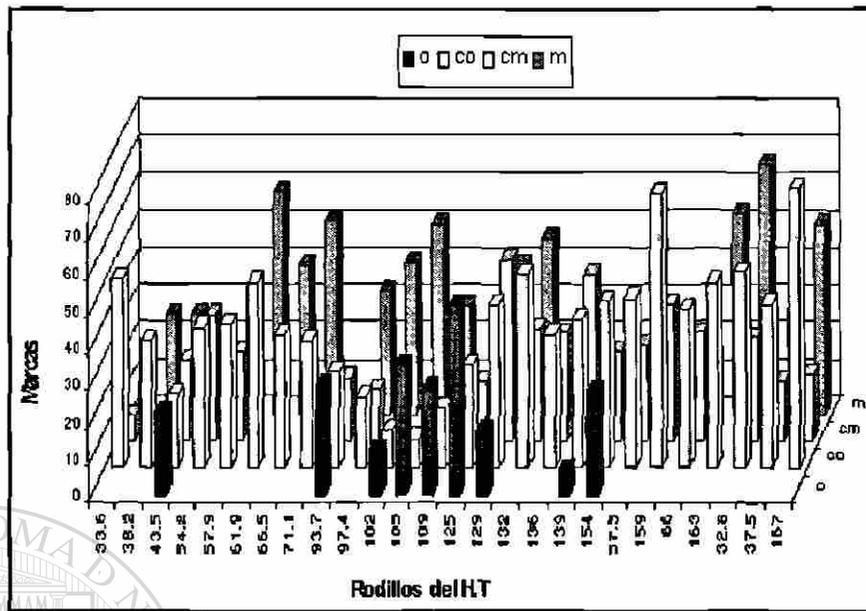


Figura 6.1.3. Marcas tipo A (menor intensidad) en el planchón a diferentes posiciones del horno por lado, operador (O) Centro operador (CO), Centro motriz (CM) y Motriz (M).

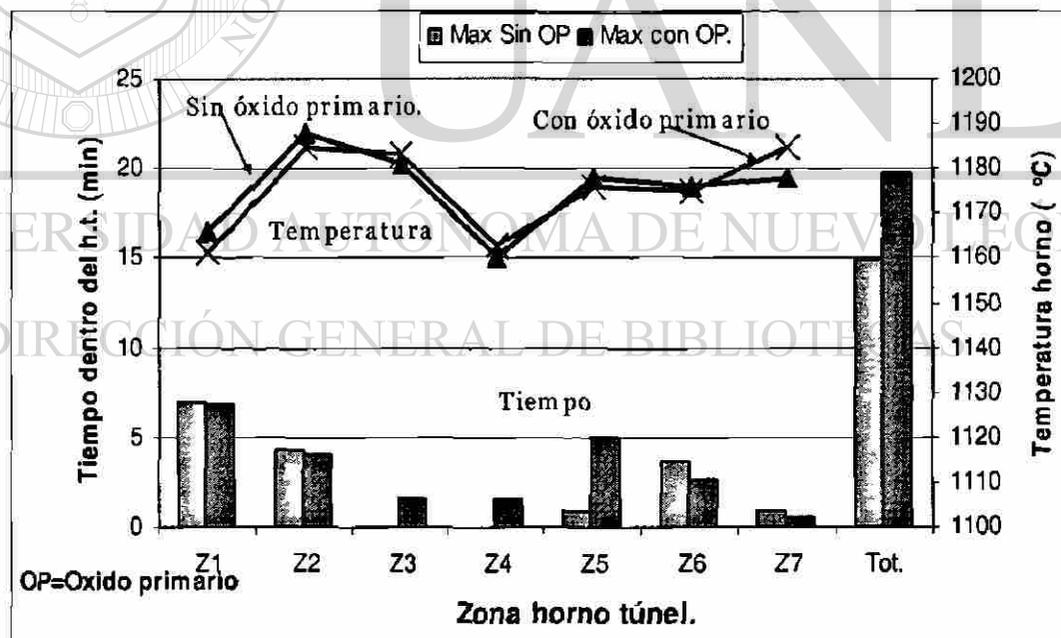


Figura 6.1.4. Tiempo y temperatura dentro del horno de rollos vistos en decapado por la cara inferior con y sin óxido laminado.

Tabla 6.1.1. Piezas calentadas a dos temperaturas dentro del horno, óxidos laminados en la cara superior del rollo. Observaciones en decapado en un acero con 0.06%C, 0.45%Mn, 0.025%Al y 0.015%Nb.

Rollo	Ox ⁽¹⁾	Ox ⁽²⁾	t (min)	Rollo	Ox ⁽¹⁾	Ox ⁽²⁾	Tpo. (min)
106770	1	*	14:50	106783	2	40	11:10
106771	1	13	14:51	106784	1	32	11:13
106772	1	19	14:49	106785	0	27	11:04
106773	0	18	14:45	106786	0	26	13:06
106776	0	26	22:26	106787	0	22	11:08
106777	0	22	17:28	106788 ^(x)	388	122	2:02:15
106778	4	30	12:18	106790	0	23	14:37
106779	24	41	11:42	106791	0	15	35:11
106780	3	*	11:41	106792	0	15	13:24
106781	13	*	11:14	106793	0	16	13:23
106782	4	*	11:06	106794	0	21	16:46
No. óxidos	4.6	24.1	14:17	No.óxidos	0.3	23.7	15:16
Temp.	1050 °C		Temp.		1085 °C		hf=3.54mm

(1) Cantidad de óxidos primarios vistos por el observador 1, (2) Cantidad de óxidos primarios vistos por el observador 2.

(*) Rollo no observado.

(x) Rollo que permaneció más de 2 horas dentro del horno túnel y que se sacó del análisis.

Tabla 6.1.2. Prueba de hipótesis tipo *t* para las observaciones en decapado de la Tabla 6.1.1. considerando solo al observador 1 (el observador 2 sus medias son prácticamente iguales).

Temp. 1085 °C	Temp. 1050 °C	Grados libertad $gl = n_1 + n_2 - 2$	Región de rechazo.	t. de Tablas
		$gl=19$ $gl=15$	$t > t_{\alpha}/2$	$ t_{\alpha}/2 > 2.093$
Piezas	Piezas	Desv. Std. ambas.	Cálculo de t^{58} .	$\alpha=0.05$
$n_1= 10$	$n_2= 11$	$S = \sqrt{\frac{(n_1-1)s_1^2 + (n_2-1)s_2^2}{n_1+n_2-2}}$	$t = \frac{M_1 - M_2 - D_0}{S \sqrt{\frac{1}{n_1} + \frac{1}{n_2}}}$	$M1 \neq M2 > D_0$ $D_0=0$
Media	Media	$S=0.6749$ Observ 1. $S=8.511$	$t=-1.831$ Observ. 1 $t=-0.105$	
$M1= 0.3$ Observ. 1 $M1=23.7$	$M2=4.63$ Observ. 1 $M2=24.14$	Resultado.	$ t < t_{\alpha}/2 $	
Desv. std.	Desv. std.	Conclusión: El valor no cae en la región de rechazo, por lo que no hay evidencia para indicar una diferencia en el número de óxidos con respecto a la diferencia en temperatura.		
$S_1=0.6749$ Observ 1. $S_1=7.97$	$S_2= 7.433$ Observ 1 $S_2=9.263$			

Tabla 6.1.3. Efecto del tiempo y la temperatura dentro del horno sobre la cantidad de óxidos laminados observados en el rollo decapado, acero con 0.06%C, 0.75%Mn, 0.025%Al, y 0.020%Nb. (% en peso). *No se analizó

No. pieza	Óxidos	Temp. salida	Tiempo	No. pieza	Óxidos	Temp. salida	Tiempo
*106994	>400	1150	2:02:53	107821	2	1038	11:00
107000	>400	1151	22:35	107822	0	1040	12:00
107002	>400	1152	22:01	107823	6	1050	9:00
107004	>400	1153	21:20	107825	0	1050	15:00
107006	>400	1151	20:51	107826	12	1045	13:00
107007	>400	1145	15:53	107830	6	1050	10:00
107008	>400	1133	15:29	107838	0		4:00*
107019	260	1150	23:39	107839	21	1070	12:00
107021	344	1142	22:02	107840	41	1060	7:00
107023	544	1150	31:18	107841	32	1060	7:00
107027	1304	1143	36:55	107844	118		7:00
107029	892	1140	34:46	107846	49	1060	7:00
107033	68	1145	15:13	107847	32	1050	7:00
107034	636	1146	15:11	107852	152	1030	17:00
				107853	139	1037	9:00
				106966	13	1075	13:41
				106967	5	1075	12:19
				106968	5	1056	13:18
Prom.	489	1146 ° C	22:51	Prom.	35	1052 ° C	10:21

Tabla 6.1.4. Prueba de hipótesis tipo *t* para la cantidad de óxidos laminados en los rollos observados en decapado a dos temperaturas y tiempos de la Tabla 6.1.3.

*Media y desviación estándar de óxidos vistos por los observadores en decapado a dos temperaturas dentro del horno túnel a 1050 y 1150°C.

Temp. (1) nominal	Temp. (2) nominal	Grados libertad $gl = n_1 + n_2 - 2$	Región de rechazo	t. de Tablas
1150 °C	1052 °C	$gl=27$	$t > t_{\alpha/2}$	$ t_{\alpha/2} = 2.069$
Tiempo (min.)	Tiempo (min.)			
22:51	10:21			
Piezas	Piezas	Desv. Std. Ambas.	Cálculo de t^0 .	$\alpha=0.05$
$n_1 = 13$	$n_2 = 16$	$S = \sqrt{\frac{(n_1 - 1)s_1^2 + (n_2 - 1)s_2^2}{n_1 + n_2 - 2}}$	$t = \frac{M_1 - M_2 - D_0}{S \sqrt{\frac{1}{n_1} + \frac{1}{n_2}}}$	$M_1 \neq M_2 > D_0$ $D_0 = 0$
Media	Media	Temperatura y tiempo $S=209.41$	Temperatura tiempo $t=-5.857$	
$M_1 = 496^*$	$M_2 = 38^*$	Resultado.	$ t > t_{\alpha/2} $	
Desv. std.	Desv. std.	Conclusión: La diferencia en el tiempo y la temperatura en su conjunto hicieron que la cantidad de óxidos fuera diferente y mayor a 1150 °C y 22:51 minutos dentro del horno túnel.		
$S_1 = 309^*$	$S_2 = 50.49^*$			

Tabla 6.1.5. Cantidad de óxidos laminados vistos en el rollo decapado considerando dos temperaturas de horno y una sola máquina de colada funcionando, acero con 0.06%C, 0.3%Mn y 0.025%Al. (% en peso)

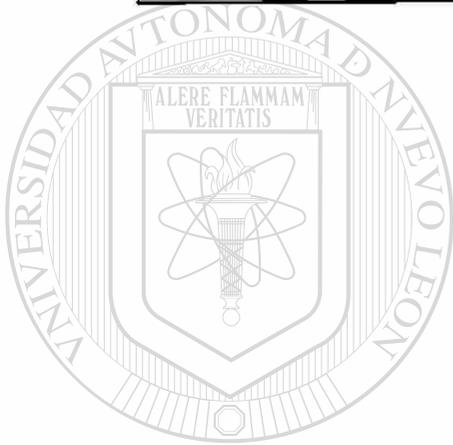
Temp. 1085 °C			Temp. 1000 °C		
No. pieza	Óxidos	Tiempo (min.)	No. pieza	Óxidos	Tiempo (min.)
104341	18	6:00	104381	6	6:00
104345	9	7:00	104384	3	6:00
104348	47	6:00	104385	13	6:00
104352	64	6:00	104392	0	6:00
104356	8	6:00	104394	3	6:00
104359	0	6:00	104397	3	6:00
104364	1	7:00	104401	1	6:00
104365	40	6:00	104403	0	6:00
104373	6	7:00	104407	2	6:00
104377	7	7:00	104410	0	5:00
Total	200		Total	31	
Prom.	10	6:24	Prom.	3.1	6:00
$h_f=6.35$ mm en un ancho de 1080 mm.					

Tabla 6.1.6. Prueba de hipótesis tipo *t* a dos temperaturas con el tiempo de las piezas en el horno constante, de la Tabla 6.1.5.

Temp. (1)	Temp. (2)	Grados libertad $gl = n_1 + n_2 - 2$	Región de rechazo	T. de Tablas
1085 °C	1000 °C	$gl=18$	$t > t_{\alpha} / 2$	$ t_{\alpha} / 2 > 2.069$
Piezas	Piezas	Desv std. Ambas.	Cálculo de t^{98} .	$\alpha=0.05$
$n_1= 10$	$n_2= 10$	$S = \sqrt{\frac{(n_1 - 1)s_1^2 + (n_2 - 1)s_2^2}{n_1 + n_2 - 2}}$	$t = \frac{M_1 - M_2 - D_0}{S \sqrt{\frac{1}{n_1} + \frac{1}{n_2}}}$	$M1 \neq M2$ $> D_0$ $D_0=0$
Media	Media	$S=15.987$	$t=2.363$	
$M1= 20$	$M2=3.1$	Resultado.	$ t > t_{\alpha} / 2 $	
Desv. std.	Desv. std.	Conclusión: El valor cae en la región de rechazo por lo que existe diferencia en el número de óxidos a diferente temperatura.		
$S_1=22.26$	$S_2= 3.95$			

Tabla 6.1.7. Cantidad de óxidos laminados con la condición de un solo horno a 1150 °C, acero con 0.06 %C, 0.3 %Mn y 0.025 %Al (% en peso).

Pieza	Línea de decapado	Centro de servicio		Óxidos primarios
		Cara sup.	Cara inf.	Totales
121403	7	8	73	81
121404,5,9,10	2,0,32,10			
121411	2	8	106	114
121412,13,14,15	0,2,0,1			
121416,17,18,19	14,3,3,19			
121420	13	7	198	205
121425,26,27,29	2,3,0,0			
121431	3			
121432	14	2	229	231
121435,36	0,0	$h_f = 3 \text{ mm en ancho de } 1080 \text{ mm.}$		



UANL

UNIVERSIDAD AUTÓNOMA DE NUEVO LEÓN

DIRECCIÓN GENERAL DE BIBLIOTECAS

Tabla 6.1.8. Óxidos laminados sobre las piezas al usar y no el cabezal de enfriamiento a la salida del horno, (Óxidos vistos en rollo decapado), acero con 0.06 %C, 0.3 %Mn, 0.025 %Al (% en peso).

Rollo	Cantidad óxidos	Tiempo horno túnel (min.)	Piezas	Cantidad óxidos	Tiempo horno túnel (min.)
Sin Cabezal.			Con cabezal.		
115207	24	9:00	115223	21	6:00
115210	26	8:00	115227	14	16:00
115212	*	9:00	115229	31	7:00
115214	50	8:00	115231	30	12:00
115218	54	6:00	115233	30	6:00
115220	80	10:00	115236	41	11:00
Prom.	46.8	8:20	Prom.	27.8	9:40

(*) Rollo no se observó en decapado

Tabla 6.1.9. Prueba de hipótesis tipo *t*, con la misma temperatura abriendo y cerrando el cabezal a la salida del horno de la Tabla 6.1.8.

Sin cabezal.	Con cabezal	Grados libertad $gl = n_1 + n_2 - 2$	Región de rechazo	t. de Tablas
		$gl=9$	$t > t_{\alpha/2}$	$ t_{\alpha/2} > 2.262$
Piezas	Piezas	Desv. std ambas.	Cálculo de t^{58} .	$\alpha=0.05$
$n_1=5$	$n_2=6$	$S = \sqrt{\frac{(n_1-1)s_1^2 + (n_2-1)s_2^2}{n_1+n_2-2}}$	$t = \frac{M_1 - M_2 - D_0}{S \sqrt{\frac{1}{n_1} + \frac{1}{n_2}}}$	$M_1 \neq M_2 > D_0$ $D_0=0$
Media	Media	$S=16.821$	$t=1.862$	
$M_1=46.8$	$M_2=27.83$	Resultado.	$ t < t_{\alpha/2} $	
Desv. std.	Desv. std.	Conclusión: El valor no cae en la región de rechazo, por lo que no se puede rechazar el que las dos medias sean iguales, no hay diferencia al utilizar y no el cabezal de salida del horno túnel.		
$S_1=23$	$S_2=9.28$			

DIRECCIÓN GENERAL DE BIBLIOTECAS

Tabla 6.1.10. Cantidad de óxidos laminados en función del número de bombas alta presión utilizadas, acero con 0.06%C, 0.3%Mn y 0.025%Al (% en peso).

No. de la Pieza	Tiempo (min)	Bombas	Presión alta (bar)	Presión baja (bar)	Óxidos laminados
105262	10:00	10	375	228	0
105263	7:00	10	375	228	4
105264	7:00	9	304	228	1
105265	8:00	9	304	228	1
105266	8:00	9	304	228	0
105267	9:00	7	190	228	4
105268	8:00	7	190	228	0
105269	8:00	7	190	228	0
105270	7:00	5	100	228	0
105271	10:00	5	100	228	0
105272	*	5	100	228	0
Prom.	8:10				$h_f=3.71$ mm.

* No existe información del tiempo dentro del horno túnel.

Tabla 6.1.11. Cantidad de óxidos laminados vistos por la cara superior de la cinta decapada, acero con 0.06 %C, 0.75%Mn, 0.025 %Al y 0.020 %Nb (% en peso).

Rollo	Prueba	Cantidad de óxido visto lado			
		Operador	Centro	Motriz	Total
127344	Condiciones normales	36	126	47	209
127346	Subir el caracol 1.	39	131	48	218
127347	Subir caracol 2.	46	75	43	164
127348	Descascarado con 5 bombas de alta presión.	18	48	12	78
					$h_f=6.35$ mm

6.2. Predicción y medición del óxido en la planta compacta.

6.2.1. Introducción.

Aquí se presentan los resultados medidos y predichos en los espesores de óxido en la zona de colado y horno túnel, considerando tres modelos diferentes, así como el propuesto en la sección 2.10.3. Las temperaturas y los tiempos de los planchones dentro de los hornos fueron tomados como los promedios, además, se realizó una validación con mediciones reales. Se calculó el crecimiento del óxido secundario con diferentes condiciones de laminado, reducciones, temperaturas y enfriamientos entre castillos, validándose con mediciones de microscopía óptica del óxido en muestras de lámina. Finalmente se calculó la fractura del óxido entre los castillos a diferentes espesores de cinta en la planta compacta así como en un laminador convencional.

6.2.2. Crecimiento del óxido en la zona de colado.

Después de la solidificación del acero, el planchón se expone a un ambiente de alta humedad, en una longitud de alrededor de 18 m, el acero se oxida y la costra crece pudiéndose romper en algunas zonas. Las principales variables que influyen en el crecimiento del óxido en el planchón son la temperatura, las condiciones de vapor y humedad, la velocidad de colado y el tipo de acero.

DIRECCIÓN GENERAL DE BIBLIOTECAS

De éstas, la velocidad de vaciado afecta más a la temperatura del planchón, una relación de la temperatura en función de la distancia colado-horno túnel para velocidades de 4 a 6 m/min se muestra en las Figuras 6.2.1 y 6.2.2, y una relación de la temperatura en toda una secuenciación en la zona del distribuidor, rodillo y tijera se muestra en la Figura 6.2.3.

Una estimación de la temperatura superficial del planchón obtenida en función de la distancia de vaciado a diferentes velocidades de colado, de la Figura 6.2.1, se presenta en la siguiente Ecuación:

$$T_{\text{Coll}} = 740 + 40.15 D + 6340 e^{-D} - 1.9562 D^2 + 24.25 V \quad (6.2.1.)$$

donde D es la distancia en metros desde el inicio de colado hasta la entrada al horno túnel y V es la velocidad en m/min.

Un comparativo entre la Ecuación 6.2.1 y la temperatura real para una velocidad de colado de 5 m/min se muestra en la Figura 6.2.4. Con el conocimiento de las temperaturas en las diferentes distancias de vaciado y utilizando la Ecuación 6.2.1 fue posible predecir la oxidación previa a la entrada al horno túnel. Los resultados obtenidos del crecimiento del óxido con los modelos de la sección 2.10.3, se presentan en la Figura 6.2.5 a diferentes velocidades de colado.

Cuando se observa con detenimiento algunas secciones de la zona de colado, se aprecia un óxido oscuro, indicios de que éste se ha roto, por lo que suponer que el óxido no se rompe no es del todo correcto, sin embargo, como óxido total es muy cercano al esperado. El espesor crítico para que el óxido no se rompa se calcula por las ecuaciones descritas en el Capítulo 2, considerando que al óxido se le aplica una pequeña deformación elástica, que puede ser tomada como la diferencia de los coeficientes de expansión térmica del óxido y del metal multiplicado por la diferencia de temperatura para un intervalo de tiempo previamente definido.

6.2.3. Crecimiento de óxido en el horno túnel y un comparativo con hornos convencionales.

En la literatura existen estudios de la cinética de oxidación con diferentes atmósferas en hornos de recalentamiento y diferentes aceros. Uno de los más completos relaciona varias atmósferas y genera, a partir de éstas, una regresión lineal. [5] Aquí, la temperatura influye fuertemente sobre la ganancia en peso, mientras que los niveles de

O₂ afectan en menor proporción. Las mediciones de la oxidación dentro del horno túnel, con cupones, así como las predichas se presentan en esta sección. En la Figuras 6.2.6 y 6.2.7, se observa el efecto del manganeso con el tiempo a temperaturas de 1085 y 1150 °C respectivamente.

De la Figura 6.2.8, se observa el efecto que el carbono y el manganeso tienen sobre la oxidación, al comparar un acero con 0.22% C y 1.22% Mn calentado 30 min junto con aceros de diferentes contenidos de manganeso y bajo carbono. Los resultados del crecimiento del óxido a dos niveles de O₂ libre, con 2 y 4% para una planta compacta [23] y este estudio se presenta en las Figuras 6.2.9 y 6.2.10, a dos temperaturas y tiempos diferentes (Ref.. sección 2.10.3).

Los resultados de comparar la oxidación en hornos convencionales con los del horno túnel, considerando desde bajos hasta altos niveles de O₂, diferentes atmósferas, temperaturas y aceros se presentan en las Figuras 6.2.11 y 6.2.12. En las Figuras 6.2.13 y 6.2.14 se considera un 2 y un 4% de O₂ libre a 1085 °C y 1150 °C [21], junto con los datos obtenidos de muestras dentro del horno túnel a tiempos diferentes.

Las Figuras 6.2.15 y 6.2.16 presentan los modelos descritos en la sección 2.10.3, junto con mediciones reales de ganancia en peso del planchón en el horno túnel a 1085 °C y 1150 °C y tiempos diferentes. Aquí se comparan las predicciones mínimas máximas y el propuesto junto con las mediciones reales a 15 y 30 min a 1085 °C y con 30 y 60 min a 1150 °C.

6.2.4. Crecimiento del óxido después del descascarado.

Una capa de óxido se genera de forma instantánea después de remover el óxido por el descascarado, el espesor del óxido secundario dependerá de las condiciones del producto a laminar y del medio ambiente en que se encuentre. En esta sección y de forma paralela con los cálculos del espesor del óxido secundario, se realizó una medición de diferentes espesores de óxido a temperatura ambiente, a varias temperaturas

de entrada, acabado y enrollado considerando las reducciones, los aceros y los enfriamientos entre castillos, los resultados se muestran en la Figura 6.2.17.

El cálculo del crecimiento teórico de la capa de óxido se realizó con los tres modelos de la sección 2.10.3, los resultados de los cálculos predichos y los reales se muestran en las Figura 6.2.18, donde Avg es el valor promedio para los tres modelos. La Figura 6.2.19 es la predicción de los espesores de salida variando el espesor final de la cinta y las temperaturas de enrollado, en espesores de 1, 5 y 9 mm.

Debido a la geometría de los cabezales de descascarado, las distancias entre el cabezal inferior de alta presión y la mordida al primer laminador son mayores que el cabezal superior de alta presión, 4.61 contra 4.08 m. Esta diferencia hace que el espesor de óxido secundario por la cara superior e inferior no sea el mismo en los primeros castillos, atenuándose éstas diferencias en los últimos castillos. Los resultados de los cálculos de los espesores de óxido a la entrada al primer castillo se muestran en la Figura 6.2.20, para una temperatura de salida del horno túnel de 1150 °C, a diferentes velocidades de entrada al primer castillo considerando ambas caras del planchón.

6.2.5. Espesores de óxido secundario en un laminador convencional y el compacto.

Existen algunas diferencias geométricas importantes que hacen que los espesores de óxido secundario en ambos laminadores sean diferentes; entre éstas están las velocidades de entrada al primer castillo (Figura 6.2.21) y los tiempos totales hasta el enrollado (Figura 6.2.22) que se calculan basándose en los modelos a espesores finales de cinta desde 1.5 hasta 11 mm.

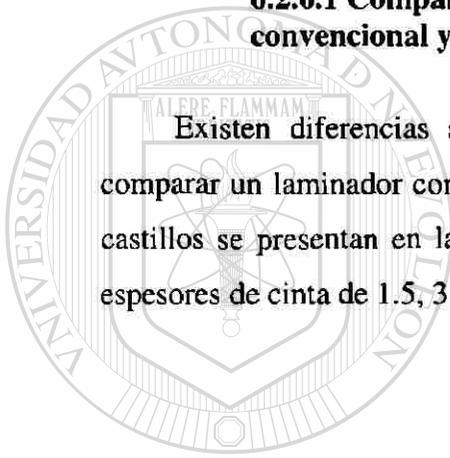
En las Figuras 6.2.23 y 6.2.24, se presentan los espesores de óxido predichos de ambas plantas sobre la base del modelo propuesto, a espesores finales de cinta de 1.5 y 9 mm a 1050 °C de entrada y 615 °C en el enrollado.

6.2.6. Fractura de la capa de óxido en el laminador compacto.

Cuando se observa el paso del planchón en el laminador, se aprecia un polvo muy fino de óxido que se desprende del planchón, como resultado de esto se encuentra que el óxido no es homogéneo en la cinta, esto se corrobora con las mediciones realizadas por microscopía óptica al óxido secundario. Los resultados del cálculo de la ruptura del óxido entre castillos bajo condiciones de deformación, con el espesor crítico para su ruptura en la planta compacta se presentan en la Figura 6.2.25 para los castillos 4 al 6.

6.2.6.1 Comparación de la fractura del óxido en un laminador convencional y el compacto.

Existen diferencias significativas entre ambos laminadores, los resultados de comparar un laminador convencional y uno compacto en la fractura del óxido entre los castillos se presentan en las Figuras 6.2.26 para el castillo 6 solamente a 1050 °C y espesores de cinta de 1.5, 3 y 5 mm.



UANL

UNIVERSIDAD AUTÓNOMA DE NUEVO LEÓN



DIRECCIÓN GENERAL DE BIBLIOTECAS

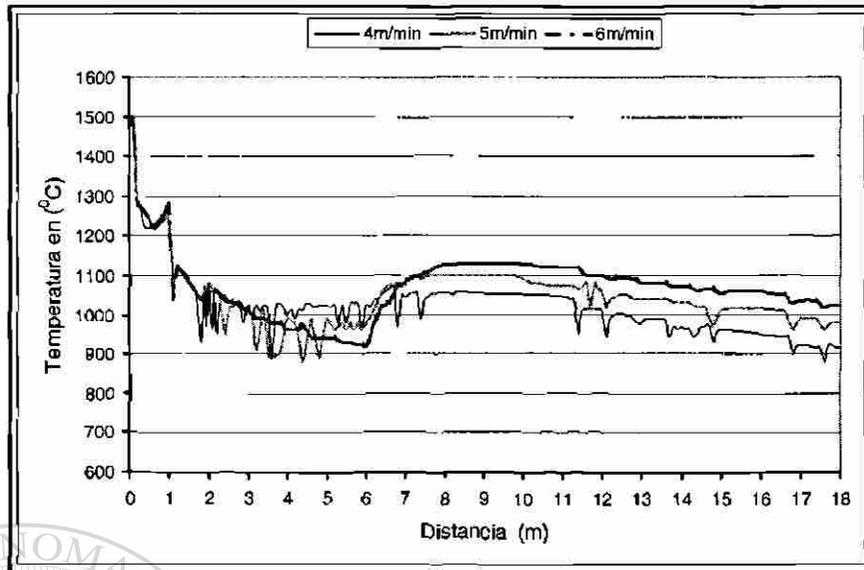


Figura 6.2.1. Variación de la temperatura en la superficie del planchón entre el colado y el horno túnel al variar la velocidad de colado [75].

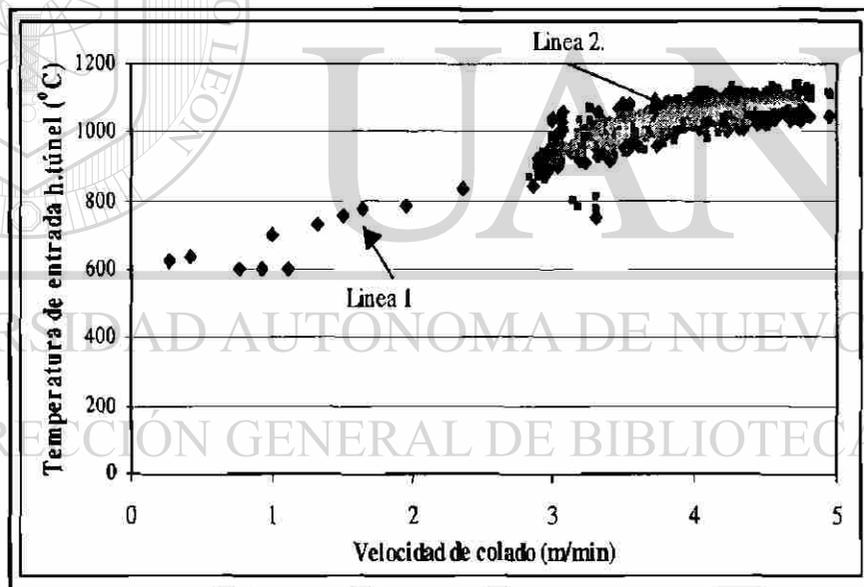


Figura 6.2.2. Variación de la temperatura de entrada a los hornos túnel contra la velocidad de colado [75].

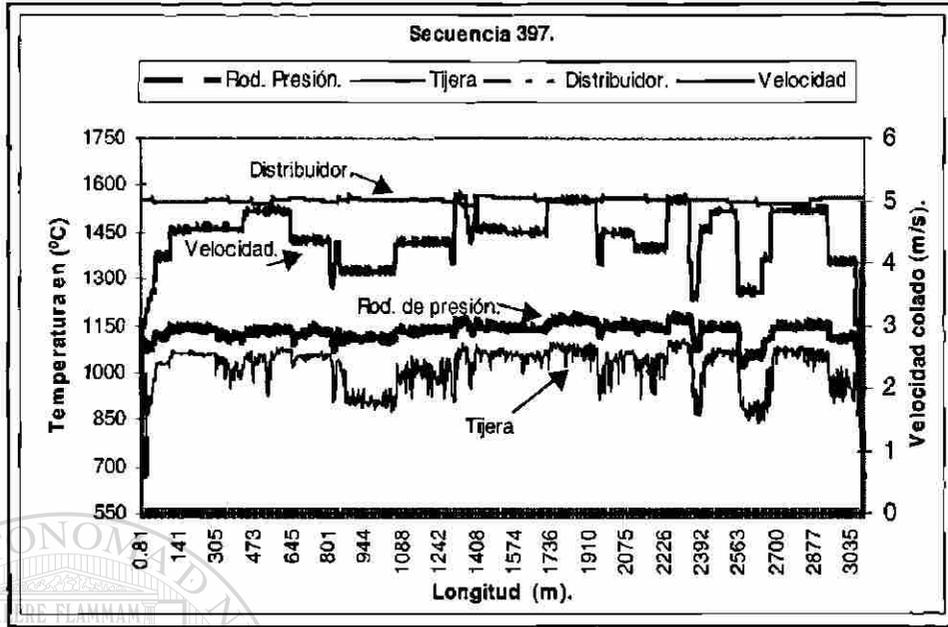


Figura 6.2.3. Temperaturas en tres zonas diferentes, en función de la velocidad de vaciado en toda una secuencia de producción en metros.

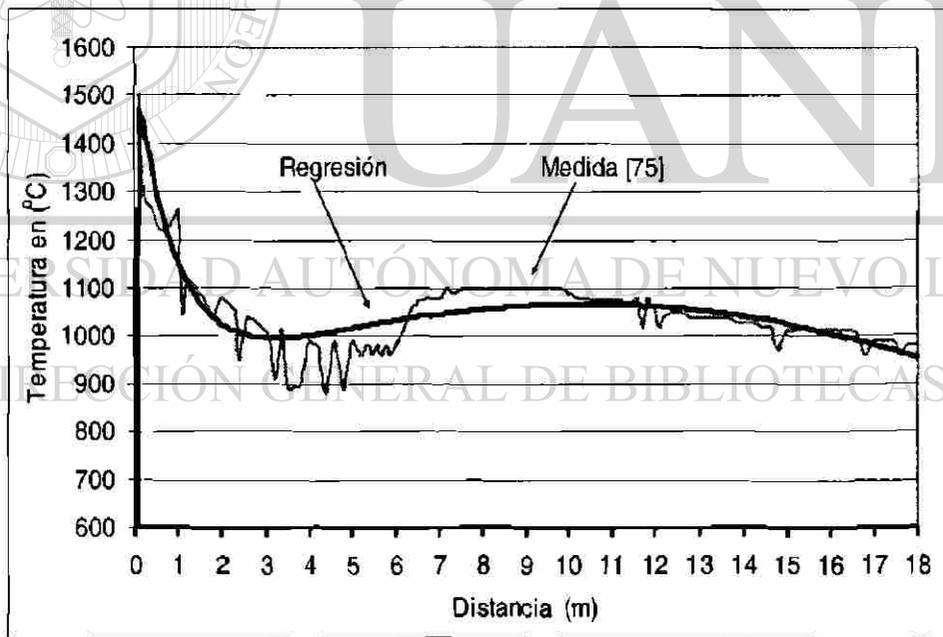


Figura 6.2.4. Perfil de temperatura en función de la distancia de colado con datos reales y la Ecuación 6.2.1, para una velocidad de 5 m/min.

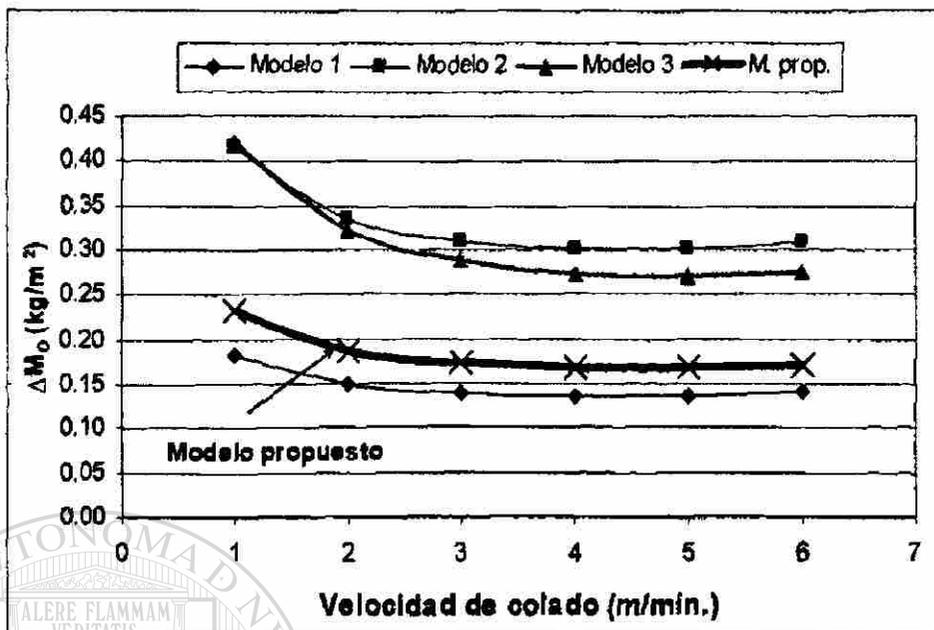


Figura 6.2.5. Ganancia en peso predicha por los tres modelos en la zona de colado y la propuesta, para velocidades de colado de 1 a 6 m/min.

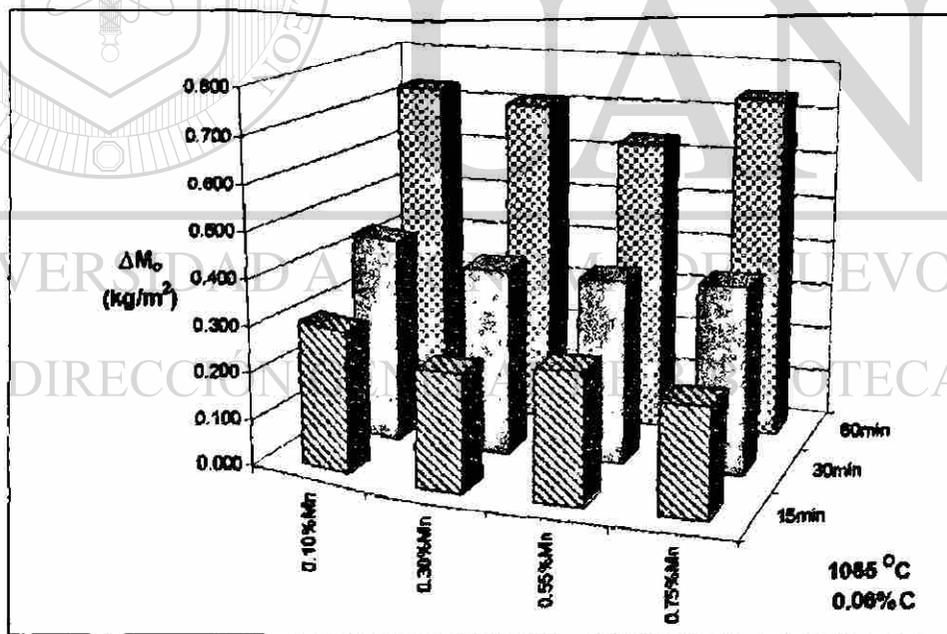


Figura 6.2.6. Ganancia en peso en aceros con diferentes niveles de manganeso y tiempo dentro del horno túnel a 1085 °C.

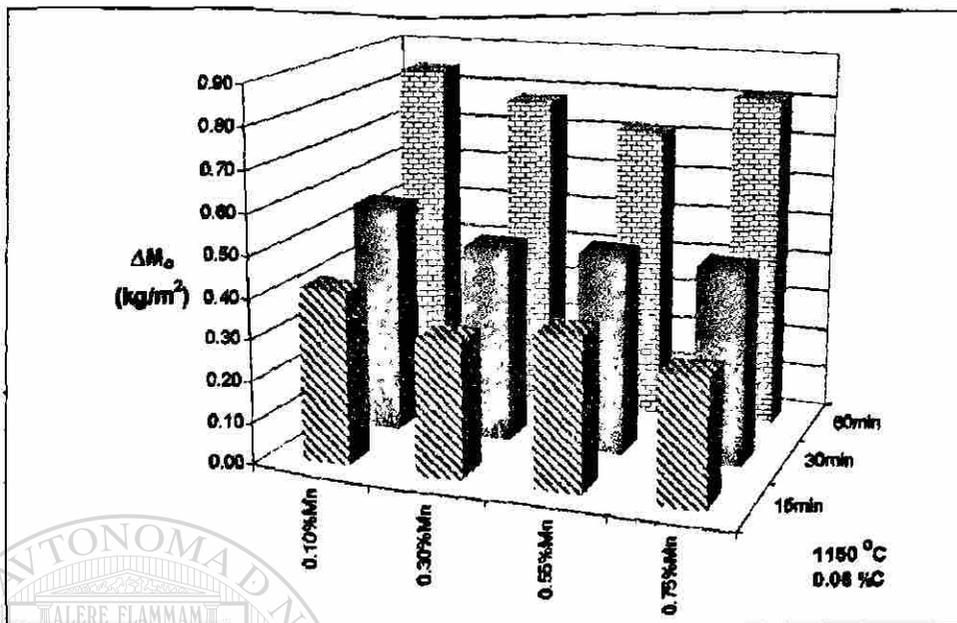


Figura 6.2.7. Ganancia en peso en aceros con diferentes niveles de manganeso y tiempo dentro del horno túnel a 1150 °C.

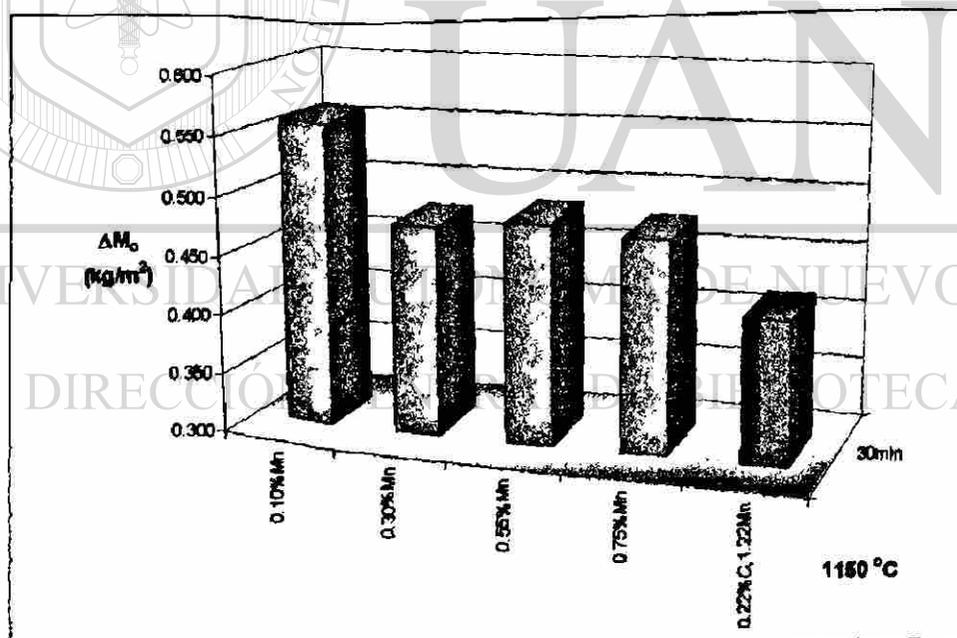


Figura 6.2.8. Comparación de la ganancia en peso de un acero de medio carbono y aceros bajo carbono (barras azules con 0.06 %C) con diferente manganeso, medidos en el horno túnel.

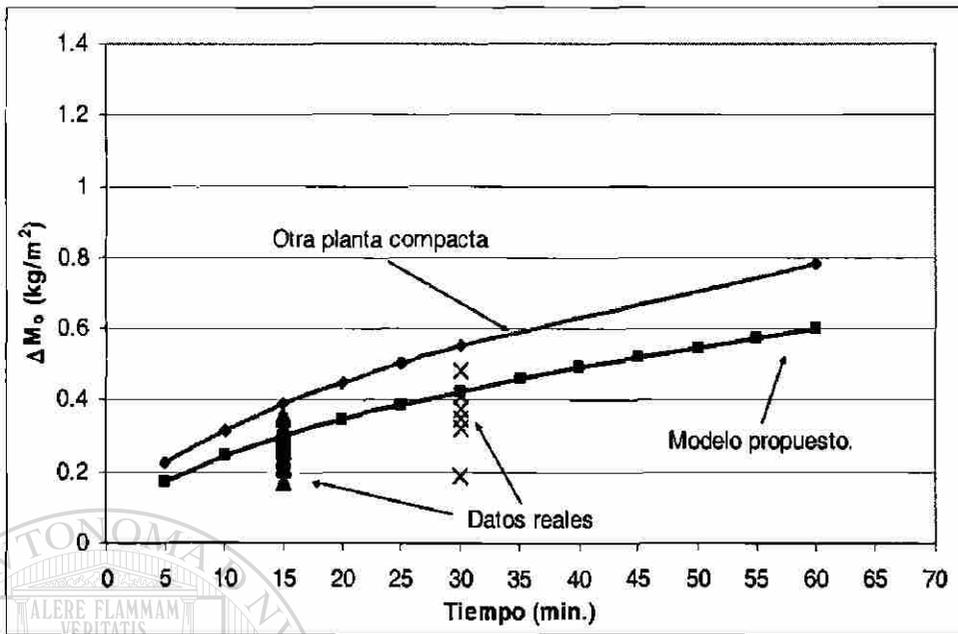


Figura 6.2.9. Ganancia en peso para 2% de O_2 a 1060 °C, en otra planta compacta [23] y la de este estudio, datos reales a 1085 °C y 3.2% de O_2 .

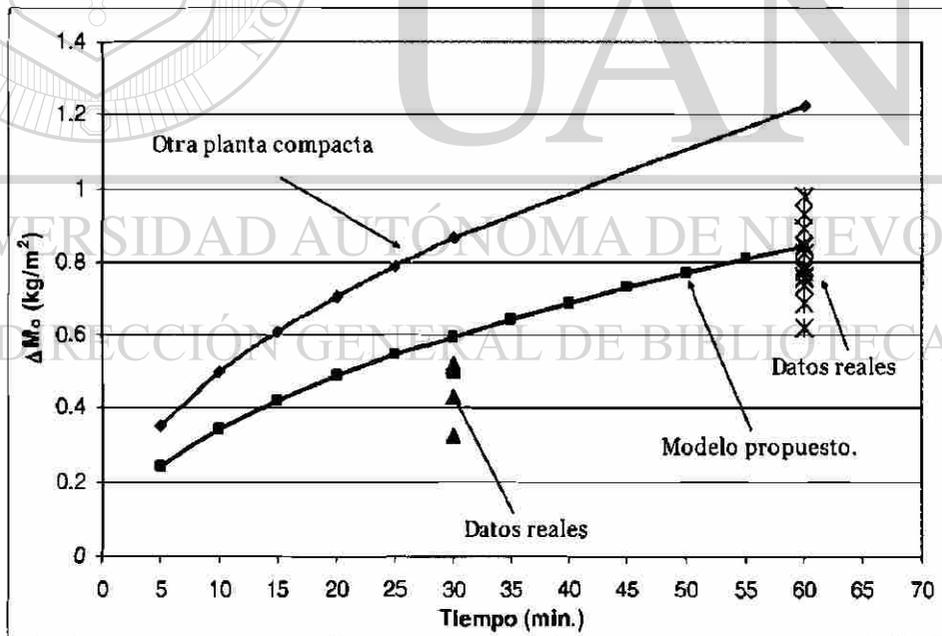


Figura 6.2.10. Ganancia en peso para 4% de O_2 a 1150 °C, en otra planta compacta [23] y la de este estudio, datos reales a 1134 °C, 30 min y 1150 °C a 60 min con 4% de O_2 ambos.

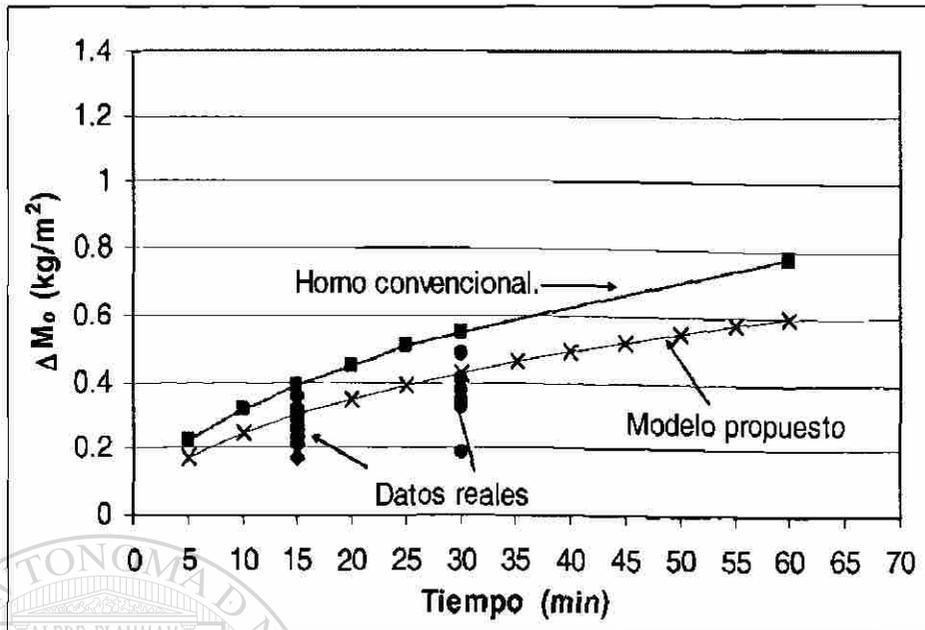


Figura 6.2.11. Ganancia en peso de un horno convencional sección 2.10.1, con los datos reales de la planta compacta a 1085 °C, y 3.6% de O₂ libre.

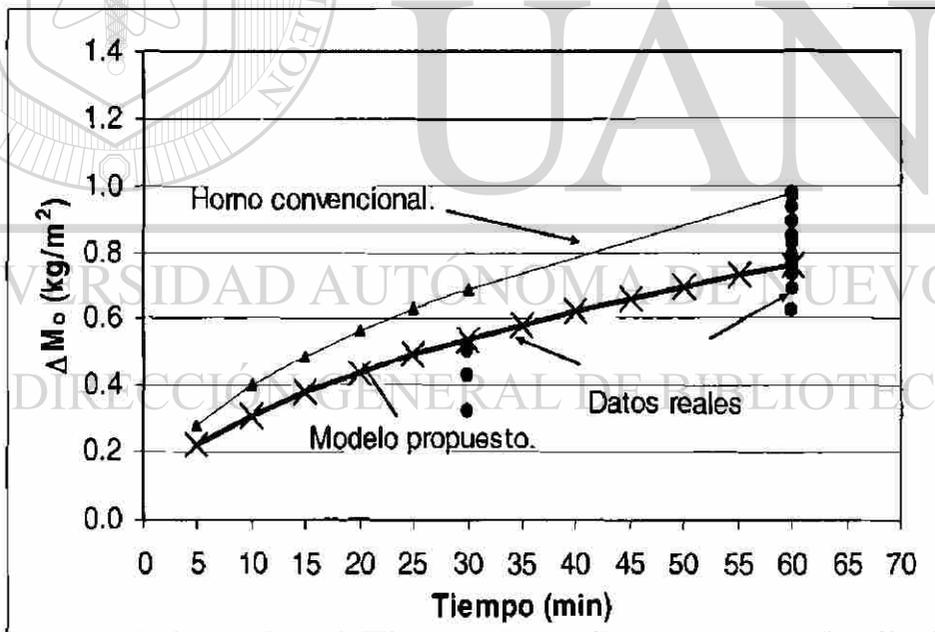


Figura 6.2.12. Ganancia en peso de un horno convencional sección 2.10.1, con los de la planta a 1130 °C y 3.6% de O₂ libre.

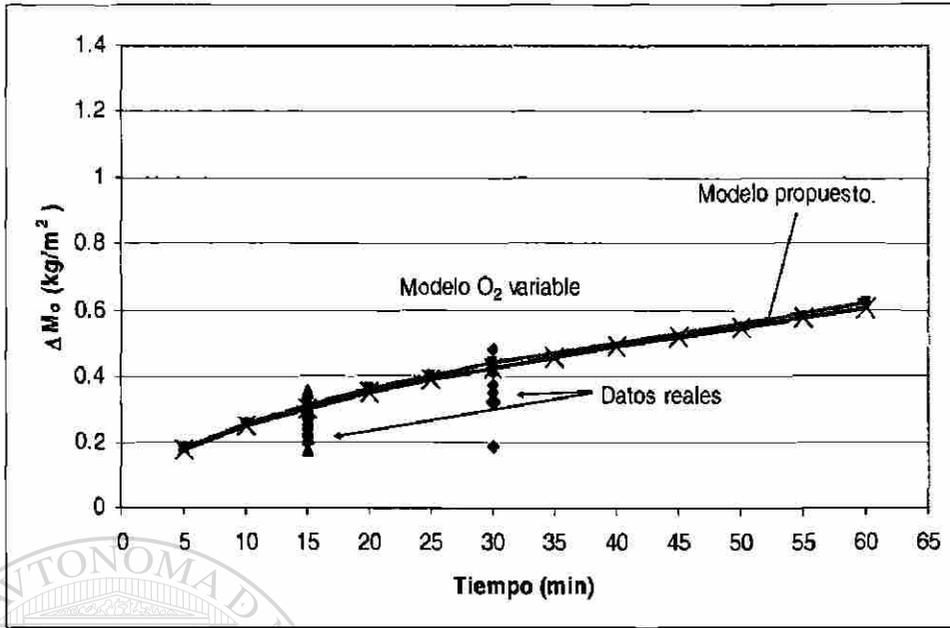


Figura 6.2.13. Ganancia en peso con 2% de O₂ a 1085 °C, sección 2.10.2 y datos reales.

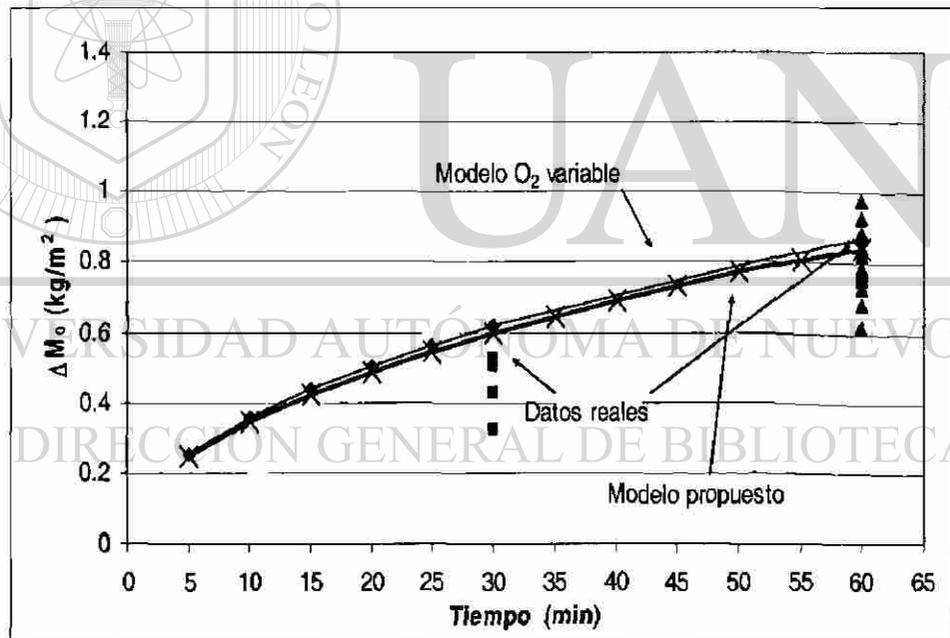


Figura 6.2.14. Ganancia en peso sección 2.10.2, con 4% de O₂ a 1150 °C, y datos reales.

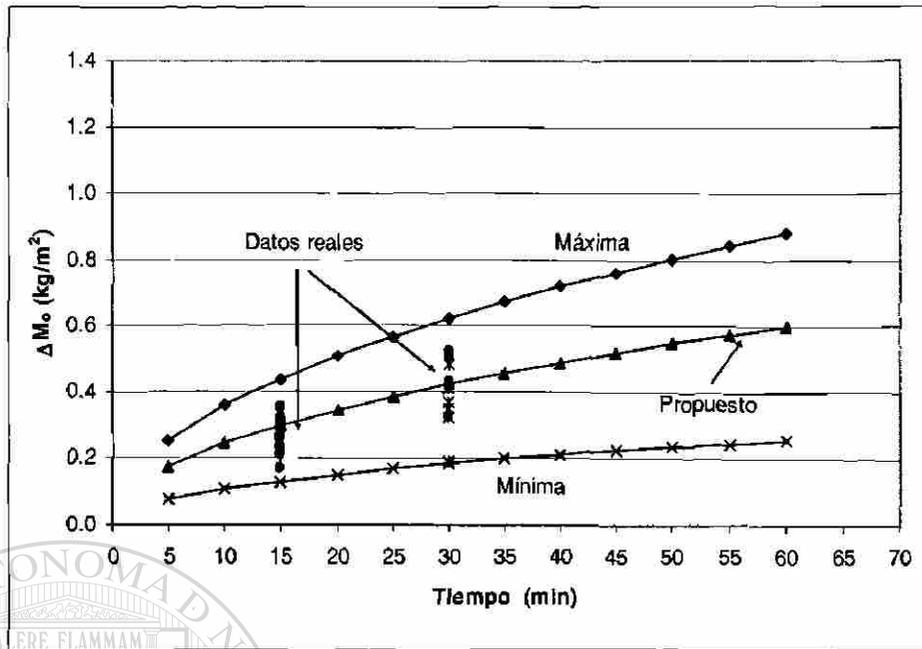


Figura 6.2.15. Ganancia en peso sección 2.10.3, mínima y máxima a 1085 °C, junto con las mediciones reales a diferentes tiempos.

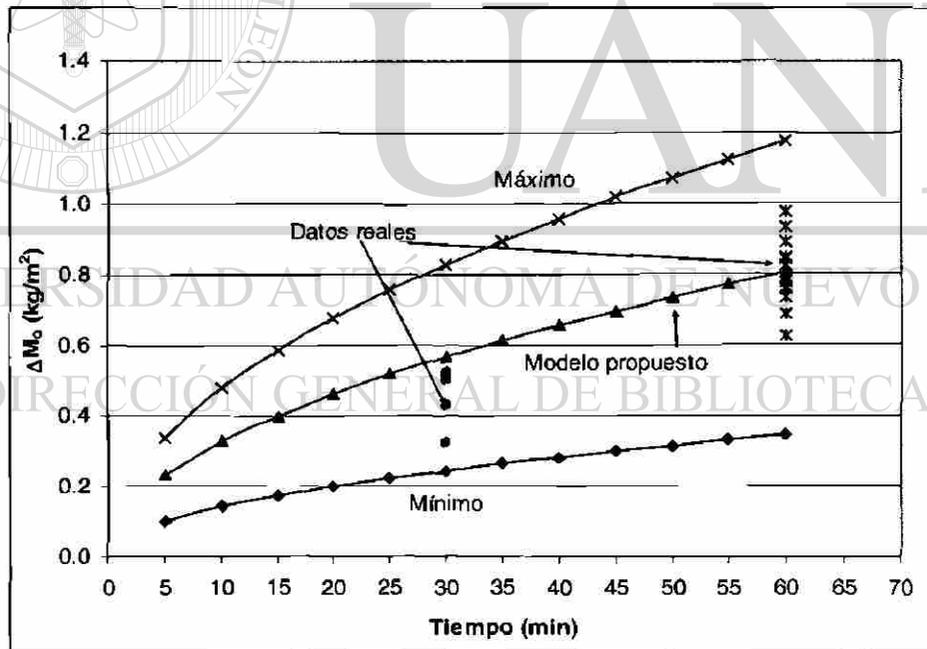


Figura 6.2.16. Ganancia en peso sección 2.10.3, mínima, máxima y el modelo propuesto a 1150 °C, junto con mediciones reales.

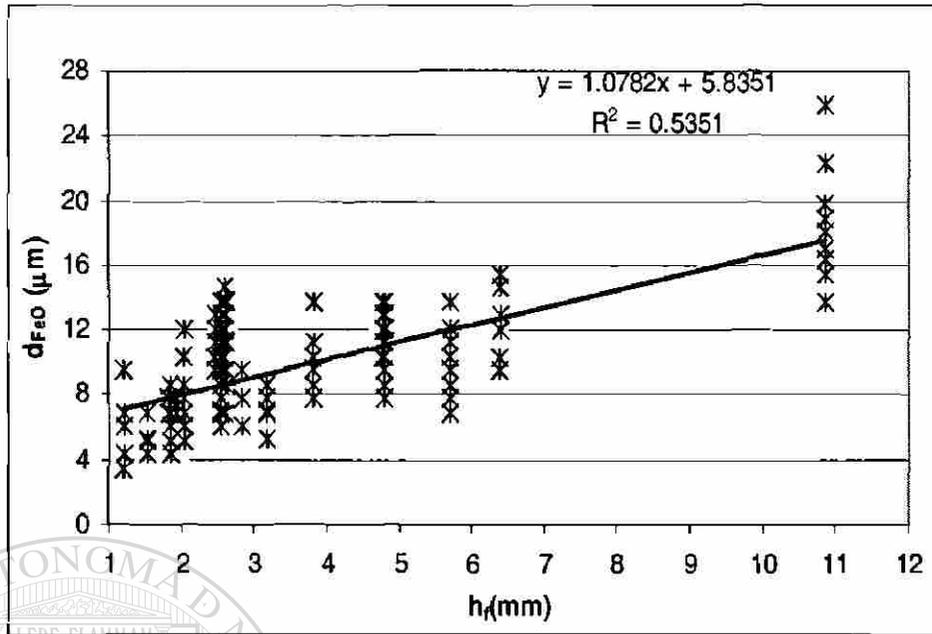


Figura 6.2.17. Espesor de óxido secundario en función del espesor final de la cinta, medido a temperatura ambiente.

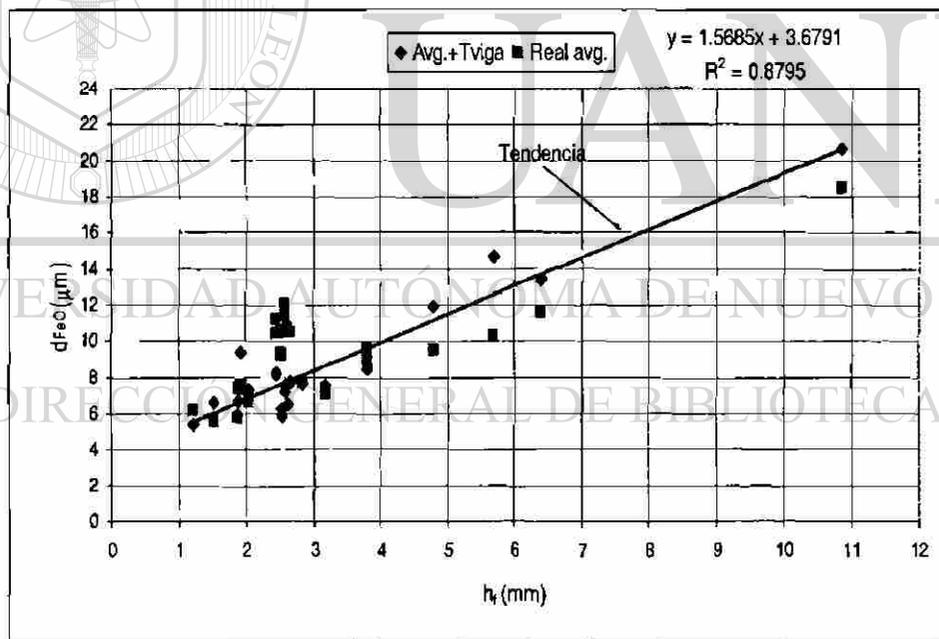


Figura 6.2.18. Espesores de óxido a la salida del sexto castillo contra el espesor de la cinta datos reales y predichos.

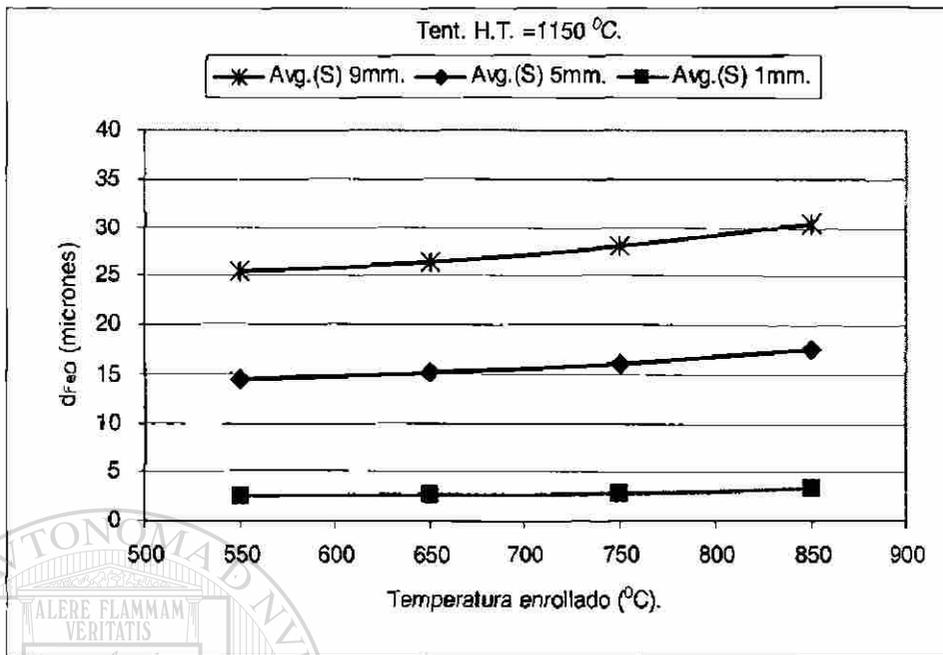


Figura 6.2.19. Predicción de los espesores del óxido secundario a diferentes temperaturas de enrollado y espesores finales de cinta de 1, 5 y 9 mm de acuerdo con el modelo propuesto.

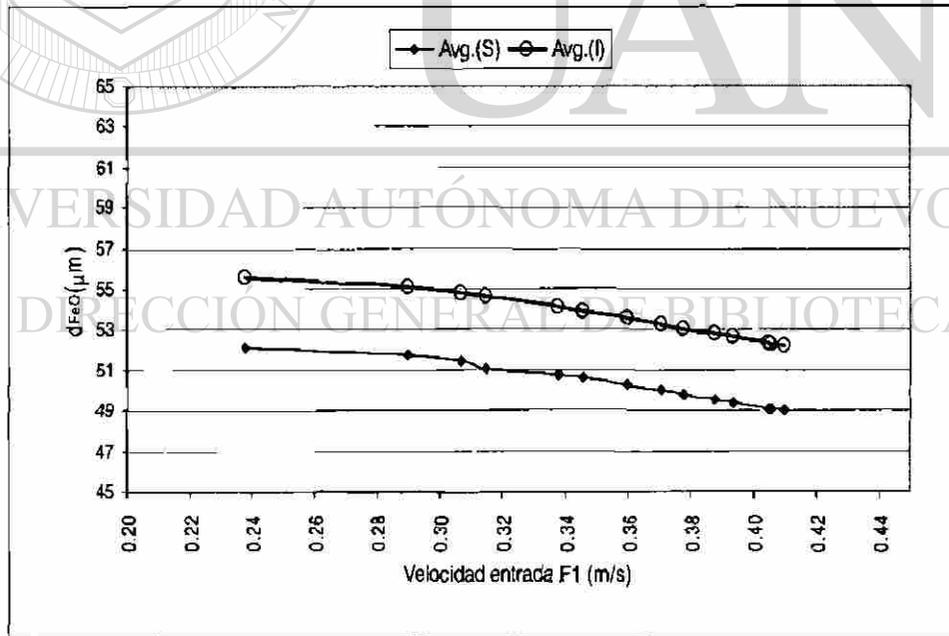


Figura 6.2.20. Espesores predichos de óxido secundario en ambas caras del planchón a la entrada del primer castillo y una temperatura de 1150 °C de salida del horno según el modelo propuesto.

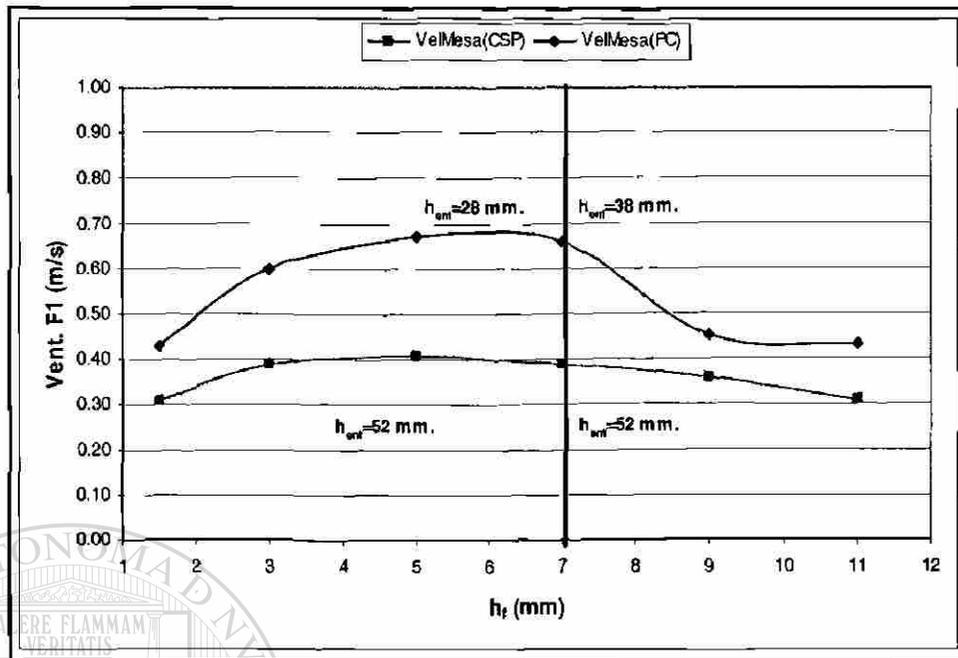


Figura 6.2.21. Velocidades de entrada al primer castillo, planta convencional (PC) y planta compacta (CSP), en función del espesor final de la cinta, (h_{ent} espesor planchón en mm).

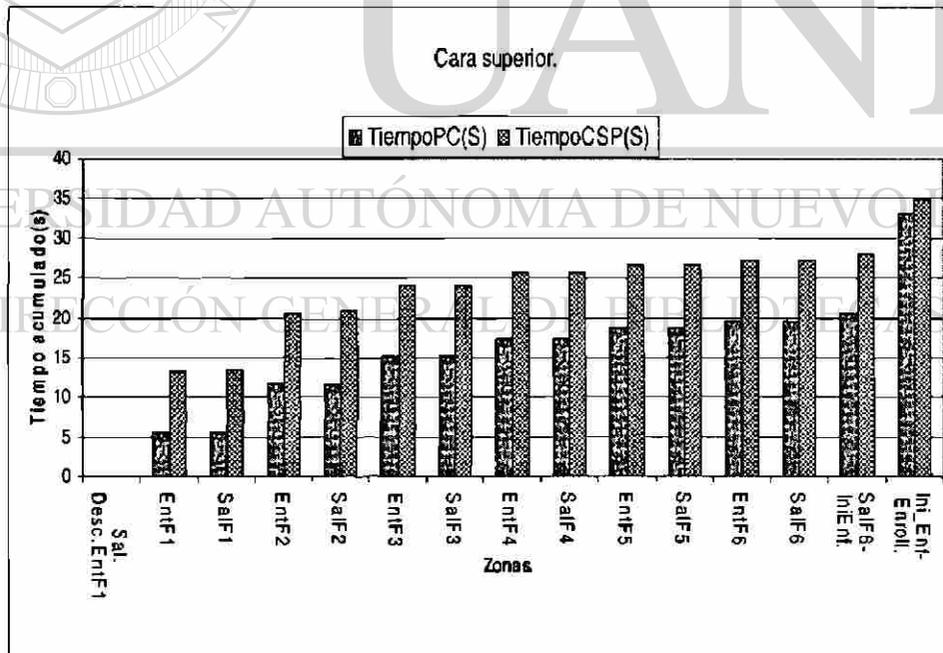


Figura 6.2.22. Tiempos en las diferentes zonas de una planta convencional (PC) y una compacta (CSP) hasta su enrollado, espesor final de cinta de 1.5 mm, cara superior.

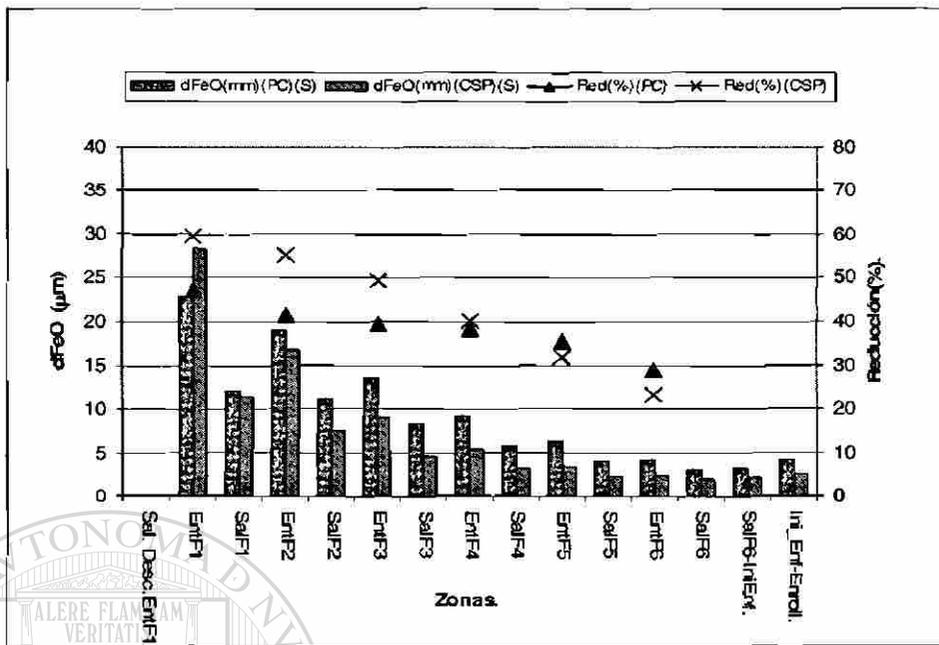


Figura 6.2.23. Predicciones del óxido secundario cara superior en ambos laminadores, espesor final de la cinta igual 1.5 mm y 1050 °C de llegada al descascarado y 615 °C en el enrollado.

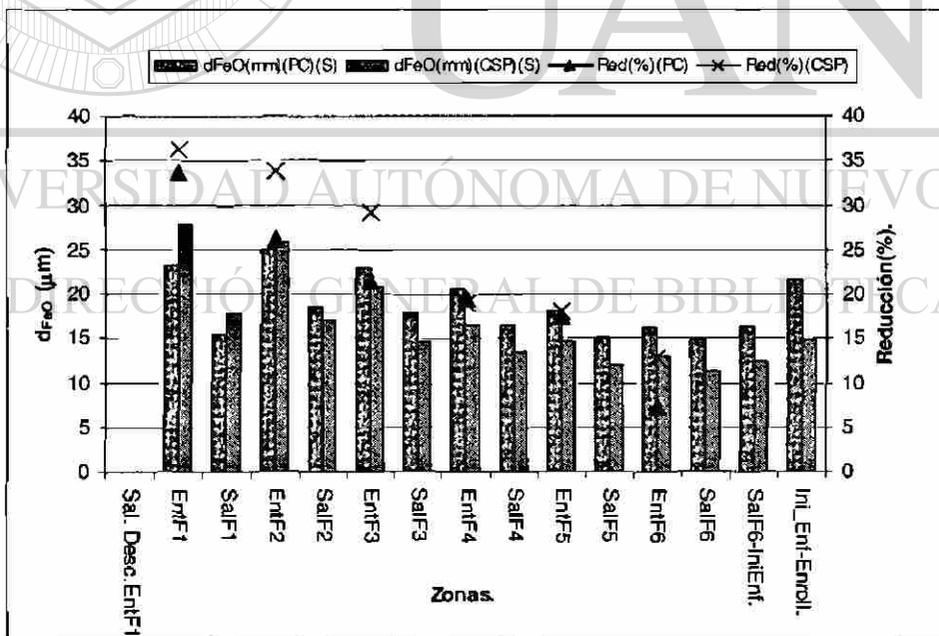


Figura 6.2.24. Predicción del óxido secundario cara superior y reducciones ambos laminadores espesor final de la cinta igual a 9 mm y 1050 °C de llegada al descascarado y 615 °C en el enrollado.

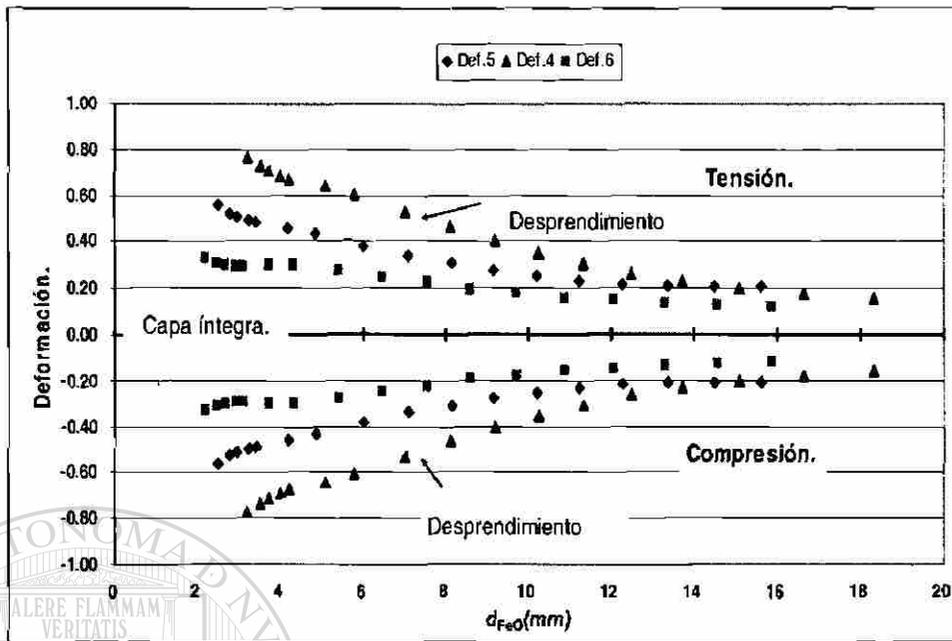


Figura 6.2.25. Predicción de la ruptura de la capa de óxido en los castillos 4 al 6 a 1150 °C, planta compacta.

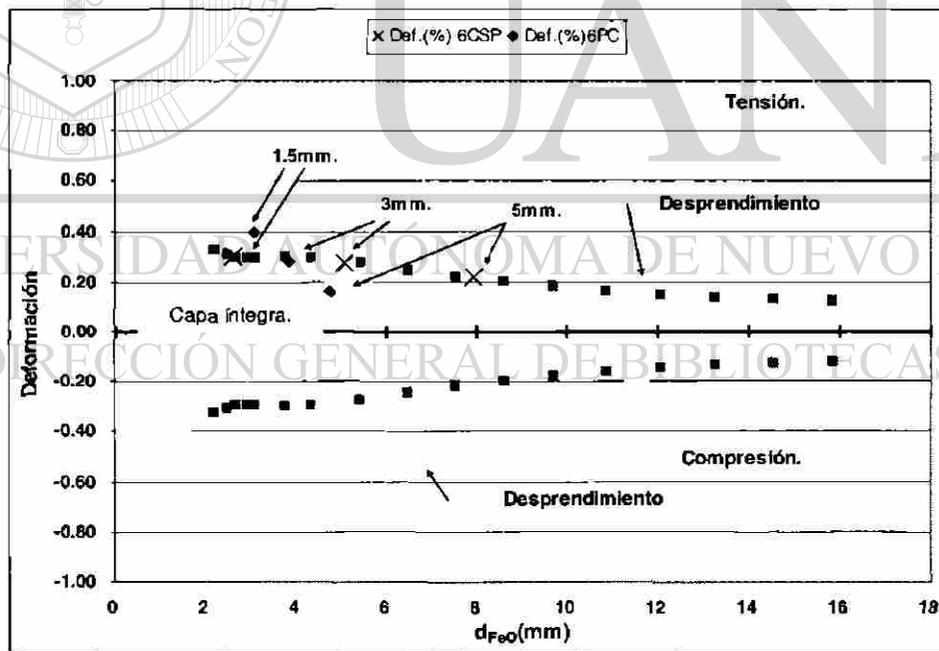


Figura 6.2.26. Predicción de la fractura del óxido en el sexto castillo, para un espesor final de la cinta de 1.5, 3 y 5 mm a 1050 °C, ambas plantas.

6.3. Medición y predicción de la ruptura del óxido por el descascarado.

6.3.1. Introducción.

Es necesario controlar una gran cantidad de variables para evitar incrustar el óxido primario en la cinta, su predicción no es sencilla debido a los diferentes tipos de acero, espesores de óxido, velocidades de entrada y temperaturas del planchón que ingresa al descascarado. Aquí se presentan los resultados relativos a la fractura del óxido por el descascarado, en el laminador compacto principalmente y una pequeña parte lo que sucede en el caso de un laminador convencional.

6.3.2. Temperaturas, velocidades y espesores de óxido a la entrada del descascarado.

La temperatura y velocidad de entrada al descascarado dependen principalmente del espesor final de la cinta, éstas a su vez crean cambios en los espesores del óxido, lo que complica el tener un descascarado consistente en todos los productos. En espesores delgados de cinta la temperatura del horno túnel es alta (1150 °C) y las velocidades de alimentación al primer castillo bajas, estas menores velocidades contribuyen a un mejor descascarado no así la alta temperatura que produce un óxido más dúctil y adherente que dificulta su remoción, de estas dos variables el efecto de la temperatura contribuye más a dificultar el tener un buen descascarado.

La Figura 6.3.1 presenta los resultados del efecto de la velocidad de entrada al descascarado, en una serie de piezas de un mismo producto, sobre la aparición de óxido incrustado en la cinta.

6.3.3. Cálculo de la fuerza, el impacto, la cantidad de agua y los esfuerzos térmicos al descascarar.

La fuerza con la que el agua choca sobre el planchón depende principalmente del gasto y la presión, una relación entre el espesor final de la cinta y la fuerza calculada se dan en la Figura 6.3.2. Con relación al impacto del agua, éste depende principalmente de

factores geométricos, entre los más importantes lo esta la distancia de la boquilla al planchón. El resultado de esto se observa en la Figura 6.3.3. En la Figura 6.3.4 se presentan los resultados del impacto contra el espesor final de algunos rollos en la planta compacta, calculados de datos reales.

En la Figura 6.3.5 se grafica el gasto de agua sobre el planchón en función del espesor, así como los tiempos de contacto esperados hasta un espesor máximo de cinta de 7 mm. La Figura 6.3.6 presenta los resultados de relacionar el impacto contra la cantidad de agua de rollos con y sin óxido laminado vistos en decapado, y en la Figura 6.3.7 se presentan los resultados de la fuerza y la cantidad de agua en un acero bajo carbono, en ambos casos el valor de U fue determinante en la eliminación del óxido.

La remoción del óxido es compleja por lo que una serie de mecanismos adicionales deben de ocurrir para removerlo de forma efectiva, uno de éstos es la generación de esfuerzos térmicos y de corte suficiente para remover el óxido, estos están íntimamente relacionados con la diferencia de temperatura al descascarar. Una relación obtenida de las ecuaciones tomadas de la sección 2.11, se presentan en la Figura 6.3.8 para ambos pares de cabezales contra el espesor de la cinta.

6.3.4. Variables que evitan la remoción del óxido primario.

Otro factor importante en la remoción efectiva del óxido es la temperatura de los planchones dentro del horno túnel. Una comparación de esta dentro del horno túnel sobre los planchones con y sin presencia de óxido laminado en rollos observados en decapado se presenta en la Figura 6.3.9, de este mismo grupo de rollos se obtuvo una relación de los valores de U en planchones que presentaron óxido laminado en la cinta y los que no, Figura 6.3.10, considerando solamente el cabezal de alta presión, obteniéndose valores de U desde 21.6 a mayores de 27.5 l/m².

Las relaciones anteriores predicen cuantitativamente la eficacia del descascarado en ambos lotes sobre la remoción o no del óxido procedente del horno túnel, otra

relación útil es el cálculo de los esfuerzos térmicos en el óxido descritos en el capítulo 2, al momento de descascarar, en la Figura 6.3.11 se presentan estos para el cabezal de alta presión de rollos con y sin óxido laminado observado en decapado.

6.3.5. Fracción de agua que se impacta en el planchón en función de la velocidad.

De la información presentada en la sección 3.3 en donde se considera al agua como si fuese lanzada como un chorro en un medio continuo así como también se utiliza el término fracción de agua que este está en función del flujo volumétrico que sale por la boquilla, de la velocidad, el espesor y ancho de la huella. Se obtuvo una relación entre la velocidad de la gota y la fracción de volumen de agua para ambos cabezales, estos resultados se presentan en la Figura 6.3.12, en donde la parte superior de la gráfica representa la zona segura para la eliminación total del óxido. Los resultados del a_0 obtenido para diferentes aceros se muestran en la Tabla 6.3.1.

En esta Figura 6.3.12 se representan las condiciones del proceso de la planta compacta, teniéndose como límites para una remoción efectiva del óxido primario curvas teóricas en aceros bajo carbono y al silicio en un laminador convencional. En esta misma Figura 6.3.12 se observa la fuerte dificultad que representa el descascarar eficientemente los aceros de bajo carbono en la planta compacta.

6.3.6. Cantidad de agua, impacto, esfuerzos térmicos y fracción de agua del descascarado de un laminador convencional.

El laminador convencional con el que se comparó a la planta compacta, utiliza una presión constante con dos tipos de boquillas a la entrada, los valores de la fuerza obtenidos en base a los cálculos se dan en la Tabla 6.3.2, en ambos casos fueron muy superiores a los de la planta compacta. La cantidad de agua aplicada en función del espesor final de la cinta se muestra en la Figura 6.3.13, así como la predicción del espesor del óxido a la entrada al descascarado considerando una temperatura del planchón constante de 1050 °C.

Los esfuerzos térmicos en el óxido, que se relacionan a la cantidad de agua espesor del óxido y temperatura del óxido se pueden observar en la Figura 6.3.14 para espesores finales de cinta de hasta 7 mm. Con el conocimiento de las condiciones en el proceso de la planta convencional fue posible definir un valor de a_o similar al de la planta compacta, resultando ser éste de 48, para aceros bajo carbono (Figura 6.3.15).

En el lado superior de esta Figura se representa la zona de remoción del óxido donde se observa también el comparativo con la planta compacta. Finalmente en la Figura 6.3.16 se presentan los resultados de comparar la dificultad de descascarar relacionándolo con la composición química del acero, para ambos laminadores, así como algunas otras referencias de la literatura, basándose en las ecuaciones que se presentaron en el capítulo 3, que se refieren a la cantidad de agua y el impacto.

Las líneas verticales representan los límites teóricos para remover el óxido, la línea marcada con el número uno posicionada cerca de la intersección de los ejes, representa la efectividad de descascarar un acero bajo carbono, el cual en pruebas en planta y en el laboratorio de diferentes investigadores se ha encontrado como el más sencillo de remover el óxido, si nos recorremos un poco más a la derecha, encontramos la línea dos, aquí se considera a los aceros calmados al aluminio, como los de un poco mayor de dificultad de descascararse.

Conforme nos recorremos más a la derecha la dificultad de descascarar aumenta, en la parte central de esta figura podemos observar los puntos en donde se localiza el laminador compacto, podemos observar que teóricamente es eficiente en remover el óxido primario en cualquier tipo de acero, incluso los aceros al silicio, que se indican en la línea seis. También en esta misma figura podemos observar la efectividad de los desbastadores, de algunos laminadores convencionales, en sus mejores condiciones son capaces de remover el óxido primario completamente en aceros con algo de níquel y de cromo.

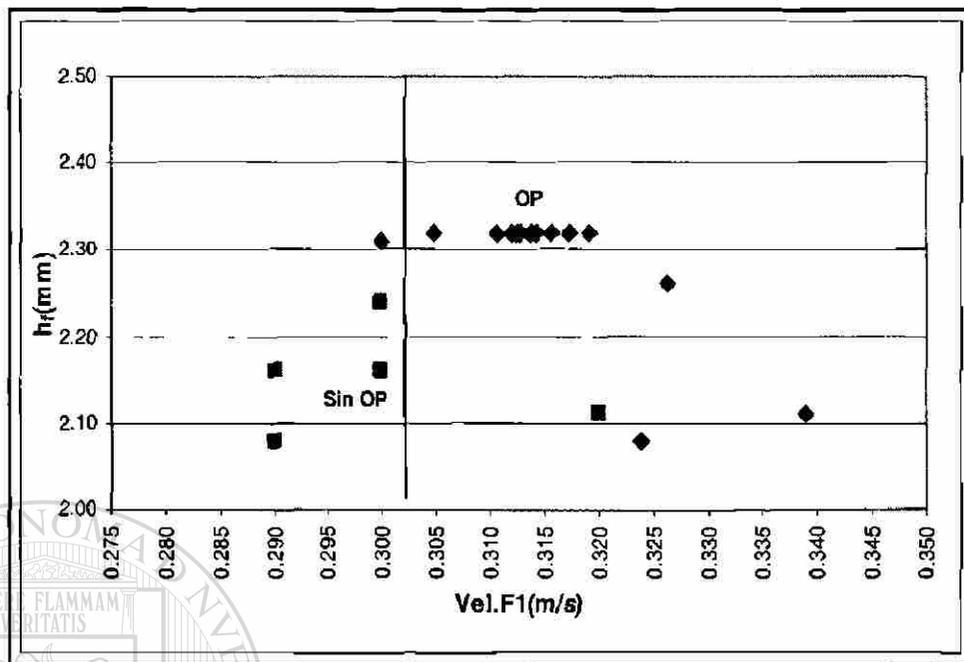


Figura 6.3.1. Velocidades de entrada al descascarado de planchones en rollos con óxido primario laminado (OP) y sin él (Sin OP), (h_f) de 2 a 2.4 mm, mismos tiempos y temperaturas en el horno túnel.

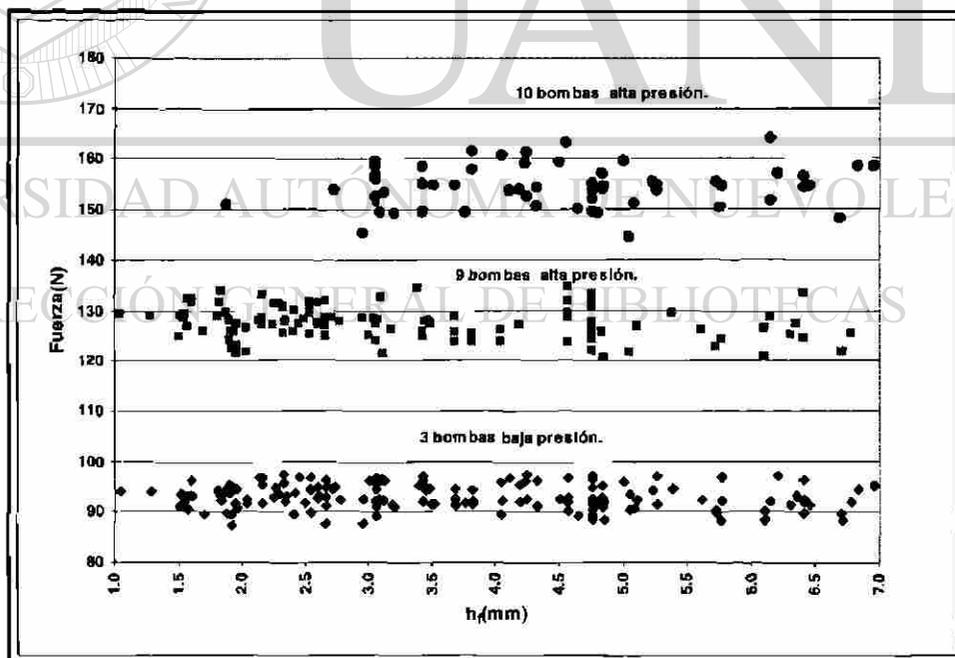


Figura 6.3.2. Cálculo de la fuerza en ambos cabezales (alta y baja presión) en función del calibre final de la cinta (h_f).

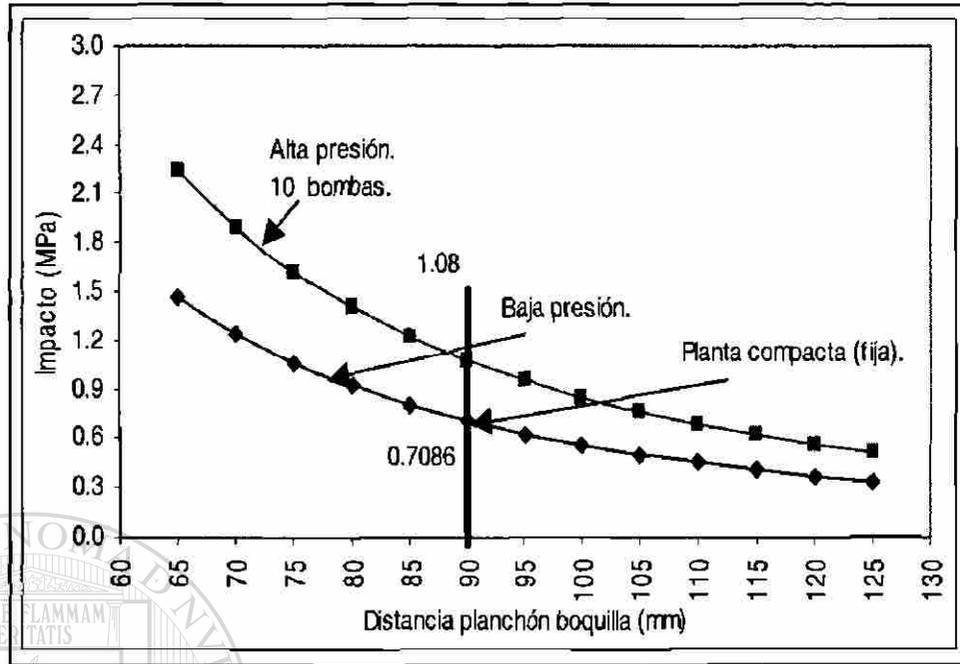


Figura 6.3.3. Variación del impacto sobre el planchón a diferentes distancias planchón boquilla, la línea vertical indica la posición actual de los cabezales.

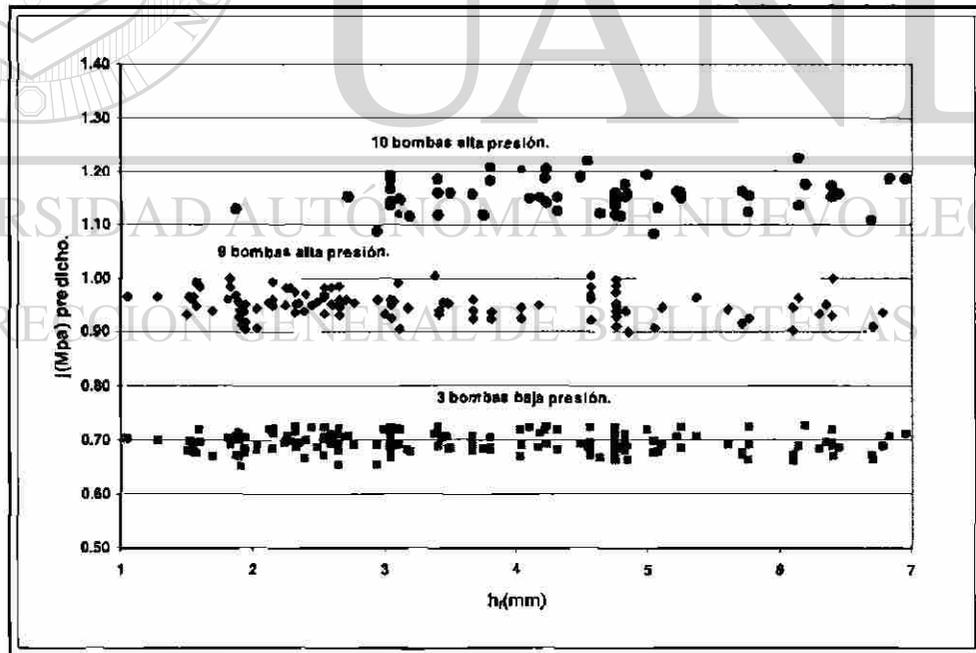


Figura 6.3.4. Cálculo del impacto del agua sobre el planchón, cabezales de alta y baja presión en función del calibre final de la cinta (h_f).

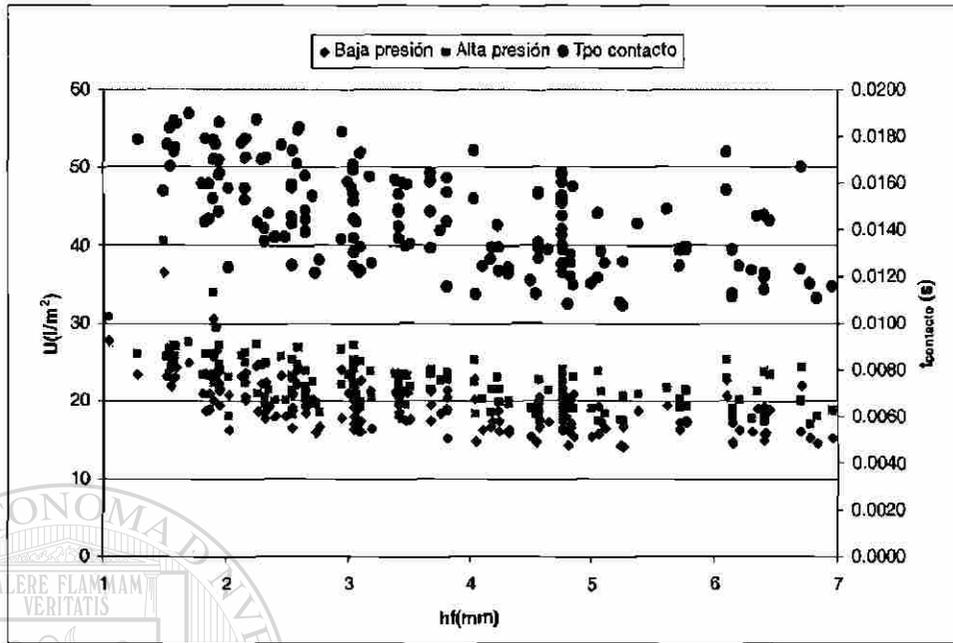


Figura 6.3.5. Cantidad de agua y tiempo de contacto en función de h_f típicos hasta un espesor final de 7 mm.

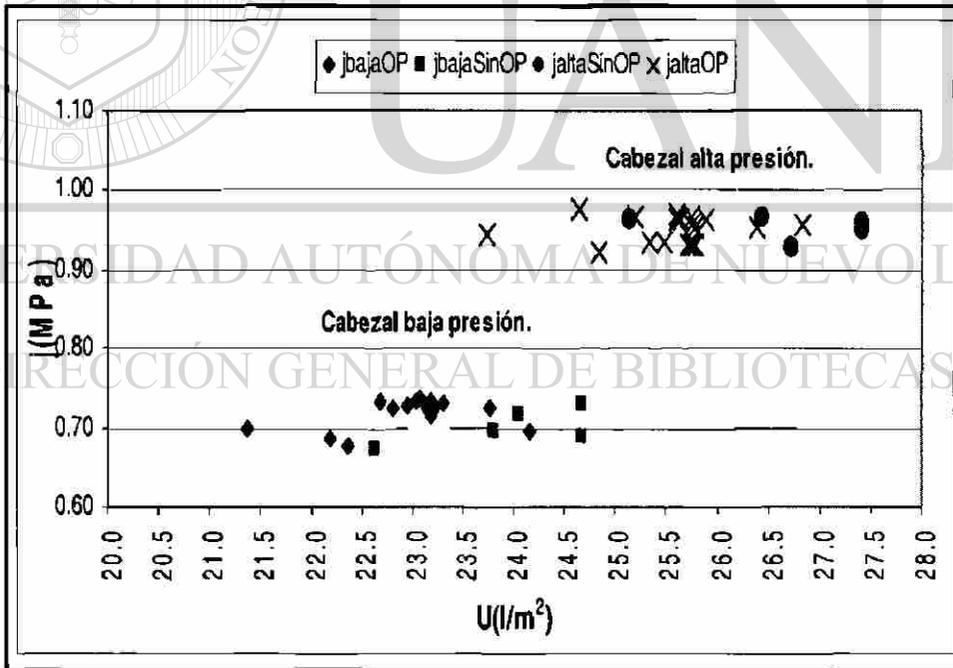


Figura 6.3.6. Impacto contra cantidad de agua en rollos con óxido primario laminado (OP) y sin él (Sin OP), espesor final de la cinta de 2 mm, en aceros bajo carbono, ambos cabezales de descascarado.

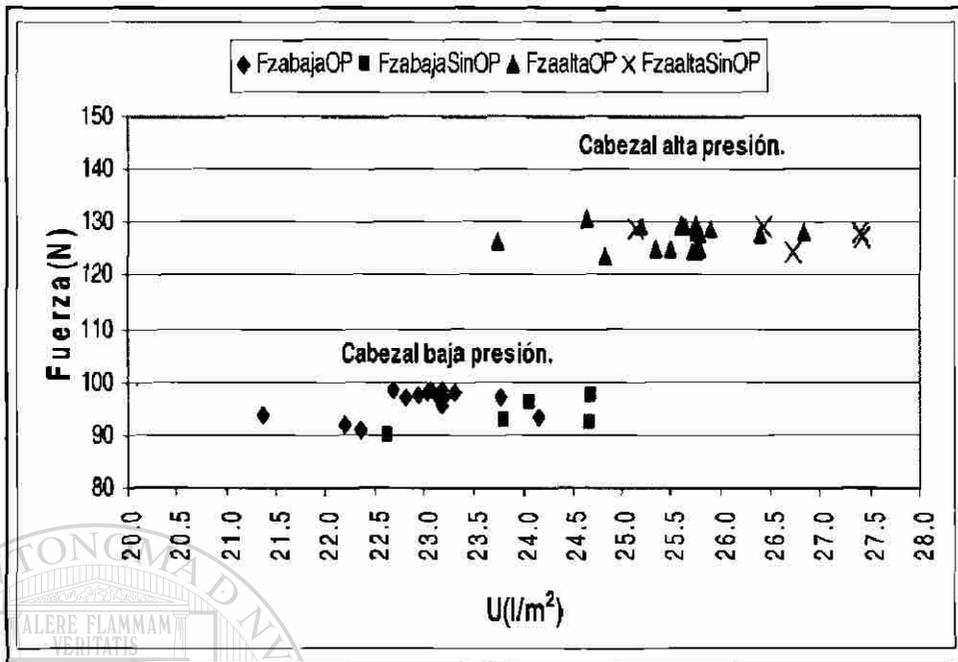


Figura 6.3.7. Fuerza contra cantidad de agua en rollos con óxido primario laminado (OP) y sin él (Sin OP), espesor final de la cinta de 2 mm acero bajo carbono, ambos cabezales de descascarado.

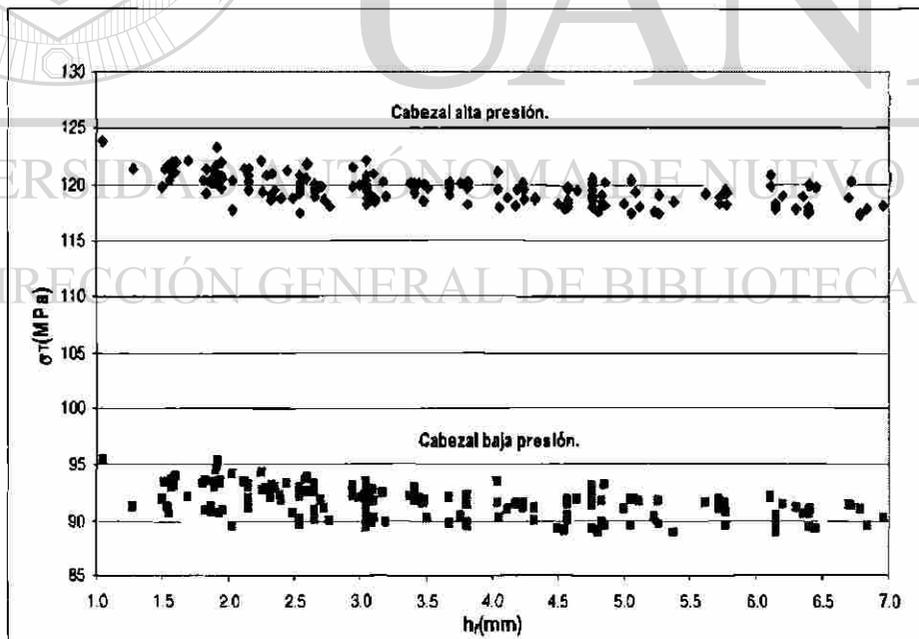


Figura 6.3.8. Predicción de los esfuerzos térmicos en el óxido al descascarar con ambos cabezales en función del calibre final de la cinta.

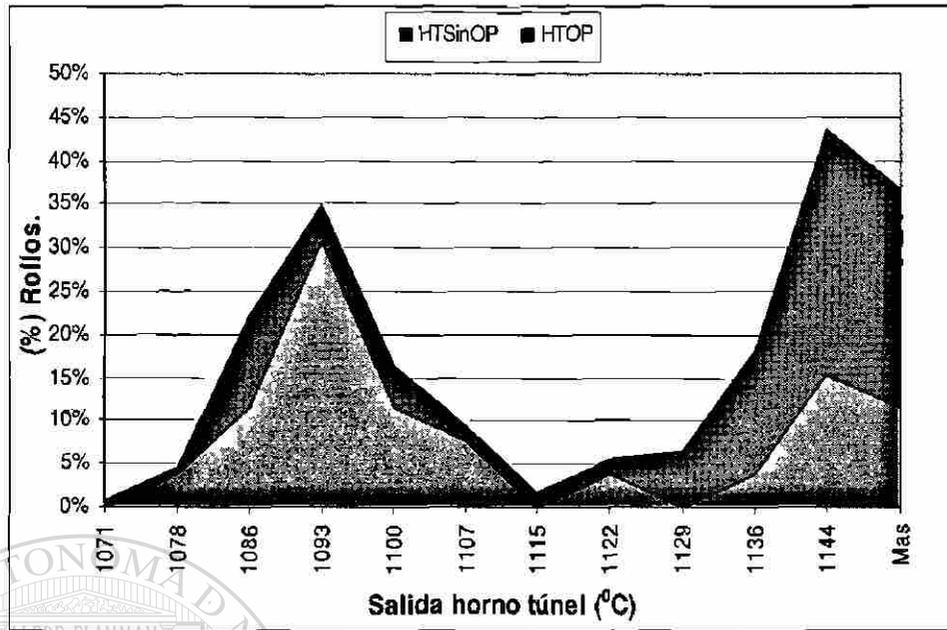


Figura 6.3.9. Distribución porcentual de la temperatura de salida de planchones con y sin óxido primario vistos en la cinta en decapado, para un mismo producto.

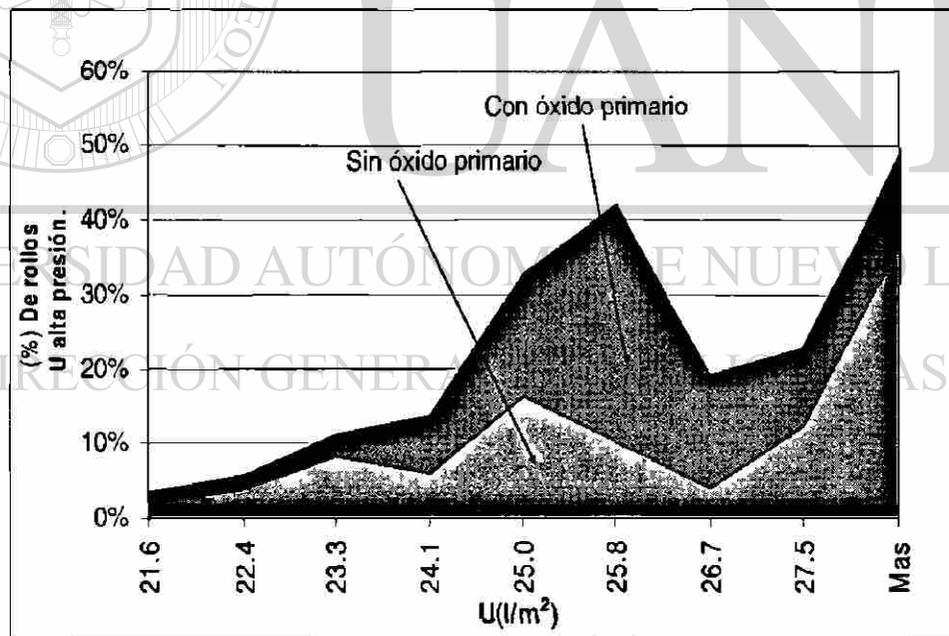


Figura 6.3.10. Distribución porcentual de la cantidad de agua del cabezal de alta presión en rollos con y sin óxido laminado para un mismo producto.

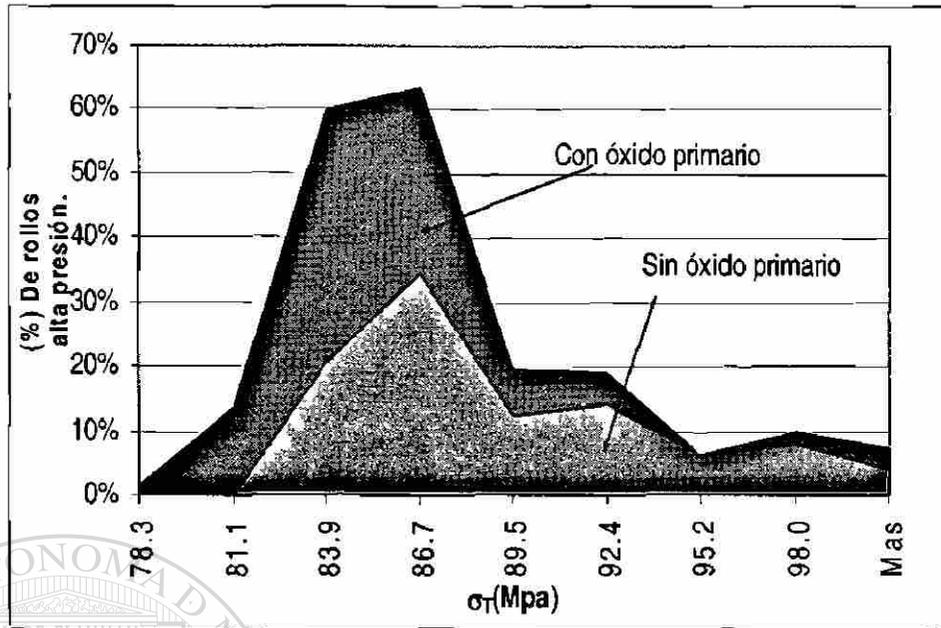


Figura 6.3.11. Distribución porcentual de la predicción del esfuerzo térmico aplicado por el cabezal de alta presión en rollos con y sin óxido primario laminado, para un mismo producto.

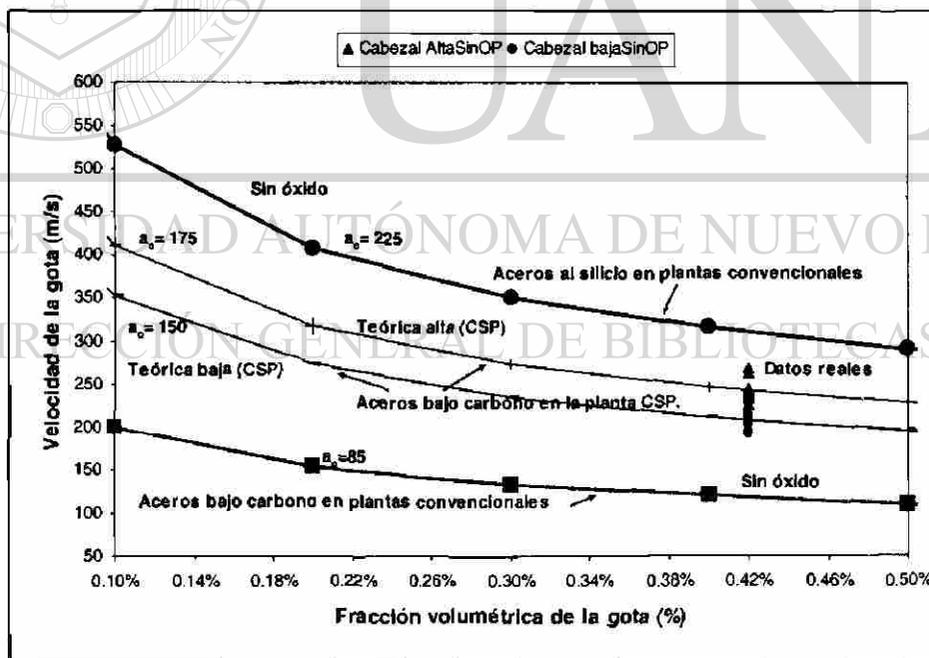


Figura 6.3.12. Zona de remoción y no-remoción del óxido para aceros bajo carbono en la planta compacta y su comparativo con plantas convencionales para aceros bajo carbono y al silicio.

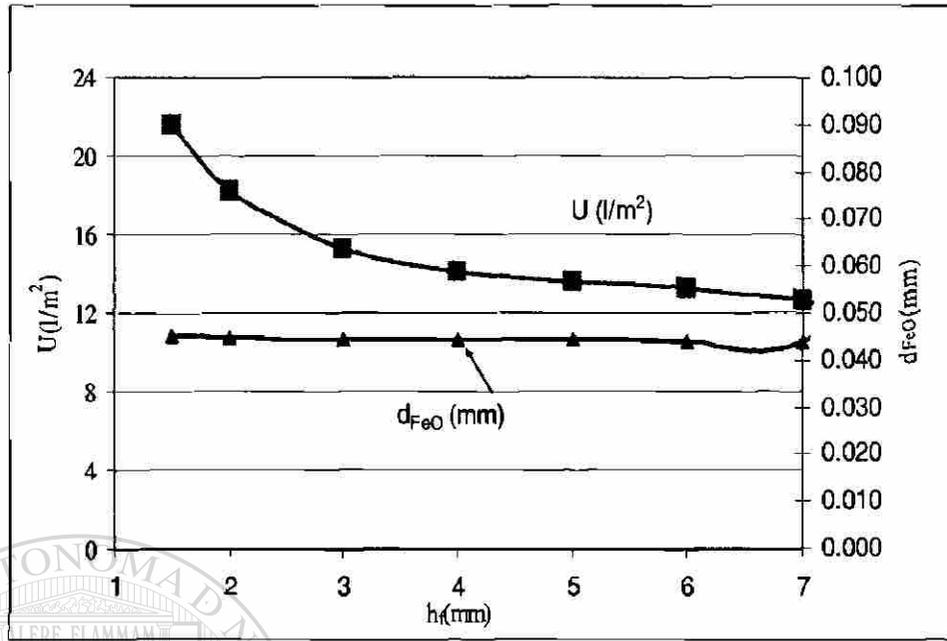


Figura 6.3.13. Valor de U y espesor predicho de óxido a la entrada al descascarado en el laminador convencional a 1050 °C.

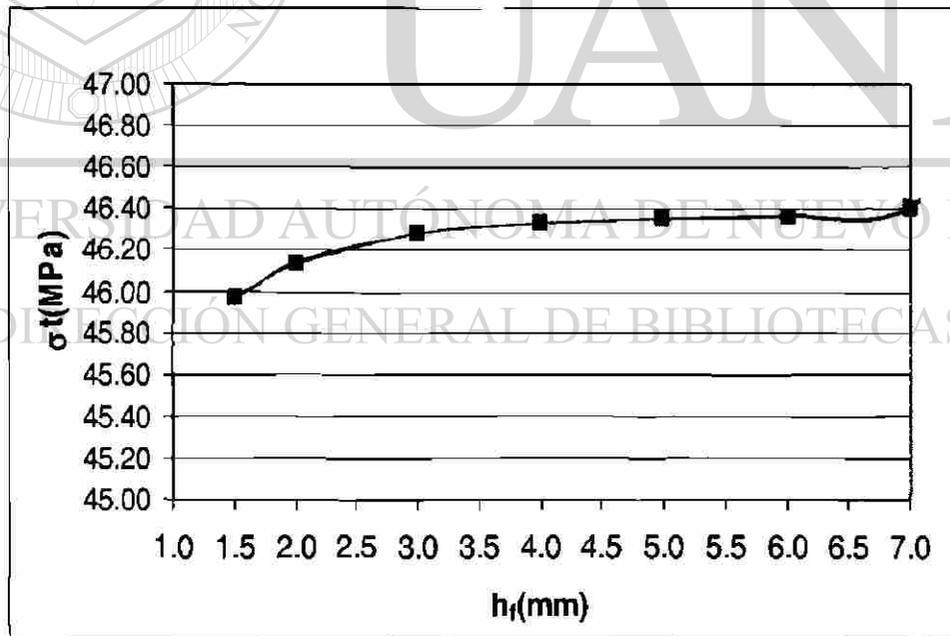


Figura 6.3.14. Cálculo de los esfuerzos térmicos en el óxido por el descascarado en un laminador convencional a 1050 °C en función del calibre final de la cinta.

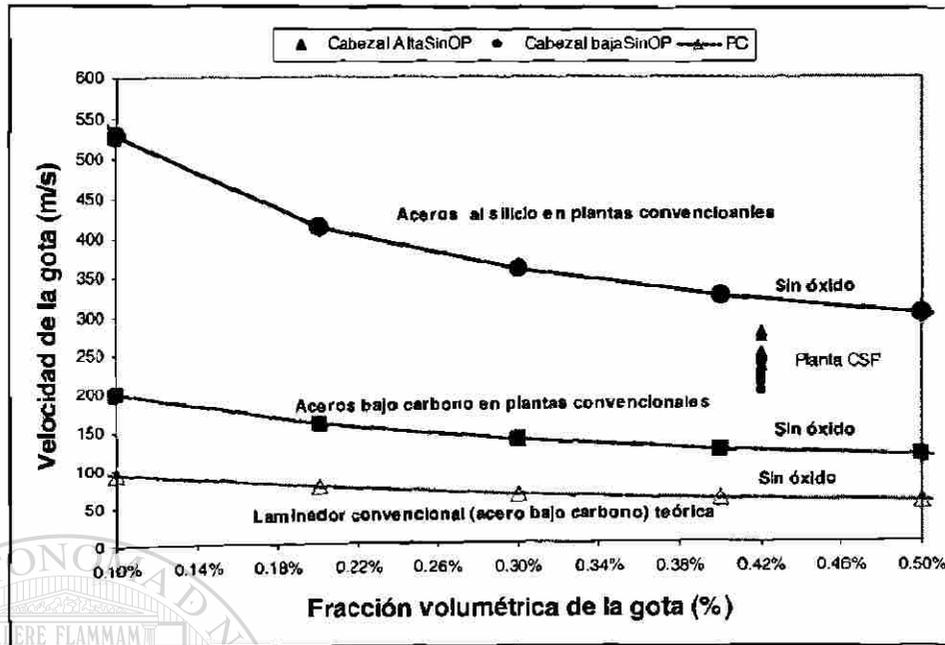
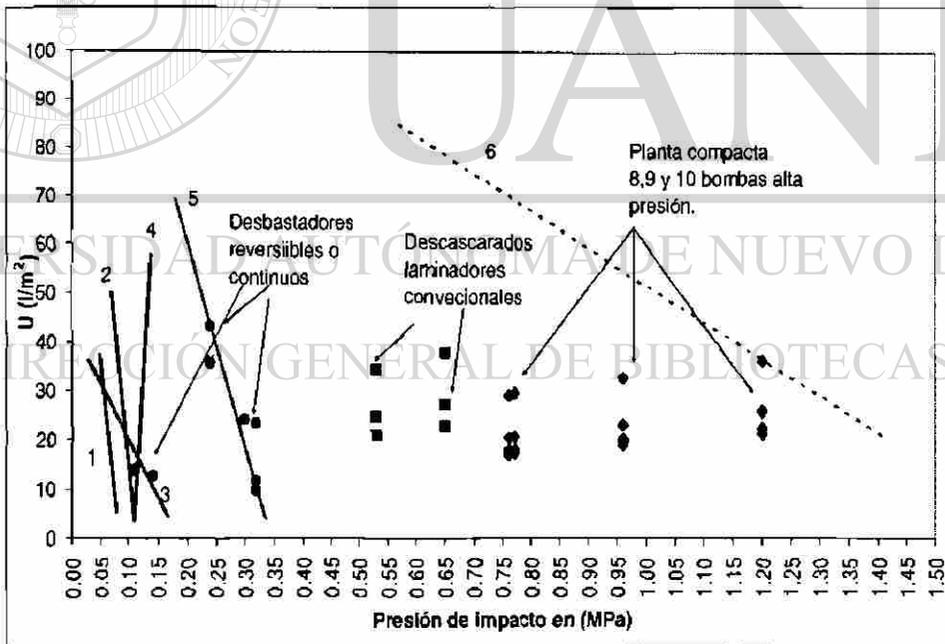


Figura 6.3.15. Zona de remoción y no-remoción del óxido por el descascarado para aceros bajo carbono en ambas plantas, y un comparativo con aceros bajo carbono y al silicio de plantas convencionales.



1) Aceros bajo carbono. 2) Aceros calnados al aluminio. 3) Baja aleación 0.5% NiCrMo 4) Aceros maquinables al plomo 5) Aceros con 3% NiCr. 6) Aceros SiMn.

Figura 6.3.16. Efectividad del descascarado en función de la cantidad de agua sobre el planchón.

Tabla 6.3.1. Valores de a_o para aceros de bajo carbono de la planta compacta.

	Alta presión	Baja presión
Acero ^(*)	a_o	a_o
7094	174.0	148.9
7095	174.4	150.5
3060	173.1	152.0
7061	174.7	151.1
3105	173.9	147.8
7092	186.6	151.7
Prom.	175.5	150.2

(*) Ver tabla 6.3.3 para el análisis químico por acero.

Tabla 6.3.2. Resultados del cálculo de la fuerza para un laminador convencional.

Flujo cabezal (l/min)	Presión (bar)	Flujo por boquilla (l/min)	Fuerza (N)
927	137	132	367
741	137	105	290

Tabla 6.3.3. Nomenclatura y su respectivo análisis químico de aceros HYLSA.

ELEMENTOS	% C	% Mn	% P	% Si	% B	% Cb	% Ti	% V
ACERO								
No. HYLSA								
2050 ó 3050	0.06	.10 / .20	0.015	0.03			.010 / .020	
2060 ó 3060 ó 7060	0.06	.10 / .20	0.015	0.03	.003 / .007			
2061 ó 3061 ó 7061	0.06	.15 / .30	0.015	0.03				
2082 ó 3082 ó 4092 ó 7092	.05 / .08	.30 / .45	0.015	0.03			.015 / .025	
2083 ó 3083 ó 4093	.05 / .08	.45 / .60	0.015	0.03				
2084 ó 3084 ó 4094 ó 7094	.05 / .08	.45 / .60	0.015	0.03		.015 / .025		
2085 ó 3085 ó 4095 ó 7095	.05 / .08	.75 / .90	0.015	0.03		.020 / .030		
2086 ó 3086 ó 4096 ó 7096	.05 / .08	.80 / .95	0.015	0.03		.040 / .055		
2087 ó 3087 ó 4097	.05 / .08	1.20 / 1.30	0.015	0.03		.045 / .060		
2088 ó 3088	.05 / .08	1.20 / 1.30	0.015	0.03		.060 / .070	.040 / .055	
2089 ó 3089 ó 4099	.05 / .09	1.40 / 1.60	0.018	.15 / .25		.060 / .070	.040 / .055	.060 / .075
2254	.20 / .25	.45 / .60	0.02	0.1				
2265	.22 / .26	1.20 / 1.30	0.015	.10 / .20	.004 / .006			
3105	.06 / .09	.93 / 1.03	.065 / .073	0.03				
4215	.18 / .21	1.10 / 1.20	0.02	.23 / .30				
5065	0.06	.25 / .45	.04 / .05	.10 / .20				
5067	0.06	.50 / .70	0.03	.50 / .60				
5068	0.06	.50 / .70	0.03	.35 / .45				
5069	0.06	.25 / .40	0.03	.10 / .20				
7105	.05 / .09	.75 / .90	0.015	0.03		.020 / .030		.020 / .030

6.4. Caracterización del óxido laminado.

6.4.1. Introducción.

Para conocer las propiedades del óxido, los mecanismos de su formación y su efectiva remoción es indispensable el tener una buena caracterización. Aquí se presentan los resultados obtenidos por medio de examinación de varias muestras de óxido laminado con microscopía óptica y electrónica. Se plantea validar los mecanismos que se propusieron por medio de pruebas de laboratorio y de campo de óxidos producidos en forma intencional junto con la examinación de la morfología del óxido en líneas como decapado y laminación en frío, así como el óxido secundario, obteniendo una comprensión global de los mecanismos generadores del óxido en el laminador compacto.

6.4.2. Comparación entre los espesores de óxido primario y secundario.

Existen diferencias dimensionales entre los espesores de capa, así como en la adherencia entre un óxido primario y uno secundario, este último puede ser fácilmente removido con un ataque químico, mientras que el óxido primario se incrusta en la cinta siendo prácticamente imposible su remoción. Una fotomicrografía del óxido secundario tomada a 100x se muestra en la Figura 6.4.1 y a 1000x en la Figura 6.4.2.

Por otro lado, el espesor del óxido primario es alrededor de diez veces mayor que el óxido secundario, los espesores típicos de la cascarilla incrustada como óxido primario sobre la superficie de la lámina después de haberse descascarado varían entre 50 a 100 μm , es decir, varias veces más que la cascarilla secundaria normal que se forma a la salida del enrollado. Una fotomicrografía del óxido laminado se muestra en la Figura 6.4.3 y una vista superior de éste se muestra en la Figura 6.4.4, las fotografías en las Figuras 6.4.5 y 6.4.6 muestran el óxido decapado, en dos intensidades diferentes, mientras que la Figura 6.4.7 es una vista superior del óxido incrustado después de ser laminado en frío.

6.4.3. Estudio del óxido por microscopía electrónica de barrido.

Para conocer las características del óxido primario laminado se realizó una caracterización por microscopía electrónica en zonas del óxido y fuera de éste. En la Figura 6.4.8 se observa la topografía del óxido, la zona A presenta óxido, mientras que la B se encuentra libre de éste, la topografía de ambas es totalmente diferente. A la muestra que se presenta en la Figura 6.4.8 se le realizaron una serie de espectrogramas usando la técnica puntual (Figura 6.4.9), resultando en una variación de la composición química en la zona de transición en las regiones indicadas con los números 1 al 6. La Figura 6.4.10 es una ampliación a 1400x en la zona del óxido, ésta se analizó en las zonas A y B y los espectrogramas de las zonas A y B de la Figura 6.4.8 se presentan en la Figura 6.4.11.

La Figura 6.4.12 es una vista a mayor ampliación de la interfase entre el óxido y el metal de la Figura 6.4.10 y el espectrograma de las zonas 1 y 2 de la Figura 6.4.12 tomada a 7000x se presenta en la Figura 6.4.13a y 6.4.13b.

6.4.4. Reacción del acero con polvo de molde.

Estudios por microscopía electrónica en trozos de planchón cortados antes de que ingresaran al horno túnel detectaron la presencia de residuos del polvo del molde. En las Figuras 6.4.14 a 6.4.16 se muestran estas imágenes. En la primera es una vista de forma transversal del defecto, la segunda es un análisis de los residuos en la superficie del planchón analizados por MEB (Figura 6.4.15) y en la última (Figura 6.4.16) se presenta un poro del planchón cortado visto por la parte superior, junto con los elementos encontrados en su superficie, por medio de la técnica de mapeo.

Con la intención de poder reproducir la reacción química entre el planchón y el polvo del molde, se calentaron por un período de 30 min varias muestras de lámina a temperaturas de 900, 1000 y 1250 °C en un horno tipo mufla.

Las Figuras 6.4.17 y 6.4.18 muestran un aspecto de la microestructura en la interfase de reacción entre el polvo del molde y el acero, el espectrograma realizado en el punto claro de la Figura 6.4.18 se presenta en la Figura 6.4.19. En un segundo estudio realizado en la planta se obtuvieron los resultados que se muestran en la Figura 6.4.20 de forma transversal y una vista superior en la Figura 6.4.21.

6.4.5. Resultados de la adición de polvo de molde a la entrada del horno túnel.

Con los resultados obtenidos del laboratorio, se procedió a realizar pruebas en el horno túnel. Una vista del defecto al agregar polvo de molde a la cola del planchón al entrar al horno túnel se muestra en la Figura 6.4.22. Los resultados de la caracterización se muestran en las Figuras 6.4.23 y 6.4.25.

La Figura 6.4.23 es una vista superior de las manchas de la Figura 6.4.22, la Figura 6.4.24 es una vista transversal del polvo de molde incrustado y la Figura 6.4.25 es una vista a mayor amplificación en la interfase del polvo de molde y el acero de la Figura 6.4.24.

6.4.6. Caracterización del óxido secundario.

Debido a la íntima relación que existe entre el óxido del rodillo de trabajo y el óxido secundario fue necesario caracterizar al óxido del rodillo, un análisis de los elementos que se encontraron en éste se muestran en la Figura 6.4.26.

Un conocimiento exacto de los elementos que componen el óxido secundario en la cinta laminada no es sencillo, si consideramos solamente al óxido que se forma en el rodillo de trabajo, de diversos análisis por MEB, se ha encontrado que esta compuesto en más del 98% de óxido de hierro y pequeñas trazas del mismo rodillo, como cromo o níquel principalmente, de esta manera la posibilidad de que elementos como cromo níquel se observe en la cinta laminada disminuye aun mas. Una fotografía de la lámina

decapada vista por la cara superior, que muestra restos de óxido secundario incrustado se observa en la Figura 6.4.27.

Al igual que el óxido laminado, en casos graves este óxido secundario permanece aún y después de la laminación en frío en forma de pequeños puntos brillantes, la apariencia de éste al laminarse en frío se presenta en las Figuras 6.4.28 y 6.4.29 en su primer y segundo pase respectivamente.

Con muestras similares a las de las Figura 6.4.27 se procedió a realizar la caracterización del óxido secundario por MEB. La Figura 6.4.30 es una vista superior del óxido y los elementos que se encontraron se presentan en la parte inferior de la fotografía tomada del óxido.

6.4.7. Resultados de agregar cascarilla a la entrada del primer castillo.

Otro de los óxidos que son confundidos con óxido primario es el de partículas de cascarilla que rebotan entre el descascarado y la entrada al primer laminador. Estas partículas se incrustan en la superficie del planchón dando una apariencia a la cinta de óxido rojo, confundiendo en muchos de los casos con óxido primario. La Figura 6.4.31 es una vista superior del óxido al agregar cascarilla a la entrada del primer castillo.

6.4.8. Principal mecanismo de formación del óxido laminado por la cara inferior.

Debido a que el principal mecanismo formador de óxido incrustado en la cara inferior del planchón se encontró como generado por los rodillos del horno túnel. Se realizaron estudios de la composición química de la cascarilla adherida a las ruedas de los rodillos del horno túnel. Con el conocimiento de la estructura cristalina de los óxidos, y las intensidades integradas de los picos de difracción, se obtuvieron los resultados que se muestran en la Tabla 6.4.1, para tres zonas, en la interfase rodillo cascarilla, en el punto medio de ambos y en su parte exterior.

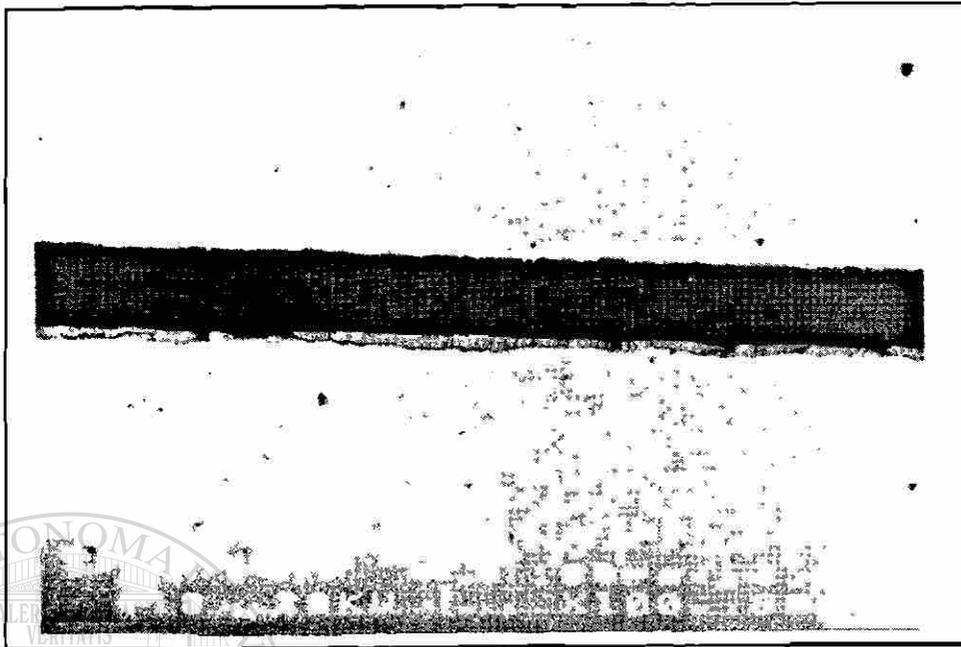


Figura 6.4.1. Espesor de óxido secundario formado en la laminación en caliente (100x) [79].

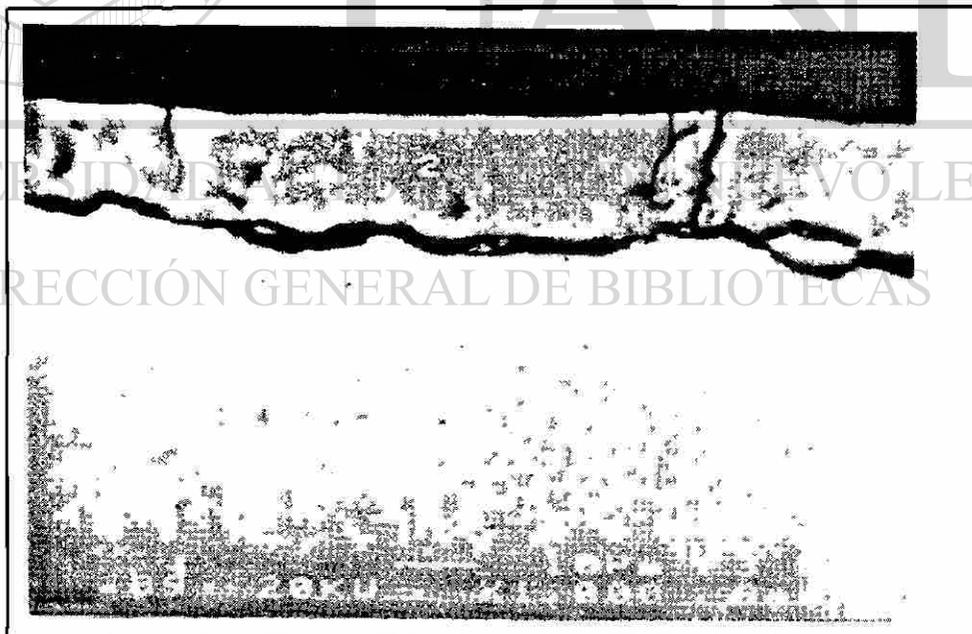


Figura 6.4.2. Microscopía electrónica de un óxido secundario (1000x) [79].

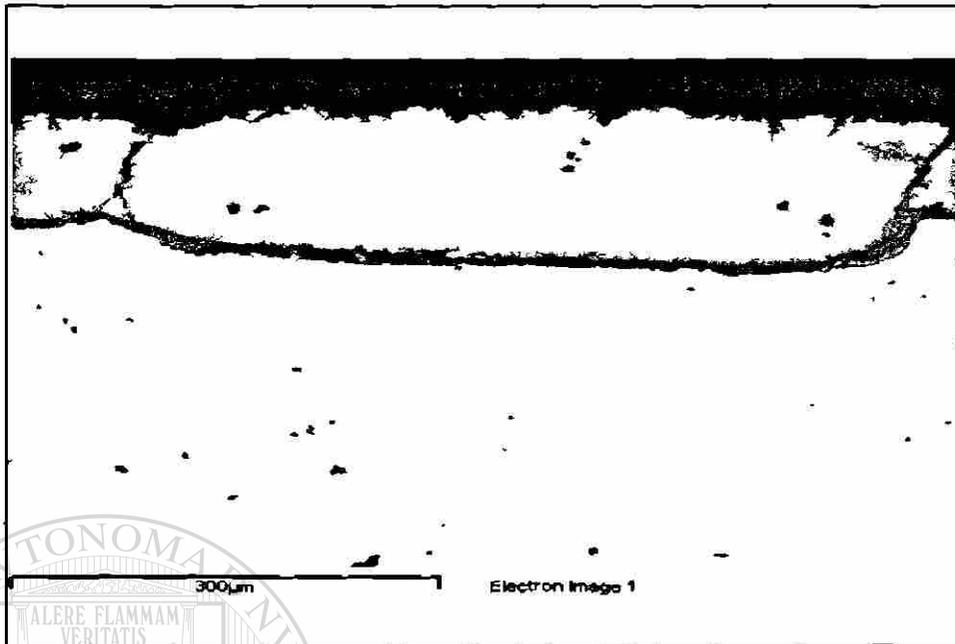


Figura 6.4.3. Microscopía electrónica de un óxido primario vista transversal, con un espesor aproximado de 50 μm .

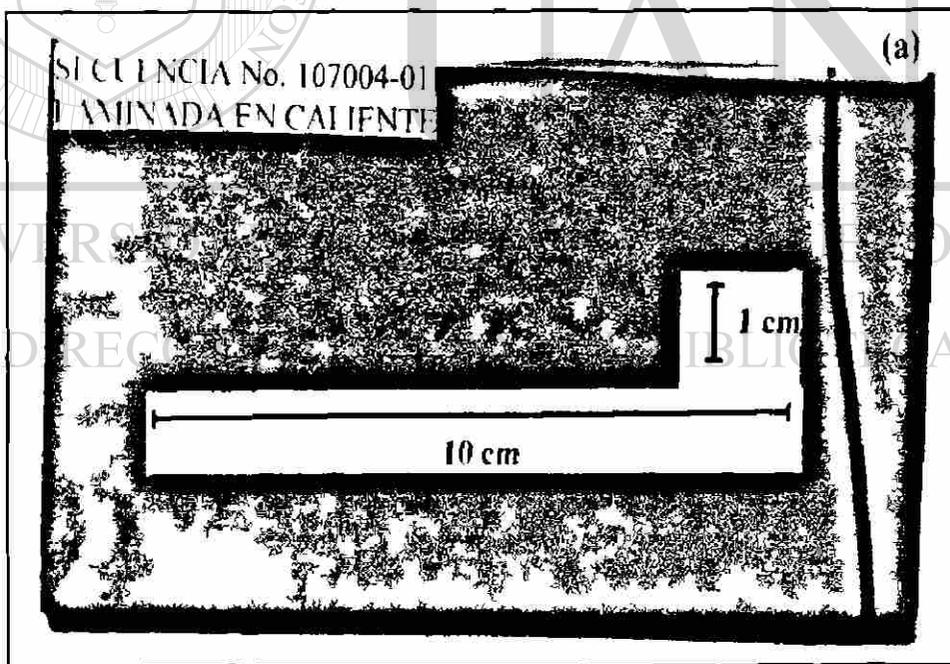


Figura 6.4.4 Vista superior del óxido primario sin decapar [79].

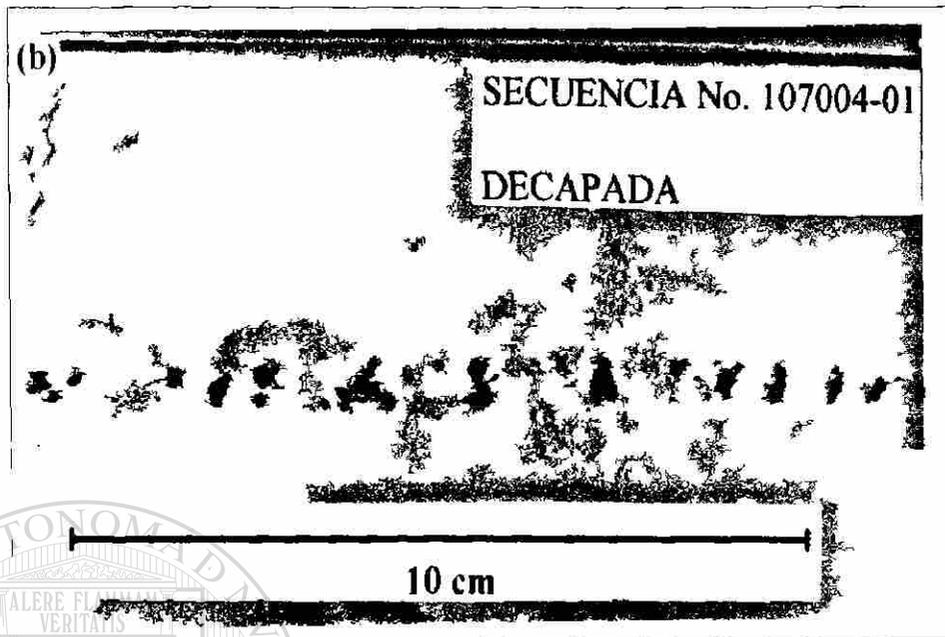


Figura 6.4.5. Vista superior del óxido primario decapado [79].



Figura 6.4.6. Fotografía del óxido primario decapado a menor intensidad que la Figura 6.4.5.

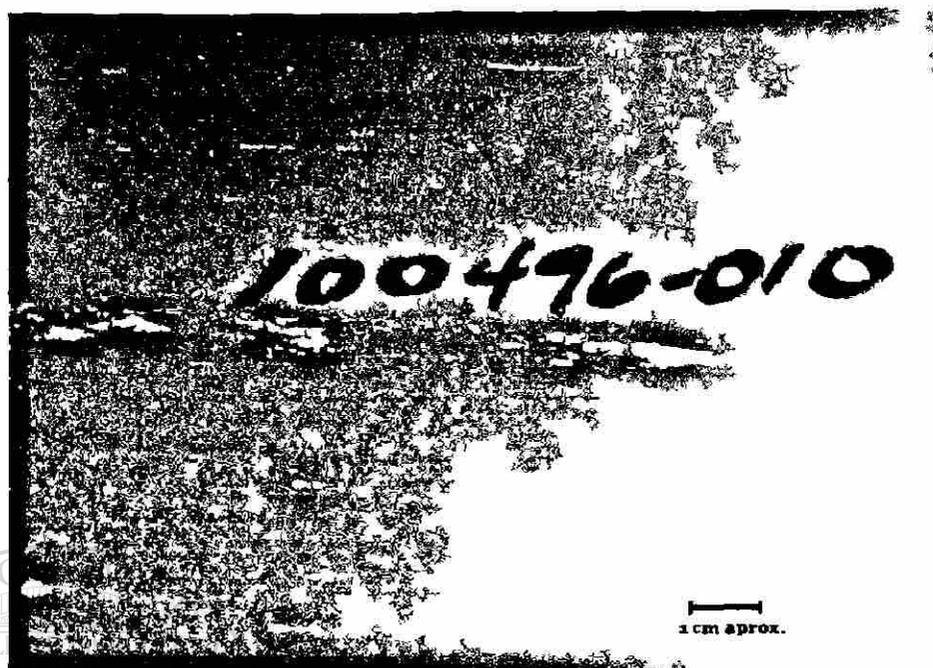


Figura 6.4.7. Fotografía del óxido primario después de ser laminado en frío.

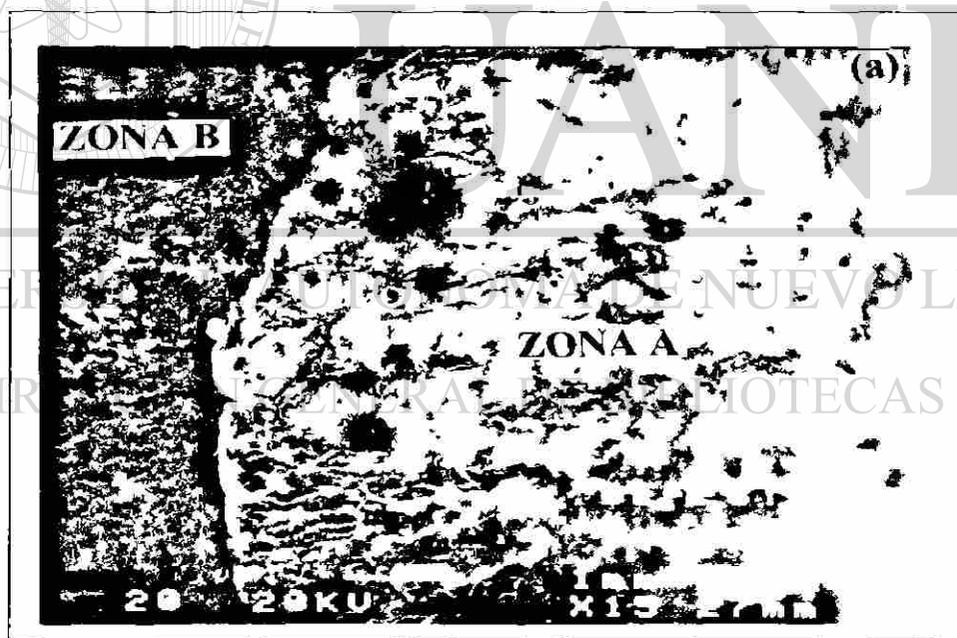


Figura 6.4.8. Fotomicrografía por MEB, en zona del óxido A, y la zona libre B [79].

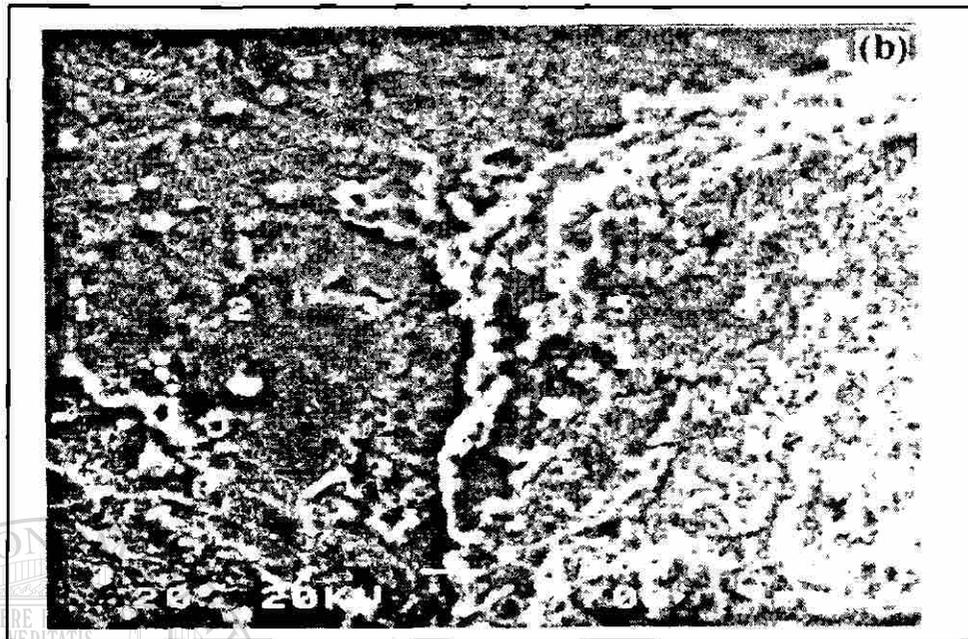


Figura 6.4.9 Misma zona que la Figura 6.4.8 a mayor amplificación (700x) [79].

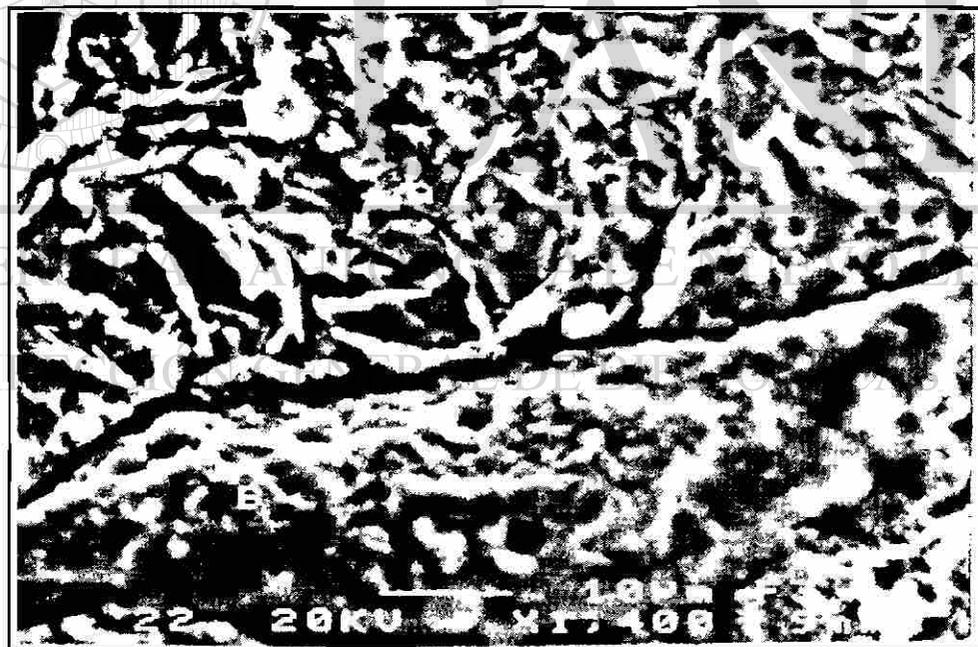


Figura 6.4.10. Zona del óxido a mayores amplificaciones (1400x) [79].

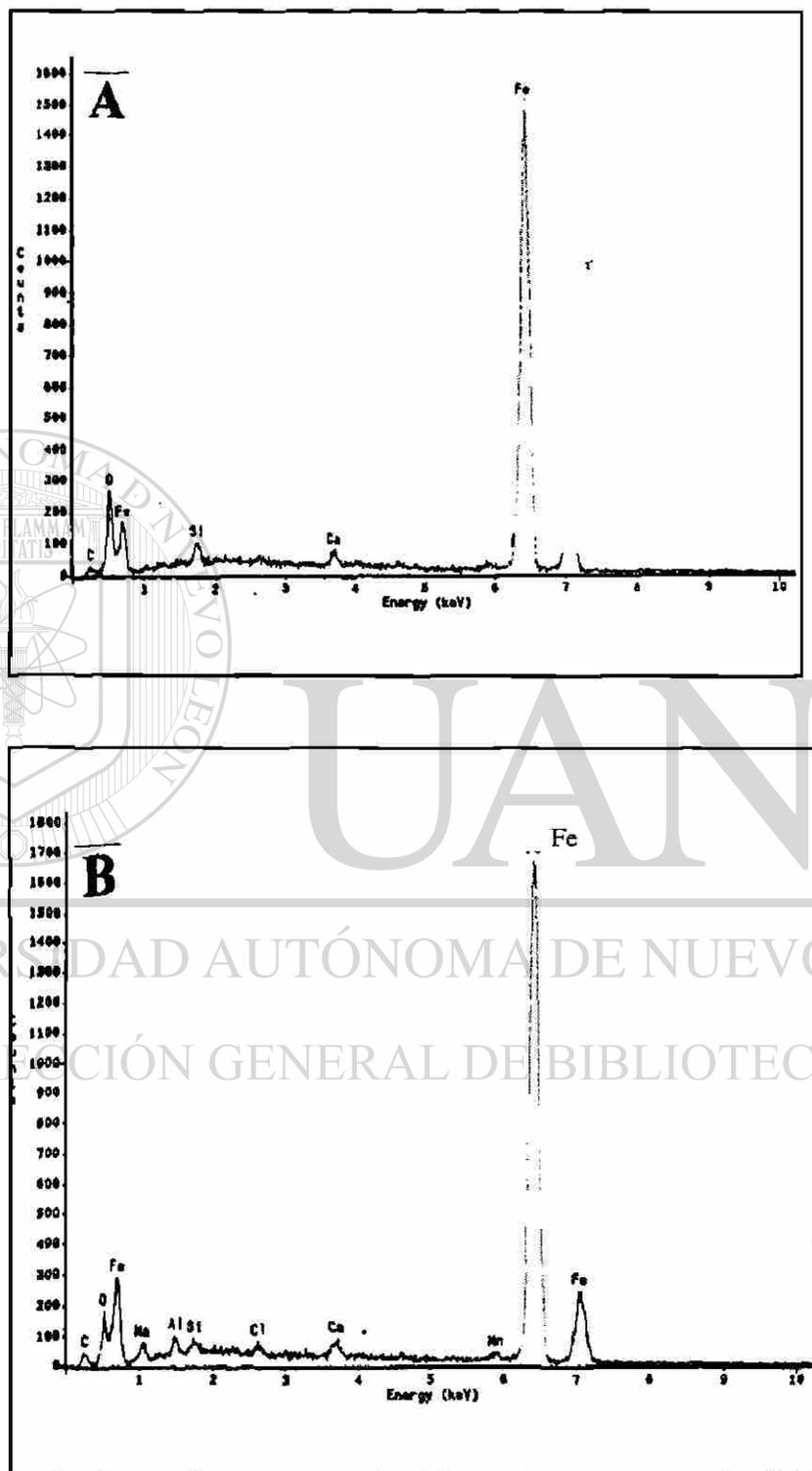


Figura 6.4.11. Espectrogramas de las zonas A y B, de la Figura 6.4.10 [79].



Figura 6.4.12. Zona analizada por MEB a 7000X de la Figura 6.4.10 [79].

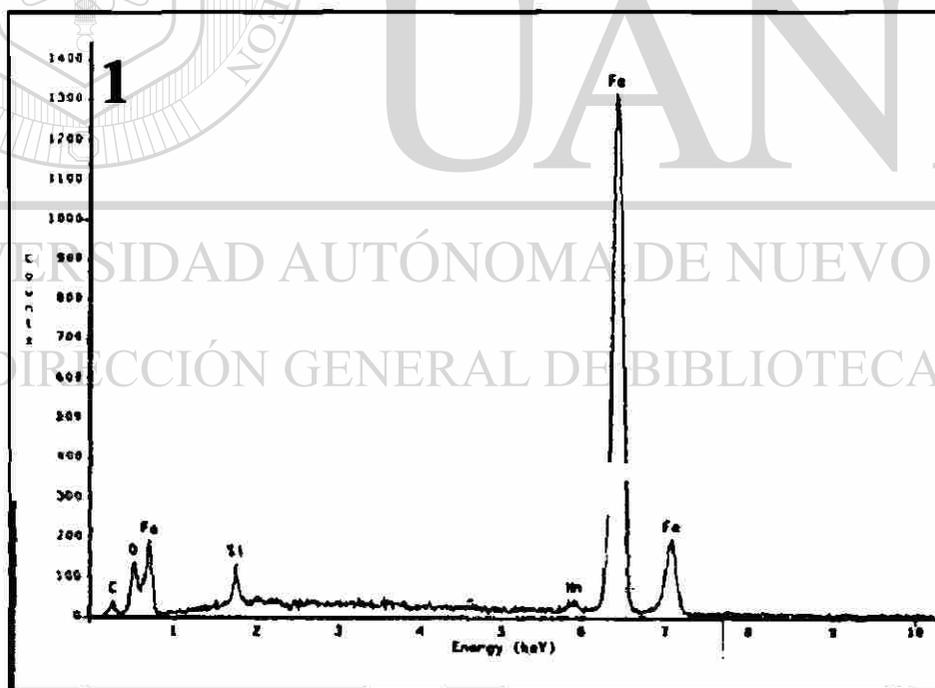


Figura 6.4.13a. Elementos presentes en la interfase de la zona 1 de la Figura 6.4.12 [79].

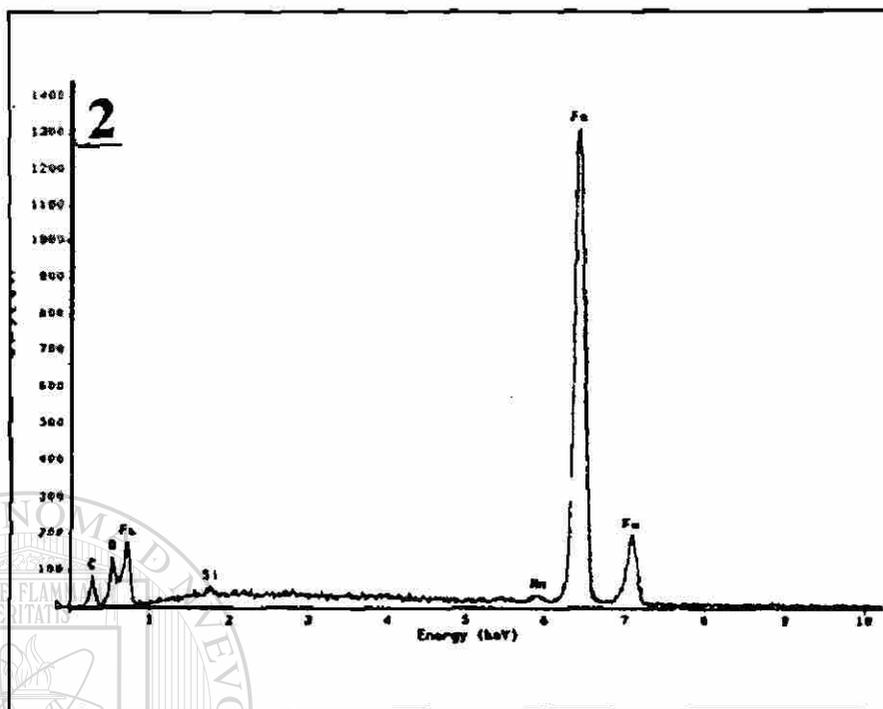


Figura 6.4.13b. Elementos presentes en la interfase de las zona 2 de la Figura 6.4.12 [79].

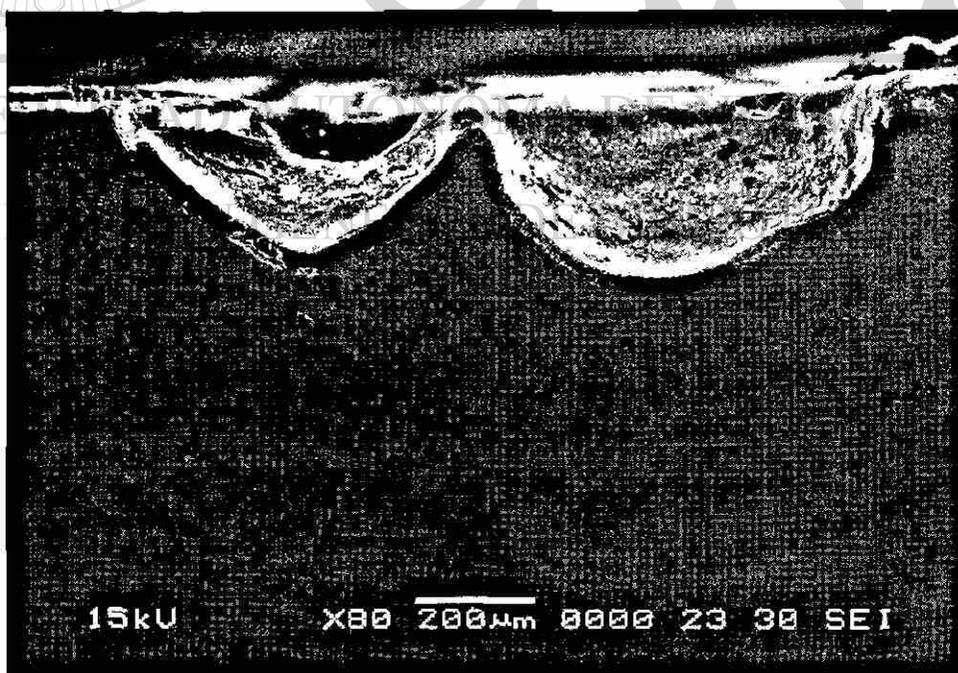


Figura 6.4.14. Fotomicrografía de un planchón tomado antes de entrar al horno túnel.

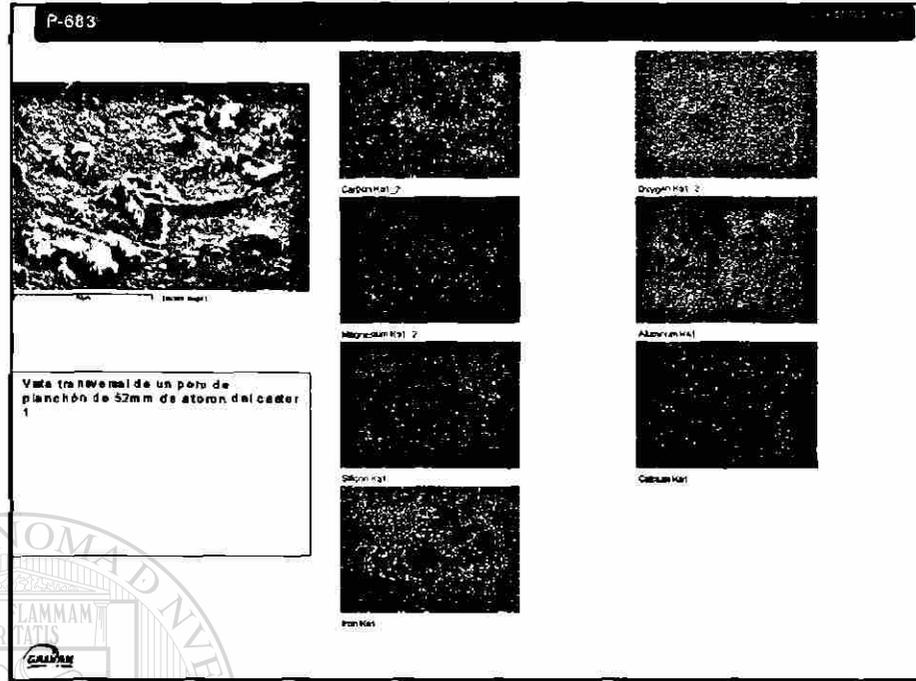


Figura 6.4.15. Distribución de los elementos presentes en un poro de un planchón antes de entrar al horno túnel.

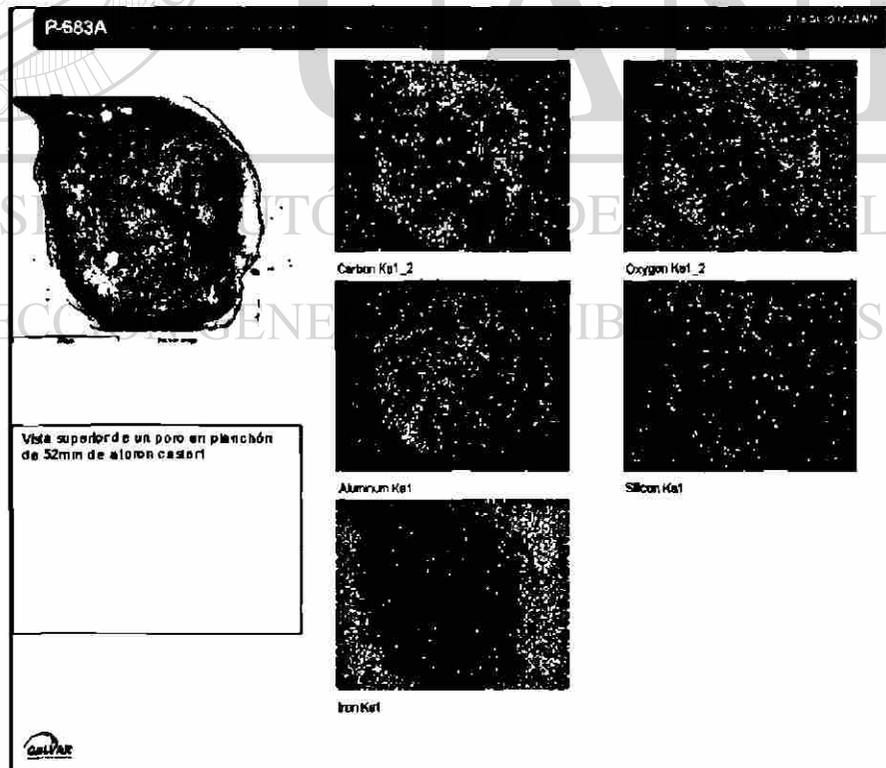


Figura 6.4.16. Vista superior de los elementos presentes en el poro de un planchón.



Figura 6.4.17. Microestructura en la interfase metal polvo de molde a 500x al calentar un cupón de acero en mufla a alta temperatura (1100 °C, 30 min.) [79].

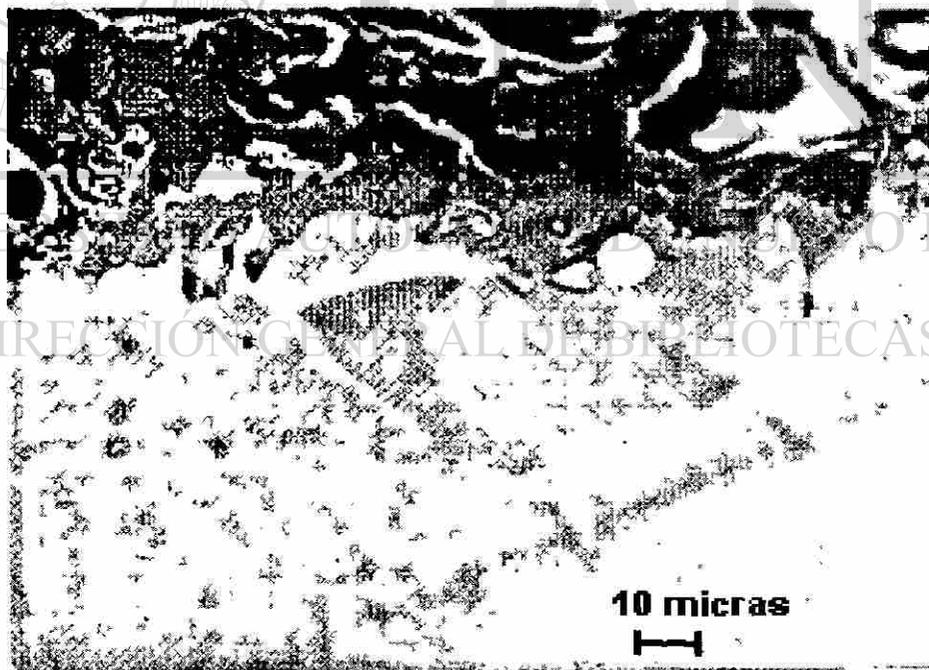


Figura 6.4.18. Microestructura en la interfase metal polvo de molde a 500X en pruebas de laboratorio al calentar un cupón de acero a alta temperatura (1100 °C, 30 min) [79].

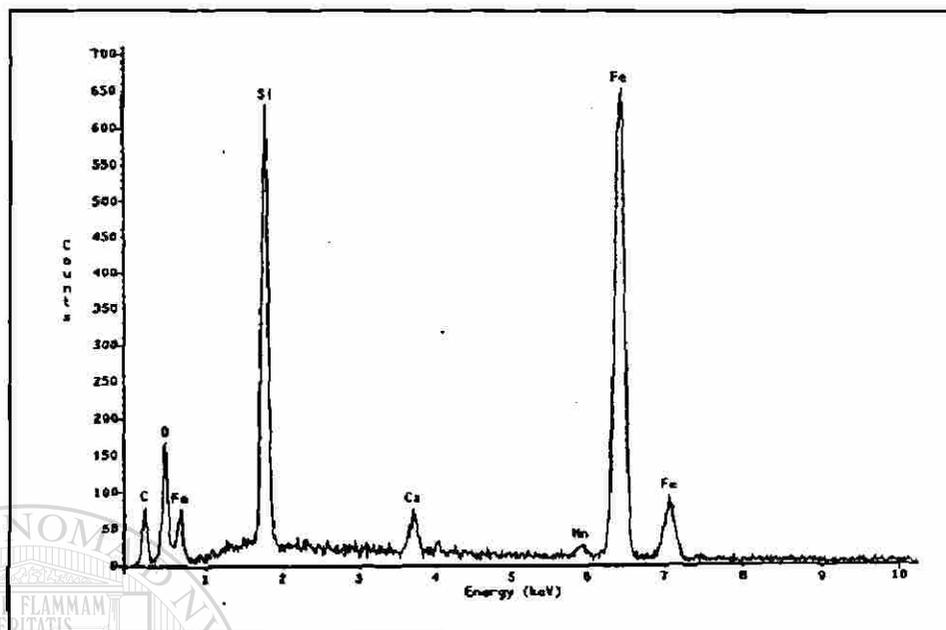


Figura 6.4.19. Composición química por MEB de las pruebas con polvo de molde en laboratorio en el punto indicado en la Figura 6.4.18 [79].



Figura 6.4.20. Microestructura en la interfase metal polvo de molde en pruebas realizadas en la planta a 100 y 1000x (1050 °C, 30 min) [81].

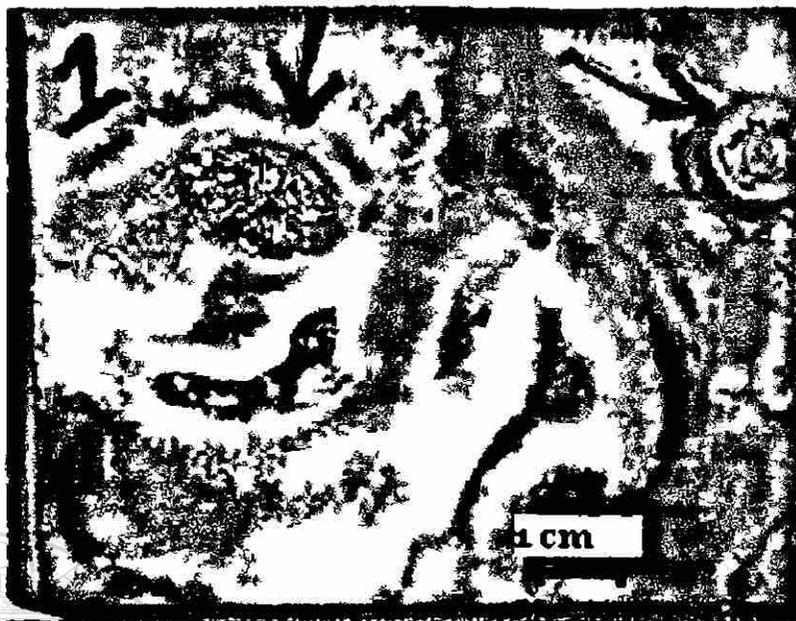


Figura 6.4.21. Vista superior del polvo de molde adherido a la superficie en un cupón de acero en pruebas en planta (1050 °C, 30 min) [81].

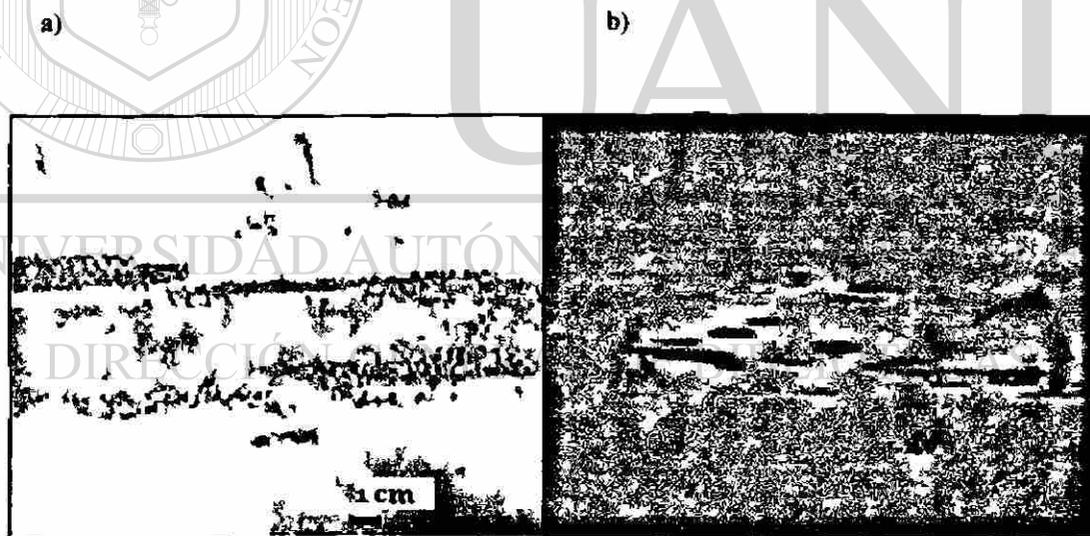


Figura 6.4.22. Vista del defecto provocado al agregar polvo de molde al planchón a la entrada del horno (1150 °C, 20 hr).

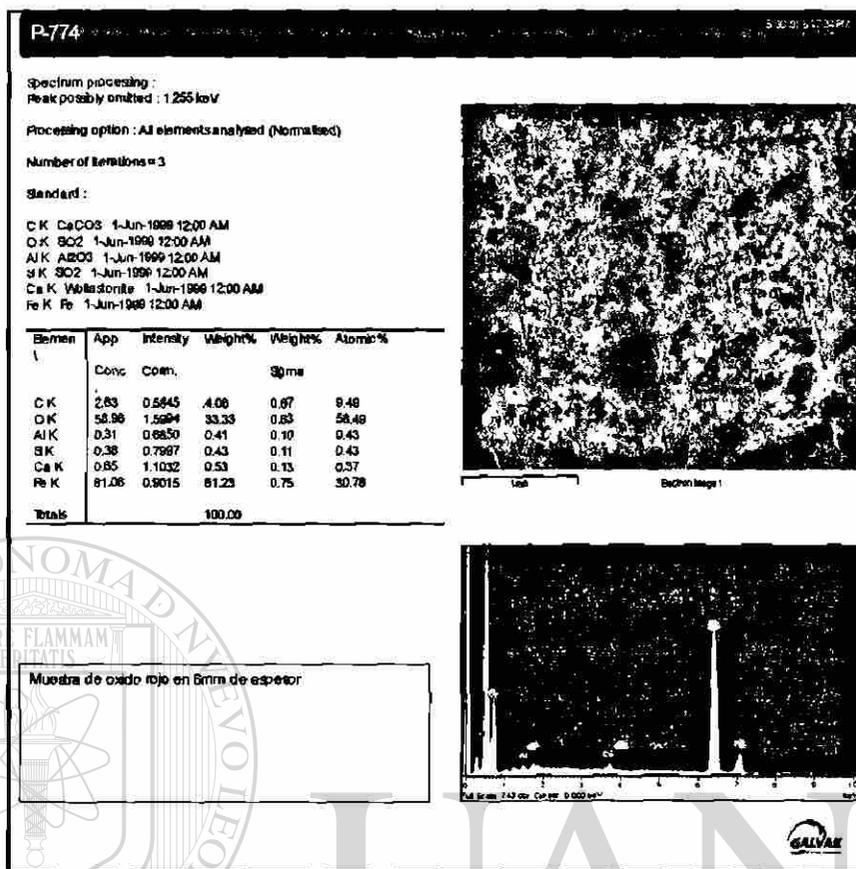


Figura 6.4.23. Muestra tomada a la salida del laminador a la que se le agregó polvo de molde sobre la superficie del planchón antes de entrar al horno vista superior.

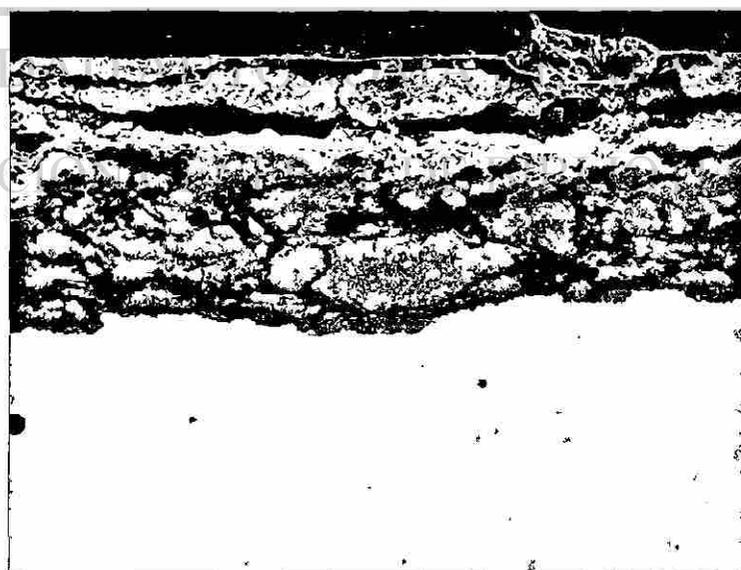


Figura 6.4.24. Vista transversal del óxido con residuos de polvo de molde en la lámina agregado a la entrada del horno túnel (1100 °C, 20 hr).

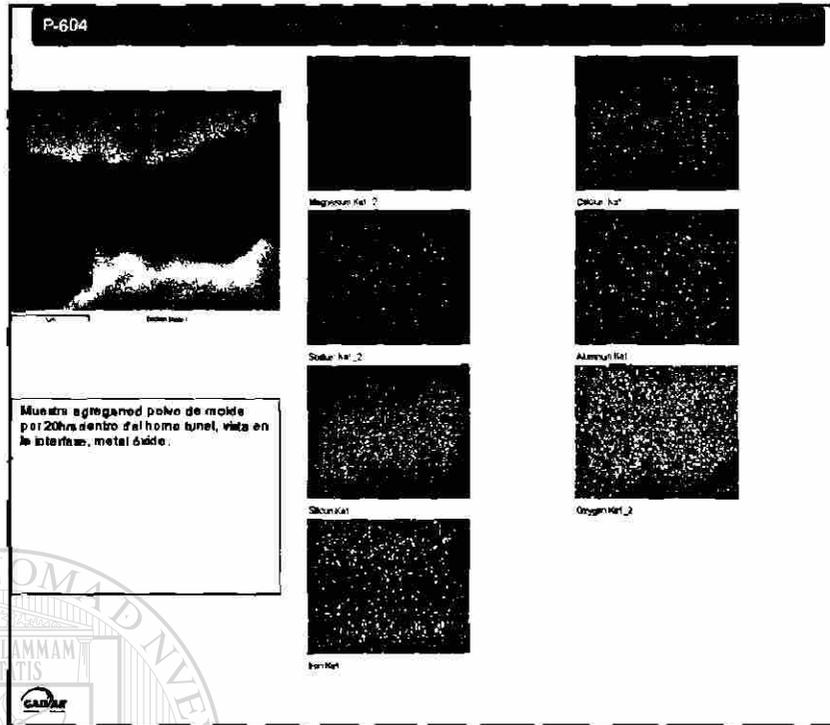


Figura 6.4.25. Mapa de la composición química en la interfase metal polvo de molde, agregando a la entrada del horno 20 horas dentro de éste.

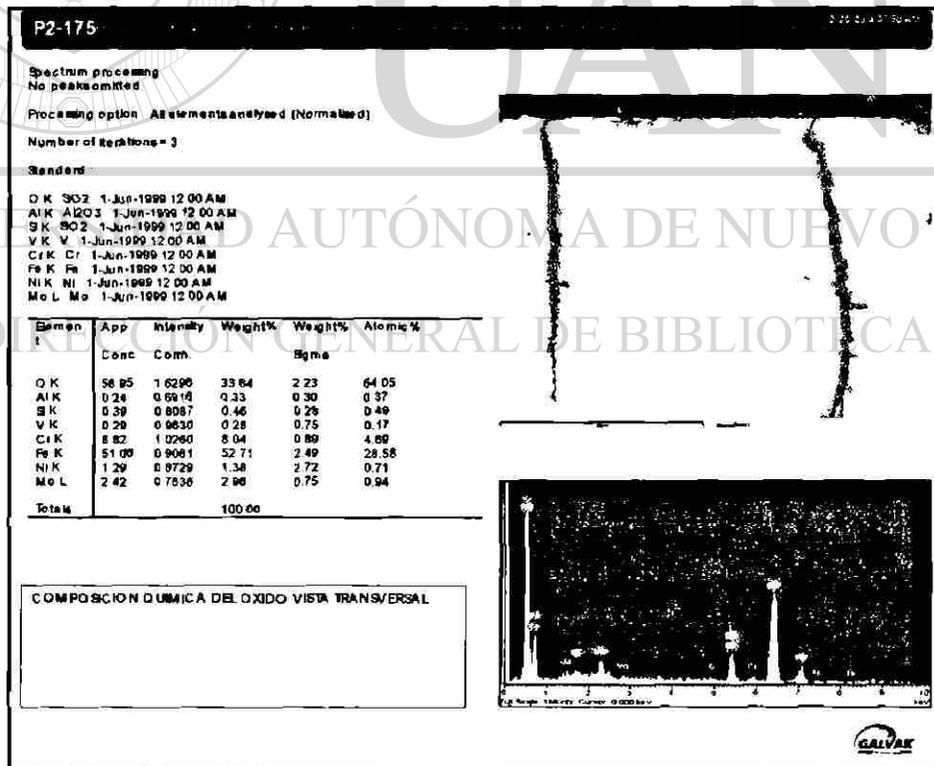


Figura 6.4.26. Elementos presentes en el óxido sobre la superficie del rodillo.

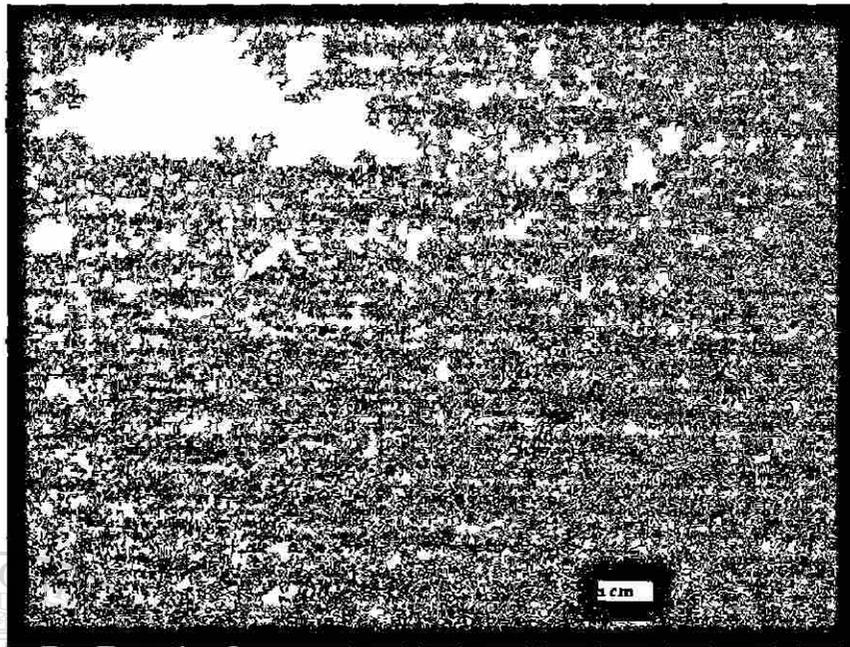


Figura 6.4.27. Vista macro superior del óxido secundario en lámina decapada.

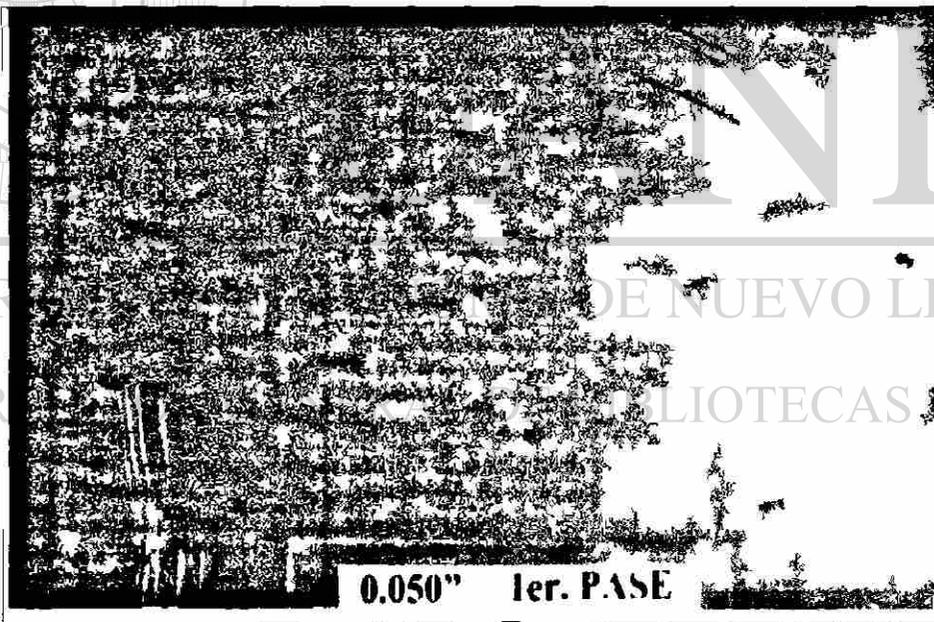


Figura 6.4.28. Vista con estereoscopio del óxido secundario después del primer pase en frío.

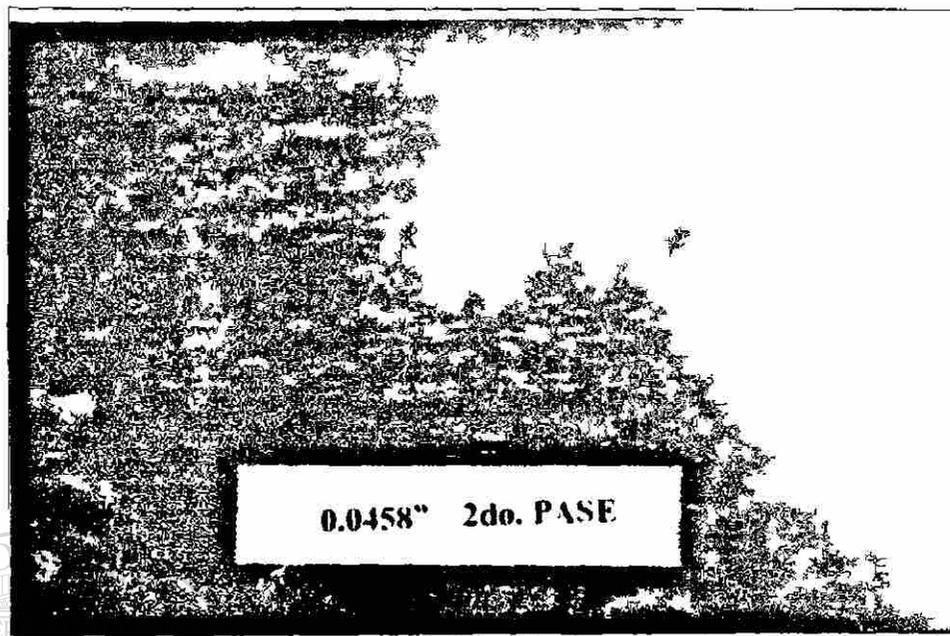


Figura 6.4.29. Vista con estereoscopio de la marca dejada por el óxido secundario después del segundo pase en frío, no se observan puntos de óxido.

Elemento	App Conc	Intensity Count	Weight%	Weight% Sigma	Atomic%
C K	2.99	0.5476	4.70	1.14	13.61
O K	30.94	1.5313	17.37	0.91	37.80
Fe K	85.24	0.9400	77.94	1.30	48.59
Totals			100.00		

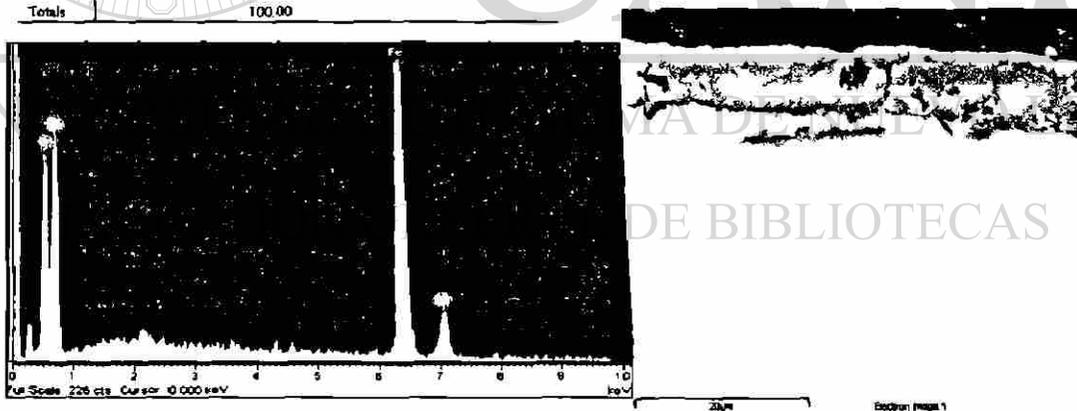


Figura 6.4.30. Espectro de la composición química del óxido secundario (Fig. 6.4.27).

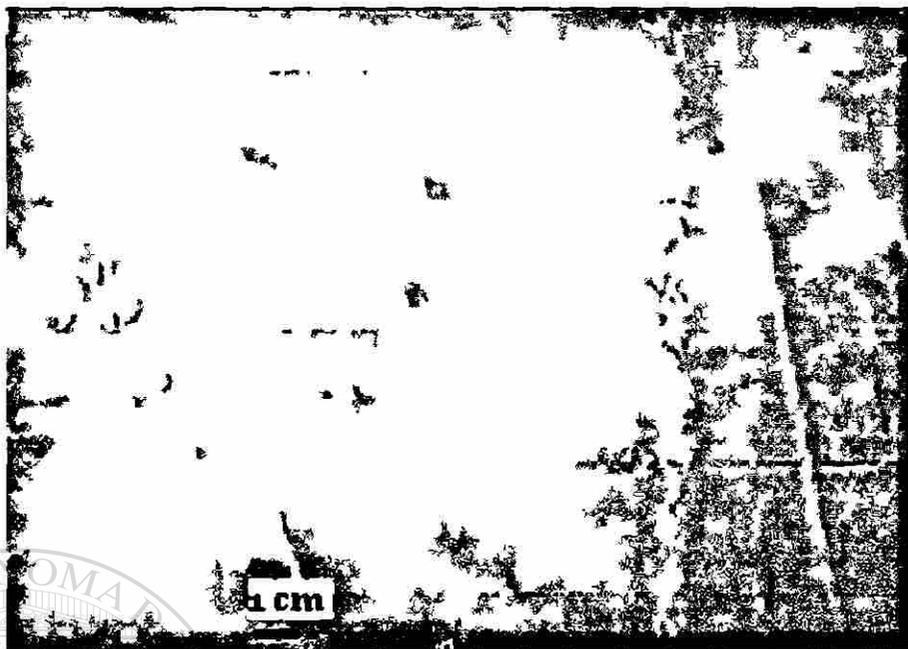


Figura 6.4.31. Vista superior de lámina al agregar cascarilla y posteriormente ser laminada por el primer castillo.

Tabla 6.4.1. Cantidades relativas de óxidos de hierro en la cascarilla adherida a los rodillos del horno túnel [82].

Muestra (% Peso)	% Fe_3O_4	% Fe_2O_3	% FeO
Interfase rodillo cascarilla	55.71	13.55	30.74
Punto medio	59.01	18.43	22.57
Parte exterior de la cascarilla	56.57	14.51	28.42

DIRECCIÓN GENERAL DE BIBLIOTECAS

CAPÍTULO 7

DISCUSIÓN

7.1. Predicción, medición, caracterización y pruebas del óxido formado en el horno túnel.

7.1.1. Efecto que ejercen las variables de proceso sobre la aparición del óxido laminado.

La formación del óxido ocurre en todas las etapas del proceso de la laminación, desde el colado hasta el enrollado y aún durante el enfriamiento de éste en los patios. Las zonas de mayor generación del óxido corresponden a la zona de colada y horno túnel y representan en su conjunto casi el total del óxido que se forma en la planta compacta.

De las variables que más influencia tienen en la generación del óxido laminado en la cinta son sin duda la temperatura y el tiempo del planchón dentro del horno túnel, a mayor temperatura y tiempo la cinética de crecimiento del óxido aumenta, los resultados presentados en la Sección 6.1 se analizarán en esta sección para estudiar el efecto de estas variables.

Las Figuras 7.1 y 7.2 se construyen con los datos de las Tablas 6.1.1, 6.1.3 y 6.1.5, en donde el efecto del tiempo menor a 25 min y una baja temperatura ($<1085\text{ }^{\circ}\text{C}$) se

obtuvo una cantidad muy pequeña de óxidos en la cinta. Si se incrementa la temperatura en 100 °C, esto es de 1050 a 1150 °C (Figura 7.2), la cantidad de óxidos incrustados aumenta un orden de magnitud.

Se aprecia que a 25 minutos y 1050 °C se presentaron cerca de 30 óxidos, al incrementar la temperatura a 1150 °C para el mismo tiempo, la cantidad de óxidos incrustados se incrementó hasta 300. La Figura 7.2 muestra que manteniendo la temperatura a 1150 °C y realizando incrementos en el tiempo, el crecimiento en la cantidad de óxidos se torna exponencial. De lo anterior se puede afirmar que el efecto de incrementar la temperatura contribuye mucho más a la generación de óxido difícil de remover.

Si se quiere obtener la menor cantidad de óxidos incrustados en la cinta es necesario laminar a temperaturas menores a 1085 °C. Sin embargo, lo anterior no es práctico en productos de espesores delgados, aceros microaleados y al fósforo entre algunos otros, por lo que cuando se utilicen altas temperaturas (1150 °C) es importante mantener los planchones el mínimo tiempo dentro del horno túnel, siendo ese tiempo crítico menor a los 25 min.

7.1.2. Cantidad de marcas por la cara inferior generadas por las ruedas de los rodillos del horno túnel y que producen óxido laminado.

Un efecto similar ocurre al considerar las variables tiempo y temperatura en el daño que sufre el planchón en el horno túnel por su cara inferior. Al permanecer éste un mayor tiempo en el horno túnel, se requiere que oscile, llevando con esto a un maltrato en su cara inferior por las ruedas del horno túnel, si a esto se le agrega la condición de alta temperatura este daño se multiplica.

El óxido laminado inició fuertemente con el arranque de un segundo horno túnel, siendo necesario un carro de transferencia para los planchones de este horno túnel. Estos carros de transferencia se fabricaron con rodillos de acero de alta aleación sin enfriamiento interno. Al no contar con este enfriamiento, la temperatura superficial y por

ende la temperatura en la interfase planchón rodillo aumenta, causando una mayor indentación en el planchón en comparación con los rodillos enfriados por agua, que componen la mayor parte de ambos hornos túnel.

No obstante a esto, el daño no es exclusivo de los rodillos secos, ocurre también en los enfriados por agua, debido principalmente al crecimiento de cascarilla en el rodillo, por la compatibilidad entre la cascarilla y la superficie de la rueda, a rodillos que no giren, otras causas o cuando el motor que hace girar al rodillo se encuentre dañado o con alguna excentricidad.

Tratando de validar el efecto de las marcas sobre la generación de óxido se realizó un conteo de la cantidad de marcas por la cara inferior de los planchones (Figura 7.3), encontrándose que los planchones colocados al final del horno túnel (zona de laminación) presentaron una mayor cantidad de marcas, coincidentemente éstos permanecieron más tiempo en el horno túnel, en comparación con los planchones colocados al inicio.

En la Figura 6.1.3 se mostraron estas mismas marcas, pero por posición dentro del horno túnel, lado operador, motriz, centro motriz y centro operador, donde una mayor cantidad de marcas se presentaron en el centro operador y centro motriz. Esta mayor cantidad de marcas en la parte central se debe a que en esta zona existe una mayor cantidad de cascarilla adherida a las ruedas de los rodillos del horno túnel.

Con el paso del tiempo se produce en los rodillos del horno túnel una capa gruesa y muy compacta de óxido que indenta fuertemente el planchón por su cara inferior, la gravedad de esto dependerá del tiempo y la temperatura del planchón dentro del horno túnel, así como el tipo de acero que se esté calentando.

Un comportamiento similar se observó en dos lotes con las mismas condiciones de laminado (Figura 6.1.4) uno con y otro sin óxido laminado por su cara inferior. Del análisis realizado se observó que las diferencias principales se ubicaron en los tiempos de permanencia de los planchones en la zona del carro de transferencia (zona 5), siendo

éstas diferencias de 2 contra 5 minutos. Ambas zonas estuvieron a temperaturas de 1180 °C. La diferencia en tiempo fue suficientemente significativa para generar el defecto, este óxido se presentó alineado y localizado a 20 mm de ambas orillas.

De acuerdo con esta observación, se tomó una muestra mucho mayor de rollos con óxido laminado, concentrándose la información en comparar los tiempos y temperaturas a los que los planchones permanecen en la zona del carro de transferencia con la aparición de óxido laminado en la cinta por la cara inferior, como resultado se observó una relación del tipo lineal con los tiempos de estancia del planchón en el horno túnel, como se puede ver en la Figura 7.4.

De la Figura 7.4 se observa que la fracción defectiva de rollos con óxido laminado por la cara inferior se incrementa un 0.5% por cada minuto de más que se tenga a los planchones oscilando en la zona 5 a una temperatura de 1180 °C.

Pensando que un elemento extraño proveniente del rodillo fuera el causante de esa fuerte indentación por su cara inferior, se realizó un análisis de la cascarilla adherida a las ruedas de los rodillos del horno túnel, la composición química elemental de las muestras que se obtuvo mediante microanálisis EDXS sólo detectó la presencia de Fe y O (Tabla 6.4.1). Los estudios de difracción de rayos X mostraron que las especies presentes fueron hematita, wustita y magnetita, no se encontraron residuos de los rodillos del horno túnel en la cascarilla adherida a sus ruedas.

7.1.3. Crecimiento del óxido en la zona de colado.

En las Figuras 6.2.1 a 6.2.3 se encontró una fuerte relación entre la velocidad de colado, y la temperatura de llegada al horno túnel, oscilando ésta desde 900 a los 1100 °C. La Figura 6.2.3 muestra la velocidad de colado y la temperatura en diversos puntos, como son la zona del distribuidor, en el rodillo de presión y en la tijera, en toda una secuencia de coladas, observándose este mismo comportamiento.

En cuanto a la ganancia en peso en esta zona, la Figura 6.2.5 mostró ser prácticamente constante a velocidades mayores a los 3 m/min, (0.15 a 0.40 kg/m²), lo que representa espesores de óxido de 0.11 a 0.33 mm como máximo. Esta pequeña variación en la ganancia en peso a velocidades mayores a los 3 m/min se debe a que ambas, velocidad y temperatura están relacionadas, si se disminuye la velocidad también lo hará la temperatura, pero el tiempo en esta zona se incrementa y de esta manera, es que se mantiene el espesor del óxido relativamente constante.

Se ha observado físicamente que la integridad del óxido en la zona de colado se pierde al inicio del colado, al tener contacto el óxido con la atmósfera, también se ha observado que la rotura puede ocurrir en la última parte, justo antes de entrar al horno túnel, debido a que el óxido, entra súbitamente en contacto con la flama del horno túnel. El comportamiento anterior se encontró similar a cualquier velocidad de colado de 3 a 5 m/min.

En la Figura 7.5, se representa la predicción en el rompimiento del óxido en las diferentes zonas del colado (sección 2.11), como lo es a la salida del colado y entrada al horno túnel, en estas zonas las diferencias en las temperaturas óxido y medio ambiente son muy altas, lo que promueve el rompimiento del óxido.

7.1.4. Crecimiento de óxido en el horno túnel y un comparativo con hornos convencionales.

En la Figura 6.2.6 se observa que el efecto del manganeso sobre el tiempo ayuda a disminuir la oxidación a 15 min, sin embargo, a 30 min la oxidación en los cuatro aceros es muy similar, incluso a 60 min el acero con alto manganeso se oxidó mucho más con 0.7 a 0.75 kg/m² a 1085 °C. El mismo efecto se obtuvo al incrementar la temperatura del horno túnel a 1150 °C (Figura 6.2.7) a 15 min, el acero con 0.75% de Mn se oxidó menos, pero a 60 min su oxidación fue mucho mayor, de entre 0.8 a 0.85 kg/m² como máximo. En términos generales se puede afirmar que no se observó una influencia del manganeso sobre la oxidación de las piezas en el horno túnel.

El efecto más evidente se presentó en la Figura 6.2.8, con carbono y manganeso altos, ambos elementos influyeron en la disminución de la oxidación, al comparar un acero con 0.22% C y 1.22% Mn calentado por 30 min, junto con aceros de menores contenidos de manganeso y carbono, se observa una disminución importante en la ganancia en peso de alrededor de 30%, lo que coincide con otro estudio [24], donde el efecto del carbono inhibe la oxidación del hierro.

Además del carbono, el aluminio el silicio y el cromo son los elementos más importantes para mejorar la resistencia a la oxidación, se han realizado algunas comparaciones de aceros con aluminio y con titanio junto con aceros al silicio, mostrando una ganancia en peso muy similar en los dos primeros. En el caso de los aceros al silicio se ha encontrado que éstos son más resistentes a la oxidación debajo de 1200 °C, sin embargo arriba de esta temperatura se invierte esta relación y los aceros al silicio se oxidan más que los de bajo carbono y los adicionados con titanio [24].

Las mediciones realizadas con cupones en el horno túnel permitieron comparar la ganancia en peso entre otra planta compacta y ésta. En la Figura 6.2.9 se presentaron los resultados de comparar dos plantas compactas a 15 y 30 min, siendo significativamente menor la cantidad de óxido en el presente estudio en comparación a la otra planta compacta. Esto puede ser debido a las condiciones de la atmósfera, a la geometría del planchón, al tipo de horno, a su relación de combustión y al tipo de acero. La Figura 6.2.10 presenta la misma tendencia a 1150 °C con una mayor ganancia en peso en la otra planta compacta en comparación a la de este estudio en alrededor de un 10 a 20%.

De los resultados que se presentaron en la Figura 6.2.11 al comparar un horno convencional con este estudio se observa una mayor pérdida de cascarilla en el horno convencional, tanto a 15 como a 30 min, las mediciones de la ganancia en peso en el horno túnel fueron entre un 15 a un 25% menores a 1085 °C. En la Figura 6.2.12 se mostró que se obtuvo una mejor predicción a 1130 °C y 60 min con 3.6% de O₂, sin embargo, a 30 min, la ganancia en peso fue de entre un 20 a un 30% menor en este estudio con relación a un horno convencional. Las estimaciones en la ganancia en peso

de un horno convencional y el de la planta compacta son muy similares a tiempos largos cercanos a los 60 min.

Al comparar los resultados experimentales con el modelo de O_2 variable, Figuras 6.2.13 y 6.2.14, se encontró buena concordancia a 1085 °C con 15 y 30 min, así como a 1150 °C con un 4% de O_2 libre y 60 min, sin embargo a los 30 min con las mismas temperaturas y O_2 libre, los valores medidos fueron menores a los predichos por el modelo de O_2 variable.

Al comparar los datos reales con los modelos descritos en la sección 2.10.3 se encontró, para el primero caso (Figura 6.2.15) una buena correlación entre los datos y el modelo propuesto. De la Figura 6.2.16 se tuvo una buena correlación a 60 min y 1150 °C, no así a los 30 min, donde las mediciones fueron menores a las predichas.

7.1.5. Comparación entre los espesores y características del óxido primario y secundario.

7.1.5.1. Magnitudes de los espesores de ambos tipos de óxidos.

La película de óxido secundario se presenta de forma continua y uniforme (Figura 6.4.1), el espesor de esta capa puede variar de 5 a 40 μm dependiendo del espesor final de la cinta y las temperaturas a las que se le enrolló. La interfase cascarilla-acero también es continua, pudiéndose observar la presencia de un agrietamiento normal a la dirección del laminado, lo que es causado por esfuerzos térmicos debidos a los diferentes coeficientes de contracción térmica de la cascarilla y el acero al momento de ser laminado y enfriado así como esfuerzos de tensión antes de la mordida (Figura 6.4.2).

El punto identificado como 2 en la Figura 6.4.2 representa un óxido secundario normal, la composición química es en su mayoría óxido de hierro con algo de manganeso, este óxido presenta muy poca adherencia en la superficie metal-óxido.

En el caso del óxido primario (Figura 6.4.3), éste se encuentra fuertemente adherido al metal, su espesor varía desde 20 hasta 200 μm , en las Figuras 6.4.4 a 6.4.6 se aprecia una vista del óxido por su parte superior, se observa alargado en la dirección al laminado, además de presentar pequeñas incrustaciones o lagunas de cascarilla de formas irregulares sobre la superficie del óxido debido a una deformación plástica localizada, que ocasiona rupturas discontinuas en su superficie.

La Figura 6.4.7 es un óxido primario laminado en frío, se observa que la mancha del óxido permanece sobre la superficie de la cinta, esta mancha se diluye conforme se incrementan sus pases en frío, llegando en algunas ocasiones a desaparecer, quedando sólo pequeños residuos del óxido, esto en algunos casos, puede ser confundido con escamas, alúmina u óxido secundario incrustado muy severo.

7.1.5.2. Características morfológicas y químicas de ambos óxidos.

De los estudios por microscopía electrónica de barrido realizados al óxido primario en la zona A (Figura 6.4.8), se encontraron además de los elementos normales del óxido, elementos externos al acero como silicio, calcio y aluminio. Se realizó un análisis puntual en seis zonas diferentes (Figura 6.4.9) [79], la composición química de las primeras cuatro regiones (zonas fuera del óxido), consistió principalmente de Fe, Mn, C y O los primeros tres elementos se asocian con la composición base del acero. En la posición 4, el pico característico del oxígeno aumentó notablemente en intensidad hasta alcanzar casi dos veces la intensidad del pico de hierro adyacente, esto supone la presencia de óxido en esta zona [79]. Conforme el análisis avanza a la zona 6 se encuentran mayores concentraciones de elementos ajenos al acero como silicio y aluminio. En los espectrogramas (Figura 6.4.11a y b) de la muestra presentada en la Figura 6.4.10, se encuentra un pico característico de hierro, además de silicio y algo de calcio.

La morfología en la interfase cascarilla acero de la Figura 6.4.12 sugiere que la presión ejercida por la cascarilla sobre la superficie del acero causó la deformación local

del material durante la laminación en caliente, los espectrogramas realizados en la interfase de la Figura 6.4.12 muestran la presencia de silicio y algo de calcio (Figura 6.4.13 a y b).

7.1.5.3. Efecto de la presencia de silicio y calcio en el óxido primario.

El origen del defecto óxido primario se asocia a la presencia sobre el planchón de un cierto tipo de cascarilla con propiedades de adherencia y resistencia mecánica superiores a las de las cascarillas normalmente presentes en el planchón de una planta tipo compacta. La morfología del defecto indica que la cascarilla residual se puede deformar plásticamente a las temperaturas de laminación, las indentaciones superficiales indican también que la cascarilla adherida posee una resistencia mayor a la del acero.

Esta mayor resistencia a la deformación y la gran adherencia del óxido, se debe a la presencia del Si y el Ca según Fukawaga y col. [4] los aceros con contenidos de Si superiores a 0.1% en peso, el Si se segrega parcialmente hacia la superficie del planchón, durante el tiempo de calentamiento en el horno el silicio segregado se oxida preferencialmente y causa la formación de SiO_2 en la interfase entre la cascarilla y el acero formando fayalita.

Sin embargo en nuestro caso el defecto de óxido primario en la cinta se presentó aún en los aceros de bajo carbono, en los que la composición química base del acero no contiene altos niveles de silicio, por lo que la fuente de este elemento se ubicó como de tipo externo.

Un estudio complementario para identificar el origen de los residuos encontrados fue el análisis de la superficie del planchón antes de que éste ingresara al horno túnel, la Figura 6.4.14 es una vista transversal de un poro, donde se aprecian algunos residuos exógenos al acero. En la Figura 6.4.15, que corresponde a la parte superior del poro vista por microscopía electrónica de barrido, se observa la presencia de silicio de forma dispersa en toda su superficie, al igual que el carbono y el magnesio, en la segunda

columna el aluminio se ve agrupado mientras que el calcio, al igual que el silicio y el magnesio se encuentran de forma muy dispersa en toda la muestra. La Figura 6.4.16 es la vista superior de un poro cubierto completamente por óxido, aquí se encontraron elementos muy similares a los espectrogramas de la Figura 6.4.15 con concentraciones importantes de aluminio y silicio.

De las adiciones de polvo de molde realizadas en el laboratorio para corroborar el mecanismo de adherencia del óxido, se observó que éste provocó una fuerte corrosión en la superficie de la lámina. Se presentaron penetraciones irregulares sobre la superficie de la muestra (Figuras 6.4.17, 6.4.18) en forma de corrosión, mecanismo similar al observado en un óxido primario. Los espectrogramas de la Figura 6.4.19 analizados en los puntos claros de las Figuras 6.4.17 y 6.4.18, muestran nuevamente un enriquecimiento considerable de silicio y calcio además de óxido de hierro en la interfase como es de esperarse por la presencia de residuos de polvo de molde agregados de forma intencional. Resultados similares se obtuvieron al agregar polvo de molde en pedazos de lámina (Figura 6.4.20) y ser calentados en una mufla de laboratorio.

En pruebas realizadas adicionando polvo de molde a la entrada del horno túnel (Figuras 6.4.21 y 6.4.22) se observa en la parte central de la cinta una mancha en forma continua, en la segunda de las imágenes se observa una tonalidad grisácea de forma aislada con residuos de polvo de molde y óxido normal, se observa en ambos casos que los residuos provenientes del polvo de molde no fueron removidos por el descascarado.

En las Figuras 6.4.23 y 6.4.24 se presenta una vista superior y transversal de las manchas de la Figura 6.4.22, analizada por microscopía electrónica de barrido, el análisis mostró la presencia de pequeñas cantidades de aluminio, silicio y calcio.

La Figura 6.4.25 es una vista a mayor amplificación en la interfase polvo de molde acero de la Figura 6.4.24, mostrando un sección de los elementos presentes, con una alta concentración de silicio, calcio y aluminio, de forma similar a las muestras de las

Figuras 6.4.8 a 6.4.13 correspondientes a muestras de óxido primario en cintas ya decapadas.

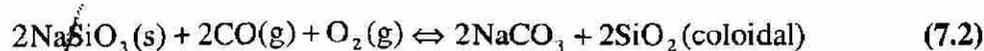
En resumen se analizaron por microscopía óptica y electrónica muestras de óxido primario, así como pedazos de planchones, también muestras de lámina con polvo de molde agregado intencionalmente en el laboratorio y muestras de lámina con polvo de molde agregado intencionalmente al planchón antes de que éste ingresara al horno túnel.

En todos los casos los resultados fueron similares, presencia de silicio, calcio y aluminio en la interfase, fuerte corrosión localizada y adherencia, todo esto, en su conjunto, dificulta enormemente remover el óxido que se genera en el horno túnel. Si a lo anterior se le agrega el incrementar el tiempo y la temperatura de permanencia de los planchones en el horno túnel, la dificultad de remover el óxido se incrementa aun más.

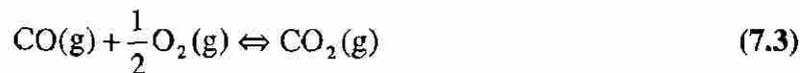
7.1.5.4. Mecanismo de formación del óxido primario en la planta compacta [79].

La constitución química de los polvos de molde empleados en la operación de colado continuo (Tabla 5.5.), tiene como elementos más importantes al SiO_2 , $(CaO+MgO)$ y $(Na_2O +K_2O)$, con MgO menor a 2% y K_2O inferior a 0.5%, por lo que los constituyentes principales son sin duda SiO_2 , CaO y Na_2O [79].

Los sistemas SiO_2-CaO y SiO_2-Na_2O en presencia de vapor de H_2O , pueden formar una serie de sustancias con propiedades diferentes dependiendo de la relación $SiO_2: CaO$ y $SiO_2: Na_2O$, sin embargo, cuando la atmósfera contiene también CO_2 , la reacción entre los óxidos puede formar H_2CO_3 (ácido carbónico), el cual cataliza la reacción de formación de silica gel coloidal mediante la descomposición de los silicatos respectivos esto es:



Es importante resaltar aquí la importancia del equilibrio establecido entre CO , CO_2 y O_2 en la atmósfera del horno túnel esto es:



La presencia de CO_2 es fundamental para la ocurrencia de las reacciones de descomposición de los silicatos indicados en las Ecuaciones 7.1 y 7.2. La sílica gel coloidal (SiO_2) posee propiedades aglutinantes muy fuertes debido a los enlaces de silicio que se pueden formar con las partículas sólidas en las cuales esta embebida.

En términos generales podemos decir que la química de los procesos de descomposición mencionados en las ecuaciones anteriores es muy compleja y poco entendida. Las propiedades aglutinantes y la alta resistencia a la compresión de la sílica gel coloidal alcanza su máximo a un cierto valor crítico de la presión parcial de CO_2 en la atmósfera, y a mayores concentraciones la resistencia a la compresión disminuye [79].

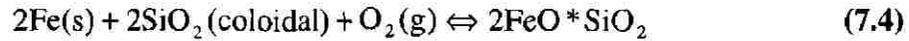
La atmósfera del horno túnel está formada principalmente por gases de combustión del gas natural estos contienen CO_2 y vapor de agua. Una composición típica de la atmósfera es de 8.24% CO_2 , 16.48% H_2O , 2.47% O_2 y 72.79% N_2 .

La presencia de O_2 y CO_2 en la atmósfera, necesariamente implica la presencia de CO debido al equilibrio indicado en la Ecuación 7.3, por lo que el CO también está presente en la atmósfera. La presencia de residuos de polvo de molde, ricos en SiO_2 , CaO y Na_2O y la composición química de la atmósfera del horno túnel, que es rica en CO_2 y H_2O , favorece la descomposición de Na_2SiO_3 y $CaSiO_3$ presentes en el polvo de molde [79].

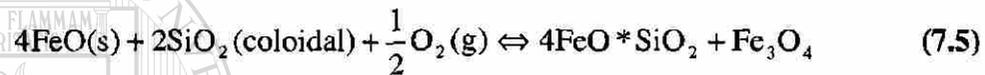
Cuando este compuesto está presente en la cascarilla sobre el planchón, aunado a las temperaturas de operación del horno túnel, la sílica gel endurece y actúa como un

aglutinante entre el FeO y el metal. El tiempo juega un papel importante, debido a que este aumenta su resistencia a la compresión conforme el tiempo transcurre [79].

Si la sílica gel se encuentra en contacto directo con el acero, la reacción química estará dada de la siguiente manera:



En la situación más realista de que la sílica gel coloidal sea formada en el interior de la cascarilla de FeO sobre la superficie del planchón, la reacción es:



En ambas reacciones, (Ecuaciones 7.4 y 7.5) el producto es silicato de hierro, el cual combinado con la wustita forma el constituyente eutéctico conocido como fayalita (FeO/Fe_2SiO_4).

La factibilidad termodinámica de ambas reacciones se ilustra en la Figura 7.6, en formas de energía libre contra la temperatura [79]. Se puede observar que a las temperaturas a las que es sometido el acero durante su traslado por el horno túnel (1050 a 1150 °C), la energía libre para las dos reacciones son negativas, indicando un desplazamiento del equilibrio termodinámico hacia el lado de los productos [79].

Pruebas adicionales fueron realizadas, como la de agregar cascarilla a la entrada del primer castillo, el patrón de huella que presentó la cascarilla (Figura 6.1.2) al ser incrustada fue muy similar al óxido laminado, aunque sin la presencia de productos oscuros o fuertemente incrustados. De los estudios de difracción de rayos X de la cascarilla agregada a la entrada del primer castillo, se encontró la presencia de $MgFe_2O_4$, Fe_3O_4 , FeO , Fe_2O_3 , y en algunos casos, pequeñas cantidades de manganeso

como Mg_2MnO_8 , estas partículas se incrustan sobre la superficie del planchón dando la apariencia de óxido primario, pero sin la fuerte adherencia a la superficie del planchón.

7.2. Modelación y pruebas del descascarado sobre la aparición del óxido laminado en la cinta.

Hasta ahora la discusión se ha centrado en la generación del óxido, con diferentes variables en el proceso en el colado y horno túnel, así como una caracterización de éste, sin embargo, la remoción efectiva del óxido primario depende también de las condiciones del descascarado. Aquí se discutirán algunas pruebas en relación a este así como su modelación con diferentes condiciones de proceso.

Con el conocimiento de los principales mecanismos causantes de la fuerte adherencia del óxido se realizaron un par de pruebas a la salida del horno túnel y antes de descascarar, utilizando un cabezal de baja presión de agua con la intención de ayudar a remover más eficientemente el óxido primario.

Al utilizar el cabezal de baja presión en planchones procedentes del horno túnel se apreció una ligera disminución en la cantidad de óxidos laminados en comparación a no utilizarlo (Tabla 6.1.8). Sin embargo la prueba estadística (Tabla 6.1.9) indica que los resultados no son concluyentes. En pruebas posteriores, con una mayor cantidad de planchones observados, se obtuvo una fuerte correlación de que cuando el flujo de este cabezal disminuye, la aparición de rollos con óxido laminado se incrementa. Ese comportamiento se presenta en Figura 7.7.

En esta Figura 7.7 el eje de las abscisas representa el flujo que se aplicó en varios días y de estos días en cuantos se presentó óxido primario en al menos un rollo y en los días en que no, esta relación se presenta como un cociente en el eje de las ordenadas, se puede apreciar que en cuanto el flujo de este cabezal se incrementa los días en los que hubo rollos que presentaron óxido primario disminuyen de forma considerable.

Continuando con esta misma Figura 7.7 se observan niveles cercanos al 10% de días con presencia de al menos un rollo desviado por óxido primario cuando los flujos de este cabezal son de $80\text{m}^3/\text{hr}$ y mayores, todo este análisis se realizó en un período de cinco meses de producción.

7.2.1. Efectos en la aparición del óxido utilizando cinco bombas de alta presión levantado el primer y segundo caracol de forma independiente.

De los resultados de las primeras pruebas en las que se modificó la cantidad de bombas de descascarado que alimentan al cabezal de alta presión se puede afirmar que no se observó óxido laminado, incluso a muy bajas presiones, sin embargo, sí se observaron pequeñas manchas sobre la superficie de la cinta, que posteriormente por microscopía electrónica de barrido pusieron en evidencia óxido laminado incipiente, (Figura 6.1.1).

En este grupo de pruebas se obtuvo una mayor cantidad de óxidos laminados al levantar el primer caracol. Se ha observado en la práctica que la condición de los caracoles impacta de manera por demás significativa en la cantidad de óxidos laminados; este caracol afecta la eficacia del descascarado debido a que el agua que se aplica interfiere con el cabezal de alta presión, dificultando una remoción efectiva.

7.2.2. Modelación del descascarado y análisis de los datos de proceso de éste sobre el óxido primario.

La Figura 6.3.1 presenta el efecto de la velocidad de entrada al descascarado, sobre una serie de piezas desde 0.29 hasta 0.34 m/s se aprecia que a bajas velocidades de entrada, la eficacia en la remoción del óxido se incrementa, considerando un mismo espesor y un mismo acero. Esto se debe a la relación que existe entre la velocidad de alimentación y el valor de U (cantidad de agua en l/m^2), estos resultados concuerdan con estudios [45] que utilizaron velocidades de entrada de 0.1 a 1.3 m/s.

El valor de la fuerza del agua calculado (Figura 6.3.2) fue de 80 a 100 N para el cabezal de baja y de 120 hasta 160 N como máximo para el cabezal de alta presión. Estos resultados están íntimamente relacionados con el proceso de fabricación, para espesores menores a 3 mm se utilizan 3 bombas de baja y 9 de alta presión, para mayores espesores se utilizan las mismas 3 bombas junto con 10 de alta.

El resultado anterior conlleva a problemas potenciales de eficacia en la eliminación del óxido primario en rollos de espesores de cinta de entre 2 a 3 mm, debido a que aquí se combina el utilizar sólo 9 bombas de alta presión (menor cantidad de agua) y velocidades altas de entrada al descascarado, lo que coincide con observaciones en campo de rollos con óxido primario.

En la Figura 6.3.3 se presentó como pequeñas variaciones en la distancia de la boquilla al planchón generan fuertes variaciones en el impacto, por lo que se requiere de un diseño preciso de los cabezales de descascarado, se ha encontrado en la práctica que estas pequeñas variaciones afectan las condiciones para un buen descascarado.

Bajo las condiciones de planta el impacto del cabezal de baja presión es de 0.70 MPa; con 9 bombas de alta presión el impacto es de 0.95 MPa. Si se incrementa una bomba más el impacto alcanza los 1.10 MPa. En la Figura 6.3.4 se presenta el impacto calculado para diferentes espesores finales de cinta, nuevamente en espesores de cinta de 2 a 3 mm se encuentran problemas potenciales de óxido laminado en la cinta.

El valor de U (l/m^2) de agua se encontró como el factor más importante en la remoción del óxido. En la Figura 6.3.5 se observa este valor en función del calibre final de la cinta, en calibres delgados de 1.5 mm y menor este valor fue el más alto, disminuyendo conforme el calibre final de la cinta aumenta.

En la planta compacta se tiene una mayor cantidad de agua aplicada al planchón a espesores menores, debido básicamente a la baja velocidad de alimentación del planchón al descascarado. Sin embargo es de notar que es en estos mismos espesores en donde las

temperaturas del planchón son más altas, lo que ancla y vuelve difícil el remover el óxido al momento de descascarar.

En la Figura 6.3.6 y 6.3.7 se presentan respectivamente los resultados de comparar para el mismo producto el valor de U como función del impacto y de la fuerza. En este par de gráficas se observa una fuerte relación entre la cantidad de agua y la remoción efectiva del óxido sobre la superficie del planchón, más que por el valor del impacto o la misma fuerza, lo que refuerza el concepto anteriormente expuesto de que el valor de U resulta ser más importante que la fuerza y el mismo impacto.

En relación a los esfuerzos en el óxido se encontró que la súbita diferencia en la temperatura entre el óxido y el planchón sin duda contribuye a romper eficazmente el óxido la mayoría de los modelos existentes consideran un comportamiento del óxido de forma elástica y lineal y consideran diferentes coeficientes de expansión térmica.

Al proponer estos modelos se supone que el espesor del óxido es mucho menor que el del sustrato metálico y que el óxido es forzado a adaptarse a la deformación del sustrato durante el cambio en la temperatura [30,38]. El cálculo de los esfuerzos térmicos (sección 2.11) se representa en la Figura 6.3.8, obteniéndose valores del esfuerzo en espesores de 1 a 7 mm de 120 a 125 MPa para el cabezal de alta presión y de 90 a 95 MPa para el cabezal de baja presión.

La efectividad del descascarado tiene como insumo principal el tipo de óxido que éste recibe, las peores condiciones para el descascarado se encontraron en tiempos altos de los planchones dentro del horno túnel y altas temperaturas, este efecto calculado como espesor del óxido se presenta en la Figura 7.8. Los rollos que se observaron con óxido primario en la cinta presentaron espesores predichos de óxido mayores, considerando el mismo tipo de producto laminado, en una gama de calibres de 1.5 a 4 mm, este óxido crítico fue de 0.55 mm.

En la Figura 7.9 se presenta una relación tomada de las pruebas en campo en el horno túnel, en donde se puede observar una línea que divide la remoción y no remoción efectiva del óxido primario, debajo de esta línea la probabilidad de que se presente óxido primario en la cinta será baja, si las condiciones de temperatura y tiempo son muy altas rebasando la línea marcada en azul con una alta probabilidad se presentará óxido primario en la cinta.

Y Finalmente en la Figura 7.10, se observan las condiciones actuales de proceso de un producto con altos requerimientos de superficie y que presentó la mayor incidencia de óxido primario en el pasado, sus condiciones de proceso actuales como tiempo y temperatura nos aseguran una remoción efectiva del óxido primario por el descascarado lo que es congruente con las observaciones actuales de este producto en líneas posteriores.

Al aislar el efecto de la temperatura de salida del planchón del horno túnel, nuevamente se ve el efecto en la cantidad de rollos con óxido primario incrustado (Figura 6.3.9).

En la Figura 6.3.10 se presentó el efecto de la cantidad de agua sobre los rollos con y sin óxido laminado de producto visto en decapado, aquí se observa una fuerte influencia del valor de U sobre la aparición del óxido laminado en la cinta. En la Figura 6.3.11 se presentó el efecto de los esfuerzos térmicos sobre los rollos con y sin óxido laminado, siendo los esfuerzos térmicos calculados ligeramente mayores en aquellos rollos en los cuales no se observó óxido laminado, por lo que el efecto térmico que se produce al aplicar un chorro de agua ayuda significativamente a la remoción del óxido.

Una condición muy importante para evaluar la remoción efectiva del óxido primario, y que se describió en la sección 3.3 es la fracción de agua que impacta al planchón, con base en esta relación se puede estimar que tan eficiente resultará el descascarado. Bajo las condiciones propias del laminador, en conjunto con observaciones en campo de rollos sin problemas de óxido laminado, se encontró un

valor de a_o de a 175 para el cabezal de alta y de 145 para el de baja presión, considerando solamente aceros de bajo carbono (Figura 6.3.13). Los resultados completos se presentaron en la Tabla 6.3.1, aquí se encontró que el acero 7092 fue el más difícil de descascarar. Es de considerar también que la variación del valor de a_o con los demás aceros no fue significativamente diferente entre unos y los otros.

Los valores de a_o obtenidos en la planta compacta son considerablemente muy altos si se les compara con los que se obtuvieron en el laminador convencional y aún con los encontrados en la literatura, lo que indica nuevamente sobre la seria dificultad de descascarar con las condiciones de proceso existentes de la planta compacta.

7.2.3. Cantidad de agua, impacto, esfuerzos térmicos y fracción de agua del descascarado de un laminador convencional.

Debido al tipo de boquilla de mayor caudal que se utiliza para descascarar en el laminador convencional, se ejerce una mayor fuerza del agua, por lo que en principio la eficiencia en la remoción de la capa de óxido resulta mejor en éste. Si a lo anterior se le agrega dos ventajas adicionales, la primera es que se tienen espesores de óxidos más delgados debido a la presencia de desbastadores, la segunda es que las temperaturas son comparativamente menores del óxido.

De lo anterior sin embargo, es necesario considerar dos parámetros más, el impacto y el tiempo en que el agua es aplicada, estas dos últimas variables resultan ser significativamente mayores en la planta compacta. En cuanto a los consumos de agua resultaron ser muy similares en ambas plantas para espesores de cinta delgados siendo estos desde 16 a 22 l/m².

De los cálculos y de la gran cantidad de observaciones realizadas en campo, el coeficiente de la Ecuación 3.16 a_o en el laminador convencional resultó ser de 48 (Figura 6.3.15) con base en esto se puede decir que la remoción del óxido en el laminador convencional resulta en forma general más eficiente que en el laminador

compacto, esto resulta congruente con observaciones en campo de rollos producidos por ambos laminadores.

En relación a los esfuerzos térmicos (Figura 6.3.14), se encontró un pequeño incremento en espesores de salida mayores o iguales a 7 mm, debido al espesor de óxido mayor a la entrada del descascarado contra sí mismo, sin embargo el orden de magnitud de estos esfuerzos son por mucho menores (46 MPa) que los resultantes en la planta compacta, debido principalmente a los espesores de óxido tan pequeños (40 μm) y las bajas temperaturas del laminador convencional.

7.3. Crecimiento y caracterización del óxido secundario.

De las mediciones realizadas por microscopía óptica al óxido secundario se obtuvo una relación lineal entre el espesor de la lámina y el del óxido secundario (Figura 6.2.17 y 6.2.18), debido a que el espesor del óxido secundario está íntimamente relacionado con las reducciones entre castillos.

Las temperaturas en las diferentes zonas de entrada, acabado y enrollado ejercen un efecto en el espesor del óxido, aunque en una menor proporción al que ejerce el espesor de la cinta. Se ha encontrado en la práctica, que la temperatura de enrollado puede modificar los espesores de óxido secundario de forma significativa llegando a ser en algunos casos tan gruesos que se rompen durante el enrollado, o en su enfriamiento en el patio.

En la Figura 6.2.19 se presentaron los resultados de variar la temperatura de enrollado, observándose incrementos de casi el doble en espesores de cinta de 1.0 mm a 850 °C en comparación a 550 °C. En espesores de cinta mayores estas diferencias son de cerca de un 35%.

Es de considerar el hecho que algunos estudios refieren la importancia en los espesores de óxido secundario al momento de decapado [87-90]. Se ha encontrado que

espesores gruesos dificultan en algunos casos una buena remoción del óxido por el decapado.

Al realizar un comparativo de espesores de óxido secundario en un laminador convencional y el compacto se encontró que las velocidades de entrada al descascarado (Figura 6.2.21) fueron mayores en el convencional en cerca del 10%. También existe una influencia de la distancia de los cabezales de descascarado al primer castillo que en la planta convencional resulta mayor. La zona de enfriamiento de cinta también es diferente. En el laminador convencional, en el que la cinta recorre aproximadamente 100 m hasta su enrollado, mientras que en la planta compacta esta distancia es de sólo 60 m, lo que contribuye a modificar el espesor final del óxido secundario.

En cuanto a la magnitud de los espesores del óxido por posición (cara), se encontró que estos fueron mayores en la inferior, en ambas plantas, sin embargo, estas diferencias fueron mínimas en los siguientes castillos, llegando a ser el óxido de la planta convencional mayor a temperatura ambiente, considerando las mismas temperaturas de llegada al descascarado (Figuras 6.2.23 y 6.2.24). Lo anterior se invierte debido a que realmente las temperaturas de proceso del laminador convencional son por mucho menores a las del laminador compacto, teniéndose diferencias de hasta 100 °C.

Al realizar un comparativo del espesor de óxido secundario en el enrollado, éste se encontró como de un 30% mayor en la planta convencional que en la compacta a espesores de cinta mayores a 3 mm, estas diferencias aumentaron aún más de 30 a 60% en espesores de cinta menores a los 3 mm. Este comportamiento resultó similar en ambas caras de la cinta, sin embargo es de considerar que las temperaturas a las que se simuló fueron bajas para el laminador compacto.

Si se consideran de forma aislada las condiciones de proceso de ambos laminadores, alta temperatura de entrada al laminador compacto (1150 °C) y baja en el laminador convencional (1050 °C) los espesores de óxido secundario son mucho mayores en la planta compacta.

7.3.1. Fractura de la capa de óxido secundario en el laminador compacto.

En las Figura 6.2.25 se observó que conforme se llega a los últimos castillos, las deformaciones son menores, siendo también menores los esfuerzos críticos para la fractura, por lo que pequeñas deformaciones en los últimos castillos inevitablemente llevan a la ruptura del óxido. La temperatura puede en algunos casos atenuar la falla, a bajas temperaturas los espesores de óxido que crecen entre los castillos son significativamente menores, esto minimiza o retarda en algunos casos su rompimiento, sin embargo el óxido se presenta más frágil, por lo que el óxido se romperá con mayor facilidad en los últimos castillos.

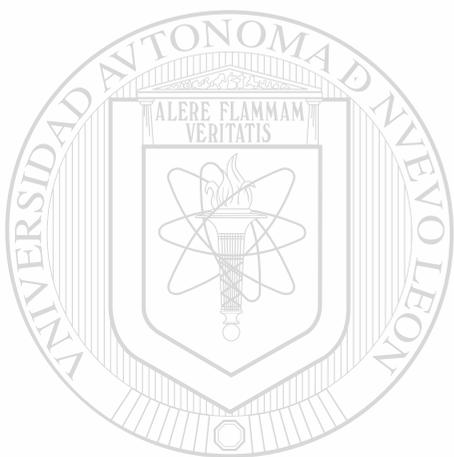
La Figura 6.2.26 corresponde al sexto castillo y se aprecia que el óxido se rompe cuando los espesores de la cinta son menores a 5 mm, la tolerancia a la fractura del óxido se reduce, por lo que el óxido se fractura en todos los espesores de cinta en ambas plantas, esto se espera debido a la fragilidad del óxido y a la baja temperatura, a pesar de que en esta zona se tiene una muy baja deformación del óxido. Existe un estudio al respecto [77] en que se ha observado físicamente la rotura del óxido que ocurre de forma gradual en menor magnitud en el tercer castillo, incrementándose sustancialmente hasta un valor máximo en el sexto castillo.

7.3.2. Caracterización del óxido secundario.

Para poder entender las características del óxido secundario es importante conocer el óxido que se forma en los rodillos de trabajo y poder saber si existe una relación entre ambos, el análisis realizado al óxido sobre el rodillo de trabajo (Figura 6.4.26) mostró como elementos principales al óxido de hierro, junto con pequeñas cantidades de cromo, molibdeno, níquel y algo de silicio en su estructura, además se observaron pequeñas grietas térmicas que variaron en profundidad de 20 a 200 μm .

Al óxido secundario sobre la lámina se le realizó un análisis por MEB (Figura 6.4.30) que corresponde a la Figura 6.4.27, de este análisis no fue posible encontrar

elementos pertenecientes al rodillo de trabajo, sólo se encontró óxido de hierro. La apariencia de este óxido al laminarse en frío se presenta en las Figuras 6.4.28 y 6.4.29 en su primer y segundo pase respectivamente, observándose en ambos sólo pequeños puntos brillantes indicios de que el óxido ha sido removido por el decapado y la propia laminación en frío, se observa además en la superficie de la cinta pequeñas fallas en forma aleatoria, así como partículas desprendidas de metal, conforme se incrementa la reducción en frío el óxido va diluyéndose a lo largo de la cinta hasta desaparecer por completo.



UANL

UNIVERSIDAD AUTÓNOMA DE NUEVO LEÓN



DIRECCIÓN GENERAL DE BIBLIOTECAS

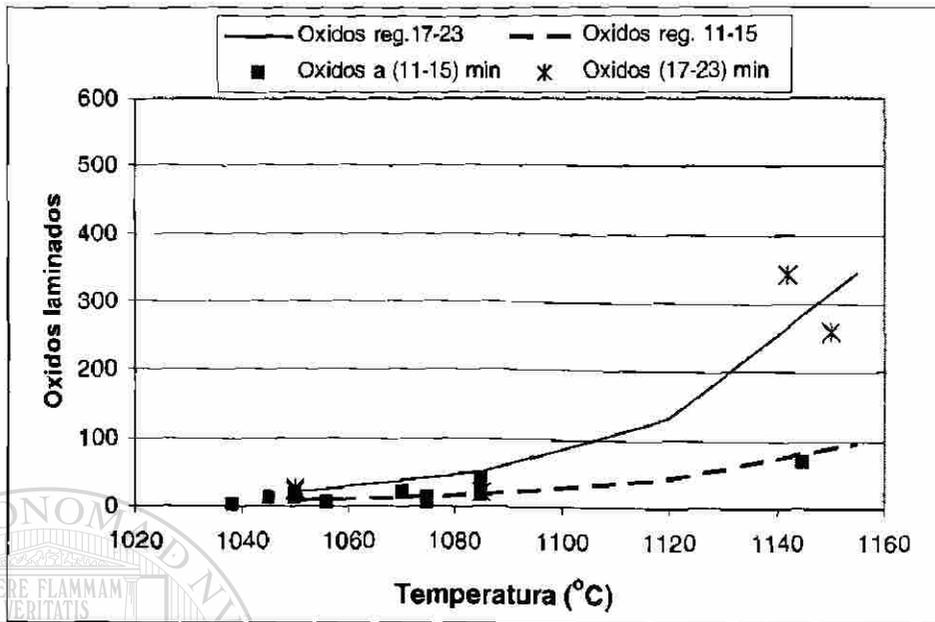


Figura 7.1. Cantidad de óxidos incrustados en función de la temperatura a dos intervalos de tiempo en el horno 11 a 15 y 17 a 23 min los puntos corresponden a observaciones en línea.

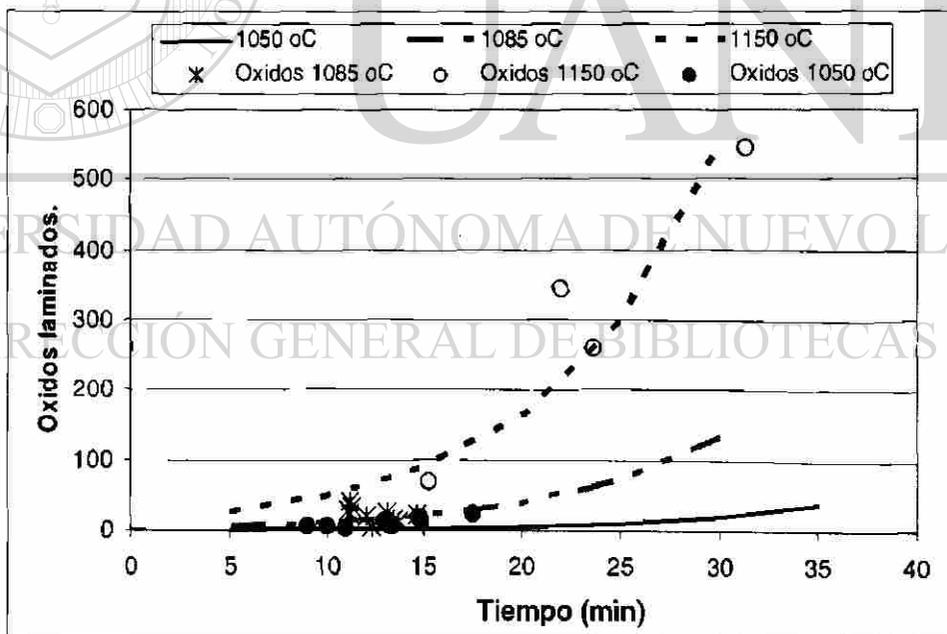


Figura 7.2. Cantidad de óxidos incrustados en función del tiempo dentro del horno, a tres temperaturas 1050, 1085 y 1150 °C, los datos corresponden a observaciones en línea.

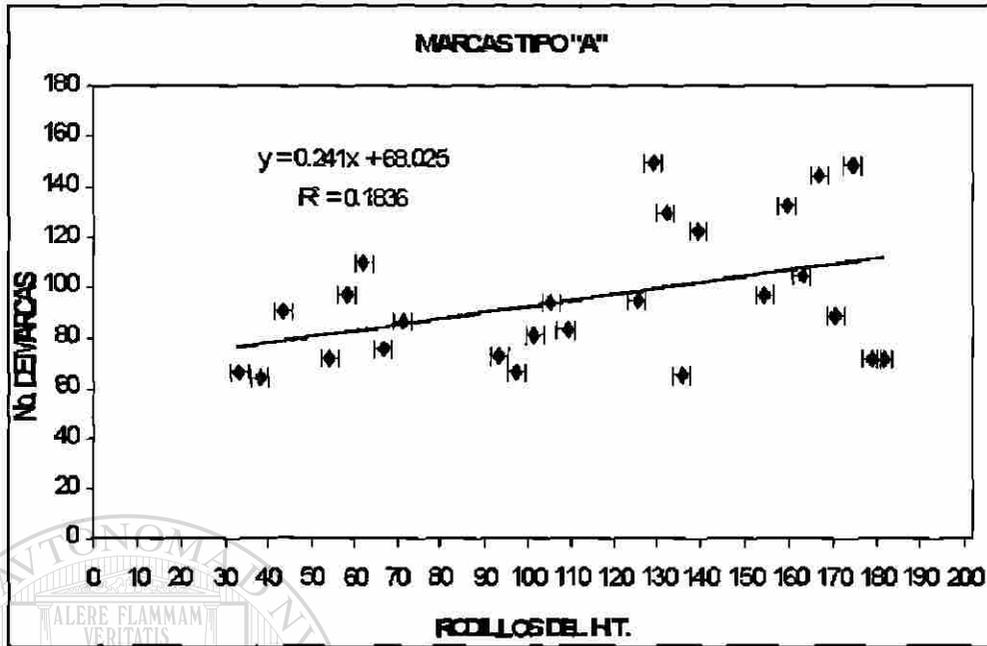


Figura 7.3. Cantidad de marcas de varios planchones por la cara inferior, rodillo 0 a la entrada del horno y 200 a la salida.

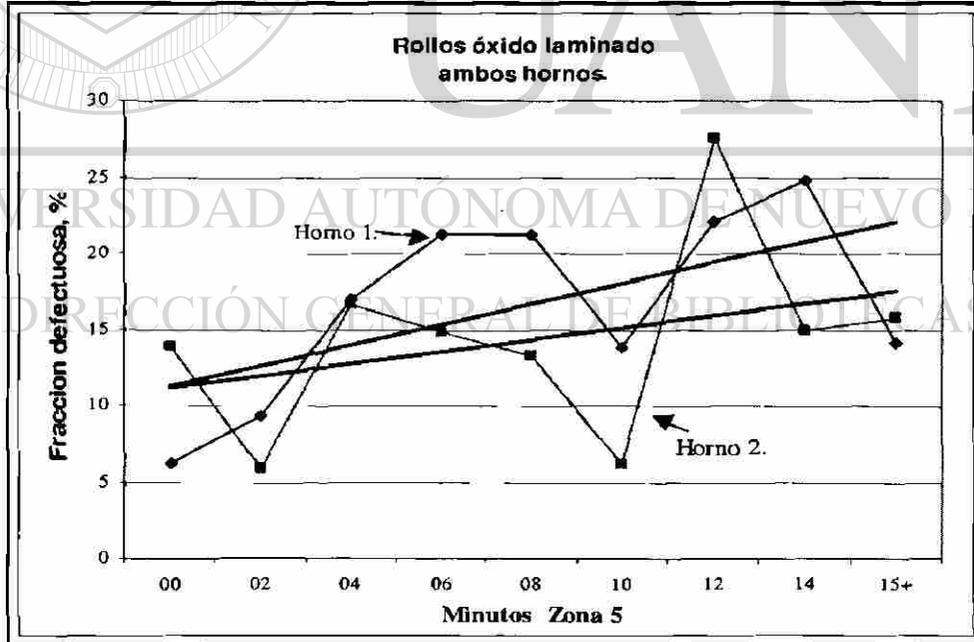


Figura 7.4. Fracción defectuosa de rollos con óxido laminado en la cara inferior y el tiempo dentro del carro de transferencia (Zona 5), ambos hornos en un período de seis meses.

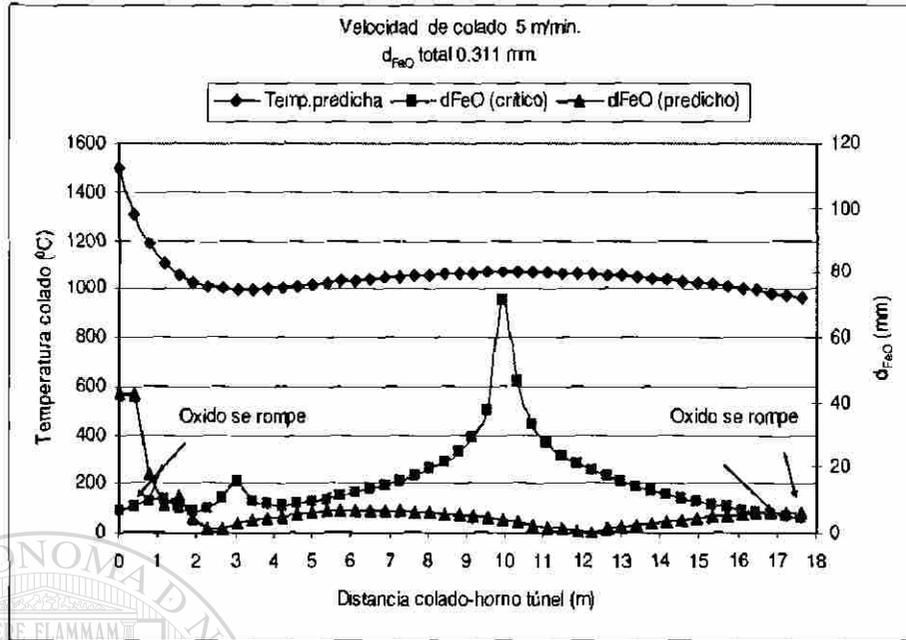


Figura 7.5. Predicción del rompimiento del óxido en la zona de colado hasta su llegada al horno túnel.

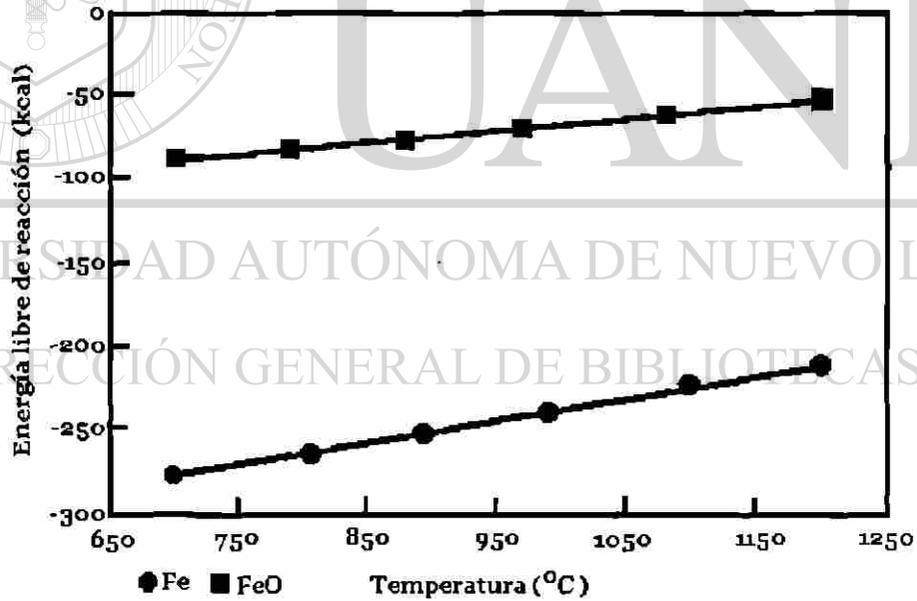


Figura 7.6. Curvas de energía libre contra temperatura para la reacción de formación de fayalita (FeO/Fe_2SiO_4) a partir de Fe ó FeO y SiO_2 .

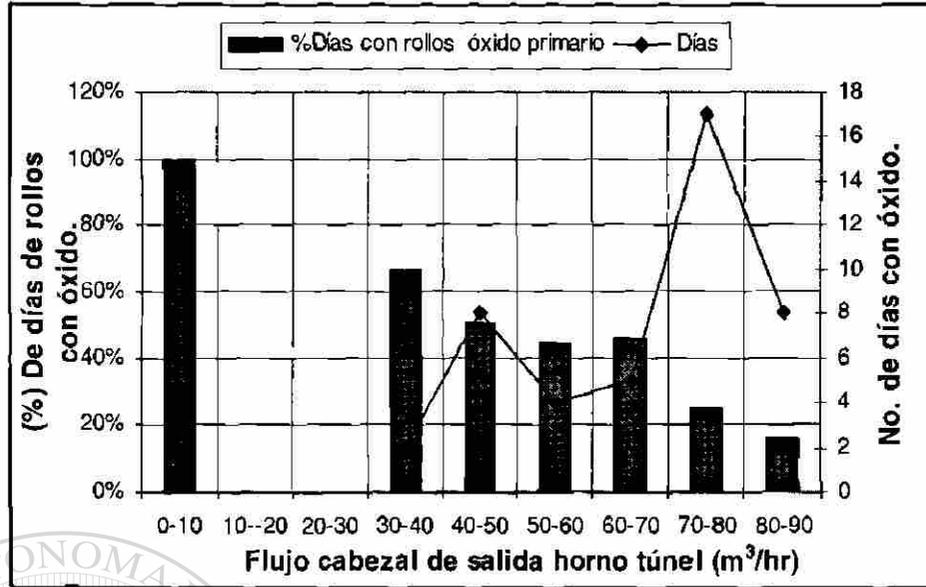


Figura 7.7. Efecto del flujo del cabezal de salida del horno contra incidencia de rollos con óxido primario por día en porcentaje en un período de producción de cinco meses.

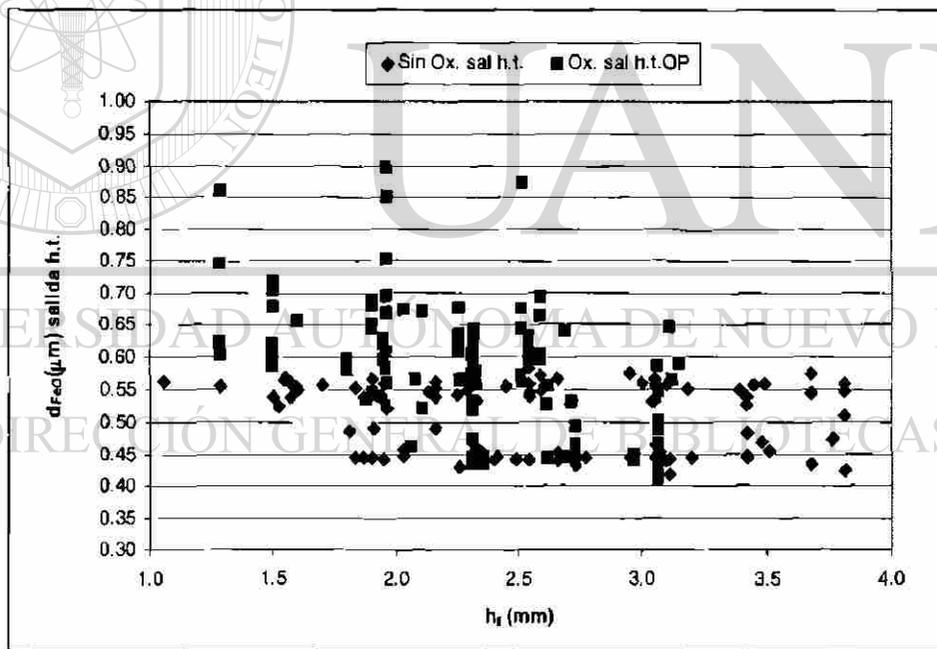


Figura 7.8. Espesores de óxido predichos a la salida del horno túnel de rollos con y sin óxido laminado en la cinta vistos en decapado en función del calibre final de la cinta.

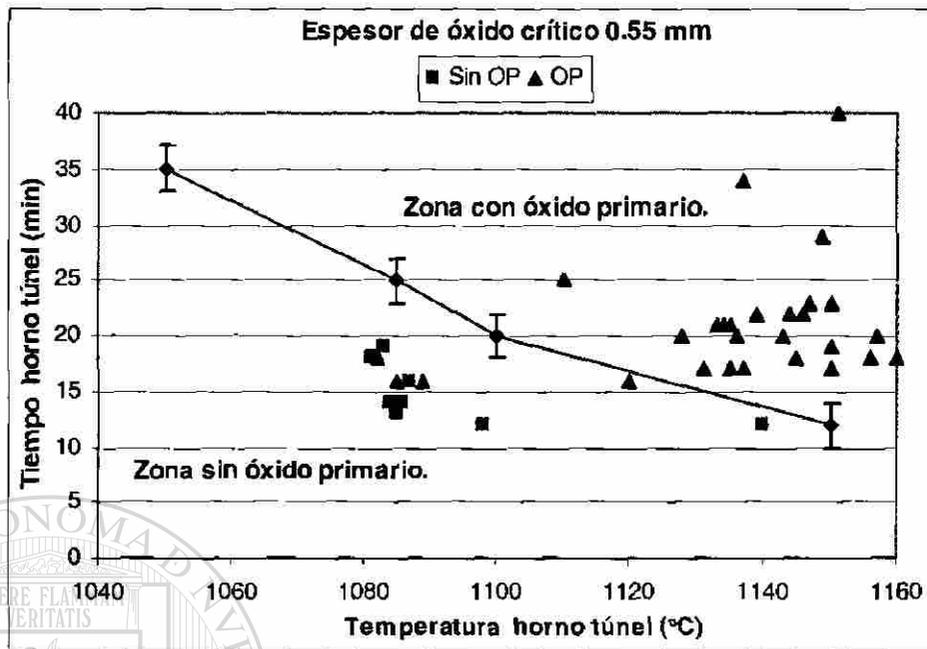


Figura 7.9. Relación tiempo y temperatura dentro del horno túnel para la aparición de óxido primario en la cinta en base a observaciones en campo, (datos reales de rollos) con y sin óxido primario.

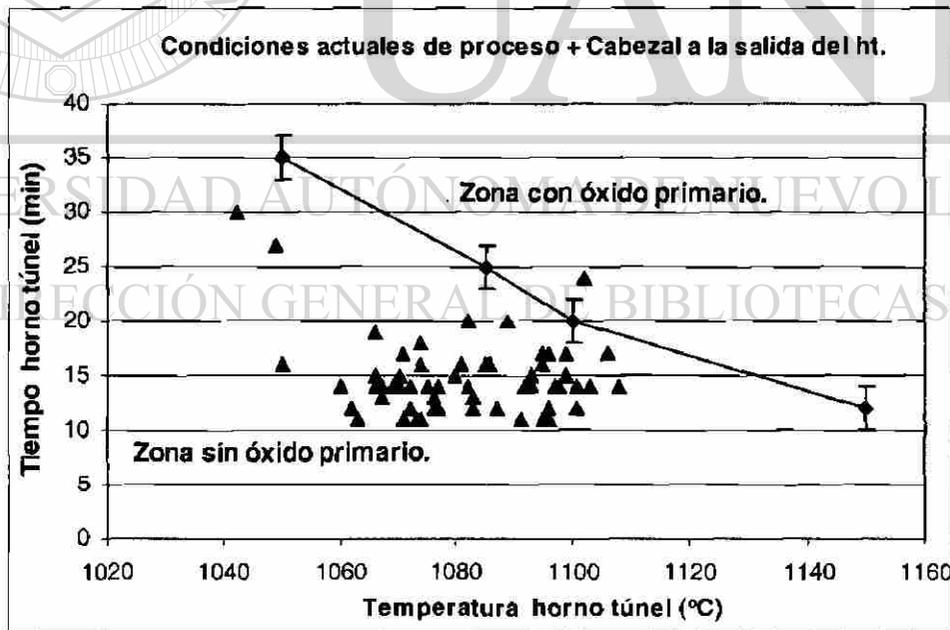


Figura 7.10. Condiciones actuales de proceso en producto decapado automotriz (2.5 a 6 mm en acero bajo carbono).

CAPÍTULO 8

CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES

8.1. Pruebas en planta.

Se encontró que la cantidad de óxido laminado vista en la cinta decapada fue mayor a mayores tiempos y temperaturas dentro del horno túnel. El efecto de la temperatura contribuyó más a incrementar la cantidad de óxido incrustado que el tiempo.

El cabezal de baja presión instalado a la salida del horno túnel mostró una fuerte influencia en la no-aparición del óxido laminado sobre la cinta, al ser éste utilizado para enfriar la superficie del óxido.

Otros parámetros que afectan de forma muy importante la aparición de óxidos por la cara superior en la cinta decapada fue el subir el primer caracol durante el descascarado. Un efecto de menor importancia se encontró al subir el segundo caracol. Al estar ambos caracoles por encima de su posición normal no evitan la interferencia del agua de descascarado, produciendo óxido laminado en la cinta.

Las indentaciones producidas por la cara inferior de los planchones se deben principalmente a los rodillos transportadores (presencia de cascarilla adherida), a las temperaturas de contacto entre el planchón y el rodillo, ruedas rotas, rodillos excéntricos o atorados, así como a los tiempos que el planchón permanece oscilando, de todos estos se encontró una mayor incidencia por los rodillos secos de los carros de transferencia de ambos hornos túnel.

8.2. Óxido en la zona de colado.

Este óxido está íntimamente relacionado con la velocidad de colado, las estimaciones obtenidas de la ganancia en peso para 4 y 5 m/min fueron de 0.15 a 0.35 kg/m² equivalente a espesores de entre 0.28 a 0.31 mm de óxido. El rompimiento del óxido en esta zona, calculado por las ecuaciones de la sección 2.11, se estima que ocurre en los primeros metros y justo a la entrada del horno túnel, en el primero de estos casos debido a un fuerte enfriamiento al entrar en contacto con la atmósfera en tanto que el segundo por un fuerte calentamiento al entrar en contacto el óxido con la flama del horno túnel.

8.3. Óxido en la zona del horno túnel.

De las pruebas realizadas con cupones, el efecto de incrementar el manganeso en el acero disminuyó la oxidación a tiempos bajos (15 min), a 30 min el comportamiento fue similar, no importando la cantidad de manganeso, y a 60 min los aceros con mayor cantidad de manganeso se oxidaron mas, teniéndose este mismo efecto a 1085 y a 1150 °C.

El incrementar el contenido de carbono en el acero disminuyó la oxidación a 1150 °C a cualquier tiempo. Las ganancias en peso oscilaron de 0.4 a 1 kg/m² como máximo (0.3 a 0.75 mm espesor de óxido).

La comparación de resultados obtenidos en otra planta compacta y la presente, indican que la ganancia en peso fue consistentemente mayor entre un 10 a un 15% en esta última tanto a 1060 °C y 1150 °C.

Al comparar con un horno convencional, a las mismas temperaturas y tiempos, la ganancia en peso fue mucho mayor en éstos desde un 15 hasta un 25%, a prácticamente cualquier temperatura. Obteniéndose valores muy similares entre ambos hornos con tiempos largos dentro del horno, mayores a 60 min, a menores tiempos la ganancia en peso es muy diferente.

8.4. Descascarado.

Se encontró que entre más bombas de descascarado se utilicen la efectividad en la remoción del óxido es mayor, siempre que el equipo periférico esté en óptimas condiciones para recolectar el agua y que ésta no interfiera con el descascarado.

Las principales variables que afectan la eficiente remoción del óxido en orden de importancia fueron:

- a) La temperatura y el tiempo del planchón en el horno túnel.
- b) La cantidad y fracción de agua aplicada.
- c) Las velocidades de entrada del planchón al descascarado.
- d) El impacto y la fuerza del agua.

Se encontró que, las velocidades de alimentación son bajas en espesores de cinta delgados menores a los 4 mm, siendo el descascarado más eficiente que a espesores mayores.

De una gran cantidad de rollos analizados con y sin óxido laminado, se encontró un a_o de 175 para el cabezal de alta presión y de 145 para el de baja, este estudio comprendió solamente aceros de bajo carbono.

La fuerza del agua por el cabezal de baja presión calculada fue de entre 90 a 100 N y para el de alta 120 a 170 N como máximo. Los impactos por el cabezal de baja fueron de 0.71 MPa, y para el de alta de 1.2 MPa como máximo, muy superior a los descascarados de los laminadores convencionales.

La cantidad de agua calculada sobre el planchón varió desde un máximo de 34 l/m², hasta mínimos de 20 l/m² en el cabezal de alta presión y de 15 l/m² a 30 l/m² para el de baja. Los esfuerzos térmicos oscilaron de 120 a 125 y de 90 a 95 MPa para el cabezal de alta y baja, respectivamente, no teniéndose variación en todo el rango de calibres finales de cinta.

8.4.1 Diferencias en los descascarados de un laminador convencional y el compacto.

En un laminador convencional las presiones de descascarado son tres veces menores que en los de la planta compacta, las distancias planchón boquilla son casi tres veces mayores en el convencional, así como la fuerza aplicada es mayor en el convencional (mayor masa) de 290 a 367 N.

Los flujos de la boquilla a las presiones normales de trabajo fueron de 132 l/min en el convencional, contra 34 l/min en el compacto, no obstante, las velocidades de entrada al descascarado fueron mayores en el laminador convencional siendo el valor de U resultante muy similar en ambas plantas.

El impacto por el descascarado del laminador convencional fue diez veces menor al de la planta compacta, 0.131 contra 1.2 MPa como máximo.

Los espesores de óxido calculados en promedio al entrar al descascarado son de 0.05 mm en el convencional contra 0.4 a 1 mm como máximo en el compacto. La temperatura de entrada al descascarado, en el convencional es de 1085 °C como

máximo, mientras que en la planta compacta es de 1150 °C como máximo. El a_0 en el laminador convencional obtenido fue de 48 contra 175 y 145 de la planta compacta.

8.5. Óxido en la zona de laminación en la planta compacta.

El espesor del óxido secundario en la cara inferior al entrar al primer castillo es un 5 a 10% mayor que el de la cara superior, reduciéndose estas diferencias a la salida del segundo castillo y siendo esta diferencia despreciable en los siguientes castillos y en el enrollado, esto es considerando las mismas temperaturas de entrada al descascarado. Las mediciones de microscopía óptica realizadas al óxido secundario, mostraron una dependencia lineal con el espesor final de la cinta, teniendo variaciones normales con respecto al espesor medido, debido principalmente al rompimiento de éste en zonas específicas lo que dificulta una medición de forma precisa por medio de microscopía óptica.

La variación de los espesores de óxido secundario en base a la modelación, considerando temperaturas de enrollado de 550 a 850 °C fue desde el doble para espesores de cinta pequeños (menores a 2 mm), hasta un 35% mayor en espesores de cinta medios y altos (>2mm).

8.5.1. Comparativo con el laminador convencional.

Las velocidades de entrada en el laminador convencional son mayores, al tiempo que las distancias y temperaturas son menores entre el descascarado y el primer castillo, en base a la modelación esto nos lleva a espesores del óxido de entrada menores que en el compacto. Sin embargo, a la salida del primero al segundo castillo estas diferencias se invierten, manteniéndose así hasta el enrollado, debido principalmente a las altas reducciones, a las mayores velocidades entre castillos en el laminador compacto y a una mayor longitud de mesa de enfriamiento en el laminador convencional.

El espesor de óxido secundario en la planta convencional fue un 30% mayor que en la planta compacta, calculado a la misma temperatura de entrada al descascarado. No obstante, las temperaturas de entrada al laminador compacto por proceso son mayores (1150 contra 1050 °C), lo que da como resultado un mayor espesor de óxido secundario en la planta compacta.

Se encontraron predicciones similares para el rompimiento del óxido entre los castillos, prediciendo el desprendimiento a partir de la salida del tercer castillo e incrementándose en los siguientes castillos, a prácticamente cualquier espesor de la cinta.

8.6. Caracterización del óxido laminado.

Las pruebas realizadas al disminuir la temperatura y el tiempo sobre la aparición de óxido primario de los planchones fueron congruentes con el mecanismo de tiempo y temperatura necesario para la formación de la fayalita al encontrarse silicio y calcio provenientes del polvo del molde en las muestras analizadas.

El efecto del polvo de molde sobre la superficie del planchón aumenta la incidencia del óxido laminado, al reaccionar con éste, durante y previo a la laminación, el silicato segregado se oxida de forma preferente y causa la formación de SiO_2 en la interfase entre la cascarilla y el acero. La reacción entre el SiO_2 y el FeO resulta en la formación del constituyente eutéctico FeO/Fe_2SiO_4 en zonas cercanas a la interfase, debido a esto, la adherencia de la cascarilla al acero aumenta notablemente produciendo un anclaje mecánico.

La alta resistencia a la compresión del óxido, explica por que la cascarilla se incrusta sobre la superficie del acero y su mayor resistencia a la deformación, aún si éste fuese removido por el descascarado, quedaría marcada debido a la profundidad de las incrustaciones de la cascarilla endurecida.

La caracterización del óxido en el rodillo resultó en más de 95% de óxido de hierro, siendo el resto trazas de níquel, cromo y molibdeno. En la caracterización realizada al óxido secundario en la cinta se encontró únicamente óxido de hierro, sin ningún residuo o elemento perteneciente al rodillo de trabajo.

La cascarilla agregada de forma intencional a la entrada del primer castillo, y que fue analizada por microscopía de rayos X, mostró sólo elementos de $MgFe_2O_4$, Fe_3O_4 , FeO y Fe_2O_3 sin ningún residuo de silicio o calcio.

El análisis a la cascarilla adherida a las ruedas de los rodillos del horno túnel no encontró residuos pertenecientes al rodillo, solamente de la cascarilla provenientes del planchón como Fe_3O_4 , FeO y Fe_2O_3 .

8.7. Recomendaciones.

1) Es posible encontrar un valor más preciso del espesor del óxido y ganancia en peso en la zona de colado y entrada al horno túnel si se utilizan cupones en conjunto con termopares desde el inicio al final de la colada.

2) El mantener en buenas condiciones los caracoles recolectores de agua y su equipo periférico evita el tener óxido laminado. Evitar la interferencia del agua con el chorro que se impacta es de suma importancia sobre la cantidad de óxidos en la cara superior de la cinta.

3) Las pruebas de polvo de molde agregado a la entrada del horno túnel, resultaron en la presencia de manchas rojas sobre la superficie de la cinta, sin embargo, el patrón típico de óxido primario no apareció, por lo que se requieren realizar más pruebas, modificando la mezcla de cascarilla, el polvo de molde, la temperatura, el tiempo, entre otras variables.

4) Es conveniente disminuir la temperatura en la superficie del planchón para lograr mayores esfuerzos interfaciales que permitan fracturar y separar la cascarilla antes de que el planchón sea laminado, cuidando no causar un aumento considerable en las fuerzas de laminación o problemas al equipo.

5) Es necesario realizar más pruebas a nivel laboratorio agregando diferentes cantidades de polvo de molde, tiempo y temperatura para llegar a reproducir el óxido laminado que se observa en la planta compacta.

6) Es necesario entender el mecanismo que contribuye a maltratar la superficie inferior del planchón, como tiempos de contacto, análisis químico del planchón, de los rodillos, de la cascarilla así como las temperaturas críticas de contacto entre planchón y rodillo entre algunas otras.

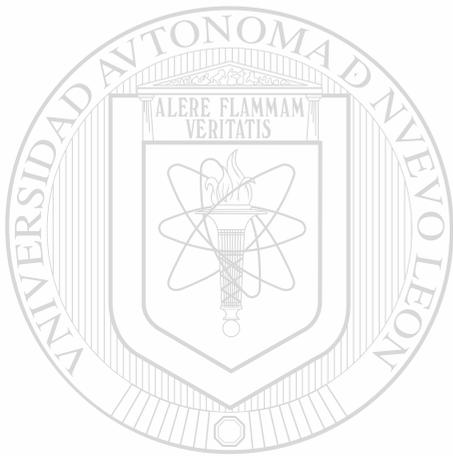
7) Es necesario realizar más pruebas de la efectividad del cabezal instalado a la salida del horno túnel, a diferentes flujos, espesores de óxido, temperaturas del horno túnel, además de robustecer su diseño y encontrar su condición óptima de uso, minimizando las pérdidas de temperatura y hacerlo extensivo a una mayor cantidad de productos.

8) Es necesario realizar más mediciones con diferentes aceros, tiempos, temperaturas, y niveles de oxígeno, para tener una información más completa de la ganancia en peso dentro del horno túnel y con esto predecir mejor el espesor de óxido que ingresará al descascarado y modelar su remoción.

9) Es importante probar la posibilidad de colocar un par de cabezales de agua de baja presión la entrada de ambos hornos túnel tratando de eliminar el polvo de molde, evitando la reacción de este dentro del horno túnel, es necesario encontrar los flujos, ángulos y presiones óptimas para su eliminación cerrando el cabezal a la salida del horno túnel, e incrementando la temperatura del horno túnel y ver si efectivamente el

óxido laminado no se presenta, esto daría una mejor capacidad en el proceso, al poder elevar las temperaturas del planchón dentro del horno túnel.

10) Es necesario realizar más estudios de muestras de óxido secundario incrustado en la cinta y en los rodillos, para poder entender el origen de la formación del óxido incrustado proveniente del rodillo, de la cinta o una combinación de ambos.



UANL

UNIVERSIDAD AUTÓNOMA DE NUEVO LEÓN

®

DIRECCIÓN GENERAL DE BIBLIOTECAS

REFERENCIAS BIBLIOGRAFICAS

- 1) Rohde W. and G. Flemming "Current State Capabilities and Further Developments" CSP Technology Report CC and Rolling SMS Schloemann-Siemag Ag Düsseldorf and Hilchenbach, Germany Vol. 18 (1995) No. 4, p 82/98.
- 2) J. Paidassi, "Oxidation of Iron in Air Between 700⁰C and 1250⁰C". Mem. Sci. Rev. Met. Vol.54, 1957 pp.569.
- 3) G.J. Yurek, J.P. Hirth y R.A. Rapp, "The Formation of Two Phase Layered Scales on Pure Metals", Oxidation of Metals, Vol.8, no 5 1974, pp.256-281.
- 4) Tomoki Fukagawa, Hikaw Okada and Yasuhiro Maehara. "Mechanism of Red Scale Defect Formation in Si-Added Hot-Rolled Steel Sheets". ISIJ International, Vol. 34 (1994). No.11.
- 5) N. Moore, P.Oldroyd, P. Lewis, M. Westacott "An Investigation of the formation, constitution and properties of scale formed in the reheating furnace and during the hot rolling process," Technical steel research, Mechanical Working (rolling mills) European Commission.
- 6) J.S. Sheasby, W.E. Boggs, and E.T. Turkdogan. "Scale growth on Steels at 1200⁰C: rationale of rate and morphology". Metal Science Vol. 18 March 1984. Pp.127-136.
- 7) J. Slowik et at, Steel Research, Vol. 61, 1990, pp 302-311.
- 8) K. Hauffe. "Oxidation of Metals", 285; 1965, New York Plenum Press.
- 9) P. Kofstad, "Oxidation Mechanisms for Pure Metals in Single Oxidant Gases", High Temperature Corrosion, R.A. Rapp, Ed., National Association of Corrosion Engineers, 1983, p 123-138.
- 10) F.Ajersch. "Scale Formation in Steel Processing Operations" 34TH MWSP, CONF. PROC, ISS-AIME, Vol XXX, 1993-419.
- 11) N.B. Pilling and R.E. Bedworth "The Oxidation of Metals at High Temperatures" Journal, Institute of Metals, Vol. 29, 1923. pp 529-591.

- 12) Samuel A. Bradford. "Fundamental of Corrosion in Gases". Department of Mining, Metallurgical and Petroleum Engineering, University of Alberta. Metals Handbook 8th edition pp. 61 a 76.
 - 13) Rune Bredesen and Per Kofstad, "On the oxidation of Iron in CO₂-Co Gas Mixtures: I scale Morphology and Reaction Kinetics", Oxidation of Metals, Vol. 34, no 5/6 1990, pp. 361-378.
 - 14) N. Birks and G.H. Meier, "Introduction to High Temperature oxidation of Metals, Edward Arnold, 1983.
 - 15) E.T. Turkdogan, R.J. Fruehan, "Fundamental of Iron and Steelmaking" Chapter 2 pp. 13 a 28. Steelmaking and Refining Volume.
 - 16) L.Himmel, R.F. Mehl, and C.E. Birchenall. "Self Diffusion of Iron in Iron Oxides and the Wagner Theory of Oxidation". Transactions AIME, June 1953, Journal of Metals PP 827-843.
 - 17) C. Wagner: Z. Phys. Chem, 1933,821, 25-41; and in Atom movement: 151-173, Metals Park, Ohio, American Society for Metals.
 - 18) E.A.Cook and K.E. Rasmussen. "Scale-Free Heating of Slabs and Bullets". Iron and Steel Engineer Year book, 1970, p.175.
 - 19) H. Trenkler, Scripta for Iron Metallurgy III, Montanuniversitaet, Leoben / Austria, 1959.
-
- 20) M.M.Wolf. "Scale Formation and Descaling in Continuous Casting and Hot Rolling". I&SM "Keeping Current". January -December 2000.
 - 21) Vincenzo Lanteri. "Les réactions de Surface des aciers au cours des traitements thermiques" Chapitre 22.
 - 22) Henry Snop. "Examination of Scaling and descaling at The CSP-Process". Thesis, March 1996. SMS.Schloemann Siemag AG, Institut fur Werkstoffkunde.
 - 23) Equipo CSP de ACB ref. pedido LOI No. 94.0490. "Oxidación del planchón en horno con solera de rodillos después de una parada larga".
 - 24) K. Langer and H. Trenkler, BHM, Vol 110, 1965 pp 291-304.
 - 25) S. Maeda and Y. Soto, CAMP-ISIJ, Vol 11, 1998, pp 1067-1070.

- 26) T. Kato, M. Kawamoto and T. Watanabe, *Tetsu-tohage*, Vol. 82, 1996, pp 564-568.
- 27) H.Okada, T.Fukagawa, H. Ishihara, A. Okamoto, M. Azuma and Y. Matsuda. "Prevention of Red Scale Formation During Hot Rolling of Steels". *ISIJ, International* Vol. 35 (1995). No. 7.
- 28) Shutze, M. in *High Temperature Corrosion of Advanced Materials and Protective Coatings* (Eds Y. Saito, B. Onayan and T. Maruyama), Elsevier, Amsterdam, 1992, p 39.
- 29) F.H. Stoot, "Methods of improving adherence" *Material Science and Technology*, May 1988, Vol 4, 431.
- 30) F.H. Stott, and A. Atkinson. "The modeling of growth stress during high-temperature oxidation". *Materials at High Temperatures* 1994 Vol. 12 numbers 2-3 pp 195-207.
- 31) M. Krzyanowski and J.H. Beynon. Institute for Microstructural and Mechanical Process Engineering: The University of Sheffield, UK. 3rd International conference on Hydraulic Descaling. August 2000.
- 32) Bernstein, H.L. *Metall. Trans*, 1987, 18A, 975.
- 33) Walter M. Schutze M. and Rahmel. A. *Oxide. Met.* 1993, 39, 389.
- 34) Tien, J.K. and Davidson, J.M. in *Proc. Symposium on Stress Effects and the Oxidation of Metals* (Ed.J.V. Cathcart). AIME, Warrendale, PA, 1974, p.200.
- 35) J.J. Barnes, J.G. Goedjien and D.A. Shores. *Oxide. Met*, 32 (1984), 449.
- 36) Huntz, A.M. *Mater. Sci Technol*, 1988. 4, 1079.
- 37) Stout, J.H. Shores, D.A., Goedjen, J.G. and Armacanqui, M. E. *Mater. Sci. Eng.* 1989, A120, 193.
- 38) J.R. Nicholls, H.E. Evans and S.R. Saunders. "Fracture and Spallation of oxides". *Materials at High temperatures* 14(1) 5-13 1997.
- 39) Evans, H.E., Mitchel G.P. Lobb, R.C. and Owen, D.R.J. *Pro. Roy. Soc. London/A*, 4401 (1993).
- 40) C.H. Wells, P.S. Follansbee, and R.R. Dils. In "Stress Effects and the Oxidation of Metals" (ed. J.Cathcart), 220; 1975 New York AIME.

- 41) M.I.Manning. "Limits to the Integrity of Oxides Scales Growing on Curved Surface and Distending Metal Substrate". pp. 323-337. Corrosion and Mechanical Stress at High Temperatures, Applied Science publishers London and New York.
- 42) J. Armitt, D.R. Holmes, M.I.Manning, D.B. Meadowcroft and E.Metcalf, "The spalling of steam grown oxide from superheater and reheater tube steels, 1978, EPRI Report.
- 43) Ernst-Ulrich Becker, Gerhard Birkemeier, Werner Buchele, Michael Degner, Lutz Devrient, Michael Nowak, gerd Thiemann. "Optimization of descaling nozzles in a hot strip mill. MPT International 5/2000. Hot rolling.
- 44) I.M. Hutchings Tribology Friction and Wear of Engineering Materials Chapter 6. Ed. Edward Arnold 1992.
- 45) A.T. Sheridan, P.Simon. "Descaling of Steels in Rolling Mills" PP 224-235.
- 46) M. Raudensky y J.Horsky, Brno University of Technology, Faculty of Mechanical Engineering Czech Republic. "Experimental study of thermal Processes in Hydraulic descaling ".3rd International conference on Hydraulic descaling august 2000.
- 47) David T. Blazevic, "Descaling requirements for Thick Cast, Medium Cast and Thin Cast Hot Strip Mills". Iron & Steels Society Conference Monterrey N.L. México February 1996
- 48) David T. Blazevic "Newton and Descaling" Part II, Descaling spray forces and the Eleventh Question". Hydraulic descaling conference, London, England September 14-15, 2000.
- 49) David T, Blazevic "Newton and Descaling" Part I, Experimental Data and Conclusions". 2do European Rolling Conference Vasteras, Sweden, May 24-26,2000.
- 50) Información interna manual de procesos HYLSA S.A. de C.V. planta compacta.
- 51) D.W. Van der Plas, I.J. Opstelten, A.E. Westendorp "Droplet-Stream Theory Applied Hydraulic Descaling" 3rd. International Conference on Hydraulic descaling. IOM Communications Ltd. London SW1Y 5DB United Kingdom pp 31 /40. 2000.
- 52) Bagshaw and Marston, Descaling of Steels in Rolling Mills, ECSC project no. 7210 EA/818, final report, February 1992.

- 53) T. Sheppard and W.M. Steen. "Hydraulic Descaling of Steel: A preliminary experimental Survey". Journal of the Iron and Steel Institute. September 1970 PP 797-805.
- 54) Información interna HYLSA laminador convencional.
- 55) Schloemann Siemag Hilchenback, Meeting with HYLSA February 22 y 23 1999 Monterrey N.L. México.
- 56) David T. Blazevic. "Tertiary rolled in scale the hot strip mill surface problem" 37TH MWSP CONF. PROC, ISS, VOL XXXIII, 1996, pp. 33-38.
- 57) Rafael Colas. "Metallurgical and interfacial Phenomena during Hot Rolling.". Mat. Sc. Tech, 14,388 (1988).
- 58) Cornelius Anaedu Muojekwu Ph. D. Thesis. "Modeling of Thermomechanical and Metallurgical Phenomena in Steel Strip during Hot Direct Rolling and Runout Table Cooling of Thin-Cast Slabs. January 1998.
- 59) Ginzburg V. 'Heat Transfer during the Rolling Process. Chapter 24.
- 60) Charlie C.Y. Lin Technology Department, National Steel Corporation Trenton, Michigan. "Development and Application of a Finishing Mill off-line Temperature and roll force model." MD-Vol. 67 Recent Advances in Heat Transfer and Micro-Structure Modeling for Metal Processing ASME 1995. Page 173.
-
- 61) Hodgson, P.D. Browne, K.M. Gibbs, R.K, Pham, T.T. and Collinson, D.C., 1992 in "Quenching and Distorsion Control: Proc. First International Conference on Quenching and Control of Distortion". G. Toten (Ed), ASM International, Materials Park OH, 1992.
- 62) Hodgson P.D., Browne, K.M., Collinson, D.C., Pham, T.T. and Gibbs. R.K. 1993, in "Quenching and Carburising: Proc. 3rd International Seminar of the International federation for Heat Treatment". The institute of materials, London.
- 63) Mitsutsuka M. 1983, Tetsu-to Hagane, 69, 268-274
- 64) R.A. Harding. Ph. D. "Temperature and Structural Changes During Hot Rolling. Sheffield University. 1978.P.H. Thesis.
- 65) Carslaw H.S. and Jaeger J.C. 1959 "Conduction of Heat in Solids, Oxford Clarendon Press.

- 66) W.C. Chen, I.V. Samarasekera, E.B. Hawbolt and J.K. Brimacombe "Heat Transfer in the Rolling of Metals", Met. trans. B. 1995, Vol 26B, pp 1019-1027.
- 67) C.O. Hlady, I.V. Samarasekera, E.B. Hawbolt and J.K. Brimacombe. "Heat Transfer in the Rolling of metals", Met. Trans B, 1995, Vol. 26B, pp 1019-1027.
- 68) Vladimir B. Ginzburg. "Application of cooflex model for analysis of work rolls thermal conditions in hot strip mills". 1997.
- 69) Luis Leduc Lezama. Ph. D. Thesis 'Hot Rolling of Titanium Bearing Steels.' Sheffield University. 1980.
- 70) Rafael Colas O Mat. Forum, 14, 253,1990.
- 71) Jorge Ramírez C. "Modelo matemático y físico para el posicionamiento de los torniquetes y las velocidades del molino continuo". Reporte Interno HYLSA División Aceros Planos, marzo 1997.
- 72) Richard L. Burden and J. Douglas Faires "Análisis numérico" Grupo editorial ibero América tercera edición 1985, pag-173-178.
- 73) E.S. Pearson Maxine Merrington, Biometrika, Vol. 32 (1941) p.300.
- 74) Y. Ishi, A. Kodoi, I. Wakamatsu. "Improvements to the Surface Quality of High Silicon Content Steel". 34TH MWSP CONF. PROC; ISS-AIME, VOL. XXX, 1993-447.
- 75) Christian Voigt, "Cleaning device in front of tunnel furnace". Internal report SMS-DEMAG February 2001
- 76) H.Okada, Y. Matsuda and K. Sakamoto. "Study of deformation of Scale in Hot Strip Rolling for Future reduction of Scales related Surface Defects". Advanced technology of Plasticity 1993. Proceeding of The Fourth International Conference on Technology of Plasticity.
- 77) Martín Torres Mata. "Crecimiento y deformación del óxido durante la laminación en caliente en aceros de bajo carbono". Tesis. U.A.N.L. F.I.M.E.
- 78) M.Torres and R.Colás. "Growth and Breakage of the Oxide Layer during Hot Rolling of Low carbon Steels".
- 79) Armando Salinas R. y Aut. "Efectos en la presencia de residuos de polvo de molde en la superficie de planchones tipo CSP sobre la condición superficial de lámina de acero de bajo carbono laminados en caliente". Julio 1999.

- 80) Mayumi Okimori, Hironiko Okumura, Ryouichi Hisatomi, Kazumi Daitoku and Yuji Hiramoto. "Development of Techniques for Quality Improvement in CC-HDR process at Yawata Work". Proceedings of the Sixth International Iron and Steel Congress, 1990, Nagoya, ISIJ.
- 81) Jorge Ramírez C. "Reporte Interno HYLSA pruebas de laboratorio agregando polvo de molde al acero en la superficie de la lámina en mufla enero 1999.
- 82) Armando Salinas R. "Caracterización de cascarilla adherida a las ruedas del horno túnel de HYLSA-DAP". Reporte técnico CINVESTAV-HYLSA diciembre 2000.
- 83) Carl Wagner. "Beitrag Zur Theorie des Anlaufuorgangs". Z. Physikal Chem 1923. Pp25-41.
- 84) Carl Wagner. "Diffusion and High Temperature Oxidation of Metals ". Atom. Movements 1951, pp 153-197.
- 85) David T.Blazevic. "Rolled in Scale the consistent problem". A 381 to A38-12.
- 86) David T. Blazevic. "Rolled in Scale Descriptions", Presented for the American Iron & Steel Institute Merrville, Indiana, November 2000.
- 87) R.Y.Chen,W.Y.D. Yuen "Improvement of pickling characteristics of hot rolled strip through heat treatment of oxide scale". 44th. MWSP, Conference Proceeding, Vol XL,2002 page 1057.
- 88) R.Y.Chen,W.Y. Yuen. "On the pickling mechanisms of hot rolled steel strip". 44th. MWSP Conference Proceedings, Vol XL, 2002 page 1077-1089.
- 89) R.Y. Chen and W.Y.D. Yuen "Effects of Finishing and coiling temperatures on the scale structure and Pick ability of Hot Rolled strip". ISS 41st MWSP October 1999. ISS April 2000 page. 47 53.
- 90) R.Y. Chen ,W.Y.D. Yuen, T.Mark "Oxide Scale growth and its pickling characteristics of hot -rolled steel strip 43rd MWSP conf. proc. ISS, Vol XXXIX, 2001.
- 91) R.B. Sims Proce. Inst. Mecha.Engrs, 168 (1954), 191.
- 92) E. Orowan "The calculation of Roll Pressure in Hot and Cold Flat Rolling", Proc. Inst. Mech. Engrs, 150,1943, pp-140-167.
- 93) D.R. Bland and H. Ford "The calculation of rolls force and torque in cold strip rolling with tension, Proc. Inst. Mech. Eng., 159. (1948), pp. 144-153.

- 94) H. Abuluwefa, R.I.L. Guthrie and F. Mucciardi. "Scale Formation in a Walking-Beam Steel Reheat-Furnace". 34TH MWSP. CONF. PROC. ISS-AIME, Vol. XXX, 1993-453-468.
- 95) H. Abuluwefa, R.F. L/ Guthrie and F. Ajersch. "The Effect of Oxygen Concentration on the Oxidation of Low-Carbon Steel in the Temperature Range 1000 to 1250⁰ c". Oxidation of Metals, Vol.46, Nos. 5/6, 1996. pp 423-440.
- 96) H.T. Abuluwefa, R.I.L. Guthrie and F. Ajersch. "Oxidation of Low Carbon Steel in Multi component Gases Part I. Reaction Mechanisms During Isothermal Oxidation". Metallurgical and Materials Transactions A Volume 28A, August 1997-1633.
- 97) H.T. Abuluwefa, R.I.L. Guthrie and F. Ajersch. "Oxidation of Low carbon Steel in Multicomponent gases Part II: Reaction Mechanisms During Reheating". Metallurgical and Materials Transactions A. Volume 28A, August 1997 pp. 1643-1651.
- 98) H. Abuluwefa,*R.I.L. Guthrie, and F. Ajersch. "The Effect of Oxygen Concentration on the Oxidation of Low-Carbon Steel in the Temperature Range 1000 to 1250⁰ C." Oxidation of Metals. Plenum Publishing Corporation.
- 99) Gregory A. Brown and Kun-Chuan Chiang. "Tools for Hydraulic Descale Nozzle Evaluation". 34TH MWSP CONF. PROC, ISS_AIME, Vol. XXX, 1993-439.
- 100) Shigej TANI GUCHI, Takashi FURUKAWA and Toshio SHIBATA "Failure of Scales Formed on Cu-Containing Low Carbon Steel during Cooling" ISIJ International, Vol. 37 (1997), No. 3, PP 263-271.

DIRECCIÓN GENERAL DE BIBLIOTECAS

REFERENCIAS BIBLIOGRAFICAS ADICIONALES

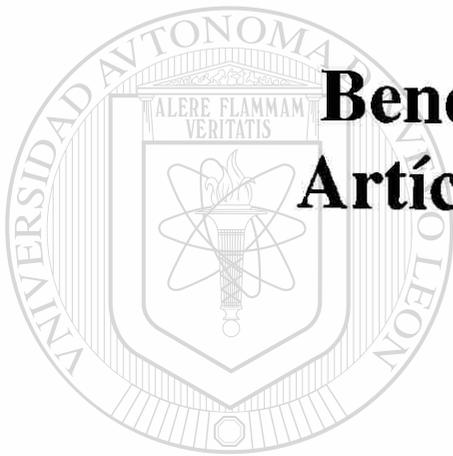
- 101) H. Abuluwefa, R.I.L. Guthrie and F. Mucciardi. "Scale Formation in a Walking-Beam Steel Reheat-Furnace". 34TH MWSP. CONF. PROC. ISS-AIME, Vol. XXX, 1993-453-468.
- 102) H.Abuluwefa, R.F. L. Guthrie and F.Ajersch. "The Effect of Oxygen Concentration on the Oxidation of Low-Carbon Steel in the Temperature Range 1000 to 1250⁰C". Oxid. of Mets, Vol.46,Nos. 5/6,1996. pp 423-440.
- 103) H.T. Abuluwefa, R.I.L.Guthrie and F. Ajersch. "Oxidation of Low Carbon Steel in Multi component Gases Part I. Reaction Mechanisms During Isothermal Oxidation". Metallurgical and Materials Transactions A Volume 28A, August 1997-1633.
- 104) H.T. Abuluwefa, R.I.L. Guthrie and F. Ajersch. "Oxidation of Low carbon Steel in Multicomponent gases Part II: Reaction Mechanisms During Reheating". Metallurgical and Materials Transactions A. Volume 28A, August 1997 pp. 1643-1651.
- 105) H. Abuluwefa,*R.I.L. Guthrie, and F. Ajersch. "The Effect of Oxygen Concentration on the Oxidation of Low-Carbon Steel in the Temperature Range 1000 to 1250⁰ C." Oxid. of Metals. Plenum Publishing Corporation.
-
- 106) Tatsuya ASAI, Tetsuo SOSHIRODA and Masayuki MIYAHARA. "Influence of Ni Impurity in Steel on the Removability of Primary Scale in Hydraulic Descaling". ISIJ International, Vol. 37 (1997), No. 3, PP 272-277.
- 107) Ernst-Ulrich Becker, Gerhard Birkemeier, Werner Buchele, Michael Degner, Lut Devrient, Michael Nowak and Gerd Thiemann. "Use of optimized descaling nozzles at ThyssenKrupp hot strip mill in Bochum". 3rd International conference on HYDRAULIC DESCALING. August 2000.
- 108) Gregory A. Brown and Kun-Chuan Chiang. "Tools for Hydraulic Descal Nozzle Evaluation". 34TH MWSP CONF.PROC, ISS_AIME, Vol. XXX, 1993-439.
- 109) K.M. Browne, J.Dryden, M.Assefpour."Modeling Scaling and Descaling in Hot Strip Mills. MD-Vol 67, Recent Advances in Heat Transfer and Micro-Structure Modelling for Metal Processing. ASME 1995 pag 187.

- 110) A. Humberto Castillejos y Fco. Andrés Acosta G. "Oxidación de Aceros seleccionados durante el recalentamiento". Reporte Interno Dic. 1999.
- 111) M.H.Davies, M.T. Simnad and C.E. Birchenlall. "On the Mechanism and Kinetics of The Scaling of Iron". Transactions AIME, October 1951, Journal of Metals pp. 889-896.
- 112) C. Devadas "The prediction of the Evolution of Microstructure during Hot Rolling of Steel Strip" Ph. D. Thesis, 1989 The University of British Columbia
- 113) C. Devadas, I.V. Samarasekera and E.B. Hawbolt . "The Thermal and Metallurgical State of Steel Strip during Hot Rolling: Part I. Characterization of Heat Transfer. Metallurgical transactions A. Volume 22A, February 1991. pág 307.
- 114) J. Filipovic, R. Viskanta, F.P. Incropera and T.A. Velslocki: "Thermal Behavior of a Moving Steel Strip Cooled by an Array of Planar Water Jets", HTD-Vol_162, Heat Transfer in Metals and Containerless Processing and Manufacturing, ASME 1991.
- 115) J.D.Fletcher and J.H.Beynon "Relating the Small Scale Thermo-Tribomechanics in Hot Strip Rolling to The Global Deformation Behaviour". pp 202-211.
- 116) Jürgen Gaydoul. "Descaling efficiency in hot rolling mills and thin caster hot rolling mills". Hermetik Hydraulik AB.
- 117) C.R. Grigg, B.G. Sexton, L.E. Matteson. "1420mm Hot Strip Mill Control of Rolled in Scale" A39.1 to A39.8.
- 117) K. Groth, Plate Mill Division Danish Steel Works Ltd. "Minimising Scale Formation on Mild Steel Slab Before Hot Rolling". 3rd International conference on HYDRAULIC DESCALING. August 2000.
- 118) S.W. Guan, H.C. Yi. and W. Smeltzer. "Internal Oxidation of Ternary Alloys. Part II: Kinetics in The Presence of an External Scale". Oxidation of Metals Vol. 41. Nos. 5/6, 1994. Plenum Publishing Corporation.
- 119) Shigej TANI GUCHI, Takashi FURUKAWA and Toshio SHIBATA "Failure of Scales Formed on Cu-Containing Low Carbon Steel during Cooling" ISIJ International, Vol. 37 (1997), No. 3, PP 263-271.
- 120) Ludwig Hachtel. "Scale Structure and Scale Defects on Hot Strip". Prakt. Metallogr 32 (1995) 7 Carl Hanser Verlag, München.

- 121) Hancock, P. and Hurst, R.C. in "Advances in Corrosion Science and Technology", Vol. 4. Plenum Press, New York, 1974.
- 122) P.Hembree and J.B. Wagner, Jr. "The Diffusion of Fe₅₅ in Wustite as a Function of Composite at 1100°C". Transactions of The Metallurgical Society of AIME Volume 245, July 1969- pag. 1547.
- 123) M.Krzyzanowski and J.H. Beynon. "Finite Element Model of Steel Oxide Failure During Tensile Testing Under Hot Rolling Conditions". 1999 IoM Communications Ltd. MST/4282.
- 124) Michael Krzyzanowski and John H.Beynon. "The Tensile Failure of Mild Steel Oxides under Hot Rolling Conditions". steel research 70 (1999) Issue 1/99 pp. 22-27.
- 125) L.A. LeDuc Lezama y J.Muñoz Baca. "Operational Experience Rolling Ultra Light Hot Strip". Iron & Steelmaker, February 1998.
- 126) Y.H.Li and C.M. Sellars. "Comparative Investigations of Interfacial Heat Transfer Behaviour during Hot Forging and Rolling of Steel with Oxide Scale Formation". Metal Forming 98 The 7th International Conference on Metal Forming September 1-3 1998.
- 126) Charlie C.Y.Lin Technology Department, National Steel Corporation Trenton, Michigan. "Development and Application of a Finishing Mill off-line Temperature and roll force model." MD-Vol.67 Recent Advances in Heat Transfer and Micro-Structure Modeling for Metal Processing ASME 1995. pag 173.
- 127) Juan C. Mascia, Osvaldo C. Marini, Efrain Ubici. "Reduction of work roll wear by controlling tertiary scale growth". Iron and Steel Eng. June 1998 PP 48-51.
- 128) N. Mikler, V. Lanteri, V.Lebance, F. Geffraye. IRSID-USINOR Process Research Center Maizieres-Ies-Metz-France. "Primary and Secondary Descaling on Low Carbon Steels. 3rd International conference on HYDRAULIC DESCALING. August 2000.
- 129) Hisao ODASHIMA and Makoto KITAYAMA. "Oxidation Inhibition Mechanism and Performance of a New Protective Coating For Slab Reheating of 3% Si-Steel. ISIJ. Inter., Vol 30 (1990) No.3, pp. 255-264.

- 130) H.Okada, Y. Matsuda and K. Sakamoto. "Study of deformation of Scale in Hot Strip Rolling for Future reduction of Scales related Surface Defects". Advanced technology of Plasticity 1993. Proceeding of The Fourth International Conference on Technology of Plasticity.
- 131) John W. Pickens. "The Microstructural Characteristics of Oxide Scale Forming During Bar Processing". pp 39-65.
- 132) A.Preece M. Sc. and R.V. Riley . "The scaling properties of steel in furnace atmosphere at 1150^o C ", The Journal of the Iron and Steel Institute. Vol. CXLIX paper 14/1943.
- 133) A.Rahmel. "Fundamental process of Metal oxidation at high temperatures and Their Significance in the Oxidation of Iron, Iron alloys, and steels". pp.395-401.
- 134) Richard S. Schaffer. "Better Descaling Through Improved Nozzle and Header Design". pp 2135-2155.
- 135) Andreas Schweighofer VAI,Linz, Austria, Shaun Tyas VAIUK, Sheffield, England. "VAI'S SOLUTION ON HYDRAULIC DESCALING".3rd International conference on HYDRAULIC DESCALING. August 2000.
- 136) Stefan Schurmann, Lechler Gmbh & Co. KG Ulmer Strabe 128 D-72555 Metzingen Germany. "Measurement and Mathematical Approximation of the Impact of Descaling Nozzles".3rd International conference on HYDRAULIC DESCALING. August 2000.
-
- 137) J.K.Stanley, Miss J. Von Hoene and R.T. Huntoon. "The oxidation of pure iron" Transactions of the A.S.M Vol. 43 1951 October. Pages 426 a 453.
- 138) László Szucs, Miklós Nyíri, Tibor Kokas. "Development and Results of Descaling at Dunaferr Steelworks Ltd. Hot Strip Mill. 3rd International conference on HYDRAULIC DESCALING. August 2000.
- 139) E.T. Turkdogan, W.M. Mc Kewan y L. Zwell: J.Phys. Chem, 1965, Vol. 69 (1), pp.327-34.
- 140) R.F. Tylecote. "Factors influencing the adherence of Oxides on Metals". Journal of The Iron and Steel Institute, October 1960.
- 141) J.A. Zitterman, R.D. Bacco, and W.E. Boggs. "Factors Affecting Scale Adhesion on Steel Forgings". Journal of Metals April 1982.

ANEXO I



Beneficios obtenidos Artículos presentados

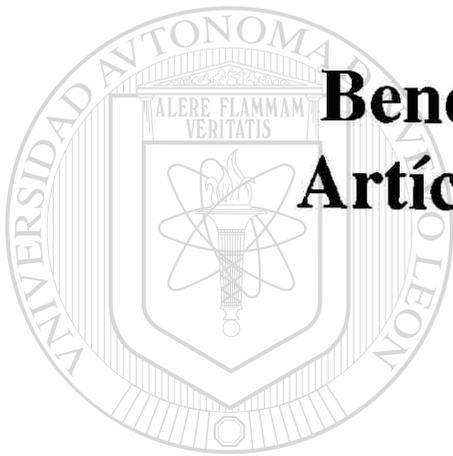
UANL

UNIVERSIDAD AUTÓNOMA DE NUEVO LEÓN



DIRECCIÓN GENERAL DE BIBLIOTECAS

ANEXO I



Beneficios obtenidos Artículos presentados

UANL

UNIVERSIDAD AUTÓNOMA DE NUEVO LEÓN



DIRECCIÓN GENERAL DE BIBLIOTECAS

Beneficios obtenidos.

Como resultado de esta investigación, se presentan algunos de los beneficios, como la disminución de los rollos con problemas de óxido primario que los años 1998 a 2000 fueron en promedio 1.05%, disminuyendo a 0.2% en los años subsiguientes, como se puede ver en la gráfica de la figura siguiente.

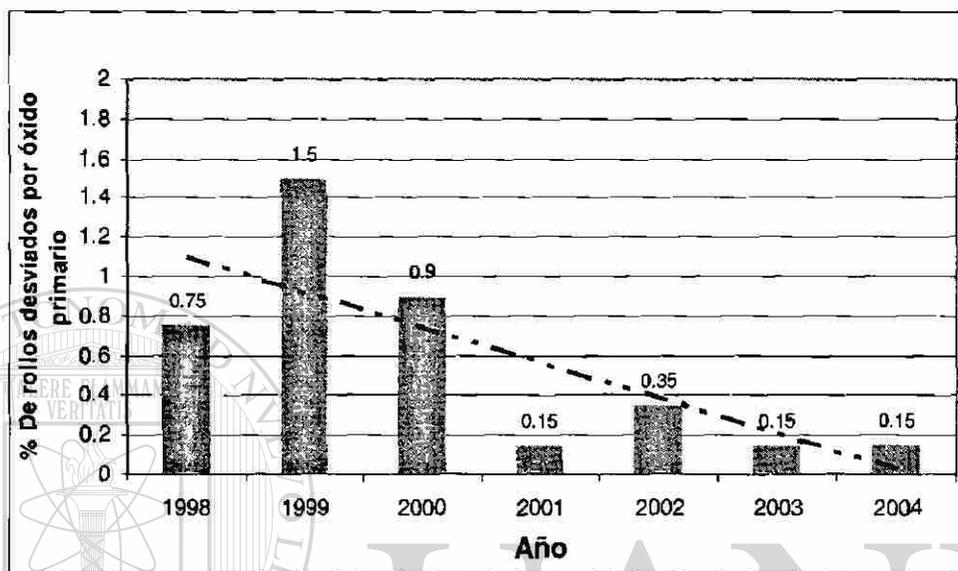


Figura. Disminución de desviaciones por óxido primario en por ciento desde 1998 al 2004.

Como costos adicionales no fácilmente cuantificables podemos mencionar los siguientes:

Disminución en las reprogramaciones.

Cumplimiento al cliente (Penalizaciones por no entregar oportunamente).

Aumento del inventario del producto.

No todo el material desviado puede ser vendido a 2da, siendo un parte degradado a chatarra.

Gasto de recursos de personal para realizar pruebas como:

- Ingenieros, técnicos, asesorías externas, laboratorios.
- Pruebas y análisis de la información de estas pruebas.

Sobre inspecciones con el cliente de material sospechoso.

Usos de equipos para reinspeccionar la lámina (decapados, centros de servicio, etc).

Sobre mantenimiento a los equipos al no conocerse las causas reales del defecto, todo esto con un costo adicional.

**International Conference on
Thermomechanical Processing:
Mechanics, Microstructure & Control**

**23-26 June 2002, The University Of
Sheffield, England**

UNIVERSIDAD AUTÓNOMA DE NUEVO LEÓN

DIRECCIÓN GENERAL DE BIBLIOTECAS

Modelling the oxide growth during hot rolling of low carbon steel in a compact mill

J. Ramírez-Cuellar,¹ M.P. Guerrero-Mata,² L.A. Leduc¹ and R. Colás^{2,3}

¹División Aceros Planos, Hylsa, Monterrey, Mexico

²Facultad de Ingeniería Mecánica y Eléctrica, Universidad Autónoma de Nuevo León, Mexico

³Department of Metallurgy and Materials Science, Ghent University, Belgium

Abstract

Growth of the oxide crust in low carbon steel strip being rolled in a compact mill was computed by taking into account the different conditions to which the material is subjected. Computation starts after the 52 mm thin slab leaves the continuous casting mould, growth of the layer is calculated on slabs cast at different speeds. These pieces are fed into a reheating furnace that equalizes the temperature to that for rolling. The furnace is used not only to assure a constant rolling temperature, but also to hold the material when delays occur within the casting-rolling line; once soaked, the slab is fed into a six-stand continuous rolling mill. The high temperature oxide crust is removed with a two-header descaler prior to deformation. It is assumed that oxidation takes place in air, except when the slab is in the holding furnace, where a free oxygen concentration in the 2 to 5% range is kept. Growth of the oxide crust is assumed to follow a parabolic dependence with time. The coefficients required to predict this growth were obtained from experimental trials carried out on site. Results from modelling agree with measurements made on different types of samples.

Keywords: Oxidation, hot rolling, steel, thin slab casting, modelling.

Introduction

One of the most recent developments in steel processing is that of compact steel processing, or CSP for short, so called because hot rolled steel strip can be produced in facilities that include continuous casting of thin slabs, hot direct charging into continuous tunnel furnaces and direct rolling to the required dimensions. Such layout allows for the production of hot rolled strips of gauges thinner than one millimetre, which can be used as substitutes to cold rolled and annealed material. Figure 1 shows a schematic diagram of one of such compact lines that has been in operation since 1995. In it, the steel is cast into 52 mm thick slabs, which are cut into the required length, and are fed into continuous holding tunnel furnaces that equalize the temperature of the piece to that of rolling, between 1050 and 1150°C. Casting and rolling operations are also regulated by means of the tunnel furnaces as the casting speed ranges from 2.5 to 6 m/min, whereas the slabs are fed into the rolling mill at speeds that range from 15 to 40 m/min [1–3].

Oxidation of the steel surface is always present at the temperatures involved in hot rolling. It can be beneficial in some cases as shallow surface defects can be removed during reheating, but the oxide crust has to be removed before the

material is deformed to avoid the imprint, and the consequently damage, of the steel surface. It is normal practice to use high pressure water jets (descaling) to break and remove the oxides formed at different stages [4–6].

The oxide layer at temperatures above 570°C is made of different species: FeO, around 90%, Fe₃O₄, around 8%, and Fe₂O₃, remaining 1 to 2% [7–10]. Growth of each species, or that of the whole layer, can be described by different formulations [8,11–13], of which the parabolic regime is the most common:

$$e = k t^{0.5} \quad (1)$$

where e is the thickness of the oxide layer, t the time and k is the temperature dependent growth coefficient.

Removal of the oxide crust can be a problem in CSP lines, since the surfaces of the slabs are only descaled after they exit the tunnel furnace, just before they are fed into the rolling mill. Special care has been taken in designing the descaling units installed in these lines to assure the removal of the oxide. Growth of the oxide layer will be very rapid on the bare descaled surface of the slab and will continue as the steel is being rolled, and this is why it is required to know how growth proceeds.

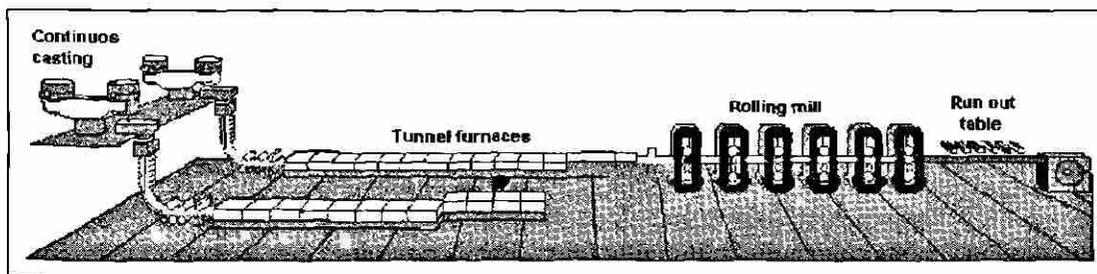


Figure 1. Schematic diagram of a CSP line.

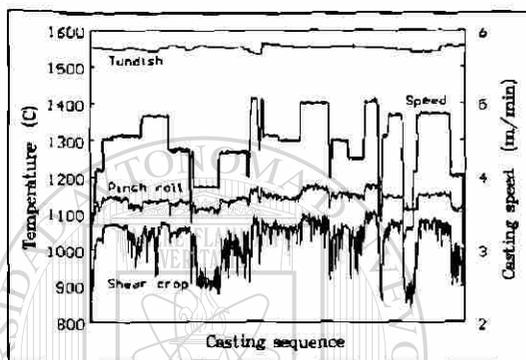


Figure 2. Variation of casting speed and the temperature of the steel at the tundish and at the surface of the slab at the exit point of the mould and at the crop shear for a casting sequence.

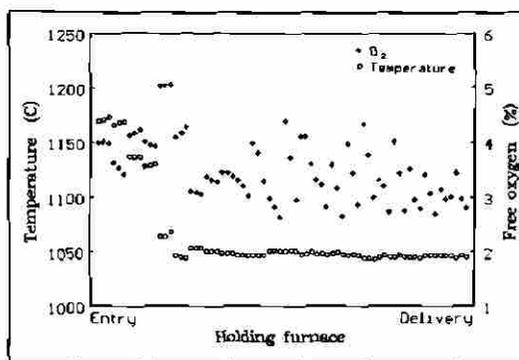


Figure 3. Variation of the temperature and oxygen content within the holding furnace.

The aim of this work is to present the results of a series of models that were developed to compute the growth of the oxide layer that develops in steels processed in CSP lines. The models were designed to compute the growth while the steel is being cast, reheated and deformed.

Modelling

Oxidation of the exposed surface of the steel can take place as soon as the slabs emerge from the mould in which they were cast. The temperature of the steel drops from values close to 1550°C, while liquid in the tundish, to 1100 to 1200°C at the first pinch roll that is located below the exit point of the casting mould. The temperature will continue falling to a range of 900 to 1100°C after solidification has been completed and the slabs are cropped into the required lengths. The data shown in Figure 2 indicate that the drop in temperature from liquid, to that at the exit of the mould, to that at cropping is influenced by the casting speed, which, as was mentioned before, may vary from 2.5 to 6 m/min.

Once the slab is cut into the required size, it is fed into the tunnel furnaces, which assure the proper temperature for rolling and allow for smoothing the link between casting and rolling operations. A series of measurements were made to determine the amount of free oxygen in the furnace atmosphere, one of such is shown in Figure 3, where it can be appreciated that the amount varied, in that particular set

of data, from 2.8 to 5.1%, the corresponding temperature of the furnace dropped from 1170 to 1040°C. An oxidation atmosphere is looked after to maintain a positive pressure, avoid problems due to the toxicity of carbon monoxide and allow for the removal of shallow surface defects. The period of time that the slabs stay in the furnace varies from 12 to 20 minutes, but if problems arise in either casting or rolling, they can remain for up to two hours.

The slab exits the furnace once it is ready to be rolled, the exit temperature is controlled to allow for an adequate finishing temperature, and it is set between 1050 to 1150°C depending on the required final thickness and type of product. Descaling is carried out in a station with four headers, two for either top and bottom surfaces. The position at which these headers are located is not the same for either surface. Modelling assumes that the crust is removed and growth will proceed while on air. It is considered that the oxide layer is fully plastic, and therefore, it will be reduced in thickness to the same extent as the steel while rolling.

A series of measurements were made to validate the output of the models. Samples from steel sheets were placed into the tunnel furnace at three different temperatures (1025, 1090 and 1140°C) for various periods of time to record the growth of the oxide layer. Specimens were cut from rolled strips to measure the thicknesses of the oxide layer, Figure 4.

Results and discussion

Figure 5 shows the changes in temperature that occur at the surface of slabs that were cast at three different speeds. Growth of the oxide layer in the slab cast at the higher speed (6 m/min) is shown. The point at which the distance starts is the top of the mould, the final distance, corresponds to



Figure 4. Example of the oxide crust found in a 10.85 mm thick strip, the average thickness of the oxide layer was 18.5 μm .

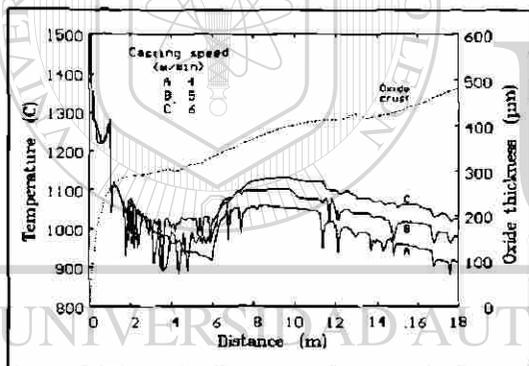


Figure 5. Changes in temperature taking place at the surface of the slab as it is cast, and the oxide growth computed for a slab cast at a speed of 6 m/min.

cropping. Growth of the oxide crust was calculated with the aid of Equation 1 after the temperature-time plot was divided into a series of small intervals to which the average temperature, at that particular interval, was assigned. The values reported for the variation of k with temperature were used [12].

The increase in thickness that was found in samples of steel introduced into the holding furnace is shown in Figure 6. The furnaces were set at three different temperatures (1025, 1090 and 1140°C), and the samples were left for periods of time ranging from 15 minutes to one hour. The best fit lines that are shown in Figure 6 were calculated with Equation 1 assuming that the variation of k with the temperature (T) is given by:

$$k = 1 \cdot 10^{-6} \exp[6.4 \cdot 10^{-3} (T + 273)] \quad (2)$$

where k is expressed in terms of $\mu\text{m}/\text{sec}^{0.5}$ and the temperature in °C.

Prediction of the oxide formed while the steel is being rolled requires the knowledge of the temperature changes taking place at the surface. A two-dimensional finite

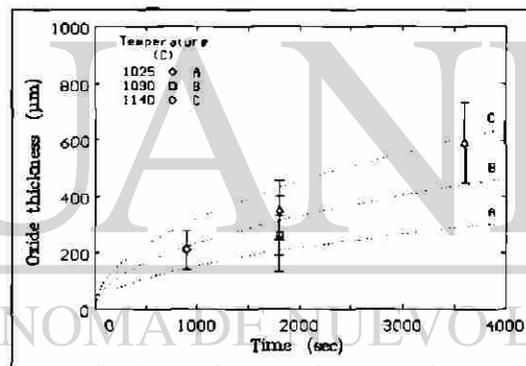


Figure 6. Growth of the scale layer on samples introduced into the holding furnace.

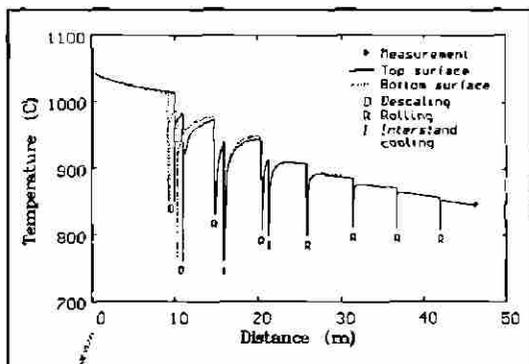


Figure 7. Temperature evolution for top and bottom surfaces of a 2.03 mm thick strip.

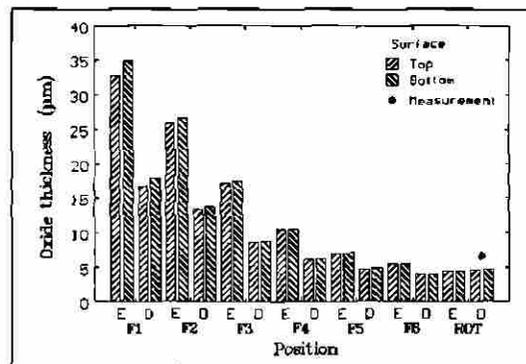


Figure 8. Changes in oxide thickness along the rolling process, the dimensions at the entry (E) and delivery (D) sides of the stands and the run out table are indicated.

difference model [14–16] was modified to allow for the different boundary conditions to which the top or bottom surface of the rolled stock are subjected. Figure 7 shows the thermal profile predicted during rolling a thin slab to a 2.03 mm thick strip. The drops of temperature that are caused by descaling, contact between the rolled stock and the work rolls, and from water from interstand cooling headers are indicated in this diagram. The temperature measured on line at the end of rolling is also shown. It is worth noticing that the differences in temperature between top and bottom surfaces that are due to the position of the descaling headers disappear as the stock thins down.

Computing the oxide thickness was carried out by averaging the temperature, at either surface, over the time interval (both sets of data are obtained from the computer model). It is assumed that oxide thickening follows the parabolic relationship given by Equation 1 with the temperature dependence of the rate coefficient k given in Ref. [12]. Figure 8 shows the changes in the oxide thickness that are computed from the thermal profile shown in Figure 7 and the rolling schedule. The dimensions at the entry (E) and delivery (D) sides of each rolling stand, as well as on the run out table, are indicated in Figure 8, the reduction of thickness of the scale is considered to be equal to that of the steel, as most of the crust is made of wustite (FeO) and magnetite (Fe_3O_4) that are fairly plastic at the temperatures involved in hot rolling [17–19]. It can be seen in Figure 8 that the thicker layer of oxide, around $35 \mu\text{m}$, is found at the entry side of the first stand, due to the combination of high temperature (above 900°C) and low feeding speed that provides ample time for the crust to grow after the slab was descaled, but, as the reduction in the first stand is around 60% [16], the oxide layer is reduced to a thickness of around $15 \mu\text{m}$. The crust does not grow very much beyond the third stand since the temperature and time available between passes diminish, and the growth is offset by the rolling reduction.

Figure 9 shows the correlation between the measured values of the oxide thickness and those computed with the aid of the thermal profiles and the rolling schedule. It was found that the factor that seems to control the thickness of the oxide layer is the thickness of the outgoing strip, as shown in Figure 10. The relationship found in this last figure may be caused by the processing conditions in this particular line. It can be seen in Figure 8 that the oxide layer is thickest just before the entry to the first stand. Computations carried out to evaluate growth from strips of different final thickness did not show that the crust at this particular place varied to a large extent, since the reheating temperature and the speed at which the slabs are fed into the mill are kept within a narrow range [1,3], but the total reduction, imparted to steel and oxide, depends on the final outgoing strip gauge. Other factors to take in mind to explain the thinner crust on lighter gauges are the temperature at the surface of the steel, and the time available for the oxide to grow between passes, since both parameters diminish as the stock reduces its thickness.

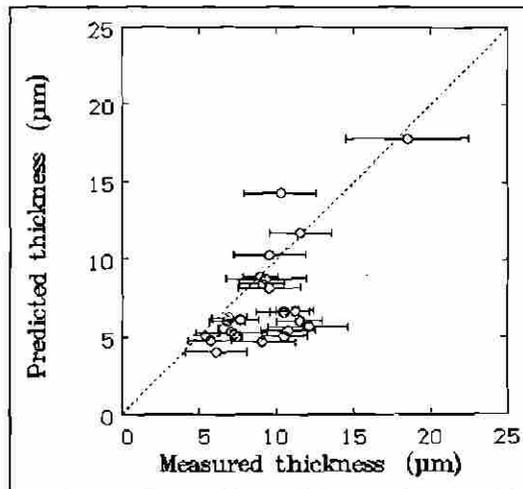


Figure 9. Correlation between the measured and predicted thickness of the oxide layer.

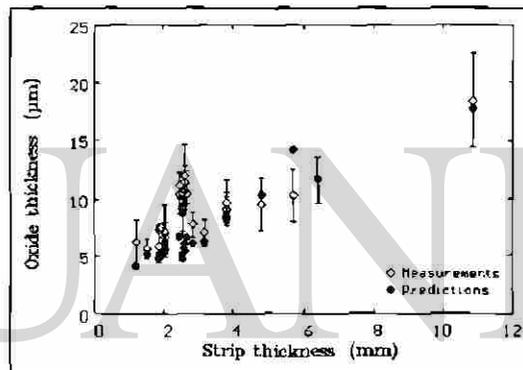


Figure 10. Variation of the oxide thickness as a function of the outgoing strip thickness.

Variation of the oxide thickness for a given gauge may arise from the use of interstand cooling headers that are used to control the finishing rolling temperature. It has been pointed out [9,10] that the value of k should increase in the presence of water, but, as can be seen in Figure 8, the reduction in temperature caused by the water jets offset such effect and may become the predominant factor. It is normal industrial practice to change the finishing rolling temperature depending on the final destination of the hot rolled strip.

Conclusions

Thickening of the oxide layer growing on the surface of carbon steel was modelled by means of time dependant parabolic equations. Good correlation between measurements and predictions was found by incorporating the functional dependency of the growth coefficients with respect to temperature.

Two different temperature dependence were found,

one that was considered to be valid for the case in which the steel surface is on air, which in the present case takes place from the continuous casting mould to the entry of the tunnel furnace, and from the exit of the furnace to the end of processing. The second dependence was used to calculate the growth of the scale while the slabs are within the furnaces.

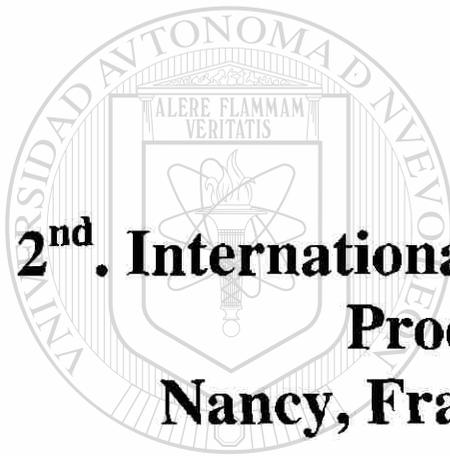
It was found that the thickness of the oxide that grows on the strip depended on the outgoing gauge of the strip, and this was attributed to the deformation that the oxide crust is subjected to while rolling.

Acknowledgements

The authors acknowledge the facilities given by Hylsa, S.A. de C.V., during this work. MPGM and RC thank the support provided by CONACYT and PAICYT-UANL.

References

1. L. Leduc-Lezama, M. Vazquez-del-Mercado and R. Gonzalez-de-la-Peña, *Iron Steel Eng.*, **23**(4) (1997), 27.
2. G. Flemming, W. Hennig, F. Hofmann, F.P. Pleschitschings, D. Rosental and J. Schwellenbach, *Metall. Plant Techn. Int.*, **16**(3) (1997), 64.
3. L.A. Leduc-Lezama and J. Muñoz-Baca, *Proceedings, Thirtieth Mech. Worl. Steel Proc. Conf. (ISS-AIME, Warrendale, 1997)*, **35**, 89.
4. W. Roberts, *Hot Rolling of Steel* (M. Dekker, Inc., New York, 1982).
5. W. Roberts, *Flat Processing of Steel* (M. Dekker, Inc., New York, 1982).
6. W. Ginzburg, *Steel Rolling: Theory and Practice* (M. Dekker, Inc., New York, 1989).
7. N.B. Pilling and R.B. Bedworth, *J. Inst. Met.*, **29** (1932), 529.
8. L.S. Darken and R.W. Gurry, *J. Am. Chem. Soc.*, **68** (1946), 798.
9. F. Lorang, *Rev. Univ. Mines*, **17** (1961), 514.
10. J. Paidassi, *Rev. Metall.*, **54** (1957), 569.
11. C. Wagner, 'Diffusion and high temperature oxidation of metals', *Atom Movements* (ASM, Metals Park, 1950), 153-73.
12. H. Snop, B.Eng. Diss. *Examination of scaling and descaling in the CSP process* (Rheinish-Westfälische Technische Hochschule, Aachen, 1976).
13. M.M. Wolf, *Iron Steelmaker*, **28**(2) (Feb., 2000), 66.
14. R. Colás, L. Elizondo and L.A. Leduc, *Proceedings, Second Int. Conf. Modelling Metal Rolling Processes*, J.H. Beynon, P. Ingham, H. Teichert and K. Watson (eds.) (Institute of Materials, London, 1996), 12.
15. R. Colás, *Mat. Sc. Techn.*, **14** (1998), 388.
16. M.F. Guerrero-Mata, A.L. Delgado, P.C. Zambrano, L.A. Leduc and R. Colás, elsewhere in these Proceedings.
17. W. Jaenicke, S. Leistikow, A. Städler, *J. Electrochem. Soc.*, **111** (1964), 1031.
18. A.G. Crouch, *J. Am. Ceram. Soc.*, **55** (1872), 558.
19. T.E. Mitchell, D.A. Voss, E.P. Buther, *J. Mat. Sc.*, **17** (1982), 1825.



**2nd. International Conference on Thermal
Process Modeling
Nancy, France, april 9-11 2003.**

UNIVERSIDAD AUTÓNOMA DE NUEVO LEÓN

DIRECCIÓN GENERAL DE BIBLIOTECAS



MODELLING DESCALING DURING HOT ROLLING OF STEEL

Jorge Ramírez-Cuellar¹, Martha P. Guerrero-Mata², Luis A. Leduc¹ and Rafael Colás²

¹ División Aceros Planos, Hylsa, S.A. de C.V.

² Facultad de Ingeniería Mecánica y Eléctrica, Universidad Autónoma de Nuevo León

Abstract. A computer model was developed to study the stresses that develop within the oxide formed on the surface of reheated steel slabs. The model considers that the crust grows during reheating following temperature dependent parabolic rates, and, as result of its thickness and growth rate, it will be stressed. Removal of this crust takes place by the impingement of water from high pressure jets installed in descaling units, which are located prior to deformation to avoid oxide imprint on the steel surface. Removal of the oxide layer depends on the velocity and amount of the water, as well as the force of the impact. A criterion based on these parameters can be established to determine the feasibility for oxide removal.

1. INTRODUCTION

Oxidation of the steel surface is always present at the temperatures involved in hot rolling. It can be beneficial in some cases as shallow surface defects can be removed by light oxidation during reheating, but the oxide crust has to be eliminated before the material is deformed to avoid the imprint, and the consequently damage, of the steel surface. It is normal practice to use high pressure water jets (descaling) to break and remove the oxides formed at different stages [1-3].

The oxide layer formed at temperatures above 570°C is made of different species: FeO, around 90%, Fe₃O₄, around 8%, and Fe₂O₃, remaining 1 to 2% [4-7]. Growth of each species, or that of the whole layer, can be described by various equations [5,8-10], of which the parabolic growth is the most common:

$$e = kt^{0.5} \quad (1)$$

where e is the thickness of the layer, t the time and k a temperature dependent growth coefficient.

One of the most recent developments in steel processing is that of compact steel processing, or CSP for short, so called because hot rolled steel strip can be produced in facilities that include continuous casting of thin slabs, hot direct charging into continuous tunnel furnaces and direct rolling to the required dimensions. Such layout allows for the production of strips of gauges thinner than one millimeter, which can be used as substitutes to cold rolled and annealed material. Fig. 1 shows a schematic diagram of one of such compact lines that has been in operation since 1995. In it, the steel is cast into slabs of around 50 mm in thickness, that are cut into the required length, and are fed into continuous holding tunnel furnaces that equalize the temperature of the piece to that of rolling, between 1050 and 1150°C. Casting and rolling operations are also regulated by means of the tunnel furnaces as the casting speed ranges from 2.5 to 6 m/min, whereas the slabs are fed into the rolling mill at speeds that range from 15 to 40 m/min [11-

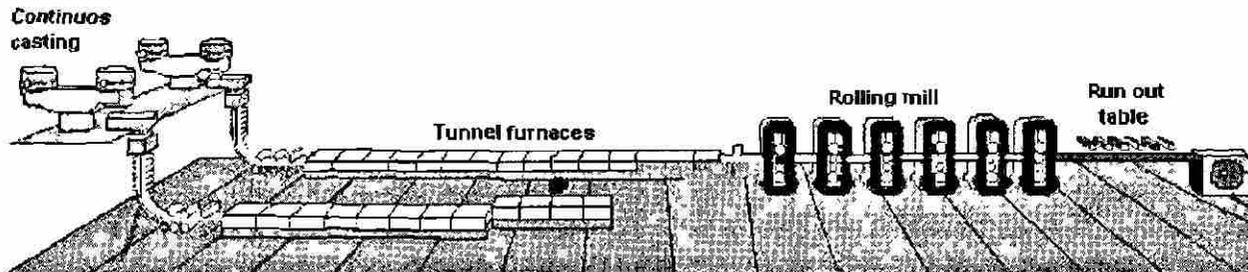


Figure 1. Schematic diagram of a CSP line.

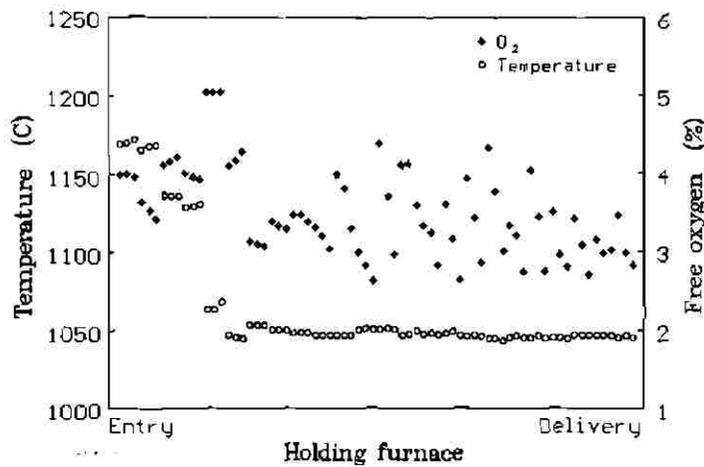


Figure 2. Variation of the temperature and oxygen content within the holding furnace.

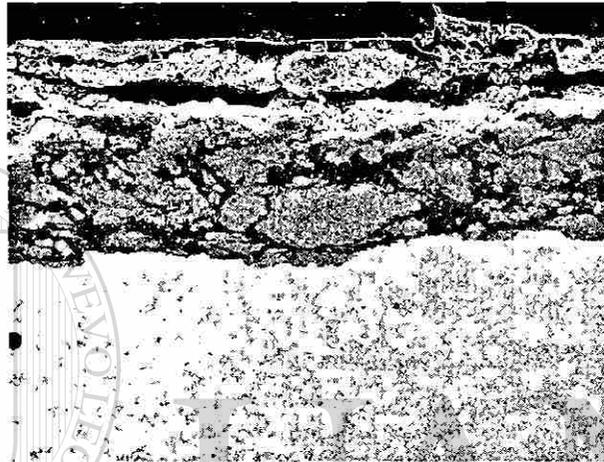


Figure 3. Scanning electron image of the crust detected in a sample of steel introduced into the holding furnace.

13]. Removal of the oxide crust can be a problem in CSP lines, since the surfaces of the slabs are only descaled after the slabs exit the tunnel furnace and before it is fed into the rolling mill.

The aim of this work is to present the results of a series of models that were developed to compute the growth of the oxide layer that develops in low carbon steels processed in CSP lines, and to predict the feasibility of its removal by descaling. The mechanisms involved in the removal of the oxide scale are discussed.

2. MODELLING

Oxidation of the exposed surface of the steel can take place as soon as the slabs emerge from the mould in which they were cast. The temperature of the steel drops from values close to 1550°C, while liquid in the tundish, to 1100 to 1200°C at the first pinch roll that is located below the exit point of the casting mould. The temperature will continue falling to 900 to 1100°C after solidification has been completed and the slabs are crop into the required lengths; once the slabs are cut to the required size, they are fed into the tunnel furnaces, that, as was mentioned before, assure the proper temperature for rolling and allow for smoothing the link between casting and rolling operations. A series of measurements were made to determine the amount of free oxygen in the furnace atmosphere, one of such is shown in Fig. 2, where it can be appreciated that the amount varied, in this set of data, from 2.8 to 5.1%, the corresponding temperature of the furnace dropped from 1170 to 1050°C. An oxidation atmosphere is looked after to maintain a positive pressure to allow for the removal of shallow surface defects. The period of time that the slab stays in the furnace varies from 12 to 20 minutes, but if problems arise in either casting or rolling, they can remain for close to two hours.

The slabs exit the furnace once they are ready to be rolled, the exit temperature is controlled to allow for an adequate finishing temperature, and it is set between 1050 to 1150°C depending on the required final thickness and type of product. Measurements were made to validate the growth models. Samples

from steel sheets were placed into the tunnel furnace at three different temperatures (1025, 1090 and 1140°C) for various periods of time to record the growth of the oxide layer. Specimens were cut from rolled strips to measure the thickness of the oxide layer, Fig. 3. Descaling is carried out in a station with four headers, two for either top and bottom surfaces. The position at which these headers are located is not the same for either surface, Fig. 4. The front pair of descaling headers operates at a pressure of 21 MPa, whereas the second pair can vary from 30 to 38 MPa, so they will be identified as either low or high pressure headers.

The stresses that the oxide crust will be subjected to can be calculated as a function of the physical properties and dimensions of both steel and oxide, and by the difference in temperature between the surface of the oxide and that of the slab [14]:

$$\sigma_{ox} = - \frac{(\alpha_s - \alpha_{ox}) E_{ox} (T_{ox} - T_s)}{1 - \frac{h_s E_{ox}}{h_{ox} E_s}} \frac{1}{1 - \nu_{ox}} \quad (2)$$

where α is the coefficient of lineal expansion, E is Young's modulus, ν Poisson's ratio, h the thickness and T the temperature, the subindexes s and ox refer to either the steel slab or the oxide crust.

The stresses developed within the crust may help in its removal, but the parameter that has been claimed to be most important is the force with which the water impinges. Empirical models relate this force (F) with [15]:

$$F = \rho Q v \quad (3)$$

where ρ is the density, Q the flow rate and v the velocity of water, that can be converted into:

$$F = Q \sqrt{2 \rho p} \quad (4)$$

where p is the pressure of the descaling system. The force that can be delivered at the CSP line varies from 120 to 170 N depending on the number of descaling pumps being used.

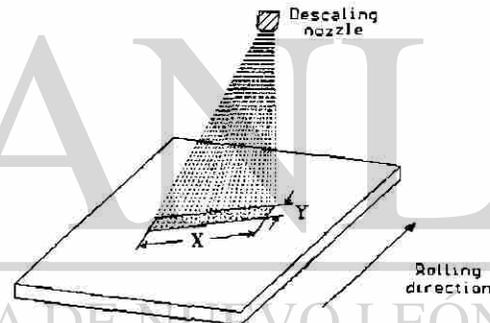
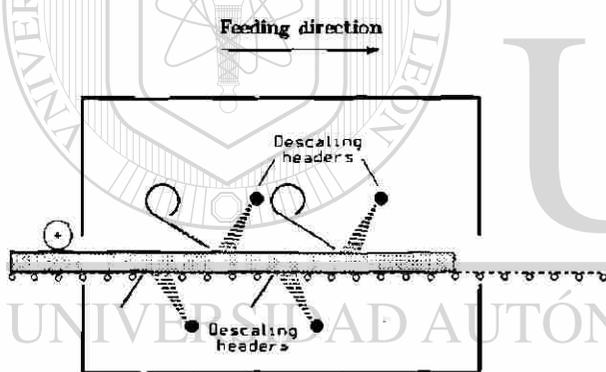


Figure 4. Schematic diagram of the descaling system.

Figure 5. Schematic diagram of the impingement zone.

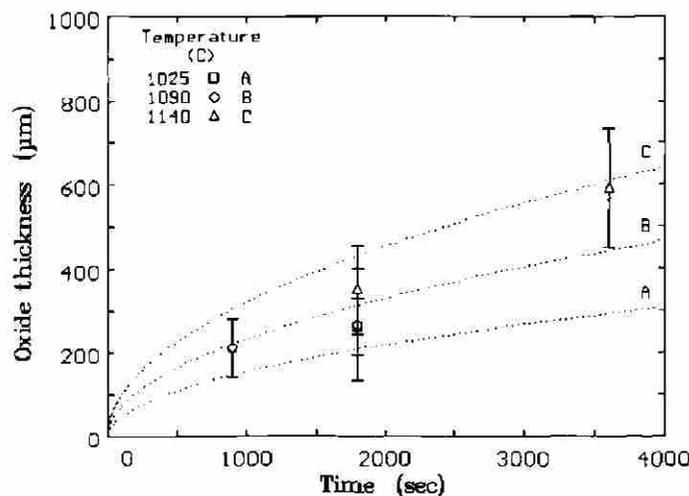


Figure 6. Growth of the scale layer measured on samples introduced to the holding furnaces.

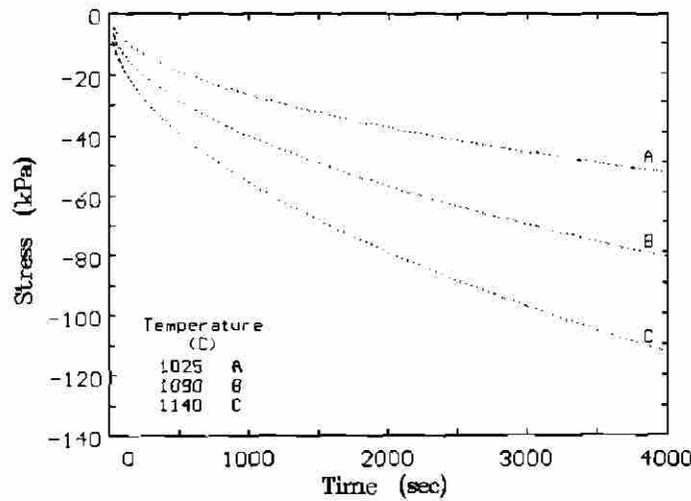


Figure 7. Stresses developed within the oxide layer.

Recent work [16] has established a criterion that relates the size of the actual impingement zone with other processing parameters to determine the feasibility for scale removal. The impingement zone, as can be seen in Fig. 5, is related to the type of nozzle being used and the geometry of the arrangement. The values of X and Y in Fig. 5, which are of interest for descaling, are of 65.6 and 5.5 mm, respectively for the CSP line. The criterion establishes that the crust will be removed when the water surpasses a critical speed (v_c) [16]:

$$v_c = a_o \xi^b \quad (5)$$

where b takes the value of -0.37 , ξ represents the fraction that water droplets occupy and is calculated by:

$$\xi = \frac{Q_i}{v_i X Y} \quad (6)$$

where Q_i is the flow rate at the actual point of impingement, given by:

$$Q_i = 5.7 p^{0.5} \quad (7)$$

where p is the pressure of the descaling system, given in MPa, and v_i is the speed at the impingement point:

$$v_i = v_n \left(1 - 0.7 \frac{\rho_a d}{\rho_w h} \right) \quad (8)$$

where d is the equivalent diameter of the nozzle, h the distance between the nozzle and oxide surface, 90 mm in the present case, the subindex a refer to the density of air, w for water; v_n is the speed at the exit point of the nozzle:

$$v_n = \left(\frac{2p}{\rho} \right)^{0.5} \quad (9)$$

a_o in Eq. (5) depends on the pressure (p) of the descaling system.

Data from a series of trials carried out on site was used to determine the parameters that exert the strongest influence on the occurrence of defects known as rolled-in scale, which are caused by the incomplete removal of the oxide crust.

3. RESULTS AND DISCUSSION

The increase in thickness that was found in samples of steel introduced into the holding furnace is shown in Fig. 6. The furnace was set at three different temperatures (1025, 1090 and 1140°C), and the samples were left for periods of time ranging from 15 minutes to one hour. The best fit lines that are shown in this figure were calculated with Eq. (1) assuming that the variation of k with temperature (T) is given by:

$$k = 1 \cdot 10^{-6} \exp[6.4 \cdot 10^{-3}(T + 273)] \quad (10)$$

where k is expressed in terms of $\mu\text{m}/\text{sec}^{0.5}$ and the temperature in °C.

Table I. Values of the parameters used in Eq. (2) to compute the stressing within the oxide crust.

Parameter	Oxide	Steel
α	$1.22 \cdot 10^{-5} \text{ K}^{-1}$	$1.5 \cdot 10^{-5} \text{ K}^{-1}$
E	$1.4 \cdot 10^{11} \text{ MPa}$	$2.0 \cdot 10^{11} \text{ MPa}$
ν	0.33	0.3

Data from Fig. 6 can be used to compute the magnitude and state of the stresses developed within the oxide layer as result of its growth with the aid of Eq. (2). Fig. 7 shows the stresses that will be expected to develop on the crust just before the steel slab goes into de descaling unit. Table I shows the values that were fed into Eq. (2) to obtain the data presented in Fig. 7; the difference in temperature across the oxide crust just before entering descaling ($T_{ox} - T_s$) was set at -10°C , following the results from a previous published model [17]. The stresses that are found to develop within the oxide crust, Fig. 7, are compressive in nature due to the lower thermal contraction that the oxide is subjected to. Such values will contribute to buckle the oxide layer, but are not enough to promote spalling of the oxide layer [18].

Analysis of the various trials that were made to determine the parameters that are most critical to promote the occurrence of rolled-in scale indicate that the amount of water used in the descaling system is of paramount importance, whereas the force and impact exerted by the water jets are of lower importance. These results are summarized in Fig. 8, where regions of defect-free surface, or with rolled-in scale can be distinguished.

The criterion that is described by Eq. (5) can also be used to determine the efficiency of the descaling system. Fig. 9 shows such a case for the CSP line in which the corresponding conditions can be drawn for the low and high pressure headers, it can be appreciated the need for using both sets of headers. The values that were found for coefficient a_0 in Eq. (5) were of 145 and 175 for either the low or the high pressure systems.

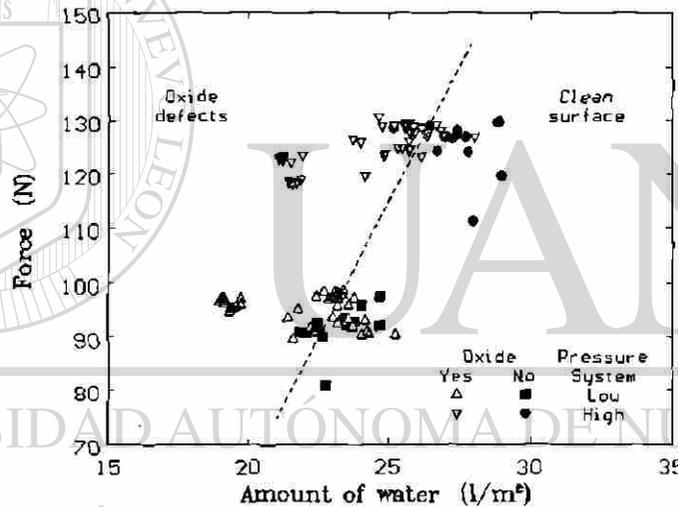


Figure 8. Occurrence of surface defects as a function of the force and the amount of water used for descaling.

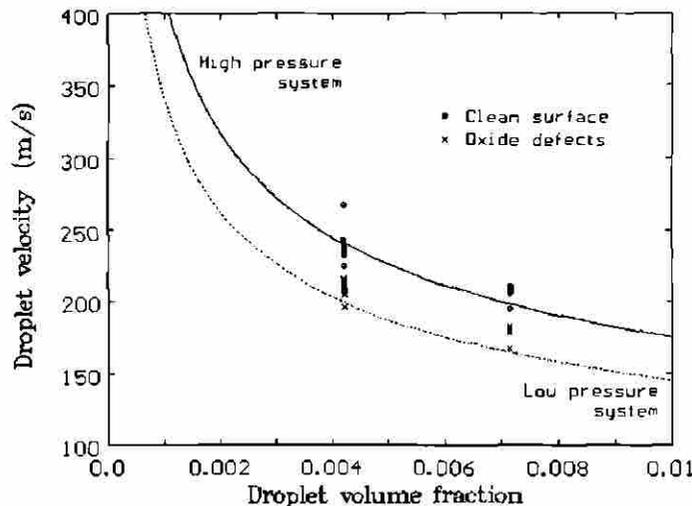


Figure 9. Occurrence of surface defects due to the conditions for descaling.

4. CONCLUSIONS

The work carried out helped to obtain the coefficients that allow for computing oxide growth on the steel slab as it being reheated in the continuous furnace. Analysis of the cooling conditions, just before the point of undergoing descaling, indicate that the stresses generated within the oxide crust are compressive in nature, but not high enough to promote it spalling.

The most critical parameter found to exert an influence on the occurrence of rolled-in scale was found to be the amount of water used for descaling, both, force and impact of the water jets exert a secondary influence. It was found that the CSP line requires the use of both, high and low pressure descaling headers, to assure a surface free of rolled-in scale.

Acknowledgements

The authors thank the support from CONACYT and from PAICYT, UANL, Mexico.

References

- [1] Roberts, W., Hot Rolling of Steel, M. Dekker, Inc., New York, 1982.
- [2] Roberts, W., Flat Processing of Steel, M. Dekker, Inc., New York, 1982.
- [3] Ginzburg, V.B., Steel Rolling: Theory and Practice, M. Dekker, Inc., New York, 1989.
- [4] Pilling N.B., and Bedworth, R.B., J. Inst. Met., **29**, (1932), 529.
- [5] Darken, L.S., and Gurry, R.W., J. Am. Chem. Soc., **68**, (1946), 798.
- [6] Lorang, F., Rev. Univ. Mines, **17**, (1961), 514.
- [7] Paidassi, J., Rev. Métall., **54**, (1957), 569.
- [8] Wagner, C., Atom Movements, ASM, Metals Park, 1951.
- [9] Snop, H., Examination of scaling and descaling in the CSP process, B.Eng.Diss., Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule, Aachen, 1996.
- [10] Wolf, M.M., Iron Steelmaker, **28** (2), (Feb., 2000), 66.
- [11] Leduc-Lezama, L., Vazquez-del-Mercado, M., and Gonzalez-de-la-Peña, R., Iron Steel Eng., **23** (4), (1997), 27.
- [12] Flemming, G., Hennig, W., Hofmann, F., Pleschiutsching, F.-P., Rosental, D., and Schwellenbach, J., Metall. Plant Techn. Int., **16** (3), (1997), 64.
- [13] Leduc-Lezama, L.A., and Muñoz-Baca, J., 39th Mech. Worl. Steel Proc. Conf., Vol. 35, ISS-AIME, Warrendale, 1997, 89.
- [14] Sttot, F.H., and Atkinson, A., Mat. High Temp., **12** (2-3), (1994), 195.
- [15] Blazevic, D.T., 3rd Int. Conf. Hydraulic Descaling, Inst. Mat., London, 2000, 3.
- [16] Plas, D.W. van der, Opstelten, I.J., and Westendorp, A.E., 3rd Int. Conf. Hydraulic Descaling, Inst. Mat., London, 2000, 31.
- [17] Torres, M. and Colás, R., J. Mat. Proc. Techn., **105**, (2000), 258.
- [18] Torres, M. and Colás, R., Modelling of Metal Rolling Processes, IOM, London, 1993, 629.

**1er. Congreso y Exposición Nacional de
la Industria del Acero 2003 Iron & Steel
Society**

Monterrey 23-25 noviembre 2003



UANL

UNIVERSIDAD AUTÓNOMA DE NUEVO LEÓN

DIRECCIÓN GENERAL DE BIBLIOTECAS



MECANISMOS DE FORMACION DEL OXIDO EN UN HORNO TUNEL DURANTE LA LAMINACION EN CALIENTE EN UNA PLANTA COMPACTA DE PRODUCTOS PLANOS.

Jorge Ramírez-Cuéllar¹, Luis A. LeDuc-Lezama¹

Rafael Colás², Martha P. Guerrero-Mata²

¹Laminación en caliente.

¹División Aceros Planos, Hylsa, S.A. de C.V., A.P. 996, 66452, San Nicolás

²Facultad de Ingeniería Mecánica y Eléctrica, Universidad Autónoma de Nuevo León, A.P. 149-F,66451, San Nicolás de los Garza. N.L., México

Resumen.

El objetivo de este trabajo fue generar una mejor comprensión de los mecanismos físico químicos que producen óxido primario incrustado en la superficie de la cinta laminada en caliente en una planta tipo compacta. Se analizaron los efectos que las diversas secciones de la planta ejercen sobre la formación del óxido a altas temperaturas y las formas de eliminarlo en el producto final. Se presenta una caracterización del óxido que se forma como óxido primario y secundario, junto con algunas pruebas en laboratorio y en planta, también se describen los resultados de las mediciones realizadas a cupones de acero introducidos en el horno túnel, para conocer los espesores de los óxidos que se generan con las actuales condiciones de proceso. Se discuten las causas de la formación del óxido incrustado sobre la superficie del acero laminado, así como las acciones que se tomaron para disminuir drásticamente la incidencia de este problema en la planta de laminación compacta de HYLSA.

DIRECCIÓN GENERAL DE BIBLIOTECAS

1. Introducción.

La cinta laminada en caliente ha sido sujeta cada día a mayores exigencias en su calidad, estas exigencias están enfocadas a menores variaciones en los espesores, en el ancho y en el perfil. También una importante condición de la cinta es su superficie, la cual actualmente esta sujeta a altos estándares de calidad.

Durante el laminado en caliente en la planta compacta, el planchón que sale del horno túnel ingresa a un descascarado, con el objetivo de remover el óxido primario. En algunas ocasiones este óxido no es removido eficientemente llevando partículas hasta ser incrustadas por los laminadores, lo que provoca una apariencia superficial a la cinta no apta para algunas aplicaciones industriales en las que la cinta va a estar expuesta.

Este trabajo describe un laminador de cuarta generación usado para la producción de lámina de acero a partir de un planchón delgado de colada continua. El planchón procedente de la colada entra a un horno túnel en el que permanece calentándose de 12 a 20 min antes de ser laminado a temperaturas de 1050 a 1150 °C (Figura 1).

El acero se oxida a las altas temperaturas requeridas para ser laminado. El tipo de óxido que se forme dependerá de la reactividad del acero con su alrededor. A altas temperaturas existen principalmente tres tipos de óxidos, los mecanismos de difusión son diferentes dependiendo de las características de las fronteras de las fases y de la facilidad con la que los iones de hierro y oxígeno difunden.

Los coeficientes de crecimiento del óxido dependen de las condiciones específicas del medio (temperatura y atmósfera), de la condición de superficie del material así como de su composición química. La velocidad de oxidación suele presentarse en varias etapas, al inicio se comporta en forma lineal con el tiempo, en etapas intermedias de forma parabólica y, en algunos casos, se ha observado un crecimiento logarítmico [1].

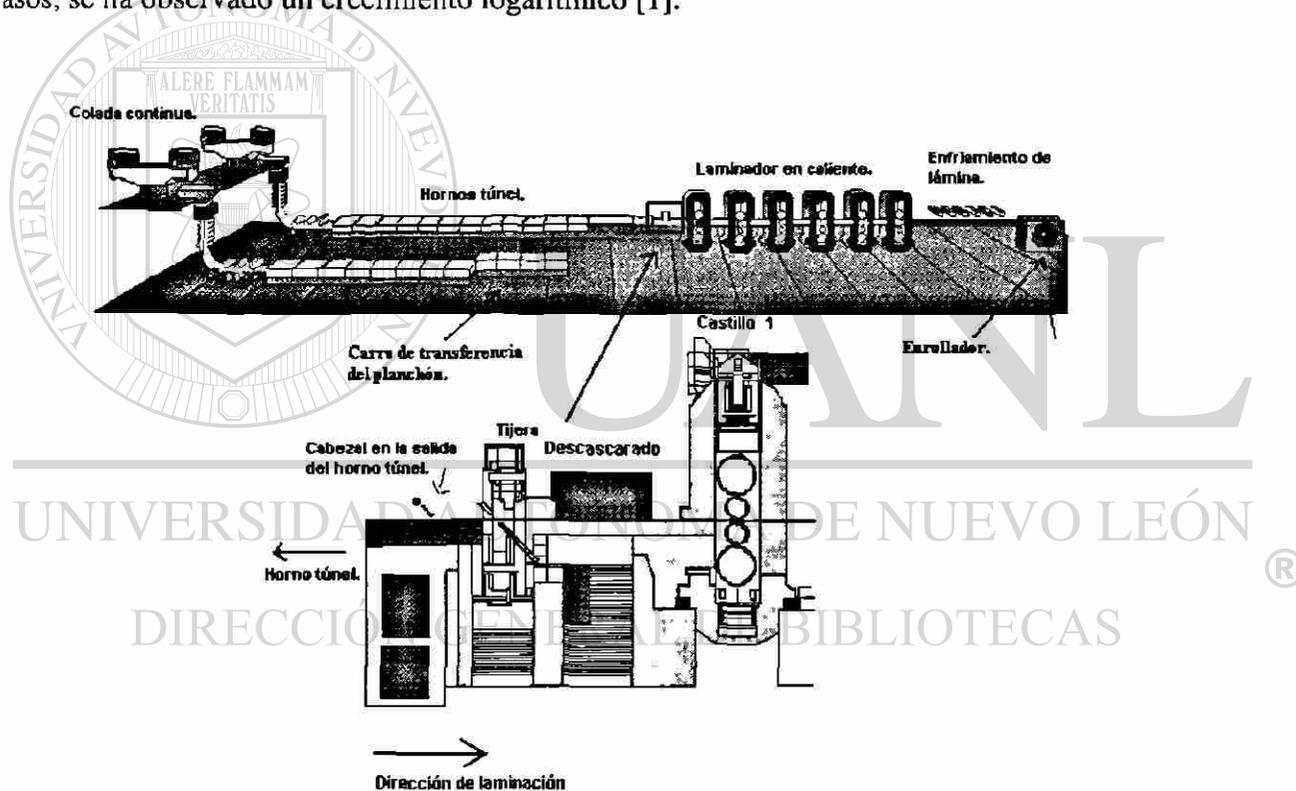


Figura 1. Diagrama esquemático de la planta compacta y una ampliación de la posición del descascarado.

2. Tipos de óxido a las altas temperaturas de laminación.

Una gran cantidad de estudios acerca de la oxidación del hierro revelan que a temperaturas elevadas, el óxido predominante es la wustita (FeO), con alrededor de 95%, un 4% de magnetita (Fe_3O_4) y sólo un 1% de hematita (Fe_2O_3) [2]. En la Figura 2 la hematita representa

del 1 al 2%, la magnetita entre 4 y 5% y el resto lo compone la wustita, a temperaturas de entre 700 a los 1300 °C, otros autores concuerdan con estos resultados [3].

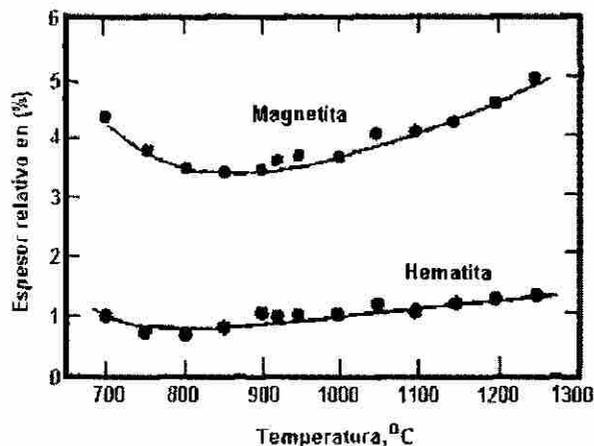


Figura 2. Valores experimentales de los espesores relativos de óxido de Fe_3O_4 y Fe_2O_3 al aire a altas temperaturas [2].

La wustita, que es la fase más interna del óxido, se forma cerca de la superficie del metal y, por lo tanto, es la más rica en hierro, presenta una estructura cúbica centrada en las caras, la densidad de la wustita puede variar desde 5.54 a 5.9 g/cm³, contiene de 23 a 25% en peso de oxígeno en su estructura y crece enteramente por difusión de iones de hierro, los iones de oxígeno se agregan a la cara externa de la fase y permanecen prácticamente fijos.

La magnetita es una fase intermedia del óxido y es el principal constituyente a 500 °C, su estructura cristalina es una cúbica inversa del tipo espinel, tiene una densidad de 5 a 5.4 g/cm³, contiene un 28% en peso de oxígeno, existiendo como un óxido deficiente metálico aunque en un menor nivel al de la wustita. Se ha encontrado que tanto los cationes como los aniones difunden. Finalmente, la hematita, que es la capa más externa del óxido tiene el más alto contenido de oxígeno con alrededor de 30% en peso. La hematita puede existir en dos formas, como α - Fe_2O_3 , representando una estructura romboédrica, y como γ - Fe_2O_3 , representando una estructura cúbica, su densidad es de 5.24 g/cm³.

A la hematita se le ha encontrado en todo tipo de aceros, incluso a bajas temperaturas. Una de las causas principales de su presencia a baja temperatura se debe a la remoción incompleta de la wustita durante el laminado [4], la Figura 3b describe el mecanismo en donde las partículas de wustita al ser laminadas y romperse incrementan considerablemente su cantidad, separándose de la matriz del metal y exponiéndose al aire. Lo anterior implica un menor suministro de átomos de hierro, en tanto que el oxígeno abunda, resultando en una aceleración en la reacción de wustita a magnetita y de esta a hematita [4].

Es común también observar la tonalidad de la hematita en los aceros al silicio, estos por sí mismos son difíciles de descascarar debido al componente eutéctico FeO/Fe_2SiO_4 que se forma en la interfase y penetra irregularmente en la parte superior e inferior del FeO y a los lados del metal, generando un anclaje del óxido, que dificulta enormemente su remoción (Figura 3a).

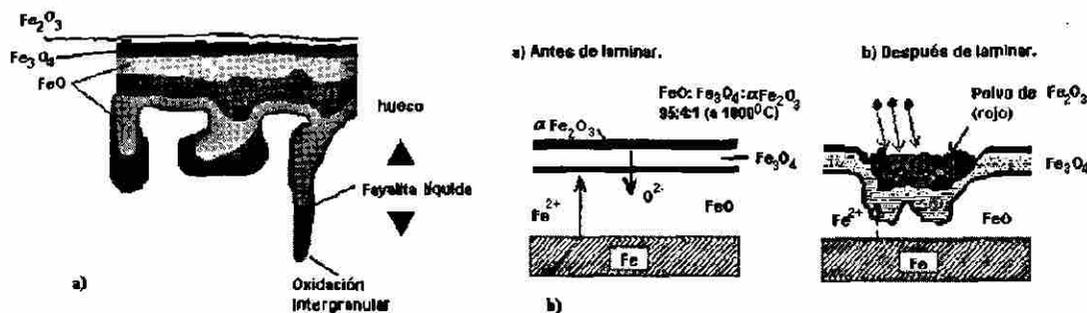


Figura 3. a) Capa de óxido en un acero con 0.08% de carbono, con 0.25% de silicio a 1177°C . [5,6] b) Mecanismo de formación de la hematita por fractura del FeO durante el laminado [4].

El mecanismo mostrado en la Figura 3a, provoca la fuerte adhesión de este eutéctico, inclusive a temperaturas abajo de solidus, que en este caso es de 1173°C . De esta forma, los óxidos de hierro se presentan en tres fases y el óxido que se genere dependerá de la cantidad de oxígeno y de la temperatura.

Los primeros estudios teóricos para predecir el crecimiento del óxido relacionaron el potencial de oxígeno, la temperatura y la difusión de las especies iónicas en el óxido, éstas, a su vez, se correlacionaron a variables de operación y a las condiciones atmosféricas específicas bajo las cuales está expuesto un cierto material que se somete a la oxidación. Uno de los primeros estudios de la cinética de formación del óxido de hierro se remonta al año de 1923 [7], en el que la ganancia en peso del óxido se expresaba como:

$$W^2 = K t + C \quad (1)$$

con W como la ganancia en peso por unidad de área, t el tiempo K y C son coeficientes que pueden ser fácilmente obtenidos de forma experimental. Sin embargo, la velocidad de crecimiento no es siempre la misma, debido a que cuando la capa de óxido es gruesa la velocidad de transferencia entre el oxígeno y el hierro en la capa de óxido decrece drásticamente. Si la capa de óxido se rompe se genera una superficie libre que nuevamente se oxidará, creando de esta forma un ciclo de rompimiento y generación de nuevas superficies listas para continuar con el proceso de oxidación.

En este estudio se seleccionaron tres modelos, entre los existentes en la literatura, con diferentes formas de calcular la ganancia en peso. La ganancia se calculó en las tres zonas principales de la planta, como son la de colado, horno túnel y laminador. A partir de estos modelos se propuso uno nuevo que se ajustó a los datos medidos del óxido, se presentan en la Tabla I. Aquí el enfoque se hará únicamente a la sección del horno túnel, que es la de mayor generación de óxido, siendo este, por lo tanto, de lo más importante entenderlo y eliminarlo eficientemente por el descascarado.

VARIABLES.	MODELO PROPUESTO.	MODELO 1	MODELO 2	MODELO 3
K	$= A \exp\left(\frac{-Q}{R(T+273.15)}\right)$	$= A \exp\left(\frac{-Q}{R(T+273.15)}\right)$	$= 10^{\frac{-FB}{(T+273.15)}+A}$	$= A_o \exp^{(b \times T)}$
FB (°K)			8868	
A (kg ² /m ⁴ s)	17272	58513	0.978 (Sin unidades)	
A _o				0.0157
Q (J/mol)	168000	168000		
T (°C)	(°C)	(°C)	(°C)	(°C)
b				0.0064
t	Segundos	Segundos	Segundos	Segundos
DW _o (kg/m ²)	$= \sqrt{K \frac{t}{60}}$	$= \sqrt{K \frac{t}{60}}$	$= 10 \sqrt{K t}$	$= \frac{k \sqrt{t}}{750}$
F	750	750	750	
d _{Fco} (mm)	$= F \Delta W_o$	$= F \Delta W_o$	$= F \Delta W_o$	$= k \sqrt{t}$

Tabla I. Modelos utilizados para el cálculo del espesor del óxido en el horno túnel [8,9,10,11,12,16].

Con el objetivo de identificar las variables críticas en la formación del óxido primario laminado, fue necesario realizar algunas pruebas en la planta, investigándose los efectos sobre la aparición del óxido incrustado debido a:

- La temperatura del planchón y el tiempo dentro del horno túnel.
- Eficiencia del descascarado al utilizar o no el cabezal adicional de baja presión (Figura 1).

Adicionalmente, se realizaron mediciones con cupones de diferentes aceros para predecir los espesores del óxido durante el calentamiento en el horno túnel, junto con una caracterización del óxido incrustado, esto será presentado en las siguientes secciones.

3. Caracterización del óxido laminado.

Para conocer las propiedades del óxido, los mecanismos de su formación y su efectiva remoción, es indispensable una buena caracterización. Aquí se presentan los resultados obtenidos por medio de un análisis con microscopía óptica y electrónica de varias muestras de óxidos laminados, para con esto poder comprender los diferentes mecanismos de formación en la cinta laminada.

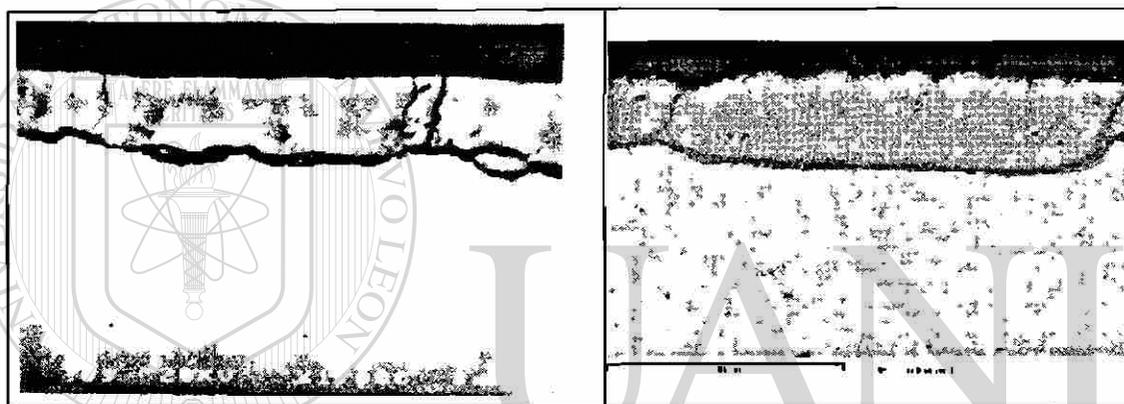
3.1. Comparación entre los espesores del óxido primario y secundario.

Existen diferencias dimensionales entre los espesores de capa así como la adherencia entre un óxido primario y uno secundario, este último puede ser fácilmente removido con un ataque químico, mientras que el óxido primario se incrusta en la cinta siendo prácticamente imposible su remoción. Una fotomicrografía del óxido secundario se muestra en la Figura 4a. La película normal de óxido secundario se presenta de forma continua y uniforme, el espesor de esta

capa puede variar de 5 a 40 μm dependiendo del espesor final de la cinta y las temperaturas de entrada acabado y enrollado a las que fue sometida la cinta.

En este óxido las interfaces entre la cascarilla y el acero también son continuas pudiéndose observar la presencia de un agrietamiento normal a la dirección del laminado, lo que es causado por esfuerzos térmicos debido a los diferentes coeficientes de contracción térmica de la cascarilla y el acero y a la misma laminación. El punto identificado como 2 en la Figura 4a representa un óxido secundario normal, la composición química es en su mayoría óxido de hierro con algo de manganeso.

Por otro lado, el óxido primario laminado es aproximadamente diez veces mayor que el óxido secundario, los espesores típicos de la cascarilla incrustada sobre la superficie de la lámina después de haberse descascarado varían entre 50 a 100 μm , es decir, varias veces más que el óxido secundario normal. Una fotomicrografía del óxido primario laminado se muestra en la Figura 4b.



a)

b)

Figura 4 a) Microscopía electrónica de un óxido secundario (1000x) [13] b) Óxido primario espesor mayor a 50 μm .

DIRECCIÓN GENERAL DE BIBLIOTECAS

La morfología del óxido primario visto de forma transversal es la de un óxido fuertemente incrustado sobre la superficie del acero, una vista superior de este se muestra en la Figura 5, el óxido se encuentra alargado en la dirección al laminado, se observan pequeñas incrustaciones o lagunas de cascarilla de formas irregulares sobre la superficie del óxido, debido a una deformación plástica localizada.

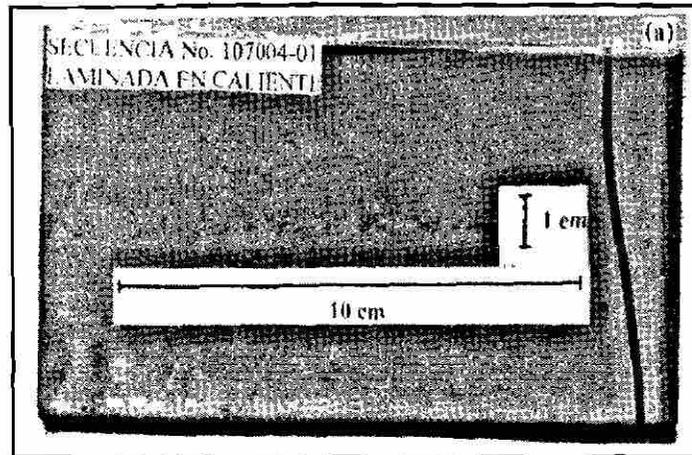


Figura 5. Vista superior del óxido primario sin decapar [13].

3.2. Estudio por microscopía electrónica de barrido del óxido.

Se realizó una caracterización por microscopía electrónica en zonas del óxido primario ya laminado como fuera de éste. En la Figura 6a se observa la topografía del óxido, la zona A presenta óxido, mientras que en la B se encuentra libre de este. Las topografías de ambas son totalmente diferentes, la zona A se encontró además de los elementos normales del óxido, elementos externos al acero como Si, Ca y Al, una amplificación del óxido se puede ver en la Figura 6b.

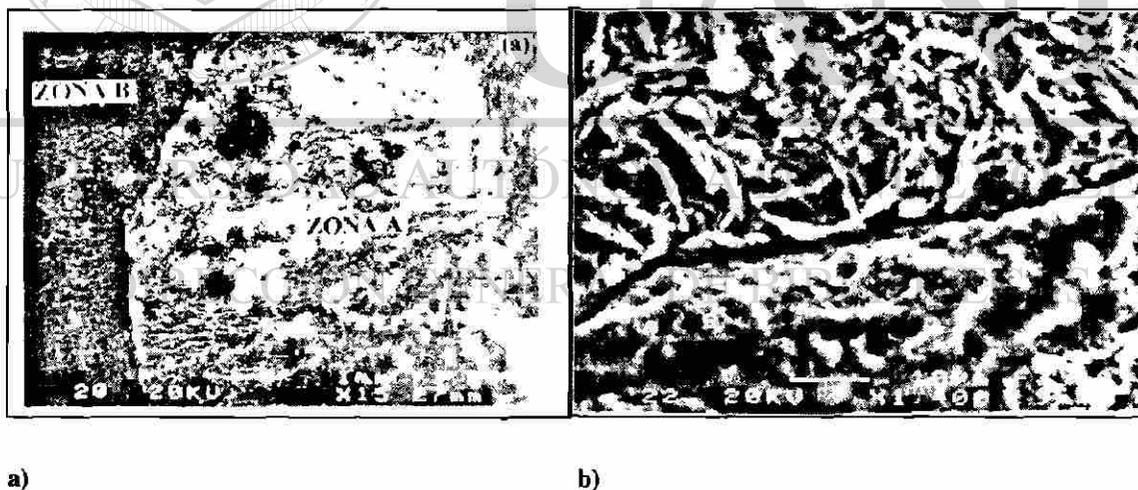


Figura 6 a) Fotomicrografía por MEB, en zona del óxido A y la zona libre B [13] b) Zona del óxido a mayores amplificaciones (1400x) [13].

A la superficie de la muestra de la Figura 6a se le tomaron una serie de espectrogramas usando la técnica puntual, resultando en una variación de la composición química en la zona de transición. La composición química de las primeras cuatro regiones (zonas fuera del óxido),

consistió principalmente de Fe, Mn, C y O, en lo que los primeros tres elementos se asocian con la composición base del acero.

Cerca de la interfase, el pico característico del oxígeno aumentó notablemente en intensidad hasta alcanzar casi dos veces la intensidad del pico de hierro adyacente, lo que supone la presencia de óxido en esta zona [13]. Conforme el análisis avanzó del punto B al punto A de la Figura 6, se encontraron mayores concentraciones de elementos ajenos al acero. Los espectrográmas de ambas zonas se muestran en la Figura 7 teniéndose un pico característico de Fe, además de Si y algo de Ca en ambos.

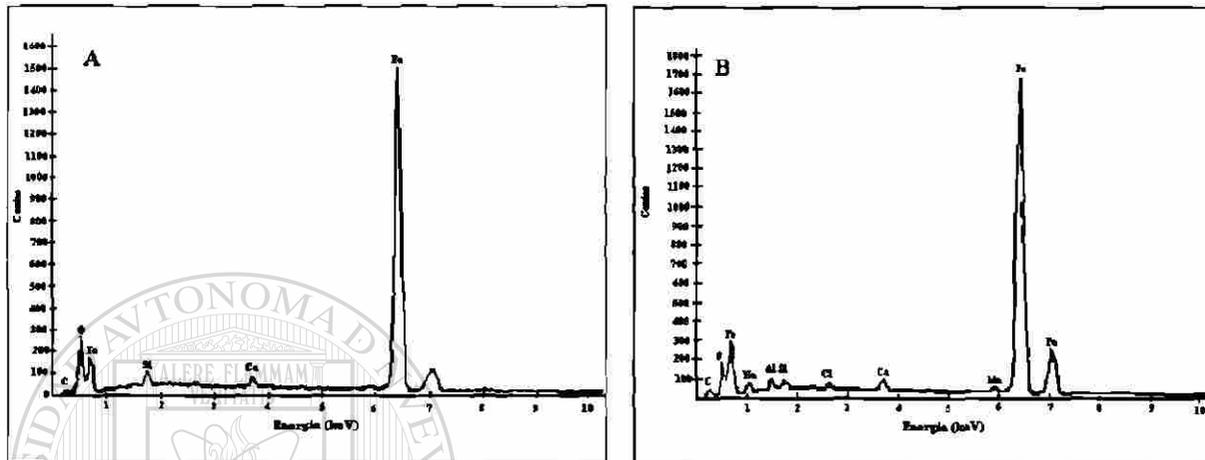


Figura 7. Espectrogramas de las zonas A zona del óxido y B libre de óxido, de la Figura 6 [13].

4. Efecto de las diversas variables en el proceso en la aparición del defecto de óxido primario.

4.1. Efecto del tiempo y la temperatura del horno en la presencia de óxido incrustado.

Se encontró que el óxido primario que se forma por la cara superior y el de la cara inferior, tienen causas diferentes. No obstante es claro que, en algunos de los casos, ambas caras pueden presentar los mismos orígenes del defecto.

4.1.1. Oxido primario observado por la cara superior.

Con el objetivo de evidenciar el efecto que tiene el tiempo y la temperatura de los planchones dentro del horno túnel se probó con dos grupos de planchones. Estos posteriormente se inspeccionaron como rollos en una línea de decapado contabilizando la cantidad de óxido incrustado, el acero en ambos fue el mismo, a dos temperaturas y dos tiempos, se consideró en la primera de las pruebas una temperatura de 1150 °C y el doble del tiempo de lo normal, la segunda se realizó a 1050 °C y con el mínimo tiempo posible de permanencia del planchón en el horno.

Las diferencias en las temperaturas y los tiempos de las piezas dentro del horno fueron significativamente diferentes, los resultados obtenidos se muestran en la Tabla II y los resultados al utilizar la prueba t [14] a las dos temperaturas y tiempos de permanencia de los planchones dentro del horno se presentan en la Tabla III, como resultado se observó una diferencia en la cantidad de óxidos en las cintas decapadas, al incrementar tanto el tiempo como la temperatura.

Temperatura nominal 1150 °C				Temperatura nominal 1050 °C			
No. Pieza	Oxidos*	Temp. sal	Tpo. (min)	No. Pieza	Oxidos*	Temp. sal	Tpo.
107000	400	1151	22:35	107821	2	1038	11:00
107002	400	1152	22:01	107822	0	1040	12:00
107004	400	1153	21:20	107823	6	1050	9:00
107006	400	1151	20:51	107825	0	1050	15:00
107007	400	1145	15:53	107826	12	1045	13:00
107008	400	1133	15:29	107830	6	1050	10:00
107019	260	1150	23:39	107839	21	1070	12:00
107021	344	1142	22:02	107840	41	1060	7:00
107023	544	1150	31:18	107841	32	1060	7:00
107027	1304	1143	36:55	107846	49	1060	7:00
107029	892	1140	34:46	107847	32	1050	7:00
107033	68	1145	15:13	107852	152	1030	17:00
107034	636	1146	15:11	107853	139	1037	9:00
*Cantidad de óxidos vistos por un observador en decapado.				106966 13 1075 13:41			
Prom.				106967 5 1075 12:19			
STDEV				106968 5 1056 13:18			
Prom.				Prom.			
496				38			
1146				1052			
22:51				10:21			
STDEV				STDEV			
309.4				50.49			
5.76				11.29			
7:18				3:15			

Tabla II Efecto del tiempo y la temperatura dentro del horno sobre la cantidad de óxidos laminados observados en todos los rollos decapados, el acero con 0.06%C, 0.75%Mn, 0.025%Al, y 0.020%Nb (% en peso).

Temp. (1) nominal	Temp. (2) nominal	Grados libertad $gl = n_1 + n_2 - 2$	Región de rechazo.	t de Tablas
1150 °C.	1052 °C.	$gl=27$	$t > t_{\alpha/2}$	$ t_{\alpha/2} = 2.069$
Tiempo (min)	Tiempo (min)			
22:51	10:21			
Piezas	Piezas	Desv. std. ambas.	Cálculo de t^{16} .	$\alpha=0.05$
$n_1=13$	$n_2=16$	$S = \sqrt{\frac{(n_1-1)s_1^2 + (n_2-1)s_2^2}{n_1+n_2-2}}$	$t = \frac{M_1 - M_2 - D_0}{S \sqrt{\frac{1}{n_1} + \frac{1}{n_2}}}$	$M_1 \neq M_2 > D_0$ $D_0=0$
Media	Media	Temp y tiempo $S=209.409$	Temperatura tiempo $t=5.857$	
$M_1=496^*$	$M_2=38^*$	Resultado.	$ t > t_{\alpha/2} $	
Desv. std.	Desv. std.	Conclusión: La diferencia en el tiempo y la temperatura en su conjunto hicieron que la cantidad de óxidos fuera diferente y mayor a 1150 °C y 22:51 minutos dentro del horno túnel.		
$S_1=309^*$	$S_2=50.49^*$			

*Media y desviación estándar de óxidos vistos por los observadores en decapado a dos temperaturas, **Media y desviación estándar del tiempo en segundos dentro del horno túnel a 1050 y 1150°C.

Tabla III. Prueba de hipótesis tipo t para la cantidad de óxidos laminados en los rollos observados en decapado a dos temperaturas y tiempos de la Tabla II

4.1.2. Óxido primario observado por la cara inferior.

Basándose en observaciones en decapado de dos lotes, uno con óxido laminado por la cara inferior de la cinta y otro sin él en los mismos espesores de cinta, producidos en dos días diferentes, se realizó una revisión de las variables del proceso que pudieran ser causa en la aparición de este por la cara inferior. Se revisaron las presiones de descascarado en los cabezales de baja y alta presión, siendo en ambas similares, las temperaturas de salida del horno fueron ligeramente mayores en los rollos con óxido laminado, el O_2 libre en ambos se mantuvo de 1 a 3%.

Los tiempos de estancia dentro del horno fueron mayores en las piezas con óxido laminado, 17 contra 22 min, estos 5 min de diferencia se consumieron en los carros de transferencia (Figura 1) donde se tienen rodillos secos y altas temperaturas, los tiempos y las temperaturas de las piezas con y sin óxido laminado en las diferentes zonas del horno se muestran en la Figura 8.

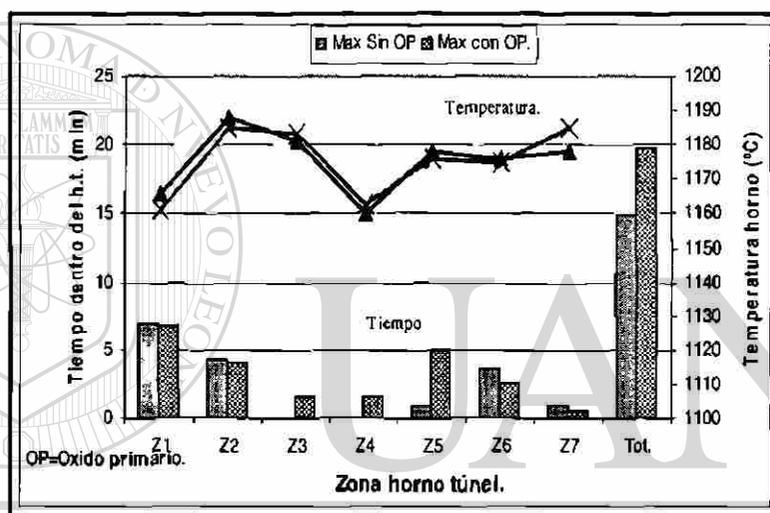


Figura 8. Tiempo y temperatura dentro del horno de rollos visios en decapado por la cara inferior con y sin óxido laminado.

DIRECCIÓN GENERAL DE BIBLIOTECAS

De la Figura 8 se observa que las diferencias principales se ubicaron en los tiempos de permanencia de los planchones en la zona del carro de transferencia (zona 5), coincidentemente, el defecto se presentó alineado y localizado a 20 mm en ambas orillas. De acuerdo con esta información se decidió tomar una muestra mucho mayor de rollos con óxido laminado por la cara inferior de la cinta concentrándose la información en comparar los tiempos y temperaturas en los que los planchones permanecen en la zona del carro de transferencia con la aparición de óxido laminado.

Los resultados del análisis estadístico se muestran en la Figura 9, observándose que la aparición de óxido laminado por la cara inferior está íntimamente relacionada con los tiempos de estancia del planchón en la zona del carro de transferencia.

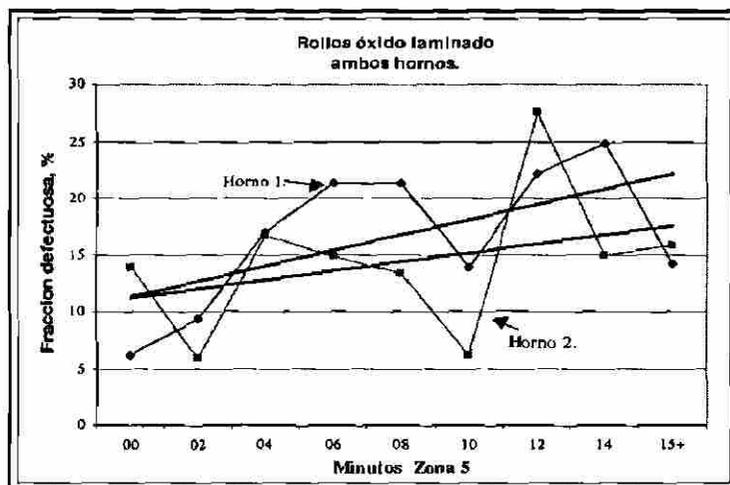


Figura 9. Fracción defectuosa de rollos con óxido laminado en la cara inferior y el tiempo dentro del carro de transferencia (Zona 5) ambos hornos, en un período de seis meses.

Indudablemente que los mecanismos de formación del óxido primario por la cara inferior se pueden presentar por las mismas causas que los que se producen por la cara superior, pero adicionalmente el planchón en esta cara tiene contacto con los rodillos del horno, al ser transportado de la zona de colado a la de laminación, esta superficie se daña generando marcas alineadas con las ruedas de los rodillos del horno.

El problema de óxido laminado se agravó con el arranque de una segunda colada y un segundo horno, siendo necesario un carro de transferencia para los planchones que provienen de esta nueva instalación, estos carros de transferencia tienen rodillos de alta aleación sin enfriamiento interno, al no tener enfriamiento interno la temperatura superficial del planchón aumenta, causando una mayor indentación en el planchón en comparación con los rodillos enfriados por agua, que componen la mayor parte de los dos hornos.

No obstante, se ha encontrado que este daño no es exclusivo de los rodillos secos, ocurre también en los enfriados por agua, debido al crecimiento de cascarilla en el rodillo por la compatibilidad entre la cascarilla y la superficie de la rueda, también a rodillos atorados, botados o excéntricos. Se realizaron estudios de la composición química de la cascarilla adherida a las ruedas del horno [15].

La composición química elemental de las muestras que se analizaron a la cascarilla de las ruedas de los rodillos de los hornos mediante microanálisis EDXS solo detectó elementos principales de Fe y O. Los estudios de difracción de rayos X que se realizaron mostraron que los únicos compuestos presentes fueron óxidos de hematita, wustita y magnetita, no se encontraron residuos de las ruedas de los rodillos del horno en la cascarilla adherida a las ruedas.

4.2. Resultados en la aparición del óxido laminado en el rollo al utilizar el cabezal de enfriamiento a la salida del horno.

El objetivo del cabezal de enfriamiento de baja presión instalado a la salida del horno, es el de ayudar a romper el óxido primario en el planchón antes de que este ingrese al descascarado (Figura 1). El cabezal se instaló varios años después del arranque de la planta compacta. Para realizar su validación sobre la disminución en la incidencia de óxido primario incrustado en la cinta, se utilizaron dos coladas con las mismas condiciones de proceso, a un espesor final de la cinta de 3.2 mm, manteniendo la temperatura de salida del horno constante.

Los resultados de esta prueba se muestran en la Tabla IV, en la que se aprecia una ligera disminución en la cantidad de óxidos laminados, sin embargo, la prueba t (Tabla V), realizada a los datos, no muestra una diferencia al utilizar y al no utilizar este cabezal. No obstante, a los resultados no concluyentes de la Tabla IV, se ha encontrado, con el uso continuado de este cabezal que el no utilizarlo se incrementa el óxido laminado en la cinta. La Figura 10 muestra el efecto del uso y no de este cabezal en un período de seis meses sobre la aparición de óxidos laminados en rollos vistos en decapado, donde se observa que cuando el flujo del cabezal disminuye la aparición de rollos con óxido laminado se incrementa.

Pieza.	Cantidad Óxidos.	Colada	Tiempo (min.)	Piezas.	Cantidad óxidos.	Colada	Tiempo (min.)
Sin Cabezal.				Con cabezal.			
115207	24	21130	9:00	115223	21	10964	6:00
115210	26	21130	8:00	115227	14	10964	16:00
115212	*	21130	9:00	115229	31	10964	7:00
115214	50	21130	8:00	115231	30	10964	12:00
115218	54	21130	6:00	115233	30	10964	6:00
115220	80	21130	10:00	115236	41	10964	11:00
Prom.	46.8		8:20	Prom.	27.8		9:40

Tabla IV. Cantidad de óxidos primarios vistos en rollos decapados al usar y no el cabezal de enfriamiento a la salida del horno, el acero con 0.06%C, 0.3%Mn, 0.025%Al (% en peso).

Sin cabezal. de enfriamiento	Con cabezal de enfriamiento	Grados libertad $gl = n_1 + n_2 - 2$	Región de rechazo.	t. de Tablas
Piezas	Piezas	$gl=9$	$t > t_{\alpha/2}$	$ t_{\alpha/2} > 2.262$
$n_1 = 5$	$n_2 = 6$	Desv. std. ambas.	Cálculo de t^{16} .	$\alpha=0.05$
Media $M1=46.8$	Media $M2=27.83$	$S = \sqrt{\frac{(n_1-1)s_1^2 + (n_2-1)s_2^2}{n_1+n_2-2}}$	$t = \frac{M_1 - M_2 - D_0}{S \sqrt{\frac{1}{n_1} + \frac{1}{n_2}}}$	$M1 \neq M2 > D_0$ $D_0=0$
Desv. std. $S_1=23$	Desv. std. $S_2=9.28$	$S=16.821$	$t=1.862$	
		Resultado.	$ t < t_{\alpha/2} $	
El valor no cae en la región de rechazo por lo que no se puede rechazar el que las dos medias sean iguales.				

Tabla V. Prueba de hipótesis tipo t [14], a la misma temperatura abriendo y cerrando el cabezal a la salida del horno.

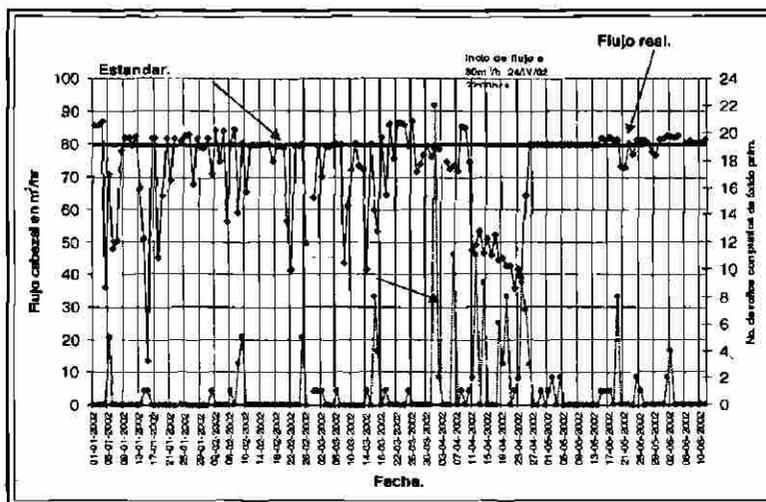


Figura 10. Flujo del cabezal de salida del horno contra incidencia de rollos con óxido laminado en un período de producción de seis meses material observado en decapado.

5. Crecimiento de óxido en el horno y un comparativo con hornos convencionales.

Se presenta en esta sección las mediciones de la oxidación dentro del horno con cupones, junto con las predicciones del espesor del óxido con los modelos que se presentaron en la Tabla I. Existen en la literatura estudios de la cinética de oxidación con diferentes atmósferas en hornos de recalentamiento y diferentes aceros. Uno de los más completos relaciona varias atmósferas y genera, a partir de estas una regresión lineal [16]. Aquí, la temperatura influye fuertemente sobre la ganancia en peso, mientras que los niveles de O_2 libre en mucha menor proporción.

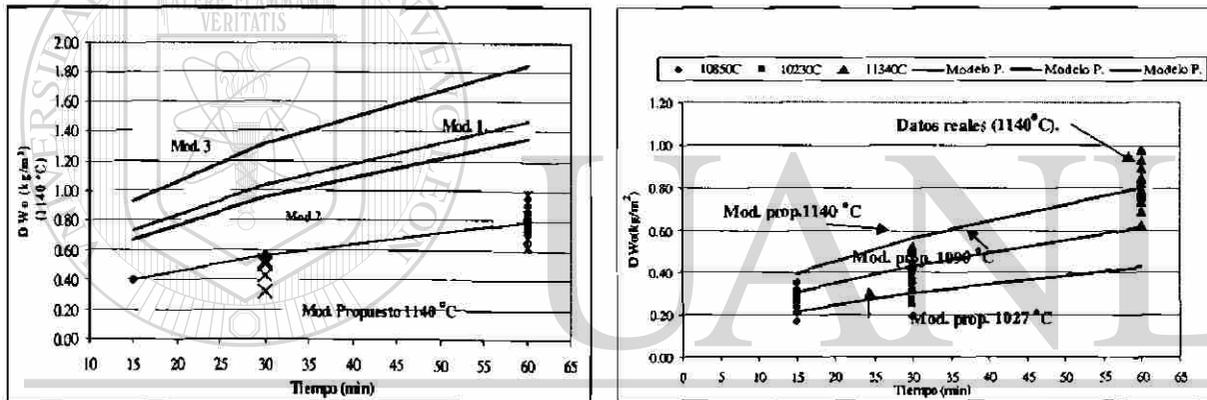
Para conocer los espesores de óxido en el horno túnel se realizaron una serie de mediciones con cupones de diferentes aceros, cortados en longitudes desde 40 a 60mm anchos de 20 a 30mm y espesores de 2 a 6 mm. Los cupones pesaron de 15 a 60g aproximadamente.

Los cupones debidamente marcados y etiquetados, fueron ingresadas al horno a diferentes tiempos y temperaturas, posteriormente fueron removidos del horno, decapados y nuevamente vueltos a pesar en una balanza analítica. Una descripción de las diferentes condiciones que se probaron, tiempo, temperatura y O_2 libre, así como la composición química de los aceros utilizados se muestra en la Tabla VI.

Los resultados de comparar la ganancia en peso de los modelos de la Tabla I y los datos reales se muestran en la Figura 11a, mientras que el comparativo de todos los datos reales de la ganancia en peso con el modelo propuestos, para temperaturas desde 1027 a 1140 °C y tiempos de 15 a 60 minutos se muestra en la Figura 11b, una información más completa se puede encontrar en otro trabajo [17].

Acero	Temp (°C)	O ₂ libre	Tiempo (s)		Cant.	Acero	Temp (°C)	O ₂ libre	Tiempo(s)		Cant.
			min						min		
%C=0.05 %Mn=0.75 %Si=0.10 %Cu=0.08	1085	3.5	900	15	3	%C=0.05 %Mn=0.75 %Si=0.10 %Cu=0.08	1085	3.70	900	15	1
	1090	4.00	1800	30	3		1090	3.70	900	15	2
	1090	3.70	900	15	3		1023	3.35	1800	30	3
	1020	3.25	1800	30	3		1134	3.70	1800	30	3
	1145	2.50	3600	60	3		%C=0.06 %Mn=0.15 %Si=0.03 %Cu=0.08	1090	3.50	900	15
%C=0.06 %Mn=0.10 %Si=0.10 %Cu=0.08	1085	3.80	900	15	3	1027	3.50	1800	30	3	
	1027	3.50	1800	30	3	1141	3.70	3600	60	3	
	1141	3.70	3600	60	2	%C=0.05 %Mn=0.30 %Si=0.10 %Cu=0.08	1090	3.50	900	15	2
	1085	3.80	900	15	2	1023	3.35	1800	30	3	
	1023	3.25	1800	30	3	1145	2.50	3600	60	3	
%C=0.05 %Mn=0.55 %Si=0.10 %Cu=0.15	1140	2.80	3600	60	2	%C=0.22 %Mn=1.20 %Si=0.10 %Cu=0.08	1134	3.70	1800	30	3
	1085	3.50	900	15	3						
	1090	4.00	1800	30	3						
	1140	2.80	3600	60	3						

Tabla VI. Condiciones de proceso y tipos de aceros probados dentro del horno túnel, para medición de la ganancia en peso.

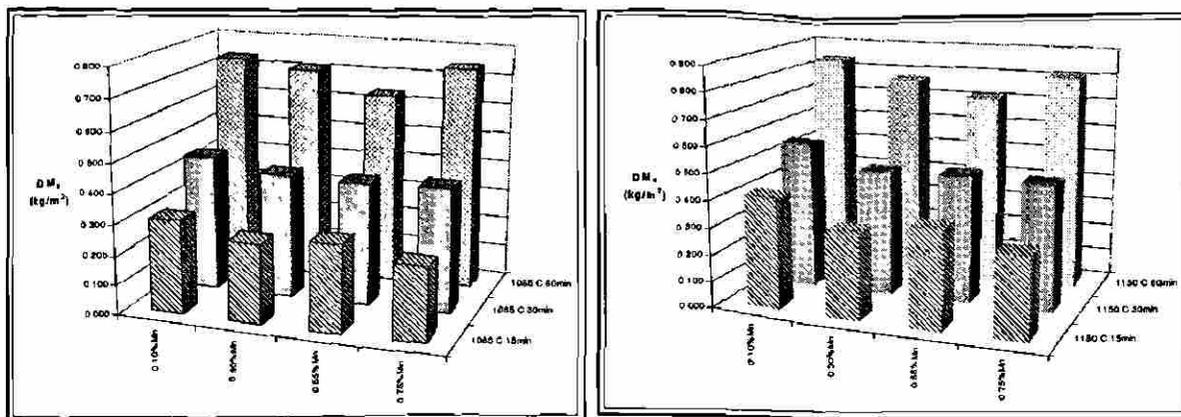


a)

b)

Figura 11. a) Ganancia en peso del modelo propuesto y los de la tabla I a 1140 °C b) Modelo propuesto junto con todos los datos reales a temperaturas desde 1027 a 1140 °C y tiempos de 15 a 60 minutos.

En la Figura 12a, se presentan los resultados de las mediciones con cupones introducidos en el horno túnel aquí el Mn, ayudó a disminuir la oxidación a tiempos de 15 min, sin embargo, a 30 min, la oxidación para los cuatro aceros es similar, a 60 min, el acero con mayor Mn se oxidó más con, 0.7 a 0.75 kg/m² como máximo. El mismo efecto se presentó al incrementar la temperatura del horno a 1150 °C (Figura 12b), a 15 min el acero con 0.75% de Mn se oxidó menos, pero a 60 min, su oxidación fue mucho mayor, de entre 0.8 a 0.85 kg/m² como máximo.



a)

b)

Figura 12 a) Ganancia en peso a diferentes niveles de manganeso y tiempo dentro del horno a 1085 °C. b) a 1150 °C [17].

En la Figura 13 se observa que el C y el Mn influyen en la disminución de la oxidación, al comparar un acero con 0.22% C y 1.22% Mn calentado 30 minutos, junto con aceros de diferentes contenidos de Mn y bajo C, se observa una disminución en la ganancia en peso de alrededor de 30%, con altos carbonos, lo que coincide con algunos otros estudios [18].

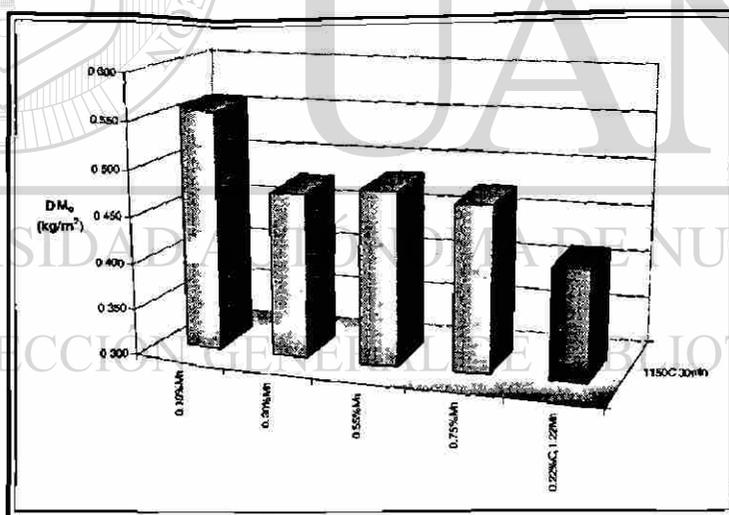


Figura 13. Comparación de la ganancia en peso de un acero de medio y bajo carbono con diferente Mn, con 30 min dentro del horno a 1150 °C.

6. Análisis de los planchones antes de entrar al horno túnel, pruebas en el laboratorio y en campo al agregar polvo de molde a planchones.

6.1 Análisis de los planchones antes de entrar al horno túnel.

En base a la caracterización de muestras con óxido incrustado se procedió a cortar una muestra de planchón antes de que este ingresase al descascarado para tratar de ver los elementos que se observaron en la cinta con óxido incrustado, a este planchón se le realizaron algunos cortes transversales siendo analizados por microscopía óptica y electrónica.

Los estudios por microscopía electrónica en trozos de planchón cortados detectaron la presencia de residuos de silicio, calcio, magnesio y aluminio en su superficie. En la Figura 14 se muestra un análisis de los residuos en la superficie del planchón analizados por MEB.

En la parte superior del poro se observa, en la primera columna la presencia de silicio de forma dispersa en toda su superficie, al igual que el carbono y el magnesio, en la segunda columna el aluminio se ve agrupado mientras que el calcio al igual que el silicio y el magnesio se encuentran de forma muy dispersa en toda la muestra.

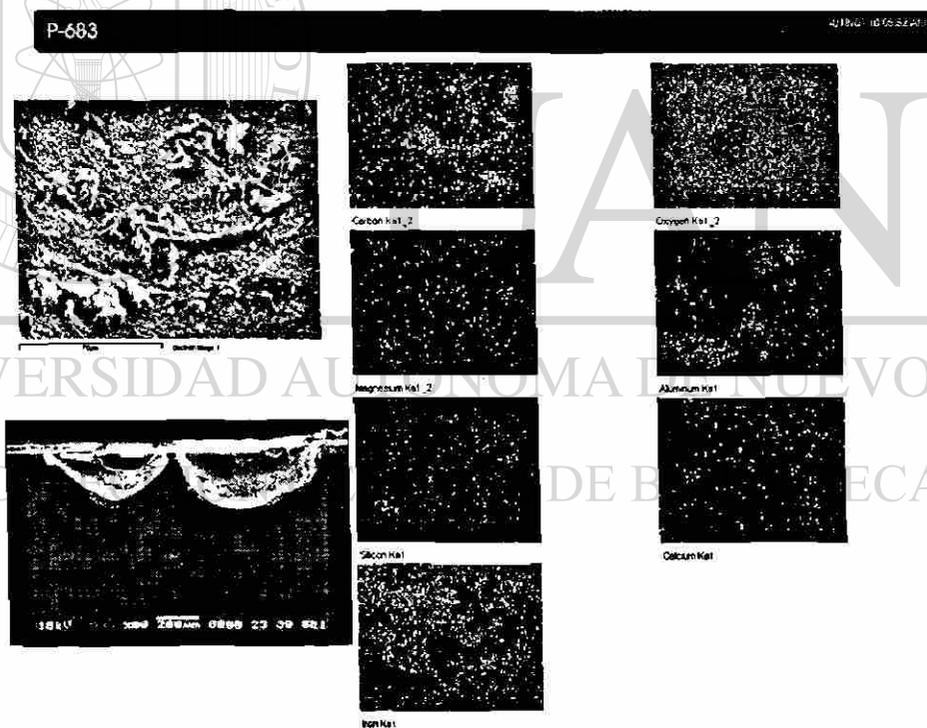


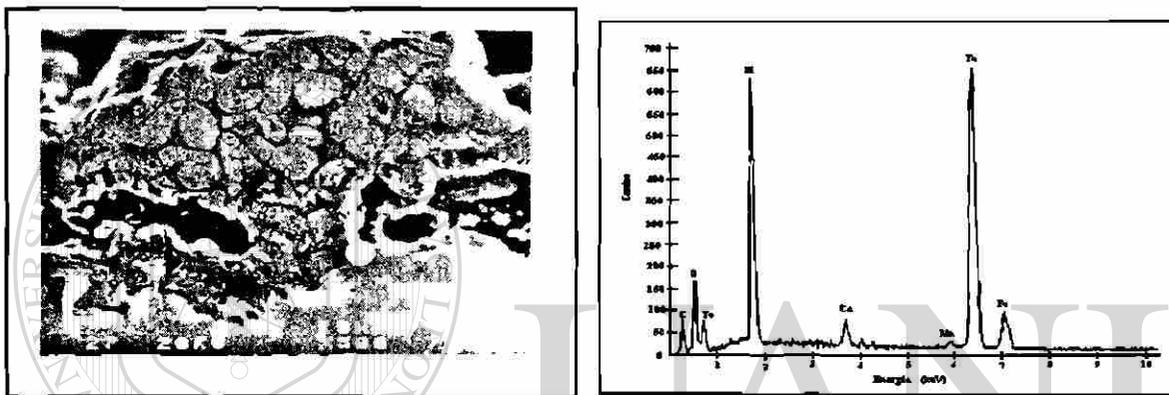
Figura 14. Distribución de los elementos presentes en un poro de un planchón antes de entrar al horno [17].

6.2. Pruebas en laboratorio agregando polvo de molde en la superficie del planchón.

Los resultados presentados en la sección anterior revelan ciertas cantidades de elementos como Si, Ca y Mg entre otros, sobre la superficie de la lamina, uno de las principales fuentes de

estos elementos en el planchón antes de entrar al horno es el polvo que se utiliza para lubricar las paredes del molde de la colada y que evita que el acero se adhiera. La composición de este polvo es de 30 a 35% de SiO_2 , 31 a 33% de $\text{CaO}+\text{MgO}$, 3 a 4% de Al_2O_3 , 11 a 15% de $\text{Na}_2\text{O}+\text{K}_2\text{O}$, 6 a 8% de F y 3 a 5% de C entre otros en menores cantidades.

Se trató de reproducir la reacción química entre el planchón y el polvo del molde, al someter varias muestras de lámina a 900, 1000 y 1250 °C en un horno mufla por 30 min [13,19]. La Figura 15 muestra un aspecto general de la microestructura en la interfase de reacción entre el polvo del molde y el acero, como resultado de la reacción química de forma irregular, se observan penetraciones pronunciadas hacia el interior del acero, el espectrograma de la Figura 15b es el análisis en el punto marcado de la Figura 15a, dónde se observa un enriquecimiento considerable de silicio y calcio además de óxido de hierro, lo que lo adhiere fuertemente al planchón.



a) **Figura 15 a)** Microestructura en la interfase metal polvo de molde a 500x al calentar un cupón de acero en mufla a alta temperatura [13,19] b) **Figura 15 b)** Composición química por MEB de las pruebas con polvo de molde en laboratorio en el punto indicado en la Figura 15a.

6.3. Resultados de la adición de polvo de molde a la entrada del horno túnel.

Con los resultados de laboratorio de la reacción polvo de molde acero, se procedió a realizar pruebas en el horno túnel. El procedimiento para estas pruebas consistió en agregar de forma sistemática polvo de molde en la parte final de los planchones al entrar a la zona del horno y posteriormente ser observado en la zona de inspección. Una vista del defecto provocado por agregar polvo de molde al planchón en el horno se muestra en la Figura 16 en la parte inferior, se observa una mancha roja, en la parte central de la cinta de forma continua de esta figura.

Se procedió a caracterizar las muestras por microscopía óptica y electrónica, los resultados se muestran en la parte superior y derecha de esta misma Figura 16. La Figura 17 es una vista transversal por microscopía óptica del polvo de molde incrustado, y en la parte superior y a la derecha es una vista a mayor amplificación en la interfase polvo de molde acero mostrándose un mapa de los elementos presentes, con una alta concentración de silicio, calcio y aluminio en la interfase polvo de molde acero.

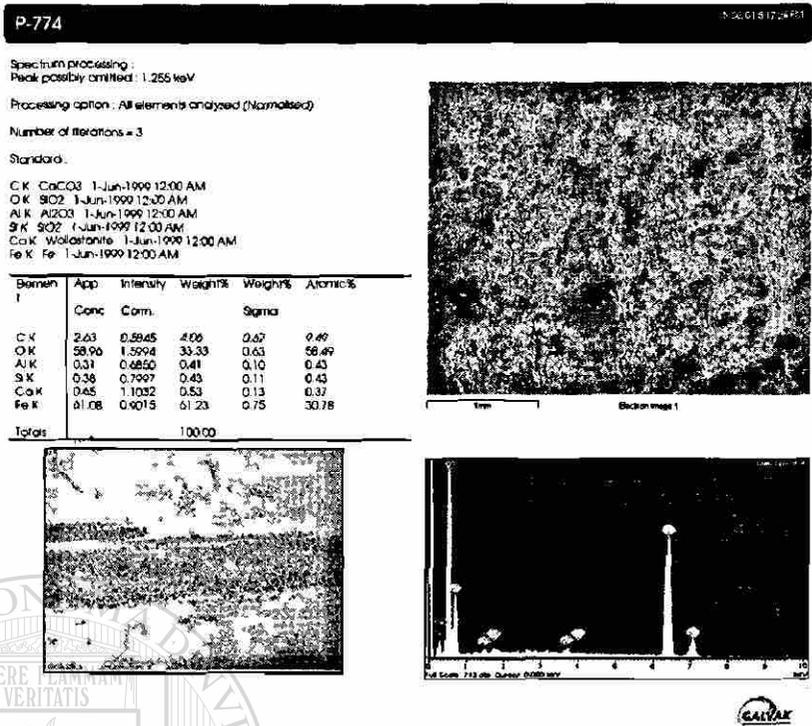


Figura 16. Muestra al agregar polvo de molde sobre la superficie del planchón antes de entrar al horno, tomada a la salida del laminador y vista macro de la cinta [17].

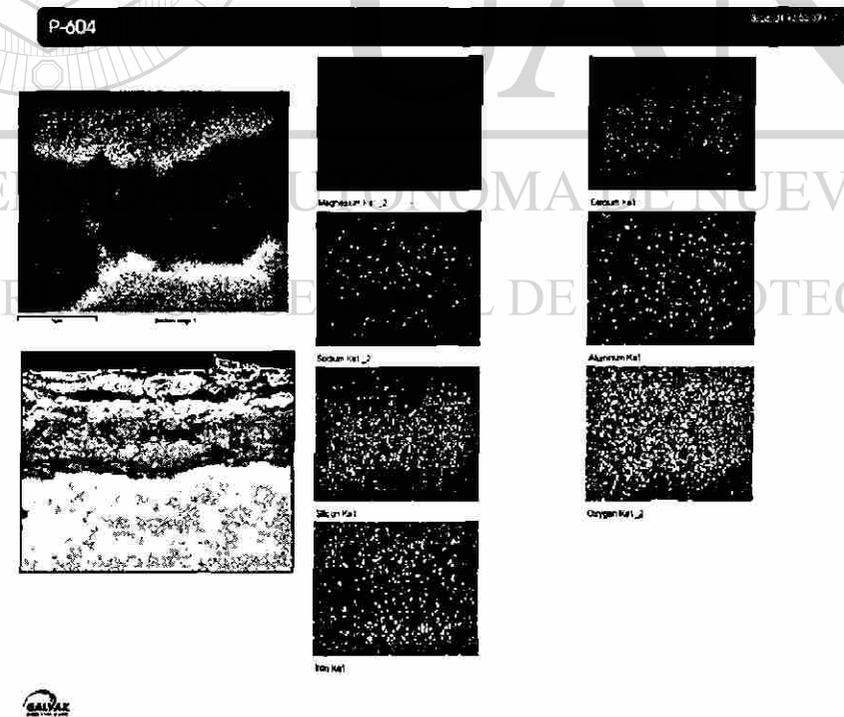


Figura 17. Mapa de la composición química en la interfase metal polvo de molde, [Figura 16], y una vista transversal del defecto en la parte inferior izquierda [17].

Comentarios adicionales.

Es importante mencionar que aunque los factores anteriormente expuestos fueron determinantes en la disminución drástica del óxido primario laminado, las acciones tomadas para eliminar este problema no fueron las únicas. Se enfocó, además, a mejorar las condiciones del descascarado, sus caracoles, boquillas y filtros, se limpió la tubería del agua utilizada para descascarar, se modificaron algunas condiciones al horno, obteniendo una menor variación en los niveles de O_2 libre, se cambiaron los rodillos del horno con algún problema en sus ruedas, o que pudiera ser causa de algún defecto en la superficie del planchón por la cara inferior y, finalmente, se robusteció el cabezal de enfriamiento con agua inmediatamente a la salida del horno túnel.

Por el lado de proceso, se disminuyó significativamente la temperatura, los tiempos y la oscilación de los planchones dentro del horno, se estableció una rutina de inspección de la condición de los rodillos del horno, se aumentó el número de bombas de descascarado en algunos productos críticos, al cabezal inmediatamente a la salida del horno se le estableció un flujo mínimo para su operación con un registro y monitoreo del flujo rollo a rollo, todo esto en su conjunto disminuyó drásticamente los problemas de óxido laminado en los rollos producidos en la planta compacta de HYLSA S.A. de C.V.

Conclusiones.

- 1) Los tres modelos para la predicción del crecimiento del óxido y el propuesto predicen de forma adecuada los espesores de óxido en la zona del horno túnel.
- 2) El efecto combinado del tiempo y la temperatura en el horno túnel fueron determinantes en la aparición o no del óxido laminado en la cinta decapada por la cara superior. Por la cara inferior, el tener los planchones oscilando, o cuando algún rodillo está botado o atorado o con un exceso de cascarilla adherida, la posibilidad de tener óxido incrustado en la cinta se incrementa.
- 3) El cabezal de enfriamiento inmediatamente a la salida del horno túnel fue importante en la disminución drástica de los rollos con óxido laminado, al enfriar el óxido que sale del horno túnel antes de que el planchón ingrese al descascarado, ayudando a remover el óxido en forma más eficiente.
- 4) Los espesores de óxido medidos y predichos en el horno túnel para tiempos y temperaturas de proceso típicas, oscilaron de entre 0.14 a 0.4 mm como máximo, los resultados de las mediciones con cupones dentro del horno y las mediciones de la merma así lo confirman.
- 5) Las pruebas realizadas en el laboratorio confirman la reacción química que se sucede en el horno, dado que el polvo de molde produce un fuerte anclaje del óxido primario sobre el planchón.

- 6) Las mediciones por microscopía electrónica del óxido incrustado revelan elementos exógenos al acero, tales como Si y Ca principalmente causantes directos de la fuerte adherencia del óxido primario sobre la superficie de los planchones y después en la cinta ya laminada.
- 7) Las pruebas de adicionar polvo de molde sobre el planchón a la entrada del horno, indicaron que el polvo no fue eliminado eficientemente por el descascarado. Sin embargo, no fue posible reproducir la morfología, se observaron sólo manchas oscuras y grises, que posteriormente por microscopía electrónica revelaron la presencia de Si y Ca principalmente.

Agradecimientos.

Este trabajo a sido gracias a la colaboración y apoyo de todas las áreas de HYLSA, principalmente a la subdirección acerías molinos, producción, mantenimiento y procesos, así como de algunos laboratorios externos, gracias a esto fue posible entender y disminuir de forma por demás importante los problemas de óxido primario en la cinta laminada en la planta compacta de HYLSA S.A. de C.V.

Referencias.

- [1] Rune Bredesen y Per Kofstad, "On the oxidation of Iron in CO₂-Co Gas Mixtures: I scale Morphology and Reaction Kinetics", Oxidation of Metals, Vol 34, no 5/6 1990, pp. 361-378.
- [2] Paidassi, "Oxidation of Iron in Air Between 700°C and 1250°C". Mem. Sci. Rev. Met. Vol.54,1957 pp.569.
- [3] G.J. Yurek, J.P. Hirth y R.A. Rapp, "The Formation of Two Phase Layered Scales on Pure Metals", Oxidation of Metals, Vol.8, no 5 1974, pp.256-281.
- [4] Tomoki Fukagawa, Hikawa Okada y Yasuhiro Maehara. "Mechanism of Red Scale Defect Formation in Si-Added Hot-Rolled Steel Sheets". ISIJ International, Vol. 34 (1994). No.11.
- [5] T.Kato, M.Kawamoto y T.Watanabe, Tetsu-tohagene, Vol. 82, 1996, pp 564-568.
- [6] H. Okada, T. Fukagawa, H. Ishihara, A. Okamoto, M. Azuma y Y. Matsuda. "Prevention of Red Scale Formation During Hot Rolling of Steels". ISIJ, International Vol. 35 (1995), p 39.
- [7] N.B. Pilling y R.E. Bedworth "The Oxidation of Metals at High Temperatures" Journal, Institute of Metals, Vol. 29, 1923, pp 529-591.
- [8] J.S. Sheasby, W.E. Boggs, y E.T. Turkdogan. "Scale growth on Steels at 1200°C: rationale of rate and morphology". Metal Science Vol. 18 March 1984. Pp.127-136.
- [9] E.T. Turkdogan, y R.J. Fruehan, "Fundamental of Iron and Steelmaking" Chapter 2 pp. 13-28. Steelmaking and Refining Volume.

- [10] L.Himmel, R.F. Mehl, y C.E. Birchenall. "Self Diffusion of Iron in Iron Oxides and the Wagner Theory of Oxidation". Transactions AIME, June 1953, Journal of Metals, pp 827-843.
- [11] P. Kofstad, "Oxidation Mechanisms for Pure Metals in Single Oxidant Gases" , High Temperature Corrosion, R.A. Rapp, Ed., National Association of Corrosion Engineers, 1983, p 123-138.
- [12] H. Snop. "Examination of Scaling and descaling at The CSP-Process". Thesis, March 1996. SMS.Schloemann Siemag AG , Institut fur Werkstoffkunde.
- [13] A. Salinas R., E. Nava V., S. Rodríguez A, M. E. Rivas A, y F. Marquez T. "Efectos en la presencia de residuos de polvo de molde en la superficie de planchones tipo CSP sobre la condición superficial de lámina de acero de bajo carbono laminados en caliente". CINVESTAV Saltillo, julio 1999.
- [14] E.S. Pearson Maxine Merrington, Biometrika, Vol 32 (1941) p 300.
- [15] A. Salinas R. "Caracterización de cascarilla adherida a las ruedas del horno túnel de HYLSA-DAP". Reporte técnico CINVESTAV Saltillo-Hylsa, diciembre 2000.
- [16] N. Moore, P.Oldroyd, P. Lewis, M. Westacott "An Investigation of the formation, constitution and properties of scale formed in the reheating furnace and during the hot rolling process," Technical steel research, Mechanical Working (rolling mills) European Commission.
- [17] J. Ramírez, "Cinética de crecimiento, mecanismos de remoción y morfología del óxido de hierro en aceros laminados en una planta compacta de productos planos" Tesis Doctoral ha ser presentada.
- [18] K. Langer y H. Trenkler, BHM, Vol 110, 1965 pp 291-304.
- [19] J. Ramírez, "Reporte Interno HYLSA pruebas de laboratorio agregando polvo de molde al acero en la superficie de la lámina en mufla, enero 1999.

LISTADO DE FIGURAS

Figura.	Descripción	Pág.
Capítulo 1. Introducción.		
1.1.	Diagrama de las diferentes zonas de la planta compacta.	6
1.2.	Temperaturas en las diferentes zonas de la planta compacta desde el vaciado al enrollado.	6
1.3.	Zona del horno de arco eléctrico DANIELI.	7
1.4.	Zona de inicio de colado del acero líquido.	7
1.5.	Zona de colado antes de entrar al horno túnel.	8
1.6.	Zona de ambos hornos túnel.	8
1.7.	Zona del laminador en caliente de la planta compacta.	9
Capítulo 2. Descripción del crecimiento y rompimiento del óxido a altas temperaturas.		
2.1.	Valores experimentales de los espesores relativos de óxido de Fe_3O_4 y Fe_2O_3 al aire a altas temperaturas.	38
2.2.	Diagrama de equilibrio entre las fases de hierro-oxígeno.	38
2.3.	Mecanismo de formación de la hematita por fractura del FeO durante el laminado.	39
2.4.	Diagrama de fases del $FeO-SiO_2$ con la fayalita en alrededor de 22% de SiO_2 .	39
2.5.	a) Difusión en las diferentes fronteras de las fases para óxidos de hierro b) Oxidación interna debido a cavidades o micro porosidades.	40
2.6.	Representación esquemática de los estados de oxidación del hierro.	40
2.7.	Relación de k_p con la temperatura en presencia de aire y oxígeno con y sin sin agua de datos experimentales.	41
2.8.	Razón de λ con los productos de la combustión con 94% de CH_4 en la mezcla aire gas.	41
2.9.	Ganancia en peso de la oxidación de hierro puro en O_2 a $1100^\circ C$, de	

diversos autores.	42
2.10. Ganancia en peso para el acero 2, (Tabla 2.8) a diferentes atmósferas a 1200 °C.	42
2.11. a) Ganancia en peso a 920 °C para aceros con diferentes contenidos de carbono. b) Coeficientes de crecimiento del óxido contra la temperatura.	43
2.12. Diagrama esquemático de la reacción del silicio con el hierro, diferentes capas de óxido en un acero con 0.05 % de carbono y 0.25 % de silicio a 1177 °C.	43
2.13. a) Ganancia en peso a 1150 °C. e) Ganancia en peso a 1250 °C en una atmósfera seca.	44
2.14. b) Ganancia en peso a 1150 °C. f) Ganancia en peso a 1250 °C en una atmósfera húmeda.	44
2.15. Modelo de esfuerzos en el óxido al crecer en sus diferentes etapas.	45
2.16. Modo de falla del óxido, la integridad del óxido es mantenida en las áreas sombreadas.	45
Capítulo 3. Mecanismo de remoción del óxido por el descascarado.	
3.1. Diagrama esquemático del impacto, altura y ángulo de las boquillas sobre el planchón de un descascarado.	65
3.2. Erosión con el ángulo de impacto, para materiales dúctiles y frágiles.	65
3.3. Relación del impacto contra la presión a diferentes distancias planchón-boquilla.	66
3.4. Presión de impacto contra la distancia planchón-boquilla calculada a partir de la Ecuación 3.7.	66
3.5. Efecto del ángulo de incidencia del chorro sobre el enfriamiento del planchón.	67
3.6. Efecto del enfriamiento del planchón al incrementar la presión.	67
3.7. Impacto del agua sobre la superficie del planchón de la teoría de la gota.	68
3.8. Desempeño del descascarado de acuerdo a la teoría de la gota para a) acero bajo carbono calinado al aluminio, b) acero al silicio.	68
3.9. Desempeño del descascarado de acuerdo a la teoría de la gota, y pruebas de laboratorio de trabajos anteriores.	69
3.10. Efecto de variar el espesor del óxido sobre el planchón en su remoción	

por el descascarado a dos temperaturas.	69
3.11. Efecto de la velocidad del chorro de agua graficado como $\sqrt{\Delta P}$ sobre la remoción del óxido variando el tiempo de exposición del planchón.	70
3.12. Vista longitudinal del descascarado de la planta compacta.	70
3.13. Distribución del impacto para los dos pares de cabezales del descascarado de la planta compacta.	71
3.14. Vista longitudinal del descascarado de un laminador convencional.	71
3.15. Vista transversal del cabezal de baja presión a la salida del horno túnel.	72

Capítulo 4. Crecimiento del óxido durante la laminación en caliente.

4.1. Predicción de los espesores de óxido a la entrada del primer laminador de una planta compacta en ambas caras del planchón.	88
4.2. Reducciones entre castillos en función del espesor final de la cinta.	88
4.3. Mecanismo de deformación y crecimiento del óxido al ser laminado.	89
4.4. Principales mecanismos de transferencia de calor en la laminación en caliente.	89
4.5. Simulación de la pérdida de la temperatura por el descascarado de la planta compacta.	90

4.6. Curva esfuerzo deformación para un acero medio carbono (%C=0.18, %Mn=0.86, %Si=0.16).	90
4.7. Curva esfuerzo deformación para un acero al silicio (%C=0.06, %Mn=1.5, %Si=0.25).	91

Capítulo 5. Experimentación.

5.1. Dibujo esquemático de la posición de los cupones de una sección transversal del horno túnel.	100
---	-----

Capítulo 6. Resultados.

6.1. Pruebas industriales para producir óxido laminado.	109
6.1.1. Manchas en la superficie de la cinta al utilizar cinco bombas de alta presión.	108

- 6.1.2. Lámina proveniente de la prueba en que se agregó cascarilla a la entrada del primer castillo. 108
- 6.1.3. Marcas tipo A (menor intensidad) en el planchón a diferentes posiciones del horno por lado, operador (O) Centro operador (CO), Centro motriz (CM) y Motriz (M). 109
- 6.1.4. Tiempo y temperatura dentro del horno de rollos vistos en decapado por la cara inferior con y sin óxido laminado. 109

6.2. Medición y predicción del óxido en la planta compacta.

- 6.2.1. Variación de la temperatura en la superficie del planchón entre el colado y el horno túnel al variar la velocidad de colado. 121
- 6.2.2. Variación de la temperatura de entrada a los hornos túnel contra la velocidad de colado. 121
- 6.2.3. Temperaturas en tres zonas diferentes, en función de la velocidad de vaciado en toda una secuencia de producción en metros. 122
- 6.2.4. Perfil de temperatura en función de la distancia de colado con datos reales y la Ecuación 7.2.1, para una velocidad de 5 m/min. 122
- 6.2.5. Ganancia en peso predicha por los tres modelos en la zona de colado y la propuesta, para velocidades de colado de 1 a 6 m/min. 123
- 6.2.6. Ganancia en peso en aceros con diferentes niveles de manganeso y tiempo dentro del horno túnel a 1085 °C. 123
- 6.2.7. Ganancia en peso en aceros con diferentes niveles de manganeso y tiempo dentro del horno túnel a 1150 °C. 124
- 6.2.8. Comparación de la ganancia en peso de un acero de medio carbono y aceros bajo carbono (barras azules con 0.06%C) con diferente manganeso, medidos en el horno túnel. 124
- 6.2.9. Ganancia en peso para 2% de O₂ a 1060 °C, en otra planta compacta y la de este estudio, datos reales a 1085 °C y 3.2% de O₂. 125
- 6.2.10. Ganancia en peso para 4% de O₂ a 1150 °C, en otra planta compacta y

- la de este estudio, datos reales a 1134 °C, 30 min y 1150 °C a 60 min con 4% de O₂ ambos. 125
- 6.2.11. Ganancia en peso de un horno convencional sección 2.10.1, con los datos reales de la planta compacta a 1085 °C, y 3.6% de O₂ libre. 126
- 6.2.12. Ganancia en peso de un horno convencional sección 2.10.1, con los de la planta a 1130 °C y 3.6% de O₂ libre. 126
- 6.2.13. Ganancia en peso con 2% de O₂ a 1085 °C, sección 2.10.2 y datos reales. 127
- 6.2.14. Ganancia en peso sección 2.10.2., con 4% de O₂ a 1150 °C, y datos reales. 127
- 6.2.15. Ganancia en peso sección 2.10.3, mínima y máxima a 1085 °C, junto con las mediciones reales a diferentes tiempos. 128
- 6.2.16. Ganancia en peso sección 2.10.3, mínima, máxima y el modelo propuesto a 1150 °C, junto con mediciones reales. 128
- 6.2.17. Espesor de óxido secundario en función del espesor final de la cinta, medido a temperatura ambiente. 129
- 6.2.18. Espesores de óxido a la salida del sexto castillo contra el espesor de la cinta datos reales y predichos. 129
-
- 6.2.19. Predicción de los espesores del óxido secundario a diferentes temperaturas de enrollado y espesores finales de cinta de 1, 5 y 9 mm de acuerdo con el modelo propuesto. 130
- 6.2.20. Espesores predichos de óxido secundario en ambas caras del planchón a la entrada del primer castillo y una temperatura de 1150 °C de salida del horno según el modelo propuesto. 130
- 6.2.21. Velocidades de entrada al primer castillo, planta convencional (PC) y planta compacta (CSP), en función del espesor final de la cinta (h_{ent} espesor planchón en mm). 131
- 6.2.22. Tiempos en las diferentes zonas de una planta convencional (PC) y una compacta (CSP) hasta su enrollado, espesor final de cinta 1.5 mm, cara superior. 131
- 6.2.23. Predicciones del óxido secundario cara superior en ambos laminadores, espesor final de la cinta igual a 1.5 mm y 1050 °C de llegada al descascarado

y 615 °C en el enrollado.	132
6.2.24. Predicción del óxido secundario cara superior y reducciones ambos laminadores espesor final de la cinta igual a 9 mm y 1050 °C de llegada al descascarado y 615 °C en el enrollado.	132
6.2.25. Predicción de la ruptura de la capa de óxido en los castillos 4 al 6 a 1150 °C, planta compacta.	133
6.2.26. Predicción de la fractura del óxido en el sexto castillo, para un espesor final de la cinta de 1.5, 3 y 5 mm a 1050 °C, ambas plantas.	133
6.3. Medición y predicción de la ruptura del óxido por el descascarado.	
6.3.1. Velocidades de entrada al descascarado de planchones en rollos con óxido primario laminado (OP) y sin el (Sin OP), h_f de 2 a 2.4 mm, mismos tiempos y temperaturas en el horno túnel.	138
6.3.2. Cálculo de la fuerza en ambos cabezales (alta y baja presión) en función del calibre final de la cinta (h_f).	138
6.3.3. Variación del impacto sobre el planchón a diferentes distancias planchón boquilla, la línea vertical indica la posición actual de los cabezales.	139
6.3.4. Cálculo del impacto del agua sobre el planchón, cabezales de alta y baja presión en función del calibre final de la cinta (h_f).	139
6.3.5. Cantidad de agua y tiempo de contacto en función de h_f típicos hasta un espesor final de 7 mm.	140
6.3.6. Impacto contra cantidad de agua en rollos con óxido primario laminado (OP) y sin él (sin OP), espesor final de la cinta de 2 mm, en acero bajo carbono, ambos cabezales de descascarado.	140
6.3.7. Fuerza contra cantidad de agua en rollos con óxido primario laminado (OP) y sin el (Sin OP), espesor final de la cinta de 2 mm acero bajo carbono, ambos cabezales de descascarado.	141
6.3.8. Predicción de los esfuerzos térmicos en el óxido al descascarar con ambos cabezales en función del calibre final de la cinta.	141
6.3.9. Distribución porcentual de la temperatura de salida de planchones con y sin óxido primario vistos en la cinta en decapado, para un mismo producto.	142

6.3.10. Distribución porcentual de la cantidad de agua cabezal de alta presión en rollos con y sin óxido laminado para un mismo producto. 142

6.3.11. Distribución porcentual de la predicción del esfuerzo térmico aplicado por el cabezal de alta presión, en rollos con y sin óxido laminado, para un mismo producto. 143

6.3.12. Zona de remoción y no-remoción del óxido para aceros bajo carbono en la planta compacta y su comparativo con plantas convencionales para aceros bajo carbono y al silicio. 143

6.3.13. Valor de U y espesor predicho de óxido a la entrada al descascarado en el laminador convencional a 1050 °C. 144

6.3.14. Cálculo de los esfuerzos térmicos en el óxido por el descascarado en un laminador convencional a 1050 °C, en función del calibre final de la cinta. 144

6.3.15. Zona de remoción y no-remoción del óxido por el descascarado para aceros bajo carbono en ambas plantas, y un comparativo con aceros bajo carbono y al silicio de plantas convencionales. 145

6.3.16. Efectividad del descascarado en función de la cantidad de agua sobre el planchón. 145

6.4. Caracterización del óxido laminado. 151

6.4.1. Espesor de óxido secundario formado en la laminación en caliente (100x). 151

6.4.2. Microscopía electrónica de un óxido secundario (1000x). 151

6.4.3. Microscopía electrónica de un óxido primario vista transversal, con un espesor aproximado de 50 μm . 152

6.4.4. Vista superior del óxido primario sin decapar. 152

6.4.5. Vista superior del óxido primario decapado. 153

6.4.6. Fotografía del óxido primario decapado a menor intensidad que la Figura 6.4.5. 153

6.4.7. Fotografía del óxido primario después de ser laminado en frío. 154

6.4.8. Fotomicrografía por MEB, en zona del óxido A, y la zona libre B. 154

6.4.9. Misma zona que la Figura 6.4.8 a mayor amplificación (700x). 155

6.4.10. Zona del óxido a mayores amplificaciones (1400x). 155

6.4.11. Espectrogramas de las zonas A y B, de la Figura 6.4.10.	156
6.4.12. Zona analizada por MEB a 7000X de la Figura 6.4.10.	157
6.4.13a. Elementos presentes en la interfase de la zona 1 de la Figura 6.4.12.	157
6.4.13b. Elementos presentes en la interfase de la zona 2 de la Figura 6.4.12.	158
6.4.14. Fotomicrografía de un planchón tomado antes de entrar al horno túnel.	158
6.4.15. Distribución de los elementos presentes en un poro de un planchón antes de entrar al horno túnel.	159
6.4.16. Vista superior de los elementos presentes en el poro de un planchón.	159
6.4.17. Microestructura en la interfase metal polvo de molde a 500x al calentar un cupón de acero en mufla a alta temperatura (1100 °C, 30 min.).	160
6.4.18. Microestructura en la interfase metal polvo de molde en pruebas de laboratorio al calentar un cupón de acero a alta temperatura (1100 °C, 30 min.).	160
6.4.19. Composición química por MEB de las pruebas con polvo de molde en laboratorio en el punto indicado en la Figura 6.4.18.	161
6.4.20. Microestructura en la interfase metal polvo de molde en pruebas realizadas en la planta a 100 y 1000x (1050 °C, 30 min.).	161
6.4.21. Vista superior del polvo de molde adherido a la superficie en un cupón de acero en pruebas en la planta (1050 °C, 30 min.).	162
6.4.22. Vista del defecto provocado al agregar polvo de molde al planchón a la entrada del horno (1150 °C, 20 hr).	162
6.4.23. Muestra tomada a la salida del laminador a la que se le agregó polvo de molde sobre la superficie del planchón antes de entrar al horno vista superior.	163
6.4.24. Vista transversal del óxido con residuos de polvo de molde en la lámina agregado a la entrada del horno túnel (1100 °C, 20 hrs.).	163
6.4.25. Mapa de la composición química en la interfase metal polvo de molde, agregado a la entrada del horno 20 horas dentro de este.	164
6.4.26. Elementos presentes en el óxido sobre la superficie del rodillo.	164
6.4.27. Vista macro superior del óxido secundario en lámina decapada.	165
6.4.28. Vista con estereoscopio del óxido secundario después del primer pase en frío.	165

- 6.4.29. Vista con estereoscopio de la marca dejada por el óxido secundario después del segundo pase en frío, no se observan puntos de óxido. 166
- 6.4.30. Espectro de la composición química del óxido secundario (Fig. 6.4.27). 166
- 6.4.31. Vista superior de lámina al agregar cascarilla y posteriormente ser laminada por el primer castillo. 167

Capítulo 7. Discusión.

- 7.1. Cantidad de óxidos incrustados en función de la temperatura a dos intervalos de tiempo en el horno 11 a 15 y 17 a 23, min los puntos corresponden a observaciones en línea. 191
- 7.2. Cantidad de óxidos incrustados en función del tiempo dentro del horno, a tres temperaturas 1050, 1085 y 1150 °C, los datos corresponden a observaciones en línea. 191
- 7.3. Cantidad de marcas de varios planchones por la cara inferior, rodillo 0 a la entrada del horno y 200 a la salida. 192
- 7.4. Fracción defectuosa de rollos con óxido laminado en la cara inferior y el tiempo dentro del carro de transferencia (Zona 5), ambos hornos en un período de seis meses. 192
- 7.5. Predicción del rompimiento del óxido en la zona de colado hasta su llegada al horno túnel. 193
-
- 7.6. Curvas de energía libre contra temperatura para la reacción de formación de fayalita (FeO/Fe_2SiO_4) a partir de Fe o FeO y SiO_2 . 193
- 7.7. Efecto del flujo del cabezal de salida del horno contra incidencia de rollos con óxido primario por día en porciento en un período de producción de cinco meses. 194
- 7.8. Espesores de óxido predichos a la salida del horno túnel de rollos con y sin óxido laminado en la cinta vistos en decapado en función del calibre final de la cinta. 194
- 7.9. Relación tiempo y temperatura dentro del horno túnel para la aparición de óxido primario en la cinta en base a observaciones en campo, (datos reales de rollos) con y sin óxido primario. 195
- 7.10. Condiciones actuales de proceso en producto decapado automotriz (2.5 a 6 mm en acero bajo carbono). 195

LISTADO DE TABLAS

Tabla	Descripción	Pág.
Capítulo 2. Descripción del crecimiento y rompimiento del óxido a altas temperaturas.		
2.1.	Principales propiedades termo físicas del óxido de hierro.	46
2.2.	Relaciones PB para los principales óxido de hierro a temperatura ambiente (20 °C).	46
2.3.	Valores de la difusión y las energías de activación a diferentes temperaturas en los óxidos de hierro.	46
2.4.	Coefficientes de crecimiento parabólico K_p y λ de la teoría de Wagner para la oxidación de hierro puro.	46
2.5.	Relación de exceso de aire y de oxígeno libre dentro del horno túnel.	47
2.6.	Principales características de la formación del óxido de pruebas isotérmicas a 1100 °C y 60 minutos para hierro puro en O_2 .	47
2.7.	Tipos de atmósferas en hornos de recalentamiento (%).	47
2.8.	Análisis químico (% en peso) de los aceros estudiados en un horno convencional.	48
<hr/>		
2.9.	Coefficientes de crecimiento del óxido en varias atmósferas y aceros de acuerdo a resultados experimentales.	48
2.10.	Coefficientes de crecimiento parabólico para diferentes óxidos.	49
2.11.	Valores de k para dos niveles de O_2 dentro de un horno túnel, en una planta compacta.	49
2.12.	Composición química (% peso) de los aceros variando el contenido de silicio, aluminio y titanio reportados en referencia.	49
Capítulo 3. Mecanismo de remoción del óxido por el descascarado.		
3.1.	Valores de K_b y x para diferentes tipos de boquillas, calculados a partir de la Ecuación 3.7.	72
3.2.	Parámetros de las bombas de descascarado de la planta compacta.	72
3.3.	Parámetros principales del descascarado de los cabezales de alta y baja	

presión de la planta compacta.	73
3.4. Resumen de las principales características geométricas y de proceso del descascarado de la planta compacta.	73
3.5. Resumen de las características de los descascarados de un laminador convencional.	74
3.6. Resumen de las características principales del cabezal de baja presión a la salida del horno túnel.	74

Capítulo 4. Crecimiento del óxido durante la laminación en caliente.

4.1. Principales datos técnicos del laminador compacto.	91
4.2. Razón de pérdida de temperatura por radiación de diversos autores.	92
4.3. Pérdida de la temperatura debido al contacto planchón rodillo.	92
4.4. Incremento en la temperatura debido a la reducción de un planchón por los rodillos de laminación de diversos autores.	93
4.5. Composición química para el cálculo de Q_q , para diferentes aceros.	93

Capítulo 5. Experimentación.

5.1. Aceros utilizados y las condiciones de proceso en el horno túnel.	101
5.2. Resumen de las pruebas variando la temperatura en el horno túnel.	101
5.3. Resumen de las pruebas a la salida horno túnel y el descascarado.	101
5.4. Resumen de las pruebas agregando cascarilla y polvo de molde al planchón.	102
5.5. Composición química de los tres tipos diferentes de polvo de molde utilizados en el colado del acero.	102
5.6. Muestras analizadas para medición del óxido secundario del laminador compacto (E,A y En son las temperaturas de entrada, acabado y enrollado respectivamente).	103

Capítulo 6. Resultados.

6.1.1. Piezas calentadas a dos temperaturas dentro del horno, óxidos laminados en la cara superior del rollo. Observaciones en decapado en un acero con 0.06%C, 0.45%Mn, 0.025% Al y 0.015%Nb.	110
--	-----

6.1.2. Prueba de hipótesis tipo t para las observaciones en decapado de la Tabla 6.1.1 considerando solo al observador 1 (el observador 2 sus medias son prácticamente iguales).	110
6.1.3. Efecto del tiempo y la temperatura dentro del horno sobre la cantidad de óxidos laminados observados en el rollo decapado, acero con 0.06%C, 0.75%Mn, 0.025% Al y 0.015%Nb (% en peso).	111
6.1.4. Prueba de hipótesis tipo t para la cantidad de óxidos laminados en los rollos observados en decapado a dos temperaturas y tiempos de la Tabla 6.1.3.	111
6.1.5. Cantidad de óxidos laminados vistos en el rollo decapado considerando dos temperaturas de horno y una sola máquina de colada funcionando, acero con 0.06%C, 0.3%Mn y 0.025% Al (%en peso).	112
6.1.6. Prueba de hipótesis tipo t a dos temperaturas con el tiempo de las piezas en el horno constante, de la Tabla 6.1.5.	112
6.1.7. Cantidad de óxidos laminados con la condición de un solo horno a 1150 °C, acero con 0.06%C, 0.3%Mn y 0.025%Al (%en peso).	113
6.1.8. Óxidos laminados sobre las piezas al usar y no el cabezal de enfriamiento a la salida del horno, (Óxidos vistos en rollo decapado), acero con 0.06%C, 0.03%Mn, y 0.025% Al (%en peso).	114
6.1.9. Prueba de hipótesis tipo t , con la misma temperatura abriendo y cerrando el cabezal a la salida del horno de la Tabla 6.1.8.	114
6.1.10. Cantidad de óxidos laminados en función del número de bombas de alta presión utilizadas, acero con 0.06% C, 0.3%Mn y 0.025%Al (% en peso).	115 [®]
6.1.11. Cantidad de óxidos laminados vistos por la cara superior de la cinta decapada, acero con 0.06% C, 0.75% Mn, 0.025%Al y 0.020% Nb (% en peso).	115
6.3.1. Valores de a_0 para aceros de bajo carbono de la planta compacta.	146
6.3.2. Resultados del calculo de la fuerza para un laminador convencional.	146
6.3.3. Nomenclatura y su respectivo análisis químico de acero HYLSA.	146
6.4.1. Cantidades relativas de óxidos de hierro en la cascarilla adherida a los rodillos del horno túnel.	167

LISTADO DE SÍMBOLOS

A

a_o	Factor que depende del tipo de boquilla utilizada.
A	Área de una cierta superficie oxidada.
A_o	Constante igual a 0.0157 para una temperatura mayor a 775 °C. y constante igual a 0.007 para una temperatura menor a 775 °C
A_c	Área de contacto entre el metal y los rodillos.
A_{ch}	Ancho del chorro de agua en m.
Aire	Flujo de aire m ³ /hr (real).
A_m	Constante para el cálculo de la k.
A_{pl}	Ancho del planchón.
A_r	Área del planchón sujeta a radiación.

B

b	Constante igual a 0.0064.
b_a	Constante igual a -0.37.
b_{agua}	Longitud de contacto del agua.
b_c	Constante igual a 0.0090 para una temperatura menor a 775 °C.
B	Factor cercano a 4.

C

c	Capacidad calorífica de la lámina a ser deformada.
c_i	Concentración molar por cm ³ .
C	Constante.
C_m	Concentración de oxígeno en la interfase metal óxido.
C_o	Concentración inicial a cualquier distancia x.
C_x	Concentración a un tiempo t a una distancia x de la superficie.

D

d_{FeO}	Espesor del óxido.
d_{FeOred}	Espesor del óxido reducido al salir del castillo.
d_{FeOM}	Espesor del óxido entre castillos.
$d_{FeOc}(\mu m)$	Espesor de óxido crítico para que ocurra la falla en el óxido.
d_m	Espesor del metal.
D	Coefficiente de difusión (Ley de Fick).
d_1 y d_2	Espesor inicial y final del acero.
d_o	Tamaño de grano a la entrada del primer castillo.
D_b	Coefficiente que depende de la boquilla que se utilice al descascarar.
D_o	Factor de frecuencia para la difusión.

E

E_m	Módulo de Young del metal.
E_{ox}	Módulo de Young del óxido.
E_{ox}^0	Módulo de Young del óxido a temperatura ambiente.

F

F	Fuerza en newtons.
F_{aire}	Flujo de aire suministrado.
F_c	Constante igual a 750, factor de conversión de unidades de kg/m^2 a micrones.
F_{gas}	Flujo de gas suministrado.
FB	Constante igual a 8868 en $^{\circ}K$.

G

G_a	Flujo de agua que sale de la boquilla.
Gas	Flujo de gas m^3/hr (real).

H

h_c	Coefficiente de convección.
h_{cte}	Constante igual a $-4 \times 10^{-4} \text{ } ^{\circ}C^{-1}$.
h_i	Espesor de salida de la cinta al <i>i</i> -ésimo castillo.
h_{i-1}	Espesor de entrada de la cinta al castillo <i>i-1</i> .

H

H	Distancia boquilla planchón.
H_2	Distancia del cabezal al planchón medido de forma vertical en m.

J

j	Impacto del agua.
J	Flujo que difunde en una sección.
J_i	Flujo de los iones metálicos.

K

k	Coefficiente de crecimiento del óxido.
k_b	Constante que depende del tipo de boquilla.
k_i	Coefficiente de crecimiento del óxido de forma lineal en función de k_{oi} y k_{vi}
$k_{oi, vi}$	Coefficientes para generar una regresión lineal constante y calcular el crecimiento del óxido.
k_p	Coefficiente de crecimiento parabólico.
k_{po}	Coefficiente de crecimiento del óxido para una atmósfera industrial.
K	Conductividad térmica de la superficie externa del planchón.

L

l	Superficie plana de longitud l .
L_{airegas}	Peso molar del aire entre peso molar del metano (real).
L_{min}	Peso molar del aire entre peso molar del metano (sin unidades).

M

M_{Fe}	Peso atómico del hierro.
M_{O}	Peso atómico del oxígeno.
M_{ox}	Peso atómico del óxido.

P

p_n	Presión de la boquilla a la salida del orificio en N/m^2 .
P_a	Presión del sistema completo del descascarado en bar.
PB	Relación de Pilling-Bedworth.

Q

q_{agua}	Cantidad de calor que transfiere el planchón al agua.
q_c	Calor ganado por el rodillo o perdido por el cuerpo en contacto con el rodillo.
Q	Energía de activación para la difusión.
Q_a	Flujo del agua del sistema completo del descascarado.
Q_q	Energía de activación en función del análisis químico.
Q_v	Flujo volumétrico m^3/s .

R

r_i	Reducción en el iesimo castillo.
R	Constante de los gases.
R_{ad}	Radio del sustrato o espesor donde hubo pérdida del óxido.
R_{int}	Radio del área en la interfase donde ocurre un desprendimiento del óxido.
R_t	Radio del rodillo de trabajo en el laminador.

S

s	Coeficiente de Stefan Boltzmann.
-----	----------------------------------

T

t	Tiempo s, min.
t_a	Tiempo de contacto del agua sobre la superficie del planchón.
t_e	Tiempo de contacto rodillo planchón.
T	Temperatura absoluta.
T_a	Temperatura del agua.
T_i	Temperatura de entrada al iesimo castillo.
T_o	Temperatura ambiente.

T_{ox}	Temperatura del óxido en grados centígrados.
T_s	Temperatura superficial en grados centígrados del planchón.
U	
u_i	Velocidad de arrastre (promedio).
U	Cantidad de agua que recibe una cierta área del planchón.
V	
v_a	Volumen de la pieza enfriada por agua.
v_{boq}	Velocidad de salida del agua en la boquilla.
v_p	Velocidad del planchón.
v_r	Volumen de la pieza enfriada por radiación.
V_a	Volumen del agua que cae sobre el planchón y enfriarlo.
Vol_{Mx}	Volumen total del óxido en moles.
Vol_{Me}	Volumen del metal en moles.
Vol_{mol}	Volumen molar ($0.022413 \text{ m}^3/\text{mol}$).
W	
W	Ganancia en peso.
W_{aire}	Peso molar del aire.
W_{CH4}	Peso molar del metano.
W_{O2}	Peso molar del O_2 .
W_{N2}	Peso molar del N_2 .
W_k	Trabajo realizado por unidad de volumen para deformar el material.
X	
x	Factor que depende del tipo de boquilla y de la distancia.
x_o	Concentración de oxígeno a una distancia x de la superficie.
X	Longitud de la huella.
X_{ox}	Crecimiento de la capa de óxido.
Y	
y_n	Diámetro del orificio de la boquilla en mm.
Y	Espesor de la huella del agua debido a la boquilla.
Z	
z	Distancia desde el centro del cuerpo hacia la superficie enfriada.
z_c	Constante igual a 0.978.
Z	Parámetro de Zenner- Hollomon.
$\%Vol_{O2}$	Oxígeno libre en la atmósfera en porciento.

Simbología.

α	Difusividad térmica del material.
α_{ox}	Coefficiente de expansión térmica del óxido.
α_m	Coefficiente de expansión térmica del metal.
α_{ng}	Es el ángulo del chorro que depende del diseño de la boquilla.
α_r	Velocidad de pérdida de temperatura por radiación entre los castillos.
$\Delta\alpha$	Diferencia en los coeficientes de expansión térmica del metal y del óxido.
ΔT_C	Caída de temperatura crítica para la generación de la ruptura del óxido.
ΔT_a	Pérdida de temperatura debido al enfriamiento por el agua.
ΔT_{romp}	Caída de temperatura necesaria para producir una falla en el óxido.
ΔW	Ganancia en peso kg/m^2 .
Δh	Espesor de entrada menos el de salida del iesimo castillo.
ϵ_{apl}	Deformación aplicada al acero.
ϵ_c	Límite para la deformación en compresión elástica crítica para la fractura.
ϵ_{ox}	Fracción volumétrica de los poros en el óxido.
ϵ_{oxido}	Deformación en el óxido debido a una diferencia en la temperatura.
ϵ_p	Deformación en el pico.
ϵ_{vol}	Componente normal de la deformación volumétrica.
ϵ_v	Velocidad de deformación.
γ_F	Energía interfacial específica requerida para producir nuevas fracturas.
λ	Coefficiente de crecimiento parabólico en cm^2/s .
λ_{ag}	$L_{airegas}/L_{min}$.
ρ_a	Densidad del aire.
ρ_{Fe}	Densidad del hierro kg/cm^3 .
ρ_o	Densidad del oxígeno kg/cm^3 .
ρ_w	Densidad del agua.
σ_{ox}	Esfuerzo en el óxido al crecer.
σ_m	Esfuerzo mecánico en el metal.
σ_{media}	Resistencia a la deformación media para deformar la cinta.
$\sigma_{puntual}$	Esfuerzo a la cedencia del material a ser deformado puntual.
ν_{ox}	Razón de Poisson del óxido.
ν_m	Razón de Poisson del metal.
ξ	Fracción de agua que se impacta.
ξ_c	Fracción de agua efectiva sobre el planchón.
ζ	Emisividad.

RESUMEN AUTOBIOGRÁFICO

Jorge Ramírez Cuéllar.

Candidato para el Grado de Doctor en Ingeniería de Materiales

El M.C. Jorge Ramírez Cuéllar nació en la ciudad de Monterrey N.L. México el 18 de junio de 1965. Es hijo del Sr. José S. Ramírez Hernández y la Sra. Enedelia Cuéllar González. Realizó sus estudios de Licenciatura en la Facultad de Ciencias Físicas Matemáticas de la Universidad Autónoma de Nuevo León obteniendo el título de Licenciado en Física en 1988.

Posteriormente realizó estudios de maestría en la misma Universidad en la Facultad de Ingeniería Mecánica y Eléctrica obteniendo el grado de Maestro en Ciencias de la Ingeniería Mecánica con Especialidad en Materiales en 1993.

Desde 1993 a la fecha trabaja en la empresa HYLSA S.A. de C.V. en la Gerencia de Procesos Molinos Calientes como Ingeniero de Procesos.

UNIVERSIDAD AUTÓNOMA DE NUEVO LEÓN

DIRECCIÓN GENERAL DE BIBLIOTECAS

