



UNIVERSIDAD DE CARABOBO

FACULTAD DE INGENIERÍA

ESCUELA DE INGENIERÍA MECÁNICA



**“INCORPORACIÓN DE LAS ECUACIONES CONSTITUTIVAS DEL
ACERO A ALTAS TEMPERATURAS EN MODELOS MATEMÁTICOS
PARA DETERMINACIÓN DE CARGA DE LAMINACIÓN EN CALIENTE”**

KHARLOS CORDOVA

ROBERT LÓPEZ

NAGUANAGUA, JULIO 2010



UNIVERSIDAD DE CARABOBO
FACULTAD DE INGENIERÍA
ESCUELA DE INGENIERÍA MECÁNICA



**“INCORPORACIÓN DE LAS ECUACIONES CONSTITUTIVAS DEL
ACERO A ALTAS TEMPERATURAS EN MODELOS MATEMÁTICOS
PARA DETERMINACIÓN DE CARGA DE LAMINACIÓN EN CALIENTE”**

**TRABAJO ESPECIAL DE GRADO PRESENTADO ANTE LA ILUSTRE
UNIVERSIDAD DE CARABOBO PARA OPTAR AL TÍTULO DE
INGENIERO MECÁNICO**

TUTOR ACADEMICO:

ING°. SANDRA CABELLO

AUTORES:

KHARLOSCORDOVA

ROBERT LÓPEZ

NAGUANAGUA, JULIO 2010



UNIVERSIDAD DE CARABOBO
FACULTAD DE INGENIERÍA
ESCUELA DE INGENIERÍA MECÁNICA



CERTIFICADO DE APROBACIÓN

Los abajo firmantes, miembros del jurado designado para evaluar el Trabajo Especial de grado titulado **“INCORPORACIÓN DE LAS ECUACIONES CONSTITUTIVAS DEL ACERO A ALTAS TEMPERATURAS EN MODELOS MATEMÁTICOS PARA DETERMINACIÓN DE CARGA DE LAMINACIÓN EN CALIENTE”**, realizado por los bachilleres: Córdova Kharlos, cédula de identidad: 12.855.364 y López Robert, cédula de identidad: 11.104.482, hacemos constar que hemos revisado y aprobado dicho trabajo.

Prof. Sandra Cabello

Tutor

Prof. Eleazar Díaz

Jurado

Prof. Juan Pereira

Jurado

NAGUANAGUA, JULIO 2010

RESUMEN

El presente trabajo especial de grado, perteneciente a la línea de investigación del departamento de Materiales y Procesos de Fabricación, se desarrolla como se explica a continuación: El primer capítulo presenta el planteamiento del problema. En este se destaca la importancia del conformado en caliente en un contexto de ingeniería, teniendo como principal problema considerar los mecanismos que intervienen en la deformación presente en los aceros a altas temperaturas (endurecimiento por deformación y ablandamiento debido a procesos dinámicos de recuperación, la cual puede ser de dos tipos: restauración dinámica y recristalización dinámica) También se formula como objetivo principal, incorporar las ecuaciones constitutivas del comportamiento en caliente de los aceros a altas temperaturas en los modelos matemáticos utilizados para calcular la carga de laminación en caliente. En el capítulo II, se muestran las bases teóricas que sustentan el trabajo, allí se dan a conocer los aspectos a considerar, como lo son, las ecuaciones constitutivas de aceros deformados a altas temperaturas, así como los modelos para la estimación de la fuerza separatriz en los rodillos para laminación en caliente. En el capítulo III se desarrolla el marco metodológico, en el cual se establecen las estrategias que permitirán dar cumplimiento a los objetivos planteados, entre los cuales se encuentran, el estudio teórico de las ecuaciones, el desarrollo de los algoritmos, así como también la codificación y validación del programa. El capítulo IV contiene el diseño de la herramienta computarizada, en este se introducen los parámetros necesarios para obtener la carga de laminación, obteniendo los resultados en un formato de interfaz gráfica.

PALABRAS CLAVE: Laminación en caliente, Aceros al carbono, Ecuaciones Constitutivas, Endurecimiento por Deformación, Recristalización Dinámica, Restauración Dinámica.



UNIVERSIDAD DE CARABOBO

FACULTAD DE INGENIERÍA

ESCUELA DE INGENIERÍA MECÁNICA



**“INCORPORACIÓN DE LAS ECUACIONES CONSTITUTIVAS DEL
ACERO A ALTAS TEMPERATURAS EN MODELOS MATEMÁTICOS
PARA DETERMINACIÓN DE CARGA DE LAMINACIÓN EN CALIENTE”**

KHARLOS CORDOVA

ROBERT LÓPEZ

NAGUANAGUA, JULIO 2010



UNIVERSIDAD DE CARABOBO
FACULTAD DE INGENIERÍA
ESCUELA DE INGENIERÍA MECÁNICA



**“INCORPORACIÓN DE LAS ECUACIONES CONSTITUTIVAS DEL
ACERO A ALTAS TEMPERATURAS EN MODELOS MATEMÁTICOS
PARA DETERMINACIÓN DE CARGA DE LAMINACIÓN EN CALIENTE”**

**TRABAJO ESPECIAL DE GRADO PRESENTADO ANTE LA ILUSTRE
UNIVERSIDAD DE CARABOBO PARA OPTAR AL TÍTULO DE
INGENIERO MECÁNICO**

TUTOR ACADEMICO:

ING°. SANDRA CABELLO

AUTORES:

KHARLOSCORDOVA

ROBERT LÓPEZ

NAGUANAGUA, JULIO 2010



UNIVERSIDAD DE CARABOBO
FACULTAD DE INGENIERÍA
ESCUELA DE INGENIERÍA MECÁNICA



CERTIFICADO DE APROBACIÓN

Los abajo firmantes, miembros del jurado designado para evaluar el Trabajo Especial de grado titulado **“INCORPORACIÓN DE LAS ECUACIONES CONSTITUTIVAS DEL ACERO A ALTAS TEMPERATURAS EN MODELOS MATEMÁTICOS PARA DETERMINACIÓN DE CARGA DE LAMINACIÓN EN CALIENTE”**, realizado por los bachilleres: Córdova Kharlos, cédula de identidad: 12.855.364 y López Robert, cédula de identidad: 11.104.482, hacemos constar que hemos revisado y aprobado dicho trabajo.

Prof. Sandra Cabello

Tutor

Prof. Eleazar Díaz

Jurado

Prof. Juan Pereira

Jurado

NAGUANAGUA, JULIO 2010

ÍNDICE GENERAL	
PORTADA.....	i
PÁGINA DE TÍTULO.....	ii
CERTIFICADO DE APROBACIÓN.....	iii
DEDICATORIA.....	iv
AGRADECIMIENTO.....	vi
RESUMEN.....	vii
LISTADO DE VARIABLES.....	viii
ÍNDICE GENERAL.....	x
ÍNDICE DE FIGURAS.....	xiii
ÍNDICE DE TABLAS.....	xiv
INTRODUCCIÓN.....	1
CAPÍTULO I.....	3
EL PROBLEMA.....	3
1.1 PLANTEAMIENTO DEL PROBLEMA.....	3
1.2 OBJETIVOS.....	5
1.2.1 OBJETIVO GENERAL.....	5
1.2.2 OBJETIVOS ESPECÍFICOS.....	5
1.2.3 LIMITACIONES.....	6
1.2.4 DELIMITACIONES.....	6
CAPÍTULO II.....	8
MARCO TEÓRICO.....	8
2.1 INTRODUCCIÓN TEÓRICA.....	8
2.1.1 VENTAJAS DEL TRABAJO EN CALIENTE.....	8
2.1.2 DESVENTAJAS DEL TRABAJO EN CALIENTE.....	9

2.2 RESEÑA HISTORICA.....	9
2.3 TIPOS DE LAMINADO.....	10
2.4 APLICACIONES Y PRODUCTOS.....	11
2.5 CONFORMADO EN CALIENTE.....	13
2.5.1 ENDURECIMIENTO POR DEFORMACIÓN.....	14
2.5.2 ABLANDAMIENTO DEBIDO A PROCESOS DINÁMICOS DE RECUPERACIÓN.....	17
2.6 DERIVACIÓN DE LA ECUACIÓN CONSTITUTIVA PARA EL ACERO DE BAJO CARBONO A ALTAS TEMPERATURAS.....	20
2.6.1 RESTAURACIÓN DINÁMICA.....	20
2.6.2 RECRISTALIZACIÓN DINÁMICA.....	23
2.7 CÁLCULO DE CARGA DE LOS CILINDROS.....	24
2.8 MODELOS PARA LA ESTIMACIÓN DE LA FUERZA SEPARATRIZ DE LOS RODILLOS EN LAMINACIÓN EN CALIENTE.....	27
2.8.1 MODELO DE EKELUND [Ekelund, 1927].....	27
2.8.2 MODELO SIMPLIFICADO, REPORTADO POR EDWARD MIELNIK [Mielnik, 1991].....	28
2.8.3 MODELO DE OROWAN [Orowan, 1932].....	30
2.9 ECUACIONES CONSTITUTIVAS DE ACEROS DEFORMADOS A TEMPERATURAS ELEVADAS.....	33
2.9.1 MODELO DE PUCHI [Puchi y Cabrera, 2003].....	33
2.9.2 MODELO PROPUESTO POR KOZLOWSKI [Kozlowski, 1992].....	39
2.9.3 MODELO DE MEDINA [Medina y Hernández, 1996].....	41
CAPÍTULO III.....	45
MARCO METODOLÓGICO.....	45
3.1 INTRODUCCIÓN.....	45
3.2 DESCRIPCIÓN DE LA METODOLOGÍA.....	45

3.2.1 SELECCIÓN DE LOS MODELOS MATEMÁTICOS PARA LAMINACIÓN EN CALIENTE.....	45
3.2.2 SELECCIÓN DE LOS MODELOS MATEMÁTICOS DE COMPORTAMIENTO EN CALIENTE PARA ACEROS DE BAJO CARBONO.....	46
3.2.3 ESTRATEGIAS PARA EL DESARROLLO DEL PROGRAMA.....	49
3.2.4 ELABORACIÓN DEL PROGRAMA PARA EL CÁLCULO DE CARGA DE LAMINACIÓN.....	57
3.3 NIVEL DE INVESTIGACIÓN.....	61
3.4 POBLACIÓN Y MUESTRA.....	62
3.5 TÉCNICAS E INSTRUMENTOS DE RECOLECCIÓN DE DATOS.....	62
3.6 TÉCNICAS DE PROCESAMIENTO Y ANÁLISIS DE DATOS.....	63
CAPÍTULO IV.....	66
RESULTADOS.....	66
4.1 PROGRAMA DE LAMINACIÓN.....	66
4.2 CORRIDA DEL PROGRAMA.....	71
CAPÍTULO V.....	77
ANÁLISIS DE RESULTADOS.....	77
CAPÍTULO VI.....	99
CONCLUSIONES.....	99
CAPITULO VII.....	101
RECOMENDACIONES.....	101
REFERENCIAS BIBLIOGRAFICAS.....	102

ÍNDICE DE FIGURAS

Fig. 2.1: Algunos productos de acero hechos en molinos de laminación.....	12
Fig. 2.2: Representación esquemática de las etapas de endurecimiento de un monocristal.....	15
Fig. 2.3: Evolución de la estructura de dislocaciones durante la restauración Dinámica.....	18
Fig. 2.4: Representación esquemática de la recristalización dinámica discontinua en diferentes condiciones de deformación.....	19
Fig. 2.5: Sección de la zona de deformación en el laminado de chapa.....	26
Fig. 2.6: Distribución de presiones en laminación en caliente [Ramírez, 1986]..	33
Fig.4.1: Gráfica de comparación entre modelos matemáticos.....	71
Fig. 5.1: Gráfica de porcentajes de desviación para la primera pasada.....	81
Fig. 5.2: Gráfica con los promedios de porcentajes de desviación para la segunda pasada para las tres tiras.....	82
Fig. 5.3: Gráfica con los promedios de porcentajes de desviación para la tercera pasada para las tres tiras.....	83
Fig. 5.4: Gráfica con los promedios de porcentajes de desviación para la cuarta pasada para las tres tiras.....	84
Fig. 5.5: Gráfica con los promedios de porcentajes de desviación para la quinta pasada para las tres tiras.....	85
Fig. 5.6: Gráfica con los promedios de porcentajes de desviación para la sexta pasada para las tres tiras.....	86
Fig. 5.7: Gráfica de porcentajes de error promedio por modelo integrado en general.....	87
Fig. 5.8: Gráfica de porcentajes de error por pasada para los modelos con menor desviación respecto a los resultados experimentales de Guerrero-Mata..	88
Fig. 5.9: Gráfica con los valores de carga obtenidos por el programa para la 1 ^{ra} pasada procesando la tira A.....	89
Fig. 5.10: Gráfica con los valores de carga obtenidos por el programa para la 2 ^{da} pasada procesando la tira A.....	90
Fig. 5.11: Gráfica con los valores de carga obtenidos por el programa para la 3 ^{ra} pasada procesando la tira A.....	91
Fig. 5.12: Gráfica con los valores de carga obtenidos por el programa para la 4 ^{ta} pasada procesando la tira A.....	92
Fig. 5.13: Gráfica con los valores de carga obtenidos por el programa para la 5 ^{ta} pasada procesando la tira A.....	94
Fig. 5.14: Gráfica con los valores de carga obtenidos por el programa para la 6 ^{ta} pasada procesando la tira A.....	95

ÍNDICE DE TABLAS

Tabla 3.1 Variables consideradas en el trabajo de Kozlowski [1992].....	48
Tabla 3.2 Ecuaciones empleadas en los cálculos preliminares.....	50
Tabla 3.3 Ecuaciones empleadas por el modelo de Orowan.....	50
Tabla 3.4 Ecuaciones empleadas por el modelo de Ekelund.....	51
Tabla 3.5 Ecuaciones empleadas por el modelo de Mielnik.....	51
Tabla 3.6 Ecuaciones para el cálculo de los parámetros empleados por la ecuación constitutiva de Kozlowski.....	52
Tabla 3.7 Ecuaciones para el cálculo de los parámetros empleados por la ecuación constitutiva de Kozlowski.....	53
Tabla 3.8 Ecuaciones para el cálculo de los parámetros empleados por la ecuación constitutiva de Puchi.....	54
Tabla 3.9: Numeración de los modelos integrados.....	57
Tabla 3.10 Valores de las constantes involucradas en la descripción de las curvas de fluencia a varias temperaturas y esfuerzo de deformación (Puchi 2003).....	58
Tabla 3.11 Parámetros involucrados en las ecuaciones constitutivas que describen el comportamiento de σ_0 y σ_s (Puchi 2003).....	59
Tabla 3.12 Parámetros involucrados en las ecuaciones constitutivas del acero C-Mn.....	60
Tabla 3.13 Composición química de la aleaciones a utilizar como base de cálculo [Guerrero-Mata et al., 2003].....	63
Tabla 3.14 Resultados experimentales del trabajo para la tira A [Guerrero-Mata et al., 2003].....	64
Tabla 3.15 Resultados experimentales del trabajo para la tira B [Guerrero-Mata et al., 2003].....	64
Tabla 3.16 Resultados experimentales del trabajo para la tira C [Guerrero-Mata et al., 2003].....	65
Tabla 4.1: Datos de Reducción para la pasada activa 1.....	66
Tabla 4.2: Reducción de Espesor por pasada.....	67
Tabla 4.3: Tabla Composición química del material.....	67
Tabla 4.4: Condiciones del Proceso.....	68
Tabla 4.5: Cálculos iniciales para la pasada activa en el programa.....	68
Tabla 4.6: Modelos integrados para cálculo de carga de laminación.....	69
Tabla 4.7: Datos de las dimensiones del proceso para la tira A.....	72
Tabla 4.8: Datos de las reducciones por pasada para la tira A.....	72
Tabla 4.9: Datos de composición química del material para la Tira A.....	73

Tabla 4.10: Datos de condiciones de temperatura y velocidad angular de los rodillos para la Tira A, 1ra Pasada.....	73
Tabla 4.11: Cálculos iniciales para la 1 ^{ra} pasada procesando la tira A.....	74
Tabla 4.12: Imagen de pantalla de la tabulación de resultados para la combinación Ekelund + Kozlowski.....	75
Tabla 4.13: Cuadro de resultados para los 9 modelos integrados con la reducción de la primera pasada procesando la tira A.....	76
Tabla 5.1: Valores de carga de laminación experimentales utilizados en esta investigación [Guerrero-Mata et al., México, 2003].....	77
Tabla 5.2: Valores de carga de laminación experimentales utilizados en esta investigación [Guerrero-Mata et al., México, 2003].....	78
Tabla 5.3: Valores de carga de laminación en toneladas obtenidos del programa diseñado para la tira B [Guerrero-Mata et al., México, 2003].....	79
Tabla 5.4: Valores de carga de laminación en toneladas obtenidos del programa diseñado para la tira C [Guerrero-Mata et al., México, 2003].....	80
Tabla 5.5: Porcentaje de error del programa respecto a los datos base para la primera pasada.....	81
Tabla 5.6 Porcentaje de error del programa respecto a los datos base para la segunda pasada.....	83
Tabla 5.7: Porcentaje de error del programa respecto a los datos base para la tercera pasada.....	83
Tabla 5.8: Porcentaje de error del programa respecto a los datos base para la cuarta pasada.....	84
Tabla 5.9: Porcentaje de error del programa respecto a los datos base para la quinta pasada.....	86
Tabla 5.10: Porcentaje de error del programa respecto a los datos base para la sexta pasada.....	87
Tabla 5.11 Porcentajes de error por modelo integrado.....	88
Tabla 5.12: Porcentajes de error por pasada para los modelos con menor desviación respecto a los resultados experimentales de Guerrero-Mata.....	89
Tabla 5.13: Carga de laminación calculada por el programa para la 1ra pasada, procesando la tira A.....	90
Tabla 5.14: Carga de laminación calculada por el programa para la 2da pasada, procesando la tira A.....	91
Tabla 5.15: Carga de laminación calculada por el programa para la 3ra pasada, procesando la tira A.....	92

Tabla 5.16: Carga de laminación calculada por el programa para la 4ta pasada, procesando la tira A.....	93
Tabla 5.17: Carga de laminación calculada por el programa para la 5ta pasada, procesando la tira A.....	95
Tabla 5.18: Carga de laminación calculada por el programa para la 6ta pasada, procesando la tira A.....	96
Tabla 5.19: Resultados del programa realizando el proceso en una sola pasada...	97
Tabla 5.20: Porcentajes de desviación por modelos de cálculo de carga de laminación.....	98
Tabla 5.21: Porcentajes de desviación por ecuación constitutiva.....	98

RESUMEN

El presente trabajo especial de grado, perteneciente a la línea de investigación del departamento de Materiales y Procesos de Fabricación, se desarrolla como se explica a continuación: El primer capítulo presenta el planteamiento del problema. En este se destaca la importancia del conformado en caliente en un contexto de ingeniería, teniendo como principal problema considerar los mecanismos que intervienen en la deformación presente en los aceros a altas temperaturas (endurecimiento por deformación y ablandamiento debido a procesos dinámicos de recuperación, la cual puede ser de dos tipos: restauración dinámica y recristalización dinámica) También se formula como objetivo principal, incorporar las ecuaciones constitutivas del comportamiento en caliente de los aceros a altas temperaturas en los modelos matemáticos utilizados para calcular la carga de laminación en caliente. En el capítulo II, se muestran las bases teóricas que sustentan el trabajo, allí se dan a conocer los aspectos a considerar, como lo son, las ecuaciones constitutivas de aceros deformados a altas temperaturas, así como los modelos para la estimación de la fuerza separatriz en los rodillos para laminación en caliente. En el capítulo III se desarrolla el marco metodológico, en el cual se establecen las estrategias que permitirán dar cumplimiento a los objetivos planteados, entre los cuales se encuentran, el estudio teórico de las ecuaciones, el desarrollo de los algoritmos, así como también la codificación y validación del programa. El capítulo IV contiene el diseño de la herramienta computarizada, en este se introducen los parámetros necesarios para obtener la carga de laminación, obteniendo los resultados en un formato de interfaz gráfica.

PALABRAS CLAVE: Laminación en caliente, Aceros al carbono, Ecuaciones Constitutivas, Endurecimiento por Deformación, Recristalización Dinámica, Restauración Dinámica.

INTRODUCCIÓN

El presente trabajo especial de grado surge debido a la creciente necesidad a nivel industrial (siderúrgica y metalmecánica) y universitario de contar con una herramienta que facilite los cálculos de carga de laminación en caliente, aprovechando el empleo de las computadoras, lo cual representa un gran avance en el área de conformado en caliente (laminación) en términos didácticos y profesionales y se adapta a las metodologías impartidas en esta casa de estudios.

El trabajo está organizado de la siguiente forma:

En el primer capítulo se describe el planteamiento del problema, se establecen los objetivos generales y objetivos específicos, limitaciones y delimitación de la investigación. En el segundo capítulo se plasman y se dan a conocer las bases teóricas relacionados con la investigación.

En el tercer capítulo se define el nivel y el tipo de investigación a realizar que representa el procedimiento que se utilizará para abarcar la investigación. En el cuarto capítulo se desarrolla la herramienta computarizada bajo el lenguaje de Visual Basic en su versión 6.0. En forma general se describe la estructura del programa y adicionalmente se explica cómo realizar una corrida del mismo para la pasada activa de turno.

En el quinto capítulo se presenta la validación de la herramienta computacional, y se presentan los análisis de resultados, que abarca el estudio, observaciones y razonamiento que se esgrimen de los resultados obtenidos en el capítulo 4.

Finalmente se presentan las conclusiones y recomendaciones (sexto y séptimo capítulo respectivamente) a las que se llega en la investigación, se describen las mejoras logradas respecto a los objetivos propuestos inicialmente; también se especifican las recomendaciones acerca de las mejoras y nuevos planteamientos derivados de este trabajo de investigación.

CONCLUSIONES

- Se logró incorporar bajo un modelo integrado las ecuaciones constitutivas para aceros a altas temperaturas en los modelos utilizados para el cálculo de carga de laminación en caliente.
- Para los modelos de cálculo de carga de laminación el que se aproxima más a los resultados experimentales es el de Ekelund, con un 31,2% de desviación.
- Para las ecuaciones constitutivas de aceros para altas temperaturas la que más se aproxima a los resultados experimentales es la de Medina, con 37,6%.
- Analizando las tres tiras en conjunto se puede concluir que el modelo integrado que da resultados más aproximados en el N°5 de Ekelund y Medina, con un valor promedio de desviación de 24,5% respecto a los resultados experimentales obtenidos por Guerrero – Mata.
- El comportamiento para las tres tiras analizadas en cuanto al modelo integrado que arroja los resultados más próximos a los experimentales reportados por Guerrero-Mata es el modelo integrado N° 5 de Ekelund y Medina, que tiene un comportamiento constante para el material, dando como resultado un porcentaje de desviación de 25,0%, para la tira A, 18,7% para la tira B y 29,8% para la tira C, resultados por debajo de todos los demás modelos.
- El programa diseñado permite tener una referencia previa del efecto de la combinación de los parámetros del proceso en las características finales del

producto, permitiendo reducir los tiempos de puesta a punto del proceso productivo.

- El porcentaje de desviación entre los resultados del programa, en comparación con los experimentales [Guerrero-Mata, 2003] permite concluir que los modelos integrados dependientes de la ecuación constitutiva propuesta por Medina son los que dan resultados más confiables respecto a los experimentales (Ver Tabla 5.11)

RECOMENDACIONES

- Realizar ensayos de laminación en caliente para verificar el programa a altas variaciones de espesor y alto coeficiente de fricción.
- Ampliar el alcance de la presente investigación en futuros proyectos y estudiar la posibilidad de realizar trabajos similares para laminación en frío y en otros materiales.
- Codificar el programa a lenguaje Mat-Lab para potenciar sus capacidades de cálculo, visualización y funcionamiento.
- Implementar los conocimientos desarrollados en este tipo de trabajos de investigación dentro de la Cátedra de Materiales y Procesos de Fabricación.
- El comportamiento del acero a elevadas temperaturas, considerando los efectos de endurecimiento por deformación, recuperación y recristalización dinámica, deberían ser incorporados al contenido de las asignaturas relativas a procesos de conformado, a fin de aportar un conocimiento más profundo sobre los diferentes mecanismos que intervienen cuando estos son tratados a altas temperaturas y cómo influyen en el proceso de conformado.

REFERENCIAS BIBLIOGRAFICAS

- Béjar L, Hernández C. y Mancilla J. (2001). Cálculo de la tensión de la fluencia en aceros deformados en caliente. *Revista Latinoamericana de Metalurgia y Materiales*. Volumen. 21 No. 2. Venezuela.
- Béjar L, Hernández C. y Mancilla J. (2001). Modelización de la curva de fluencia de aceros deformados en caliente. *Jornadas SAM 2000 CONAMET ASS*. Pág. 403-409. México.
- Bergström, Y. (1969-70). *Mater. Sci. Eng.* 5, 193.
- Bergström, Y. and Aaronsson, B. (1972). *Metall. Trans.*, 3.
- Cabello S. (2008). *Nociones sobre Conformado de Metales*. Publicaciones de la Universidad de Carabobo. Venezuela.
- El Wahabi, M. Cabrera, J.M and Prado, J.M. (2003). *Mater. Sci. And Eng.* A343, 116.
- Estrin, Y. and Mecking, H. (1984). *Acta Metall.*, 32, 57.
- Ekelund, S. (1927). The Analysis of factors influencing rolling pressure and power consumption in the hot rolling of steel. 93, núms. 8-14.
- Fernández S. V. “Efecto del Contenido de Silicio en el Comportamiento a Fluencia de un Acero al Carbono”. *Escola Técnica Superior d’Enginyeria Industrial de Barcelona, España* (2004)
- Frost, H. and Ashby M. (1982). *Deformation-mechanism maps*, Cap. 1-5.
- Garofalo, F. (1963). An empirical relation defining the stress dependence of minimum creep rate in metals. *Trans. AIME*, vol. 227, 351
- Guerrero-Mata, M. P.; Zambrano, P. C.; Colás, R. y Leduc, L. A., (2003), “Modelación Matemática de la Producción de un Tren de

Laminación en Caliente”. Revista de la Facultad de Ingeniería de la UCV, Vol. 18 (2), 39 – 45. México.

- Hosford, W; Caddell, R. (1983); *Metal Forming*, USA, Prentice Hall.
- Kokcs, U.F. (1979). *Eng. Mater. Technol. Trans. ASME*, 98, 76.
- Kokcs, U.F. (1976). Laws for work-hardening and low-temperature creep. *J. Eng. Mater. Technol.* Vol. 98. 76-85.
- Kozlowski et al. (1992). “Simple constitutive equations for steel at elevated temperatures”. *Metallurgical and Materials Transactions*. Volumen 23^a, 903-918.
- Medina, S. y Hernández, C. (1996a). General expression for the Zener-Hollomon parameter as a function of the chemical composition of low alloy and microalloy steels. *Acta Mater.* Vol. 44. N° 1. 137-148.
- Medina, S. y Hernández, C. (1996b). The influence of chemical composition on peak strain of deformed austenite in low alloy and microalloy steels. *Acta Mater.* Vol. 44. N° 1. 149-154.
- Medina, S. y Hernández, C. (1996c). Modelling of the dynamic recrystallization of austenite in low alloy and microalloy steels. *Acta Mater.* Vol. 44. N° 1. 165-171.
- Medina, S. Hernández, C. y Ruiz, J. (1996). Modelling austenite flow curves in low alloy and microalloyed steels. *Acta Mater.* Vol. 44. N° 1. 155-163.
- Mielnik, E. (1991). *Metalworking science and engineering*. Mc Graw-Hill. 611.

- Orowan, E. (1943). The calculation of roll pressure in hot and cold flat rolling, 150, 140-167.
- Orowan, E. y Pascoe, K. (1946). A simple method of calculating roll pressure and power consumption in hot flat rolling, iron and steel. inst. special rept. N° 34, 124.
- Puchi-Cabrera, E. S. (2002). “Ecuaciones Constitutivas de Aceros Deformados a Temperaturas Elevadas”. Revista de la Facultad de Ingeniería de la UCV, Vol. 21, 147-168.
- Puchi-Cabrera, E.S. (2003). Simple constitute relationship for C-MN steels deformed at elevated temperaturas. Mater. Sci. and technol., Vol. 19, 715-722.
- Rowe, G, (1972), *Conformado de los metales*. España; Ediciones Urmo.
- Roberts, W. (1982). *Deformation, processing and structure*. (Ed. G. Krauss). 109.
- Sah, J.P. Richardson, J. y Sellars, M. (1969). Recrystallization during hot deformation of nickel. J. Austr. Inst. Metals, Vol. 14, N° 4, 292-297.
- Sellars, C. M. y Tegart, W. (1972). La relation entre la résistance et la structure dans la déformation a chaud. Mem. Sci. Rev. Met., vol. 23, 731-746.
- Zahiri, S. y Hodgson, P. (2004). Mater. Sci. And Technol. (20), 458.
- Zener, C. y Hollomon, J. H. (1946). Problems in Non-Elastic deformation of metals. J. Appl. Phys. Vol. 17. 69-82.

ÍNDICE GENERAL

PORTADA.....	i
PÁGINA DE TÍTULO.....	ii
CERTIFICADO DE APROBACIÓN.....	iii
DEDICATORIA.....	iv
AGRADECIMIENTO.....	vi
RESUMEN.....	vii
LISTADO DE VARIABLES.....	viii
ÍNDICE GENERAL.....	x
ÍNDICE DE FIGURAS.....	xiii
ÍNDICE DE TABLAS.....	xiv
INTRODUCCIÓN.....	1
CAPÍTULO I.....	3
EL PROBLEMA.....	3
1.1 PLANTEAMIENTO DEL PROBLEMA.....	3
1.2 OBJETIVOS.....	5
1.2.1 OBJETIVO GENERAL.....	5
1.2.2 OBJETIVOS ESPECÍFICOS.....	5
1.2.3 LIMITACIONES.....	6
1.2.4 DELIMITACIONES.....	6
CAPÍTULO II.....	8
MARCO TEÓRICO.....	8
2.1 INTRODUCCIÓN TEÓRICA.....	8
2.1.1 VENTAJAS DEL TRABAJO EN CALIENTE.....	8
2.1.2 DESVENTAJAS DEL TRABAJO EN CALIENTE.....	9



2.2 RESEÑA HISTORICA.....	9
2.3 TIPOS DE LAMINADO.....	10
2.4 APLICACIONES Y PRODUCTOS.....	11
2.5 CONFORMADO EN CALIENTE.....	13
2.5.1 ENDURECIMIENTO POR DEFORMACIÓN.....	14
2.5.2 ABLANDAMIENTO DEBIDO A PROCESOS DINÁMICOS DE RECUPERACIÓN.....	17
2.6 DERIVACIÓN DE LA ECUACIÓN CONSTITUTIVA PARA EL ACERO DE BAJO CARBONO A ALTAS TEMPERATURAS.....	20
2.6.1 RESTAURACIÓN DINÁMICA.....	20
2.6.2 RECRISTALIZACIÓN DINÁMICA.....	23
2.7 CÁLCULO DE CARGA DE LOS CILINDROS.....	24
2.8 MODELOS PARA LA ESTIMACIÓN DE LA FUERZA SEPARATRIZ DE LOS RODILLOS EN LAMINACIÓN EN CALIENTE.....	27
2.8.1 MODELO DE EKELUND [Ekelund, 1927].....	27
2.8.2 MODELO SIMPLIFICADO, REPORTADO POR EDWARD MIELNIK [Mielnik, 1991].....	28
2.8.3 MODELO DE OROWAN [Orowan, 1932].....	30
2.9 ECUACIONES CONSTITUTIVAS DE ACEROS DEFORMADOS A TEMPERATURAS ELEVADAS.....	33
2.9.1 MODELO DE PUCHI [Puchi y Cabrera, 2003].....	33
2.9.2 MODELO PROPUESTO POR KOZLOWSKI [Kozlowski, 1992].....	39
2.9.3 MODELO DE MEDINA [Medina y Hernández, 1996].....	41
CAPÍTULO III.....	45
MARCO METODOLÓGICO.....	45
3.1 INTRODUCCIÓN.....	45
3.2 DESCRIPCIÓN DE LA METODOLOGÍA.....	45



3.2.1 SELECCIÓN DE LOS MODELOS MATEMÁTICOS PARA LAMINACIÓN EN CALIENTE.....	45
3.2.2 SELECCIÓN DE LOS MODELOS MATEMÁTICOS DE COMPORTAMIENTO EN CALIENTE PARA ACEROS DE BAJO CARBONO.....	46
3.2.3 ESTRATEGIAS PARA EL DESARROLLO DEL PROGRAMA.....	49
3.2.4 ELABORACIÓN DEL PROGRAMA PARA EL CÁLCULO DE CARGA DE LAMINACIÓN.....	57
3.3 NIVEL DE INVESTIGACIÓN.....	61
3.4 POBLACIÓN Y MUESTRA.....	62
3.5 TÉCNICAS E INSTRUMENTOS DE RECOLECCIÓN DE DATOS.....	62
3.6 TÉCNICAS DE PROCESAMIENTO Y ANÁLISIS DE DATOS.....	63
CAPÍTULO IV.....	66
RESULTADOS.....	66
4.1 PROGRAMA DE LAMINACIÓN.....	66
4.2 CORRIDA DEL PROGRAMA.....	71
CAPÍTULO V.....	77
ANÁLISIS DE RESULTADOS.....	77
CAPÍTULO VI.....	99
CONCLUSIONES.....	99
CAPITULO VII.....	101
RECOMENDACIONES.....	101
REFERENCIAS BIBLIOGRAFICAS.....	102

ÍNDICE DE FIGURAS

Fig. 2.1: Algunos productos de acero hechos en molinos de laminación.....	12
Fig. 2.2: Representación esquemática de las etapas de endurecimiento de un monocristal.....	15
Fig. 2.3: Evolución de la estructura de dislocaciones durante la restauración Dinámica.....	18
Fig. 2.4: Representación esquemática de la recristalización dinámica discontinua en diferentes condiciones de deformación.....	19
Fig. 2.5: Sección de la zona de deformación en el laminado de chapa.....	26
Fig. 2.6: Distribución de presiones en laminación en caliente [Ramírez, 1986]..	33
Fig.4.1: Gráfica de comparación entre modelos matemáticos.....	71
Fig. 5.1: Gráfica de porcentajes de desviación para la primera pasada.....	81
Fig. 5.2: Gráfica con los promedios de porcentajes de desviación para la segunda pasada para las tres tiras.....	82
Fig. 5.3: Gráfica con los promedios de porcentajes de desviación para la tercera pasada para las tres tiras.....	83
Fig. 5.4: Gráfica con los promedios de porcentajes de desviación para la cuarta pasada para las tres tiras.....	84
Fig. 5.5: Gráfica con los promedios de porcentajes de desviación para la quinta pasada para las tres tiras.....	85
Fig. 5.6: Gráfica con los promedios de porcentajes de desviación para la sexta pasada para las tres tiras.....	86
Fig. 5.7: Gráfica de porcentajes de error promedio por modelo integrado en general.....	87
Fig. 5.8: Gráfica de porcentajes de error por pasada para los modelos con menor desviación respecto a los resultados experimentales de Guerrero-Mata..	88
Fig. 5.9: Gráfica con los valores de carga obtenidos por el programa para la 1 ^{ra} pasada procesando la tira A.....	89
Fig. 5.10: Gráfica con los valores de carga obtenidos por el programa para la 2 ^{da} pasada procesando la tira A.....	90
Fig. 5.11: Gráfica con los valores de carga obtenidos por el programa para la 3 ^{ra} pasada procesando la tira A.....	91
Fig. 5.12: Gráfica con los valores de carga obtenidos por el programa para la 4 ^{ta} pasada procesando la tira A.....	92
Fig. 5.13: Gráfica con los valores de carga obtenidos por el programa para la 5 ^{ta} pasada procesando la tira A.....	94
Fig. 5.14: Gráfica con los valores de carga obtenidos por el programa para la 6 ^{ta} pasada procesando la tira A.....	95

ÍNDICE DE TABLAS

Tabla 3.1 Variables consideradas en el trabajo de Kozlowski [1992].....	48
Tabla 3.2 Ecuaciones empleadas en los cálculos preliminares.....	50
Tabla 3.3 Ecuaciones empleadas por el modelo de Orowan.....	50
Tabla 3.4 Ecuaciones empleadas por el modelo de Ekelund.....	51
Tabla 3.5 Ecuaciones empleadas por el modelo de Mielnik.....	51
Tabla 3.6 Ecuaciones para el cálculo de los parámetros empleados por la ecuación constitutiva de Kozlowski.....	52
Tabla 3.7 Ecuaciones para el cálculo de los parámetros empleados por la ecuación constitutiva de Kozlowski.....	53
Tabla 3.8 Ecuaciones para el cálculo de los parámetros empleados por la ecuación constitutiva de Puchi.....	54
Tabla 3.9: Numeración de los modelos integrados.....	57
Tabla 3.10 Valores de las constantes involucradas en la descripción de las curvas de fluencia a varias temperaturas y esfuerzo de deformación (Puchi 2003).....	58
Tabla 3.11 Parámetros involucrados en las ecuaciones constitutivas que describen el comportamiento de σ_0 y σ_s (Puchi 2003).....	59
Tabla 3.12 Parámetros involucrados en las ecuaciones constitutivas del acero C-Mn.....	60
Tabla 3.13 Composición química de la aleaciones a utilizar como base de cálculo [Guerrero-Mata et al., 2003].....	63
Tabla 3.14 Resultados experimentales del trabajo para la tira A [Guerrero-Mata et al., 2003].....	64
Tabla 3.15 Resultados experimentales del trabajo para la tira B [Guerrero-Mata et al., 2003].....	64
Tabla 3.16 Resultados experimentales del trabajo para la tira C [Guerrero-Mata et al., 2003].....	65
Tabla 4.1: Datos de Reducción para la pasada activa 1.....	66
Tabla 4.2: Reducción de Espesor por pasada.....	67
Tabla 4.3: Tabla Composición química del material.....	67
Tabla 4.4: Condiciones del Proceso.....	68
Tabla 4.5: Cálculos iniciales para la pasada activa en el programa.....	68
Tabla 4.6: Modelos integrados para cálculo de carga de laminación.....	69
Tabla 4.7: Datos de las dimensiones del proceso para la tira A.....	72
Tabla 4.8: Datos de las reducciones por pasada para la tira A.....	72
Tabla 4.9: Datos de composición química del material para la Tira A.....	73



Tabla 4.10: Datos de condiciones de temperatura y velocidad angular de los rodillos para la Tira A, 1ra Pasada.....	73
Tabla 4.11: Cálculos iniciales para la 1 ^{ra} pasada procesando la tira A.....	74
Tabla 4.12: Imagen de pantalla de la tabulación de resultados para la combinación Ekelund + Kozlowski.....	75
Tabla 4.13: Cuadro de resultados para los 9 modelos integrados con la reducción de la primera pasada procesando la tira A.....	76
Tabla 5.1: Valores de carga de laminación experimentales utilizados en esta investigación [Guerrero-Mata et al., México, 2003].....	77
Tabla 5.2: Valores de carga de laminación experimentales utilizados en esta investigación [Guerrero-Mata et al., México, 2003].....	78
Tabla 5.3: Valores de carga de laminación en toneladas obtenidos del programa diseñado para la tira B [Guerrero-Mata et al., México, 2003].....	79
Tabla 5.4: Valores de carga de laminación en toneladas obtenidos del programa diseñado para la tira C [Guerrero-Mata et al., México, 2003].....	80
Tabla 5.5: Porcentaje de error del programa respecto a los datos base para la primera pasada.....	81
Tabla 5.6 Porcentaje de error del programa respecto a los datos base para la segunda pasada.....	83
Tabla 5.7: Porcentaje de error del programa respecto a los datos base para la tercera pasada.....	83
Tabla 5.8: Porcentaje de error del programa respecto a los datos base para la cuarta pasada.....	84
Tabla 5.9: Porcentaje de error del programa respecto a los datos base para la quinta pasada.....	86
Tabla 5.10: Porcentaje de error del programa respecto a los datos base para la sexta pasada.....	87
Tabla 5.11 Porcentajes de error por modelo integrado.....	88
Tabla 5.12: Porcentajes de error por pasada para los modelos con menor desviación respecto a los resultados experimentales de Guerrero-Mata.....	89
Tabla 5.13: Carga de laminación calculada por el programa para la 1ra pasada, procesando la tira A.....	90
Tabla 5.14: Carga de laminación calculada por el programa para la 2da pasada, procesando la tira A.....	91
Tabla 5.15: Carga de laminación calculada por el programa para la 3ra pasada, procesando la tira A.....	92



Tabla 5.16: Carga de laminación calculada por el programa para la 4ta pasada, procesando la tira A.....	93
Tabla 5.17: Carga de laminación calculada por el programa para la 5ta pasada, procesando la tira A.....	95
Tabla 5.18: Carga de laminación calculada por el programa para la 6ta pasada, procesando la tira A.....	96
Tabla 5.19: Resultados del programa realizando el proceso en una sola pasada...	97
Tabla 5.20: Porcentajes de desviación por modelos de cálculo de carga de laminación.....	98
Tabla 5.21: Porcentajes de desviación por ecuación constitutiva.....	98



INTRODUCCIÓN

El presente trabajo especial de grado surge debido a la creciente necesidad a nivel industrial (siderúrgica y metalmecánica) y universitario de contar con una herramienta que facilite los cálculos de carga de laminación en caliente, aprovechando el empleo de las computadoras, lo cual representa un gran avance en el área de conformado en caliente (laminación) en términos didácticos y profesionales y se adapta a las metodologías impartidas en esta casa de estudios.

El trabajo está organizado de la siguiente forma:

En el primer capítulo se describe el planteamiento del problema, se establecen los objetivos generales y objetivos específicos, limitaciones y delimitación de la investigación. En el segundo capítulo se plasman y se dan a conocer las bases teóricas relacionados con la investigación.

En el tercer capítulo se define el nivel y el tipo de investigación a realizar que representa el procedimiento que se utilizará para abarcar la investigación. En el cuarto capítulo se desarrolla la herramienta computarizada bajo el lenguaje de Visual Basic en su versión 6.0. En forma general se describe la estructura del programa y adicionalmente se explica cómo realizar una corrida del mismo para la pasada activa de turno.

En el quinto capítulo se presenta la validación de la herramienta computacional, y se presentan los análisis de resultados, que abarca el estudio, observaciones y razonamiento que se esgrimen de los resultados obtenidos en el capítulo 4.



Finalmente se presentan las conclusiones y recomendaciones (sexto y séptimo capítulo respectivamente) a las que se llega en la investigación, se describen las mejoras logradas respecto a los objetivos propuestos inicialmente; también se especifican las recomendaciones acerca de las mejoras y nuevos planteamientos derivados de este trabajo de investigación.



CAPÍTULO I

EL PROBLEMA

1.1 PLANTEAMIENTO DEL PROBLEMA

El proceso de laminación en caliente es uno de los métodos básicos para la producción de barras de sección rectangular, redonda y otras más complejas, donde se involucran fuertes reducciones de área. Su finalidad es producir materia prima, la cual será base para los procesos metalmecánicos que la requieran.

Para el caso particular de la laminación en caliente, sus características fundamentales son que el esfuerzo de fluencia depende de la velocidad de deformación y que la fuerza de fricción entre el material y los rodillos es sumamente elevada [Cabello, S; 2008].

El trabajo en caliente se utiliza para proporcionar la forma adecuada a los metales. Además de producir la geometría deseada, el trabajo en caliente confiere al material las características mecánicas finales requeridas por la pieza, por lo tanto, conocer el comportamiento termomecánico de los aceros al carbono e incluir los parámetros que define éste en los cálculos relacionados con laminación en caliente es importante en el mejoramiento de dicho proceso. El control del proceso, más allá de las variables físicas y mecánicas del mismo, redundaría en el mejoramiento de las condiciones finales del material laminado.



La industria siderúrgica y metalmeccánica manufacturera, específicamente en aquellos procesos que implique laminación en caliente, requieren del mejoramiento de los mismos mediante un elevado control de sus variables, tanto las físicas relacionadas con el proceso, como las vinculadas con los fenómenos intrínsecos a la deformación del material. En la mayoría de los casos los estudios se basan en la práctica o en modelos matemáticos empíricos que no incluyen los fenómenos físicos ocurridos dentro del material. Sin embargo, las investigaciones científicas tendientes a modelar tanto las variables del proceso de conformado como los fenómenos internos del material relacionados con la deformación en caliente, son herramientas válidas para el mejoramiento del proceso.

Para el caso de este trabajo, se parte del hecho de que la deformación en caliente en los aceros implica una serie de fenómenos relacionados con el trabajo plástico, estos fenómenos son:

- Endurecimiento por deformación.
- Restauración dinámica.
- Recristalización dinámica.

El alcance de este trabajo de investigación es considerar estos fenómenos presentes en el acero a altas temperaturas, mediante la incorporación de modelos matemáticos que incluyen este comportamiento a aquellos desarrollos matemáticos existentes para estimación de cargas de laminación en caliente, ya que hasta donde es conocido por los proponentes de este trabajo, los modelos matemáticos existentes para estimación de cargas de laminación se basan en suposiciones más simplificadas del comportamiento de los aceros a altas temperaturas, tal es el caso de los desarrollos teóricos propuestos por Ekelund y Sims. De esta manera se podrá conocer si las



variables incorporadas a los modelos teóricos asumiendo los fenómenos ya descritos en el comportamiento del acero en caliente, permiten una mayor aproximación a las cargas de laminación provenientes de resultados experimentales.

1.2 OBJETIVOS

1.2.1 OBJETIVO GENERAL

Incorporar las ecuaciones constitutivas del comportamiento en caliente de los aceros a altas temperaturas en los modelos matemáticos utilizados para calcular la carga de laminación en caliente.

1.2.2 OBJETIVOS ESPECÍFICOS

- Investigar en la literatura ecuaciones constitutivas existentes para aceros a altas temperaturas.
- Investigar en la literatura modelos matemáticos desarrollados para el cálculo de cargas de laminación en caliente.
- Incorporar las ecuaciones constitutivas de comportamiento en caliente para aceros de bajo carbono, en los modelos matemáticos desarrollados para el cálculo de cargas de laminación en caliente.
- Aplicar el programa estructurado a los datos de entrada reportados en la literatura y computar los resultados.



- Comparar los resultados obtenidos con los experimentales reportados en la literatura.

1.2.3 LIMITACIONES

- Tomando en cuenta que los datos no son tomados en campo, los datos de entrada y resultados experimentales (salida) utilizados en este trabajo serán obtenidos de una investigación previa que se titula: “ Modelación Matemática de la Producción de un Tren de Laminación en Caliente” (Guerrero-Mata, Zambrano, Colás y Leduc, México, 2003), realizada en la Facultad de Ingeniería Mecánica y Eléctrica de la Universidad Autónoma de Nuevo León (UANL), en vista de la dificultad que representa la recolección de datos durante experiencias directas en líneas de producción.

1.2.4 DELIMITACIONES

- La siguiente investigación esta circunscrita solamente al proceso de laminación en caliente.
- El metal objeto de estudio para el presente trabajo investigativo es un acero de bajo carbono.
- Las ecuaciones a obtener se referirán solamente a la determinación de la carga de laminación en caliente.
- La base para la elaboración del programa de modelización será MS Excel.



-
- La validación de los resultados se realizará con respecto a los resultados experimentales reportados en el trabajo utilizado como referencia principal (citado previamente).



CAPÍTULO II

MARCO TEÓRICO

2.1 INTRODUCCIÓN TEÓRICA

La laminación es un método de conformado o deformación utilizado para producir productos metálicos alargados de sección transversal constante.

Este proceso metalúrgico se puede realizar con varios tipos de máquinas. La selección de la máquina más adecuada va en función del tipo de lámina que se desea obtener (espesor y longitud) y de la naturaleza y características del metal.

2.1.1 VENTAJAS DEL TRABAJO EN CALIENTE

- Con las operaciones de trabajo en caliente se pueden lograr cambios significativos en la forma de las partes de trabajo.
- Las operaciones en caliente se pueden usar no solamente para dar forma al material de trabajo, sino también para incrementar su resistencia.
- Este proceso no produce ningún desperdicio como subproducto de la operación.



2.1.2 DESVENTAJAS DEL TRABAJO EN CALIENTE

- La mayor parte de los procesos de laminado en caliente involucran una alta inversión de capital, requieren equipo y piezas pesadas llamadas molinos laminadores o de laminación.
- El alto costo de inversión requiere que los molinos se usen para producciones en grandes cantidades de artículos estándar como láminas y placas.
- La mayoría del laminado se realiza en caliente debido a la gran cantidad de deformación requerida por lo que los productos no pueden mantenerse dentro de las tolerancias adecuadas.

2.2 RESEÑA HISTORICA

El laminado del oro y la plata por medios manuales data del siglo XIV. Leonardo da Vinci diseñó uno de los primeros molinos de laminación en 1480, pero es dudoso que su modelo se haya construido alguna vez. Alrededor del año 1700, el hierro ya se laminaba en caliente en Alemania, Bélgica, Francia, Inglaterra y Suecia.

La práctica moderna del laminado data del año 1783, cuando se expidió en Inglaterra una patente para un proceso que producía barras de hierro usando rodillos acanalados. La Revolución Industrial creó una significativa demanda de productos de hierro y acero, estimulando el desarrollo de la laminación. El primer molino que laminaba rieles para ferrocarril se inició en Inglaterra en 1820. Las primeras vigas en



“T” se laminaron en Francia en 1849. Además, el tamaño y la capacidad de los molinos de laminado plano se incrementaron dramáticamente durante este periodo.

El laminado es un proceso que requiere una fuente muy grande de potencia, por lo que hasta el siglo XVIII se usaron las ruedas accionadas por agua para mover los molinos de laminación. Las máquinas de vapor incrementaron la capacidad de estos molinos de laminación hasta después de 1900, cuando los motores eléctricos remplazaron las máquinas de vapor [Mikell Groover, 1997].

2.3 TIPOS DE LAMINADO

La máquina más común es de simples rodillos, por entre los cuales se introduce el metal a altas temperaturas y se deforma hasta obtener el espesor deseado, estos giran halando el material de trabajo y simultáneamente lo comprimen entre ellos.

Normalmente la única fuerza o esfuerzo aplicado es la presión radial de los rodillos laminadores. Esto deforma el metal y lo hala a través de la holgura de los rodillos. El proceso puede ser comparable a la compresión en el forjado pero difiere en dos aspectos; la compresión se efectúa entre un par de pletinas con diferentes inclinaciones entre una y otra, y que el proceso es continuo.

El proceso de laminado plano, se usa para reducir el espesor de una sección transversal rectangular para obtener planchas, tiras, láminas y placas, partes de trabajo de sección transversal rectangular con un ancho mayor que el espesor. En el



laminado plano, se presiona el material de trabajo entre dos rodillos de manera que su espesor se reduce a una cantidad llamada “draft”, además de reducir su espesor, el laminado aumenta usualmente el ancho del material de trabajo. Esto se llama esparcido o “spreading”, y tiende a ser más pronunciado con bajas relaciones entre ancho y espesor, así como con bajos coeficientes de fricción.

Existe la conservación del material, de tal manera que el volumen del metal que sale de los rodillos es igual al volumen que entra. Los rodillos entran en contacto con el material de trabajo a lo largo de un arco de contacto definido por un ángulo. Cada rodillo tiene un radio y su velocidad de rotación tiene una velocidad tangencial, que es mayor que la velocidad del material de trabajo y menor que la velocidad de salida. Sin embargo existe un punto a lo largo del arco donde la velocidad del material de trabajo iguala la velocidad del rodillo. Este punto se llama punto de no deslizamiento o punto neutro. La fricción se presenta en el laminado con un cierto coeficiente de fricción generada por la presión de los rodillos.

También es posible la laminación a temperaturas bajas (laminado en frío). En este caso la relación de espesor de entrada a los rodillos frente al espesor de salida es menor que en el caso de laminado en caliente, necesitándose varias pasadas hasta completar el proceso. Es habitual utilizar en este caso laminadores reversibles. La calidad del laminado en frío suele ser mayor que la laminación en caliente, ya que es posible tomar medidas de espesores, realizando así un mejor control del proceso [Mikell Groover, 1997].

2.4 APLICACIONES Y PRODUCTOS

La fabricación de acero representa la aplicación más común de las operaciones de laminación. Los lingotes de acero fundido se solidifican y posteriormente se transforman en lupias, tochos o planchas. Las lupias se laminan para generar perfiles estructurales y rieles para ferrocarril. Los tochos se laminan para producir barras y varillas. Estas formas son la materia prima para el maquinado, estirado de alambre, forjado y otros procesos de trabajo de metales. Las planchas se laminan para convertirlas en placas, láminas y tiras. Las placas laminadas en caliente se usan para la construcción de barcos, puentes, calderas, estructuras soldadas para maquinaria pesada, tubos y tuberías entre otros. El laminado en frío hace más resistente el metal y permite tolerancias más estrechas del espesor, está libre de incrustaciones de óxido por lo que es ideal para estampados, paneles exteriores y otros productos que van desde automóviles hasta utensilios y muebles de oficina.

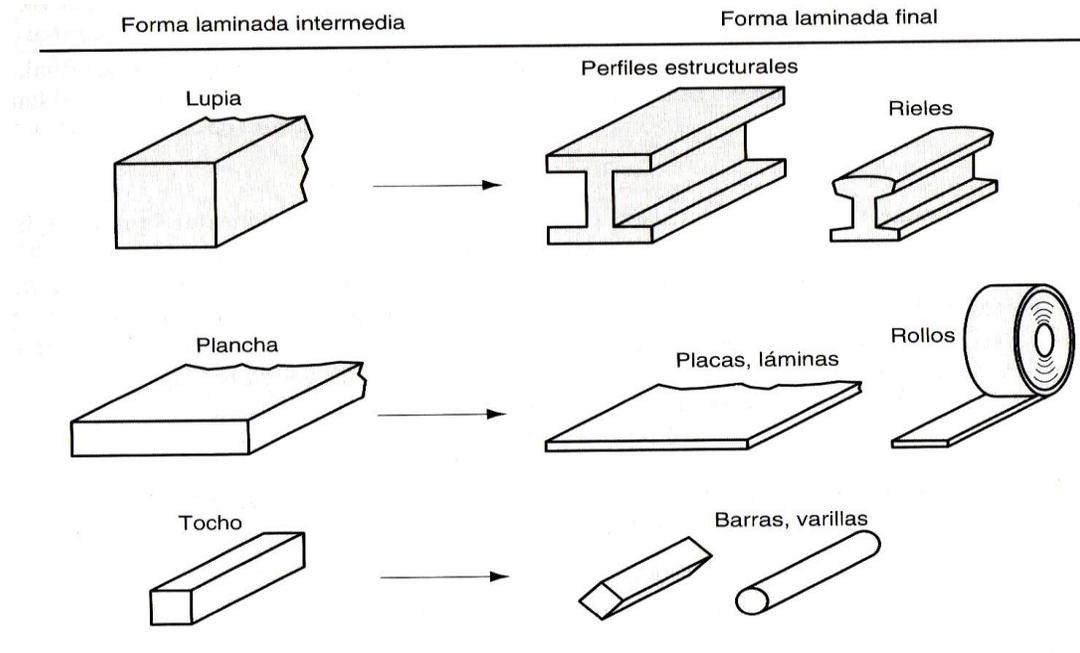


Figura 2.1: Algunos productos de acero hechos en molinos de laminación [Groover M., 1997]



El producto final de la laminación puede presentarse en grupos de chapas de tamaños normalizados, o de bobinas en las que la lámina se enrolla en un cuerpo, también bajo medidas normalizadas. La figura 2.1 muestra algunos productos de acero.

La lámina puede ser tratada químicamente después de su transformación para variar sus propiedades mecánicas con tratamientos superficiales comunes, como el galvanizado.

2.5 CONFORMADO EN CALIENTE

Se puede definir el trabajo en caliente como una deformación en condiciones tales de temperatura y velocidad de deformación que produce simultáneamente deformación y restauración. El trabajo en caliente elimina el endurecimiento debido al proceso de deformación y la estructura granular deformada, en algunos casos, por la formación de nuevos granos libres de deformación en un proceso de recristalización. Se pueden lograr deformaciones muy grandes trabajando en caliente, porque la recristalización elimina las perturbaciones introducidas por la deformación. El trabajo en caliente se produce bajo condiciones de constancia práctica de límite elástico o límite de fluencia, y dado que este límite disminuye al aumentar la temperatura, la energía necesaria para la deformación en caliente es generalmente menor que la necesaria para el trabajo en frío.

Las propiedades finales de los materiales conformados en caliente dependen marcadamente de la naturaleza de los procesos que tienen lugar durante la deformación. Todo proceso de conformado en caliente consta fundamentalmente de dos fenómenos que se combinan para determinar el comportamiento final, que son:



- Endurecimiento por deformación: este efecto es debido al incremento de la densidad de dislocaciones bajo la acción de fuerzas externas y la interacción de dislocaciones.
- Ablandamiento debido a procesos dinámicos de recuperación: consiste en un fenómeno de descenso de la densidad de dislocaciones y la redistribución de las dislocaciones en configuraciones energéticas más estables. El ablandamiento dinámico puede ser de dos tipos: restauración dinámica y recristalización dinámica.

Ambos fenómenos dependen del tiempo y de factores como la velocidad de deformación, el defecto de apilamiento, el estado inicial de la microestructura, así como de la composición química del material [Fernández, V; 2004].

2.5.1 ENDURECIMIENTO POR DEFORMACIÓN

El endurecimiento por deformación (o endurecimiento por trabajo) describe el fenómeno por el cual la resistencia aumenta durante la deformación plástica. Se produce por la interacción de dislocaciones entre sí y con barreras que impiden su movimiento a través de la red cristalina. El endurecimiento debido a la interacción de las dislocaciones es un problema complicado, porque implica grandes grupos de dislocaciones, y es difícil especificar de forma matemática simple el comportamiento matemático de dichos grupos. Se sabe que el número de dislocaciones en un material aumenta con la deformación; por este motivo una primera condición para comprender el endurecimiento por deformación es el desarrollo de un mecanismo lógico para la generación de dislocaciones.

Una primera aproximación al estudio del comportamiento a deformación de los materiales cristalinos, es el análisis de la curva de fluencia del mismo. La tasa de endurecimiento por deformación representada por: $\theta = d\sigma/d\varepsilon$, se deriva de la curva esfuerzo-deformación. Estudios realizados en monocristales FCC muestran que a bajas temperaturas ($T < 0,5 \cdot T_m$), la tasa de endurecimiento por deformación se puede dividir en tres zonas, Fig. 2.2. Aparte del tipo de red cristalina, existen otros factores que pueden influir en la forma de la curva esfuerzo-deformación, así como la contribución relativa de cada una de las etapas en la deformación total.

Los factores principales son:

- La energía de defecto de apilamiento.
- Pureza del material.
- Orientación del cristal.
- Temperatura y velocidad de deformación.

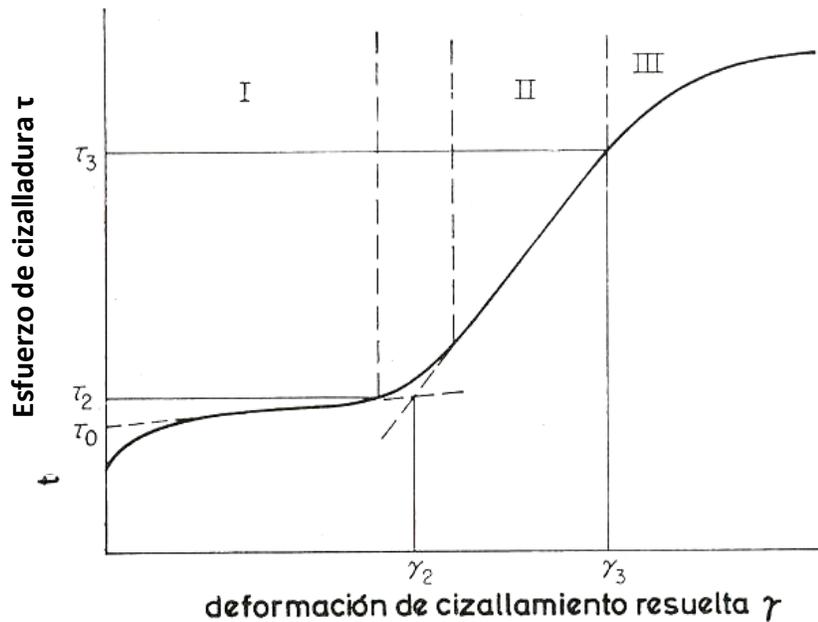


Fig. 2.2: Representación esquemática de las etapas de endurecimiento de un monocristal [Hertzberg, 1995]



En la primera etapa, etapa I, la curva presenta dos porciones lineales: la porción inicial de deformación elástica (reversible) y la porción de deformación plástica (irreversible). La curva esfuerzo-deformación presenta una curvatura al pasar de la primera a la segunda porción. Esta curvatura marca el inicio de la deformación plástica.

De acuerdo con la ley de Hooke, el coeficiente de endurecimiento por deformación en la primera porción es igual al módulo de cizalladura, G ; en la porción lineal de la deformación plástica, el coeficiente de endurecimiento θ_I es muy pequeño (del orden de $10^{-4} \cdot G$ para metales FCC y HCP, y de $10^{-3} \cdot G$ para metales BCC), y poco sensible a variables externas como la temperatura y la velocidad de deformación. En vista de este valor tan pequeño de la tasa de endurecimiento, esta primera etapa se denomina de *deslizamiento fácil*. Durante el deslizamiento fácil las dislocaciones se pueden desplazar grandes distancias sin encontrar barreras. El poco endurecimiento por deformación durante esta etapa implica que la mayoría de las dislocaciones escapan del cristal a la superficie. El deslizamiento ocurre en un único sistema de deslizamiento, por lo cual esta primera etapa también se denomina de *fluencia laminar*.

La segunda etapa, también caracterizada por una relación lineal entre el esfuerzo y la deformación, presenta un valor del coeficiente de endurecimiento mayor que en la primera etapa. El coeficiente θ_{II} es independiente de la temperatura. En esta etapa se activan otros sistemas de deslizamiento, con lo que empiezan a aparecer irregularidades en la estructura. Se desarrollan enredos (*tangles*) de dislocaciones que dan lugar, eventualmente, a la formación de una estructura de celdas, consistente en regiones prácticamente libres de dislocaciones rodeadas por material con elevada densidad de dislocaciones.



La parte de la curva correspondiente a la tercera etapa es típicamente parabólica, en lugar de lineal. El efecto de endurecimiento en la etapa III disminuye al incrementar la deformación, fenómeno que se denomina *restauración dinámica*. El inicio de la etapa III es especialmente sensible a la temperatura de deformación T_d : el inicio de la tercera etapa se desplaza hacia menores valores de la deformación al aumentar la temperatura de deformación. En policristales FCC el comportamiento de endurecimiento por deformación empieza en la etapa II (no hay etapa I) y a continuación pasa a la etapa III. A elevadas deformaciones se observa una etapa de endurecimiento secundario (etapa IV) y un régimen de recuperación (etapa V). A elevada temperatura ($T > 0,5 \cdot T_m$) el endurecimiento por deformación de los cristales puros o de policristales se inicia usualmente en la etapa III. La etapa II llega a ser menos pronunciada con el aumento de la temperatura, hasta llegar a desaparecer totalmente [Fernández, V; 2004].

2.5.2 ABLANDAMIENTO DEBIDO A PROCESOS DINÁMICOS DE RECUPERACIÓN

El comportamiento a fluencia de los aceros a elevada temperatura implica dos procesos dinámicos de ablandamiento, a saber, restauración dinámica y recrystalización. Está ampliamente reconocido que es necesario una mínima deformación, la deformación de incubación, ϵ_c , para el inicio de la recrystalización. Esta deformación está asociada a la mínima densidad de dislocaciones necesaria para promover la nucleación de la recrystalización. Adicionalmente es necesaria una cantidad de deformación, ϵ_x , para completar la recrystalización y alcanzar el estado de fluencia estable.

Existen tres tipos de recristalización que tienen lugar durante o después del trabajo en caliente: estática, dinámica y metadinámica [Zahiri y Hodgson, 2004]. La recristalización estática (SRX) tiene lugar por procesos de nucleación y crecimiento, donde nuevos núcleos libres de deformación se forman y crecen a expensas del material deformado. La recristalización dinámica (DRX) tiene lugar cuando se alcanza el valor crítico de una condición microestructural (i.e. elevada densidad de dislocaciones) durante la deformación en caliente. La recristalización metadinámica (MDRX) tiene lugar después de la deformación por el crecimiento continuo de los núcleos formados como consecuencia de la recristalización dinámica.

Durante la restauración dinámica la estructura de dislocaciones evoluciona como se muestra en la figura, Fig. 2.3 especialmente en aquellos materiales con alta energía de defectos de apilamiento (aluminio, ferrita).

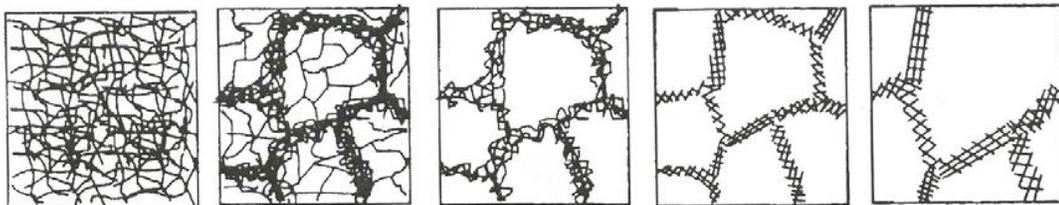


Fig. 2.3 Evolución de la estructura de dislocaciones durante la restauración Dinámica [Humphreys y Hatherly, 1995]

Los metales que restauran con dificultad no forman subgranos, pero cuando acumulan suficiente acritud, recristalizan dinámicamente (níquel). En este momento se nuclean y crecen nuevos granos cristalinos equiaxiales y con baja densidad de dislocaciones. Ambos mecanismos dan lugar a una curva característica “esfuerzo verdadero – deformación verdadera” en la cual, tras alcanzar un valor máximo de esfuerzo, se observa una caída que se extiende en un estado estacionario. Este estado se puede alcanzar de dos maneras; para velocidades de deformación relativamente

bajas y a elevadas temperaturas, la curva muestra un comportamiento cíclico, mientras que a elevadas velocidades de deformación y a bajas temperaturas, se observa únicamente un pico en la tensión. En ambos casos, la parte inicial de la curva se puede describir en términos de restauración dinámica, mientras que la región bajo el pico de la tensión se caracteriza por la recrystalización dinámica, ver Fig. 2.4

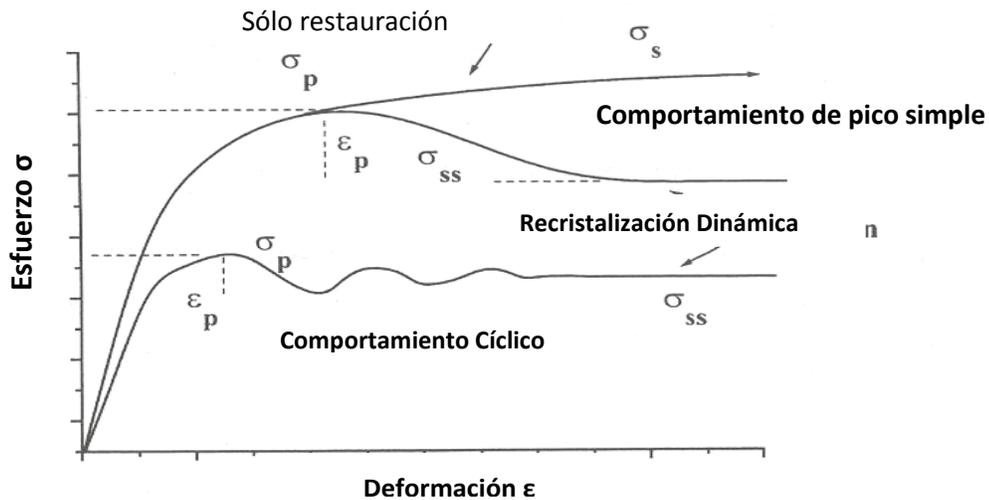


Fig. 2.4: Representación esquemática de la recrystalización discontinua en diferentes condiciones de deformación [Fernández Vanessa, 2004]

Desde un punto de vista estructural, la curva de fluencia puede ser dividida en tres etapas sucesivas, las cuales son dependientes tanto de la temperatura como de la velocidad de deformación. Durante la primera etapa, endurecimiento y recuperación dinámica tienen lugar a deformaciones relativamente bajas. Esta etapa se caracteriza por la multiplicación de dislocaciones y el aumento de su densidad, el alargamiento de los granos, dando lugar a una microestructura tipo “pancake”, y la formación de subgranos dentro de los granos deformados [Fernández Vanessa, 2004].



A deformaciones elevadas, etapa 3, se alcanza el estado estacionario y la estructura final deviene equiaxial. Entre estas dos etapas existe una segunda, llamada de transición, caracterizada por una caída del esfuerzo verdadero, lo que se atribuye a la recristalización dinámica. Estos procesos de recuperación son, en general dependientes de la temperatura y la velocidad de deformación. Cuando menor es la temperatura, menos activados están los procesos de ablandamiento y por lo tanto, más difícil de deformar es el material. Por otra parte, cuanto mayor es la velocidad de deformación, menos tiempo se dispone para que se inicie la cinética de restauración y recristalización dinámica, y por tanto, prevalecen más los fenómenos de endurecimiento que los de recuperación, y de nuevo cuesta más deformar el material. Esto potencia la aparición a deformaciones menores, de los mecanismos que acabarán fracturando el material.

2.6 DERIVACIÓN DE LA ECUACIÓN CONSTITUTIVA PARA EL ACERO DE BAJO CARBONO A ALTAS TEMPERATURAS

El comportamiento a fluencia de los aceros de bajo carbono presenta tanto *restauración dinámica* como *recristalización dinámica*.

El estudio de la curva de fluencia se dividirá en dos partes:

- La primera parte de la curva se analizará según los parámetros de la restauración dinámica.
- La segunda parte de la curva se tratará con los modelos de recristalización dinámica.



2.6.1 RESTAURACIÓN DINÁMICA

Se han propuesto varios modelos para describir el comportamiento de los metales bajo condiciones de restauración dinámica. La mayoría de ellos consideran que la densidad de dislocaciones ρ , es el resultado del balance entre la generación y acumulación de dislocaciones durante el endurecimiento por deformación y la aniquilación de dislocaciones durante la restauración dinámica. Esto se puede expresar según la ecuación (Ec.2.1):

$$\frac{d\rho}{d\varepsilon} = \frac{d\rho}{d\varepsilon} [\text{acumulación}] - \frac{d\rho}{d\varepsilon} [\text{recuperación}] \quad (\text{Ec.2.1})$$

Cuando la ecuación (Ec.2.1) se combina con la descripción del coeficiente de endurecimiento θ , ecuación (Ec.2.2), y la relación entre el esfuerzo y la densidad de dislocaciones, ecuación (Ec.2.3), se obtiene un conjunto de ecuaciones que describen la evolución de la densidad de dislocaciones durante la deformación.

$$\theta = \left. \frac{d\sigma}{d\varepsilon} \right|_{\varepsilon^0, T} \quad (\text{Ec.2.2})$$

$$\sigma = \alpha' \mu b \sqrt{\rho} \quad (\text{Ec.2.3})$$

En la ecuación (Ec.2.3), α' es una constante geométrica, μ es el módulo de cizalladura, y b es el vector de Burgers.

La resolución de las ecuaciones (Ec.2.1) hasta (Ec.2.3) es bastante directa si se conoce la evolución de la densidad de dislocaciones [Frost y Ashby, 1982], [Roberts,



1982]. En el presente estudio, los modelos propuestos por [Estrin y Mecking, 1984] y [Bergström, 1969-70], [Bergström y Aaronsson, 1972] son los utilizados para pronosticar la curva de fluencia σ - ε observada. La expresión que corresponde a la ecuación (Ec.2.1) presentada por estos autores, viene dada por:

$$\frac{d\rho}{d\varepsilon} = U - \Omega\rho \quad (\text{Ec.2.4})$$

Donde U es el término de endurecimiento y Ω es el término de ablandamiento.

Estrin y Mecking consideran que el término U se mantiene constante cuando hay partículas presentes y el tamaño de grano es fino. Para el término de ablandamiento ($\Omega\rho$), ellos asumen una expresión similar a la propuesta por Kocks [Kocks, 1979], esto es, que la recuperación dinámica sigue una cinética de primer orden. En el modelo de Bergström, U es la velocidad de inmovilización o aniquilación de dislocaciones móviles y Ω es la probabilidad de “removilización” o aniquilación de dislocaciones inmóviles.

La integración de la ecuación (Ec.2.4) se simplifica asumiendo que U y Ω son independientes de la deformación ε . La relación resultante es expresada según:

$$\sigma^2 = \sigma_s^2 + (\sigma_0^2 - \sigma_s^2)\exp(-\Omega\varepsilon) \quad (\text{Ec.2.5})$$

Donde:

$$\sigma_0 = \alpha'\mu b\sqrt{\rho_0} \quad (\text{Ec.2.6})$$

$$\sigma_s = \alpha'\mu b\sqrt{U/\Omega} \quad (\text{Ec.2.7})$$



Donde α' es una constante geométrica, μ es el módulo de cizalladura, b es el vector de Burgers, σ_0 es el límite elástico para la densidad inicial de dislocaciones ρ ($\rho = \rho_0$), U y Ω son parámetros característicos que describen el endurecimiento y el comportamiento de restauración dinámica respectivamente, σ_s es el valor extrapolado del esfuerzo de saturación en la curva de fluencia en ausencia de recristalización dinámica.

2.6.2 RECRISTALIZACIÓN DINÁMICA

La recristalización dinámica, que es uno de los principales mecanismos de ablandamiento a elevada temperatura, tiene lugar después de alcanzar la deformación crítica, ε_p . Se denomina recristalización *dinámica* pues tiene lugar durante el proceso de deformación. Cuando este fenómeno de ablandamiento ocurre tiene lugar simultáneamente una nucleación y un crecimiento (migración del borde de grano) cuando se aplica la deformación. La cinética de la recristalización dinámica se puede representar con una ecuación tipo Avrami. Para este propósito, se asume que el ablandamiento mecánico es directamente proporcional a la fracción de volumen recristalizada. De esta manera, la ecuación constitutiva que se aplicará después de iniciada la recristalización dinámica se puede expresar como:

$$\sigma = \sigma_S - (\sigma_S - \sigma_{SS})x \quad (\text{Ec.2.8})$$

Donde σ_{ss} es el esfuerzo en el estado estacionario y X es la fracción de volumen recristalizada, que al mismo tiempo se puede expresar mediante la relación de Avrami:

$$X = 1 - \exp(-Bt^k) \quad (\text{Ec.2.9})$$

O alternativamente:

$$X = 1 - \exp\left[-0,693 \left[\frac{t}{t_{50\%}}\right]^k\right] \quad (\text{Ec.2.10})$$

Donde $t_{50\%}$ es el tiempo necesario para alcanzar el 50% del volumen recrystalizado, y B y k son parámetros característicos que describen la cinética de recrystalización y los lugares de nucleación, respectivamente. Esta última aproximación desprecia cualquier posible endurecimiento durante la deformación cuando tiene lugar la recrystalización dinámica. Esta aproximación es válida cuando el proceso de deformación es gobernado principalmente por ablandamiento debido a recrystalización dinámica, lo que es generalmente aceptado una vez se ha alcanzado el esfuerzo de pico (esfuerzo máximo) [El Wahabi, Cabrera y Prado, 2003]. Las ecuaciones (Ec.2.5) hasta (Ec.2.10) se pueden emplear para representar el comportamiento a fluencia del material a estudiar, aunque se añadirán algunas ecuaciones relacionadas con el control de la cinética “*rate controlling*”. Este tipo de ecuaciones permiten cuantificar los esfuerzos de saturación y de estado estacionario, la fracción de volumen recrystalizado y los parámetros de endurecimiento por deformación y de ablandamiento ($(\alpha' b)^2 U$ y Ω , respectivamente).

2.7 CÁLCULO DE CARGA DE LOS CILINDROS

Considerando el proceso como una compresión homogénea plana entre plataformas bien lubricadas se puede obtener un cálculo simple de la carga de los cilindros en la laminación plana. Suponiendo que las plataformas son de longitud L , medida en la dirección de laminación e igual a la longitud proyectada del arco de



contacto, y considerando que la chapa tiene una anchura w . Por lo tanto, el área proyectada de contacto es $L \times w$. Normalmente el esfuerzo de fluencia (σ) de la pieza terminada será mayor que la de la pieza inicial, debido al endurecimiento por deformación, pero en este cálculo está permitido, al menos para una pletina dura, suponer un valor medio $\hat{\sigma}$. Entonces, la carga “P” necesaria para comprimir la pletina es:

$$P = \hat{\sigma} \times L \times w \quad (\text{Ec.2.11})$$

Es común valorar las cargas de laminación en kilos por mm, lo que proporciona una comparación rápida entre distintos metales, de manera que la ecuación se puede reescribir:

$$\frac{P}{w} = \hat{\sigma} \times L \quad (\text{Ec.2. 12})$$

A partir de la geometría de la figura 2.5 se puede ver que la longitud de contacto proyectada “L” se puede expresar en función del radio del cilindro “R” y de la reducción de sección, o de la reducción del espesor de la banda, Δh .

$$L^2 = R^2 - \left(R^2 - \frac{1}{2}\Delta h\right)^2 = R \times \Delta h - \frac{1}{4}(\Delta h)^2 \quad (\text{Ec. 2.13})$$

En la práctica, el radio del cilindro es siempre mucho mayor que la reducción de sección. Los valores típicos para una pequeña reducción pueden ser $R = 175$ mm y $h = 1,5$ mm, de manera que:

$$L^2 \cong R \times \Delta h \quad (\text{Ec. 2.13a})$$

$$\frac{P}{w} = \sigma \times \sqrt{R \times \Delta h} \quad (\text{Ec. 2.13b})$$



Esta fórmula proporciona un límite inferior de la carga de los cilindros, ya que desprecia la influencia del rozamiento. Orowan [Orowan, 1943] ha sugerido una ecuación que es muy útil para un cálculo rápido de las cargas aproximadas de los cilindros. Se basa en un margen del 20% para el rozamiento:

$$\frac{P^*}{w} = 1,2 \times \bar{S} \times \sqrt{R \times \Delta h} \quad (\text{Ec. 2.15})$$

2.8 MODELOS PARA LA ESTIMACIÓN DE LA FUERZA SEPARATRIZ DE LOS RODILLOS EN LAMINACIÓN EN CALIENTE

Al contrario de las teorías que tratan de laminación en frío, las de laminación en caliente no han avanzado tanto en su modelación por la dificultad que implica tomar en cuenta las deformaciones no homogéneas y condiciones de fricción no tan bien definidas. Así como en otros procesos de trabajo en caliente, el esfuerzo de fluencia para laminación en caliente es una función de la temperatura y de la tasa de deformación (rapidez de los rodillos).

2.8.1 MODELO DE EKELUND [Ekelund, 1927]

En 1927, mediante el análisis de esfuerzos de los cilindros, Ekelund propuso una ecuación para el cálculo de las cargas de los mismos teniendo en cuenta la influencia del grado de deformación sobre el esfuerzo de fluencia media. La ecuación para cálculo de carga de laminación en caliente se compone de dos elementos:

$$\frac{P}{w} = A \times B \quad (\text{Ec. 2.16})$$



Donde:

$$A = \left\{ \sigma + \left[\left(2 \times v \times \eta \times \sqrt{\frac{\Delta h}{R}} \right) / (h_o + h_f) \right] \right\} \times \sqrt{R \times \Delta h} \quad (\text{Ec. 2.17})$$

$$B = \left\{ 1 + \left[\left(1,6 \times \mu \times \sqrt{R \times \Delta h} \right) - 1,2 \times \Delta h \right] / (h_o + h_f) \right\} \quad (\text{Ec. 2.18})$$

Donde:

η es la viscosidad del acero en caliente y está definida por:

$$\eta = 1373 - 0,098 \times T ; \text{ Para } T \gg \gg 700^\circ\text{C} \quad (\text{Ec. 2.19})$$

v es la velocidad tangencial de los rodillos en mm/s

μ es el coeficiente de fricción dado por:

$$\mu = 0,84 - 0,0004 \times T ; \text{ Para } T \gg \gg 700^\circ\text{C} \quad (\text{Ec. 2.20})$$

σ es el esfuerzo de fluencia (kN/mm^2) en términos del porcentaje de elementos constituyentes del acero. Viene dado por:

$$\sigma = 100 \times \eta \times (1,4 + C + Mn + 0,3Cr) \quad (\text{Ec. 2.21})$$

2.8.3 MODELO SIMPLIFICADO, REPORTADO POR EDWARD MIELNIK [Mielnik, 1991]

Este modelo está basado en el principio de acción y reacción ocurrido durante la laminación, es decir, a la presión que ejercen los rodillos contra el metal se opone una fuerza que procura separar los rodillos de laminación. Esta fuerza es denominada *Fuerza Separatriz de Rodillos*, que por unidad de ancho viene expresada por:

$$\frac{P}{w} = L_p \times P_m \quad (\text{Ec. 2.22})$$



Donde:

L_p es la longitud proyectada del arco de contacto.

P_m es la presión media.

Puesto que puede hacerse una analogía entre deformación plana bajo compresión y laminación, y que el coeficiente de fricción en laminación en caliente puede aproximarse a $\mu=0,5$ sin introducir un gran error, la siguiente ecuación puede ser usada para determinar la carga de laminación a partir de la presión media.

$$P_m \cong \bar{\sigma} \times \left(1 + \frac{b}{h_f} \right) \quad (\text{Ec. 2.23})$$

Partiendo de esta ecuación, asumiendo que secciones planas quedan planas, pero en laminación se obtiene una distribución de presión no homogénea. Orowan demostró que el efecto de factores externos hace que la presión se reduzca a un 80% de su valor original. Entonces, la expresión P_m puede reescribirse así:

$$P_m \cong \bar{\sigma} \times \left(0,8 + \frac{x}{4h_f} \right) \quad (\text{Ec. 2.24})$$

Donde:

h_f es el espesor final de chapa.

x es la longitud de contacto.

Tomando $x = L_p$, que es la longitud proyectada del arco de contacto.

$$L_p = \left[R \times (h_o - h_f) - \frac{(h_o - h_f)^2}{4} \right]^{\frac{1}{2}} \cong \left[R \times (h_o - h_f) \right]^{\frac{1}{2}} \quad (\text{Ec. 2.25})$$



Sustituyendo la Ec. 2.25 en la Ec. 2.23, la ecuación que define el modelo queda de la siguiente manera:

$$\frac{P}{w} = \bar{S} \times \sqrt{R \times (h_o - h_f)} \times \left(0,8 + \frac{L_p}{4 \times h_f} \right) \quad (\text{Ec. 2.26})$$

2.8.3 MODELO DE OROWAN [Orowan, 1932]

Este modelo parte de la resolución de la ecuación diferencial originada del esquema de fuerzas que actúan longitudinalmente sobre la zona de deformación en el laminado de una chapa metálica (ver figura 2.5). A partir de esta figura se puede definir la sumatoria de fuerzas C:

- En sentido longitudinal: $(\sigma_x + d\sigma_x) \times (h + dh) - h\sigma_x$
- En sentido radial: $2 \times (p_r \times dx / \cos \alpha) \times \sin \alpha$
- Por causa del rozamiento: $2 \times \mu \times \left(p_r \times \frac{dx}{\cos \alpha} \right) \times \cos \alpha$

En condiciones estacionarias se cumple:

$$h \times d\sigma_x + \sigma_x \times dh + 2 \times P_r \times dx \times \tan \alpha \pm 2 \times \mu \times P_r = 0$$

Donde el signo positivo indicado se refiere al plano de salida y el signo negativo al plano de entrada.

La expresión anterior se puede reescribir como:



$$\frac{d(\sigma_x h)}{dx} = -2 \times (P_r \times \tan \alpha \pm K) \quad (\text{Ec. 2.27})$$

Orowan propuso las siguientes simplificaciones a fin de integrar la ecuación anterior:

1.- h es un valor constante a lo largo del área de contacto, tomando como valor h_a .

2.- α tiende a cero.

Entonces, la ecuación 2.27 se simplifica a lo siguiente:

$$\frac{h_a d\sigma_x}{dx} = -(\pm 2K) \quad (\text{Ec. 2.28})$$

El criterio de fluencia para deformación plana expresado en función del límite de fluencia a corte puro dice:

$$P + \sigma_x = 2K$$

Derivando:

$$dP = -d\sigma_x$$

La ecuación 2.28 se transforma en:

$$h_a \times \frac{dP}{dx} = \pm 2K$$

Integrando tomando la condición de borde $P = Pa$ para $x=0$ obtendremos, para el plano de salida:



$$P = P_a + \left(\frac{2K}{h_a}\right) \times x \quad (\text{Ec. 2.29})$$

Utilizando la condición de flujo plástico para el plano de salida sin tensiones externas:

$$P_a + \sigma_{xa} = 2K \Rightarrow P_a = 2K$$

Entonces, sustituyendo P_a en la ecuación 2.29 queda:

$$P = 2K \times \left(1 + \frac{x}{h_a}\right) \quad (\text{Ec. 2.30})$$

Orowan establece un factor de corrección para el plano de salida:

$$P_a = 0,8 \times (2K)$$

Luego, basándose en este factor de corrección la distribución de presiones queda expresada por:

$$P = 2K \times \left(0,8 + \frac{x}{h_a}\right) \quad (\text{Ec. 2.31})$$

El plano neutro ahora se encuentra en la sección media entre el plano de entrada y el de salida, como se observa en la figura 2.6:

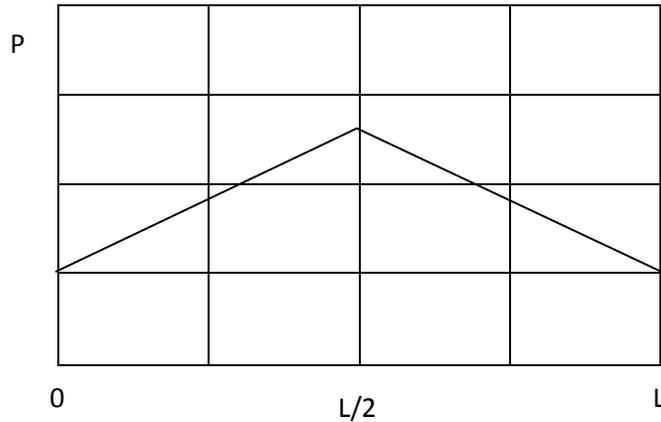


Fig. 2.6: Distribución de presiones en laminación en caliente [Ramírez, 1986]

2.9 ECUACIONES CONSTITUTIVAS DE ACEROS DEFORMADOS A TEMPERATURAS ELEVADAS

2.9.1 MODELO DE PUCHI [Puchi y Cabrera, 2003]

Puchi ha publicado un modelo para analizar el comportamiento constitutivo de un acero de grado BS 430 (C-Mn) deformado bajo condiciones de trabajo en caliente. El análisis se ha realizado mediante el uso de la ecuación de saturación exponencial propuesta por Sah et al.[1969], para la descripción de la evolución del esfuerzo fluencia con la deformación aplicada, modificada apropiadamente para tomar en consideración la recristalización dinámica que tiene lugar en el material después de alcanzarse, cierta deformación crítica. La ecuación de Sah, se combina tanto con los modelos cinéticos de Kocks [1976] y el modelo de Sellars-Tegart-Garofalo [1972] para la descripción de la dependencia del esfuerzo de fluencia inicial, esfuerzo de saturación aparente y esfuerzo de saturación real, de la temperatura y tasa de



deformación. Dichos esfuerzos caracterizan las curvas de fluencia de este material durante la deformación bajo condiciones de trabajo en caliente.

El análisis que se presentó en dicho trabajo utilizó una serie de datos esfuerzo-deformación, obtenidos en el acero especificado anteriormente, a partir de ensayos de compresión plana a temperaturas de 1173, 1273 y 1373 K, a tasas de deformación de 0,25; 2,5 y 25 S⁻¹ en los cuales se alcanzaron deformaciones efectivas del orden de 1,5 – 2,0. Una serie de curvas esfuerzo - deformación representativas, determinadas en el intervalo de condiciones de deformación que fueron investigadas, fueron corregidas por el efecto del calentamiento adiabático haciendo uso de la relación seno hiperbólico introducida originalmente por Garofalo [Garofalo F, 1963] para la descripción de datos de fluencia lenta de estado estacionario, y luego extendida por Sellars y Tegart [1972] para la descripción de datos en trabajo en caliente:

$$\varepsilon = A_1 [\sinh(\alpha\sigma)]^m \exp\left(\frac{-Q}{RT}\right) \quad (\text{Ec. 2.32})$$

En esta ecuación, A₁ representa una constante pre exponencial, α y m parámetros de sensibilidad de la tasa deformación con el esfuerzo; Q la energía de activación aparente y R la constante Universal de los gases. Tal como propusieron Sellars y Tegart [1972], la ecuación anterior se puede modificar para introducir el parámetro de tasa de deformación compensado por temperatura propuesto originalmente por Zener y Hollomon [1946]:

$$Z = \varepsilon \exp\left(\frac{Q}{RT}\right) = A_1 [\sinh(\alpha\sigma)]^m \quad (\text{Ec. 2.33})$$

A fin de describir el comportamiento esfuerzo - deformación del material se utilizó la ecuación de saturación exponencial propuesta por Sah, con las modificaciones apropiadas para tomar en consideración la ocurrencia de recristalización dinámica. Esta ecuación en su forma integrada se puede expresar como:

$$\sigma = \sigma_0 + (\sigma_s - \sigma_0) \left[1 - \exp\left(\frac{-\varepsilon}{\varepsilon_r}\right) \right]^{1/2} \quad (\text{Ec. 2.34})$$

En la cual σ_0 representa el esfuerzo de fluencia inicial al comienzo de la deformación plástica, σ_s el esfuerzo de saturación aparente y ε_r la deformación de relajación, es decir, la deformación a la cual la relación $(\sigma_s - \sigma)/(\sigma_s - \sigma_0)$ alcanza un valor de 0.795.

En forma diferencial la ecuación 2.34 se puede expresar como:

$$\frac{(\sigma - \sigma_0) \frac{d\sigma}{d\varepsilon}}{\mu^2} = \frac{(\sigma_s - \sigma_0)^2}{2\varepsilon_r \mu^2} - \frac{(\sigma - \sigma_0)^2}{2\varepsilon_r \mu^2} \quad (\text{Ec. 2.35})$$

Donde μ representa el modulo de corte elástico dependiente de la temperatura y $\frac{d\sigma}{d\varepsilon}$ la tasa de endurecimiento por deformación.

A fin de tomar en consideración la recristalización dinámica, se debe sustraer de la ecuación 2.34 un término que representa la contribución al ablandamiento producto de la operación de dicho proceso. Generalmente, este término es expresado como:

$$\Delta\sigma = (\sigma_s - \sigma_s) \left\{ 1 - \exp \left[k' \left(\frac{\varepsilon - f_p \varepsilon_p}{\varepsilon_p} \right)^{m'} \right] \right\} \quad (\text{Ec. 2.36})$$



Donde σ_s representa el esfuerzo de estado estable real alcanzado durante la deformación, k' y m' constantes de Avrami en la ecuación cinética, f_p la fracción de la deformación asociada al esfuerzo máximo o pico a la cual comienza la recristalización dinámica y ε_p dicha deformación. De esta manera, el esfuerzo de fluencia de material vendría dado por las ecuaciones 2.35 y 2.36 combinadas de tal manera que:

$$\sigma = \sigma_0 + (\sigma_s - \sigma_0) \left[1 - \exp\left(\frac{-\varepsilon}{\varepsilon_r}\right) \right]^{1/2} \quad (\text{Ec. 2.37})$$

Considerando que:

$$\Delta\sigma = 0 \text{ si } \varepsilon < f_p \varepsilon_p.$$

La optimización de las curvas esfuerzo- deformación para determinar los valores más apropiados de los parámetros involucrados en la ecuación 2.36, se llevó a cabo haciendo uso de técnicas de mínimos cuadrados no lineales que involucran la definición de la suma de cuadrados:

$$\varphi = \sum_{i=1}^N [\sigma_i(\varepsilon) - \sigma_i(\varepsilon)]^2 \quad (\text{Ec. 2.38})$$

Los resultados ilustran que no es posible representar el conjunto completo de curvas esfuerzo - deformación empleando un solo esfuerzo de fluencia inicial, es decir, un flujo plástico inicial independiente de la temperatura y tasa de deformación, sin que por el contrario este esfuerzo presentara una dependencia significativa de estas dos variables, de manera similar a la variación presentada tanto por el esfuerzo de saturación aparente como por el esfuerzo de estado estable real.



Por lo tanto, se ha propuesto que para describir la dependencia de los dos primeros de estos tres parámetros, de la tasa de deformación y la temperatura, se utilice el modelo cinético propuesto por Kocks [1976], lo cual daría como resultado:

$$\sigma_0 = \mu(T) \sigma_{k0} \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_{k0}} \right)^{\frac{kT}{A_0}} \quad (\text{Ec. 2.39})$$

$$\sigma_s = \mu(T) \sigma_{ks} \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_{ks}} \right)^{\frac{kT}{A_s}} \quad (\text{Ec. 2.40})$$

Donde:

$$\mu(T) = 88,885 - 0,0373T \text{ [GPa]} \quad (\text{Ec. 2.41})$$

En las expresiones anteriores, σ_{k0} , $\dot{\epsilon}_{k0}$, σ_{ks} , $\dot{\epsilon}_{ks}$, A_0 y A_s representan constantes del material que se pueden determinar fácilmente a partir del análisis. Por otra parte, la caracterización del esfuerzo de estado estable real, σ'_s , en términos de la tasa y temperatura de deformación se puede llevar a cabo mediante el modelo de Sellars-Tegart-Garofalo ecuación 2.33:

$$\sigma'_s = \frac{\mu(T)}{\alpha'_s} \sinh^{-1} \left(\frac{Z}{A'_s} \right)^{m'_s} \quad (\text{Ec. 2.42})$$

En este caso, los parámetros α'_s , Q , A'_s y m'_s se calculan a partir de los datos experimentales esfuerzo – deformación - tasa de deformación - temperatura.



Con relación a los otros parámetros que son parte de la ecuación constitutiva, especialmente se observó que la deformación de relajación, ε_r tiende a incrementar con la tasa de deformación, aunque no presentó ningún cambio sistemático con la temperatura. Por lo tanto, se ha propuesto que tal dependencia se describa a través de una relación paramétrica simple de la forma:

$$\varepsilon_r = \varepsilon_{r0} + \varepsilon_{r1}(\dot{\varepsilon})^{m_r} \quad (\text{Ec. 2.43})$$

Donde los parámetros ε_{r0} , ε_{r1} y m_r también representan constantes del material que se deben calcular a partir de los datos experimentales, al igual que los valores óptimos de las constantes k' , n' y f_p

Un aspecto importante de aquellas aleaciones que presentan recristalización dinámica durante la deformación a temperaturas elevadas es el cálculo de la deformación al esfuerzo máximo o pico, la cual se puede determinar por medio de una ecuación paramétrica simple en términos de Z de la forma:

$$\varepsilon_p = A_p Z^{m_p} \quad (\text{Ec. 2.44})$$

Donde A_p y m_p son constantes que también se deben calcular a partir de los datos experimentales. De esta manera, los parámetros materiales que deben ser determinados a partir de los datos experimentales son los siguientes: Q , A_s' , α_s' , m_s' , ε_{r0} , ε_{r1} , m_r , k' , n' , f_p , A_p y m_p . El cálculo de estos valores se llevó a cabo mediante la definición de una segunda suma de cuadrados, Ω , de la forma:

$$\Omega = \sum_{i=1}^{NT} [\sigma_i(\varepsilon_i, \dot{\varepsilon}_i, T) - \sigma_i(\varepsilon_i, \dot{\varepsilon}_i, T)]^2 \quad (\text{Ec. 2.45})$$



De donde:

$\sigma_i(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T)$ representa los valores calculados del esfuerzo de fluencia a través de las ecuaciones: (2.33), (2.35) y (2.36)-(2.43), mientras que $\sigma_i(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T)$ representa los valores experimentales del esfuerzo de fluencia a cada deformación, tasa de deformación y temperatura. N_T representa el número total de puntos, es decir, la suma de todos los pares individuales esfuerzo-deformación.

2.9.2 MODELO PROPUESTO POR KOZLOWSKI [Kozłowski, 1992]

Kozłowski *et al.* [1992] desarrollaron y compararon cuatro ecuaciones elasto-viscoplásticas diferentes, a fin de cuantificar el comportamiento mecánico del acero al carbono bajo condiciones típicas de procesamiento a temperaturas elevadas, particularmente durante la colada continua de este material, es decir, temperaturas del orden de 900° - 1400°C, tasas de deformación de $10^{-3} - 10^{-6} \text{ s}^{-1}$, deformaciones efectivas pequeñas (<5%), es decir, antes del comienzo de la etapa de recristalización dinámica, contenido de carbono del orden de 0.005 – 1.54 e historias de deformación complejas. Dichos modelos tienen en común varios aspectos: primero, se utiliza una función cuadrática del contenido del carbono “C”, como una constante de escalamiento, considerándose insignificantes las interacciones de primer orden entre los contenidos de carbono, temperatura y deformación inelástica. En segundo lugar, se considera que la mayoría de los parámetros tienen una dependencia de tipo lineal. Finalmente, tres de los modelos han sido formulados para manejar cambios arbitrarios en las condiciones de deformación, como por ejemplo aquellas que impliquen tasas de deformación inelástica negativas, características de deformaciones cíclicas.



De estas ecuaciones se toma el tercer modelo propuesto por Kozlowski *et al.* [1992], que produce una mejor descripción de los datos experimentales en comparación con otras formas investigadas, siendo muy adecuada para el modelado de deformaciones complejas. Este modelo caracteriza la evolución microestructural a través de la deformación inelástica, lo que hace que la evaluación numérica del mismo sea más difícil que los modelos anteriores, así como su implementación en códigos de elemento finito. Dicho modelo considera que la tasa de deformación depende de la diferencia entre el esfuerzo aplicado y el término que contiene a la deformación inelástica, y se expresa de la siguiente manera:

$$\dot{\varepsilon}_p = C \exp\left(\frac{-Q}{T}\right) (\sigma - \alpha_\varepsilon \varepsilon_p^{n_\varepsilon})^n \quad (\text{Ec. 2.46})$$

Al igual que en el caso anterior, C presenta una dependencia cuadrática del contenido de carbono, Q es una constante y los parámetros, α_ε , n_ε y n , dependen linealmente de la temperatura y se determinan mediante las siguientes ecuaciones:

$$C = 46550 + 71400(\%C) + 12000(\%C)^2$$

$$Q = 44650$$

$$\alpha_\varepsilon = 130,5 - 5,128 \times 10^{-3}T$$

$$n_\varepsilon = -0,6289 + 1,114 \times 10^{-3}T$$

$$n = 8,132 - 1,54 \times 10^{-3}T$$

El nuevo término que aparece dentro del segundo paréntesis representa una forma de "retroesfuerzo" el cual físicamente significa la existencia de cierto umbral de esfuerzo requerido para mover las dislocaciones a través de la microestructura y



producir una deformación plástica permanente. Ya que este término evoluciona con la deformación inelástica, introduce en las curvas esfuerzo-deformación calculadas una pendiente y una curvatura dependientes de la temperatura aunque no de la tasa de deformación.

2.9.3 MODELO DE MEDINA [Medina y Hernández, 1996]

Medina *et al.* [1996], han desarrollado un modelo para predecir las curvas esfuerzo-deformación tanto de aceros de baja aleación como de aceros microaleados deformados en la región austenítica. Dicho modelo consiste básicamente de dos expresiones de esfuerzo en función de la deformación, temperatura, tasa de deformación y composición química del acero. La primera expresión predice la región denominada por endurecimiento y recuperación dinámica y la segunda expresión predice el ablandamiento causado por la recristalización dinámica. De esta manera, la suma algebraica de ambas expresiones predice la curva esfuerzo-deformación completa. Los parámetros involucrados en el modelo se expresan en función de un parámetro adimensional, Z/A , donde Z representa el parámetro de Zener-Hollomon y A una constante, de acuerdo al modelo propuesto por Sellars y Tegart [Sellars y Tegart, 1972].

Para la descripción de la región de endurecimiento y recuperación dinámica de la curva de fluencia, estos autores utilizaron una expresión de la forma:

$$\sigma_e = B[1 - \exp(-C\varepsilon)]^m \quad (\text{Ec. 2.47})$$



Los parámetros “ B ” y “ C ” dependen de la tasa de deformación y temperatura, y particularmente el parámetro “ B ” representa el valor límite del esfuerzo de fluencia cuando la deformación aplicada tiende a ser infinitamente grande. El parámetro “ C ” interviene en la descripción precisa de la curva de fluencia en la región de endurecimiento y recuperación dinámica. Asimismo, el exponente de endurecimiento por deformación, “ m ”, que usualmente se toma como un valor constante, en este trabajo se asumió que es una función de las condiciones de deformación y de la composición química del acero.

En este modelo, la ecuación utilizada para predecir la reducción del esfuerzo a deformaciones superiores a la deformación a la cual se alcanza el esfuerzo máximo o pico “ ε_p ”, debido al efecto de la recristalización dinámica, es una ecuación tipo Avrami que tiene la forma siguiente:

$$\Delta\sigma = B' \left\{ 1 - \exp \left[-k \left(\frac{\varepsilon - a\varepsilon_p}{\varepsilon_p} \right)^{m'} \right] \right\} \quad (\text{Ec. 2.48})$$

$$\varepsilon > a\varepsilon_p$$

Donde B' , k y m' también dependen de las condiciones de deformación. Por lo tanto la curva de fluencia viene dada por la ecuación 2.46 si $\varepsilon < a\varepsilon_p$, y por la suma de las ecuaciones 2.47 y 2.48 en caso contrario, por lo que el modelo requiere la determinación de ocho parámetros, a saber: B , C , m , B' , k , m' , α y ε_p , de los cuales sólo se considera una constante mientras que el resto es una función de las condiciones de deformación y la composición química del acero. De esta forma, haciendo uso de una versión modificada del método de Gauss-Newton se determinó que:



$$B(Mpa) = \left[9,5326 + 0,6196 \ln \left(\frac{Z}{A} \right) \right]^2 \quad (\text{Ec. 2.49})$$

$$C = 3,9201 \left(\frac{Z}{A} \right)^{0,0592} \quad (\text{Ec. 2.50})$$

$$m = 0,3449 \exp \left[0,0139 \left(\frac{Z}{A} \right)^{1/2} \right] \quad (\text{Ec. 2.51})$$

$$B'(Mpa) = 26,0310 \left(\frac{Z}{A} \right)^{0,1351} \quad (\text{Ec. 2.52})$$

$$k = 0,5974 \exp \left[1,2333 \left(\frac{Z}{A} \right)^{-1/2} \right] \quad (\text{Ec. 2.53})$$

$$m' = 1,0901 \exp \left[0,264 \sqrt{\frac{Z}{A}} \right] \quad (\text{Ec. 2.54})$$

$$a = 0,95 \quad (\text{Ec.2.55})$$

Adicionalmente, estos autores determinaron que la energía de activación asociada al proceso de deformación se puede expresar en función de la composición del acero a través de una ecuación del tipo:

$$Q \left(\frac{J}{mol} \right) = 267000 - 2535,52(\%C) + 1010(\%Mn) + 33620,76(\%Si) + 35651,28(\%Mo) + 93680,52(\%Ti)^{0,5919} + 31673,46(\%V) + 70729(\%Nb)^{0,5649} \quad (\text{Ec. 2.56})$$

Mientras que el parámetro A fue expresado como:

$$A(s^{-1}) = [12,197 + 65590(\%C) - 49,052(\%Nb)] \exp(7,076 \times 10^{-5}Q) \quad (\text{Ec. 2.57})$$



Así mismo, la deformación correspondiente al esfuerzo máximo o pico viene dada por:

$$\varepsilon_p = \varepsilon_{p0} D_0^{0,195} \left(\frac{Z}{A}\right)^{p_1} \quad (\text{Ec. 2.58})$$

Donde D_0 representa el tamaño de grano inicial de la austenita y ε_{p0} y p_1 son constantes que dependen de la composición química del acero. Finalmente, el esfuerzo máximo o pico de la curva esfuerzo-deformación se modeló por medio de la ecuación:

$$\sigma_p = \frac{1}{0,011875} \ln \left[\left(\frac{Z}{A}\right)^{1/4,458} + \sqrt{\left(\frac{Z}{A}\right)^{2/4,458} + 1} \right] \quad (\text{Ec. 2.59})$$



CAPÍTULO III

MARCO METODOLÓGICO

3.1 INTRODUCCIÓN

Se presenta la metodología que se aplicó en el presente proyecto, que incluye el uso de un programa de análisis de datos que describe el comportamiento de las ecuaciones de cálculo de carga para laminación en caliente, una vez introducidos en ésta las ecuaciones constitutivas para comportamiento en caliente de aceros al carbono.

3.2 DESCRIPCIÓN DE LA METODOLOGÍA

3.2.1 SELECCIÓN DE LOS MODELOS MATEMÁTICOS PARA LAMINACIÓN EN CALIENTE

Una vez realizada la revisión en la literatura sobre los modelos matemáticos existentes para el diseño de procesos de laminación en caliente para aceros de bajo carbono, se seleccionan tres modelos en particular; los cuales contemplan las características y parámetros principales del diseño de un proceso de laminación en caliente, que a su vez se utilizarán en la elaboración del programa con el cual se obtendrán los resultados para posteriores análisis.

El primer modelo seleccionado es el de Ekelund [1927], el cual mediante el análisis de esfuerzos de los cilindros, el programa hace el cálculo de las carga de los mismos, teniendo en cuenta la influencia del grado de deformación sobre el esfuerzo



de fluencia media. Este comportamiento permite describir el proceso de laminación mediante la ecuación 2.16 presentada en el capítulo anterior.

El segundo modelo de cálculo de carga de laminación seleccionado es el modelo simplificado reportado por Edward Mielnik [1991], el cual se basa en la fuerza de separación ocurrida durante el proceso de laminación, es decir, a la presión que ejercen los rodillos contra el metal, se opone una fuerza que procura separar los rodillos de laminación, cálculo que se efectúa mediante la ecuación 2.26 del capítulo anterior.

El tercer modelo seleccionado es el de Orowan [1932], el cual se basa en la resolución de la ecuación diferencial originada del esquema de fuerzas que actúan longitudinalmente sobre la zona de deformación en el laminado de una chapa metálica, cuya solución final genera el cálculo de la distribución de presiones a ambos lados del plano neutro de deformación, representada mediante la ecuación 2.31.

3.2.2 SELECCIÓN DE LOS MODELOS MATEMÁTICOS DE COMPORTAMIENTO EN CALIENTE PARA ACEROS DE BAJO CARBONO

A partir de la revisión de la literatura sobre los modelos que describen el comportamiento mecánico de los aceros cuando son trabajados a altas temperaturas, se seleccionaron los tres modelos que basándose en la complejidad de estas, determinada por los coeficientes y variables asociados a este parámetro, se adaptan mejor a la elaboración de un programa de procesamiento de datos.



El primer modelo seleccionado fue el de Puchi et al.[2003], el cual se basa en el análisis del comportamiento constitutivo de un acero de grado 430 (C-Mn) (según norma BS) deformado bajo condiciones de trabajo en caliente, mediante el uso de la ecuación de saturación exponencial propuesta por Sah et al.[Sah, Richardson y Sellars,1969], para la descripción de la evolución del esfuerzo de fluencia con la deformación aplicada, modificada apropiadamente para tomar en consideración la recristalización dinámica que tiene lugar en el material después de alcanzarse, cierta deformación crítica. La finalidad de este modelo es desarrollar una serie de relaciones simples que se pudieran implementar fácilmente en cualquier modelo numérico que requiere la interpolación del esfuerzo de fluencia del material a fin de determinar las distribuciones de deformación, tasa de deformación y temperatura en la pieza de trabajo durante la deformación a temperaturas elevadas, y que se expresan mediante las ecuaciones 2.32 a 2.45 del capítulo anterior.

El segundo modelo considerado para su incorporación en las ecuaciones de cálculo de carga de laminación es el propuesto por Kozlowski et al.[1992], el cual se fundamenta en describir el comportamiento mecánico del acero al carbono procesado a elevadas temperaturas, que rondan el orden de 900° - 1400°C, tasas de deformación de $10^{-3} - 10^{-6} \text{ s}^{-1}$, deformaciones efectivas pequeñas (<5%), es decir, antes del comienzo de la etapa de recristalización dinámica, contenido de carbono del orden de 0.005 - 1.54 e historias de deformación complejas, por lo cual trabajó comparando cuatro ecuaciones elasto-viscoplasticas diferentes, de las cuales, para fines de la incorporación al programa desarrollado en el presente trabajo, se seleccionó la tercera ecuación (Ec., 2.46), considerando la disponibilidad de datos para calcular los coeficientes presentes en la misma.



Tabla 3.1 Variables consideradas en el trabajo de Kozlowski [1992]

VARIABLE	VALORES
$T[^\circ\text{C}]$	900 a 1400
$\dot{\epsilon}[\text{s}^{-1}]$	10^{-3} a 10^{-6}
$\epsilon[\%]$	$< 5\%$
$C[\%]$	0,005 a 1,54

El tercer modelo de comportamiento en caliente seleccionado para su incorporación a las ecuaciones de cálculo de carga de laminación es el propuesto por Medina y Hernández, [1996], fundamentándose éste en dos expresiones de esfuerzo en función de la deformación, temperatura, tasa de deformación y composición química del acero. Este modelo se detalla mediante las ecuaciones 2.47 a 2.59 del capítulo anterior.

Hay que tomar en cuenta que estos dos últimos modelos mencionados tienen ciertas deficiencias fundamentales, específicamente, son solamente funciones de: interpolación del esfuerzo de fluencia a ciertos valores de deformación, tasa de deformación y temperatura, por lo que no se consideran verdaderas descripciones constitutivas de los aceros, Además hay que mencionar que ninguno de estos enfoques separan las contribuciones provenientes de los diversos mecanismos de endurecimiento térmicos y atérmicos, en un término de carácter “estructural”, efectivamente libre de los efectos de la activación térmica, el cual sea subsecuentemente extrapolado a las condiciones de temperatura y tasa de deformación de interés, para la determinación del esfuerzo de fluencia en tales condiciones [Puchi-Cabrera, 2003].



3.2.3 ESTRATEGIAS PARA EL DESARROLLO DEL PROGRAMA

- El cálculo del número de pasadas necesarias se realiza aplicando la siguiente ecuación:

$$\alpha_{bl} = \text{tg}^{-1} \mu \quad (\text{Ec. 3.1})$$

Donde α_{bl} es el ángulo crítico para una reducción determinada de espesor y μ es el coeficiente de roce tomado del trabajo de Ekelund [1927]; luego se calculan las reducciones respectivas para este ángulo crítico solo en caso de que dicho ángulo sea inferior al ángulo de mordida que proporcionan los datos.

- El número de particiones indica la cantidad de divisiones sobre las cuales se realizan los cálculos de presión y carga por unidad de ancho. A lo largo de estas divisiones varían principalmente, el ángulo de mordedura de la pasada activa, así como los valores h del modelo de Orowan (Ec.2.31) y el valor P/w de los modelos de Ekelund (Ec.2.16) y Mielnik (Ec.2. 22).

La velocidad de deformación se requiere para ser empleada en las ecuaciones constitutivas del acero de bajo carbono trabajado en caliente (Kozlowski, Medina y Puchi) y se determina aplicando el teorema del valor medio a la ecuación:

$$\dot{\epsilon} = V/h \quad (\text{Ec. 3.2})$$

Donde $\dot{\epsilon}$ es la tasa de deformación y V es la velocidad tangencial de un determinado punto de contacto entre el metal y el rodillo y h es el espesor correspondiente a dicho ángulo (ver figura 2.5).



- Las ecuaciones empleadas para los cálculos preliminares son:

Tabla 3.2: Ecuaciones empleadas para los cálculos preliminares.

VARIABLE	NOMBRE	FORMULA
Espesor Inicial	hb[mm]	hb
Espesor Final	ha[mm]	ha
Variación de Espesor	Δh	hb – ha
Angulo de mordida	α_b [rad]	$\cos^{-1} \left(\frac{R_{rod} - \frac{\Delta h}{2}}{R_{rod}} \right)$
Diferencia Angular	$\Delta \alpha$ [rad]	α_b / N_{part}
Longitud proyectada de contacto	L_p [mm]	$R_{rod} - \sin \alpha_b$
Velocidad de deformación promedio	$\bar{\epsilon}$ [s ⁻¹]	$\frac{2\pi}{60} N \frac{\ln(hb/ha)}{\alpha_b}$
Variación crítica de espesor	Δh_c [mm]	$(\tan^{-1} \mu)^2 - R$

- Las ecuaciones empleadas para los modelos de laminación son:

Tabla 3.3 Ecuaciones empleadas por el modelo de Orowan.

VARIABLE	NOMBRE	FORMULA
Posición horizontal	X	$R_{rod} \times \sin \alpha$
Angulo Neutro	α_n [rad]	$\frac{\alpha_b}{2}$
Presión sobre resistencia	p/σ	$\frac{L_p \times 1,6h_a - 2x - L_p }{2h_a}$
Carga por unidad de ancho	$\frac{P}{w} \left[\frac{N}{mm} \right]$	$R_{rod} \int_0^{\alpha_b} \sigma \left(\frac{P}{\sigma} \right) d\alpha$



Tabla 3.4: Ecuaciones empleadas por el modelo de Ekelund

PARAMETRO	NOMBRE	FORMULA
Velocidad tangencial de los rodillos	V_t [mm/s]	$\frac{N \times R_{rod} \times \pi}{30}$
Viscosidad del acero en caliente	η [psi/s]	$0,001(19910 - 1,42T[^{\circ}C])$
Coefficiente de fricción	μ_{Ek}	$0,84 - 0,0004T[^{\circ}C]$
Tensión de fluencia estática	σ [psi]	$100\eta[1,4 + \%C + \%Mn + 0,3\%Cr]$
Carga por unidad de ancho	$\frac{P}{W} \left[\frac{lb}{pulg} \right]$	$\left\{ \sigma + \frac{2Vt\eta\sqrt{\Delta h/R}}{ha + hb} \right\} \times \sqrt{R\Delta h} \times \left\{ 1 + \frac{1,6\mu\sqrt{R\Delta h} - 1,2\Delta h}{ha + hb} \right\}$

Tabla 3.5: Ecuaciones empleadas por el modelo de Mielnik

PARAMETRO	NOMBRE	FORMULA
Carga por unidad de ancho	$\frac{P}{W} \left[\frac{N}{mm} \right]$	$\sigma \times \sqrt{R_{rod} \times \Delta h} \times \left(0,8 + \frac{\sqrt{R_{rod} \times \Delta h}}{4 \times h_a} \right)$

σ en Mpa



- Las ecuaciones empleadas para las ecuaciones constitutivas del acero en caliente son:

Tabla 3.6: Ecuaciones para el cálculo de los parámetros empleados por la ecuación constitutiva de Kozlowski

PARAMETRO	NOMBRE	FORMULA
Dependencia de %C	$C[\text{MPa}^{-n} \cdot \text{s}^{-m-1}]$	$46650 + 71400 \times \%C + 12000\%C^2$
Energía de activación	$Q_{Kz}[\text{K}]$	Q_{Kz}
Factor de deformación inelástica	$a_s[\text{MPa} \cdot \text{s}^{n_s}]$	$130,5 - 5,128 \times 10^{-3}T$
Exponente de deformación inelástica	n_s	$-0,6289 + 1,114 \times 10^{-3}T$
Exponente de deformación total	n	$8,132 - 1,540 \times 10^{-3}T$
Esfuerzo de fluencia (*)	$\sigma_{Kz}[\text{MPa}]$	$a_s \varepsilon_p + \sqrt[n]{\frac{\dot{\varepsilon}_p}{C \cdot \exp\left(\frac{-Q}{T}\right)}}$

(*) Esta ecuación se empleará para determinar σ a partir de ε_p . El subíndice p se refiere a la condición de deformación inelástica



Tabla 3.7: Ecuaciones para el cálculo de los parámetros empleados por la ecuación constitutiva de Medina

PARAMETRO	NOMBRE	FORMULA
Energía de Activación	Q_{Md}	$267000 - 2535,52 \times \%C + 1010 \times \%Mn + 33620,76 \times \%Si + 35651,28 \times \%Mo + 93680,52 \times \%Ti^{0,5919} + 31673,46 \times \%V + 70729 \times \%Nb^{0,5649}$
Constante del Modelo de Sellars-Teggart	$A [s^{-1}]$	$(12,197 + 65590 \times \%C - 49,052 \times \%Nb) \times \exp(7,076 \times 10^{-5} Q)$
Constante de Medina	a_2	\bar{a}_2
Parámetro de Zenner-Hollomon (*)	Z_{Md}	$\bar{\epsilon} \times \exp\left(\frac{Q}{R \times T}\right)$
Deformación de pico (**)	$\epsilon_p [Md]$	$A_p \times Z_{Md}$
Relación (Z/A)	Z_A	$\frac{Z}{A}$
Otros parámetros	m'_{Md}	$1,0901 \times \exp\left(0,264 \times Z_A^{1/2}\right)$
	K_{Md}	$0,5074 \times \exp\left(1,233 \times Z_A^{1/2}\right)$
	$B' [MPa]$	$26,031 \times Z_A^{0,1351}$
	m	$0,344 \times \exp\left(0,0139 \times Z_A^{1/2}\right)$
	C	$3,9201 \times Z_A^{0,0592}$
	$B [Mpa]$	$(9,5326 + 0,6196 \times \ln Z_A)^2$
Corrección por ablandamiento	$\Delta\sigma_{Md} [MPa]$	$B' \left\{ 1 - \exp\left[-k \left(\frac{\epsilon - a\epsilon_p}{\epsilon_p}\right)\right] \right\}, \epsilon > a\epsilon_p$ $0, \epsilon < a\epsilon_p$
Esfuerzo de fluencia	σ_{Md}	$B \times [1 - \exp(-C\epsilon)]^m + \Delta\sigma_{Md}$

(*) Tomada del trabajo de Puchi.

(**) Valor de ϵ_p tomado del trabajo de Puchi.

Tabla 3.8: Ecuaciones para el cálculo de los parámetros empleados por la ecuación constitutiva de Puchi

PARAMETRO	NOMBRE	FORMULA
Modulo de corte corregido por Temperatura	$m_{Pu}[Gpa]$	$88.885 - 0.0373 \times T$
Constantes del Modelo de Kocks	σ_{Ko}	$\sigma_{Ko} = 0,431$
	σ_{Ks}	$\sigma_{Ks} = 0,0287$
	$A_s[J]$	$A_s = 1,11 \times 10^{-19}$
	$A_o[J]$	$A_o = 1,24 \times 10^{-19}$
	$\dot{\epsilon}_{Ko}[s^{-1}]$	$\dot{\epsilon}_{Ko} = 6,33 \times 10^9$
	$\dot{\epsilon}_{Ks}[s^{-1}]$	$\dot{\epsilon}_{Ks} = 2,54 \times 10^5$
Energía de activación para la deformación	$Q \left[\frac{KJ}{mol} \right]$	$Q = 280$
Constantes de la curva esfuerzo deformación	Ap	$Ap = 0,0088$
	mp	$mp = 0,1660$
Constante preexponencial	$A'_s[s^{-1}]$	$exp(18.95) = 169777616$
Exponente de sensibilidad tasa de deformación-esfuerzo	$m'_s[s^{-1}]$	$m'_s = 5,68$
Parámetro de sensibilidad tasa de deformación-esfuerzo	α'_s	$\alpha'_s = 1150,5$
Otras constantes del material	e_{r0}	$e_{r0} = 0,135$
	e_{r1}	$e_{r1} = 3,02 \times 10^3$
	m_r	$m_r = 1,26$
	$K_{Pu}[J/K]$	$K_{Pu} = 1,381 \times 10^{-23}$
Fracción del esfuerzo pico para recristalización	f_p	$f_p = 0,12$

Exponente de Avrami	m'_{Pu}	$m'_{Pu} = 0,89$
Constante de Avrami	k'	$k' = 0,82$
Constante universal de los gases	$R[J/K\cdot mol]$	$8,31$
Parametro de Zener - Hollomon	$Z_{Pu}[s^{-1}]$	$\bar{\dot{\epsilon}} \cdot \exp\left(\frac{Q \cdot 10^3}{R \cdot T}\right)$
Deformación de pico	$\epsilon_{p(Pu)}$	$A_p Z^{mp}$
Deformación de relajación	ϵ_r	$\epsilon_{r0} + \epsilon_{r1}(\bar{\dot{\epsilon}})^{mr}$
Esfuerzo de saturación real	$\sigma_s'[Mpa]$	$\frac{\mu \cdot 10^3}{\alpha_s'} \sinh^{-1}\left(\frac{Z}{A_s'}\right)^{\frac{1}{m_s'}}$
Esfuerzo de saturación aparente	$\sigma_s[Mpa]$	
Esfuerzo al comienzo de la zona plástica	$\sigma_0[Mpa]$	$\mu \cdot 10^3 \cdot \sigma_{Ks} \left(\frac{\bar{\dot{\epsilon}}}{\dot{\epsilon}_{ks}}\right)^{\frac{K \cdot T}{A_s}}$ $\mu \cdot 10^3 \cdot \sigma_{K0} \left(\frac{\bar{\dot{\epsilon}}}{\dot{\epsilon}_{k0}}\right)^{\frac{K \cdot T}{A_0}}$
Corrección por ablandamiento	$\Delta\sigma_{Pu}[Mpa]$	$\begin{cases} (\sigma_s - \sigma_s') \left\{ 1 - \exp\left[-k' \left(\frac{\epsilon - f_p \epsilon_p}{\epsilon_p}\right)^{m'}\right] \right\}, & \epsilon > f_p \epsilon_p \\ 0, & \epsilon < f_p \epsilon_p \end{cases}$
Esfuerzo de fluencia	$\sigma_{Pu}[Mpa]$	$\sigma = \sigma_0 + (\sigma_s - \sigma_0) \left[1 - \exp\left(-\frac{\epsilon}{\epsilon_r}\right) \right]^{1/2} - \Delta\sigma$

- Para la aplicación del modelo de Orowan [1932], a partir de los datos ingresados por el usuario, se puede determinar la distribución de presión en función del



ángulo α , en base al cual posteriormente se debe integrar numéricamente para poder calcular la carga de laminación.

- El modelo de Ekelund [1927] propone un valor empírico para el esfuerzo de fluencia, sin embargo, éste es calculado por tal vía solo a modo de referencia, así como su correspondiente carga por unidad de ancho. Cabe destacar que las unidades que se emplean en el modelo de Ekelund están en el sistema inglés a diferencia del resto de los cálculos, cuestión por la cual todos los cálculos relativos a este modelo deben tener las conversiones pertinentes a fin de presentar los resultados en toneladas (fuerza).
- Para el modelo de Mielnik [1991], la variable independiente es el esfuerzo de fluencia y debido a que éste varía con las particiones, la carga por unidad de ancho propuesta por Mielnik, también varía con el ángulo o bien las particiones.
- En el modelo de Medina, las constantes m' y k pueden tender a infinito, dependiendo de la relación Z/A , por lo que el estudio debe contemplar esta posibilidad y cuando la relación Z/A supere cierto límite, se debe asumir un valor que no desborde la capacidad del procesador.
- La deformación pico y el parámetro de Zenner-Hollomon, en el modelo de Medina, se tomaron del trabajo de Puchi [2003].
- En la presentación de resultados, para los casos en los que se emplea el modelo de Orowan [1932], se calcula la distribución de presiones p/s , para luego multiplicarla por el valor de σ que arrojan las ecuaciones constitutivas. Este producto representa la presión y varía en función del ángulo α ; donde el área de la curva a lo largo del ángulo de contacto multiplicado por el radio de los rodillos, resulta en la carga por unidad de ancho.
- Cada combinación de los tres modelos de laminación con los tres modelos de ecuaciones constitutivas es mostrado en una tabla, en la que, de las particiones se van determinando los datos necesarios para el cálculo de la carga por unidad de

ancho a excepción de las tablas que involucran el modelo de Bland y Ford, cuestión que se explicó en el punto anterior.

- Cada una de las tablas de las posibles combinaciones es acompañada de un gráfico en el que se muestra el comportamiento de los valores tabulados fácilmente manipulable por el usuario.

3.2.4 ELABORACIÓN DEL PROGRAMA PARA EL CÁLCULO DE CARGA DE LAMINACIÓN.

Una vez seleccionada la combinación de modelos matemáticos se procedió a elaborar el programa. A cada modelo de cálculo de carga de laminación en caliente se le incorporó cada una de las ecuaciones constitutivas para aceros al carbono a altas temperaturas, dando como resultado nueve modelos integrados, los cuales se numeran y se muestran a continuación:

Tabla 3.9: Numeración de los modelos integrados

		Modelos de Cálculo de Carga para Laminación en Caliente		
		Orowan	Ekelund	Mielnik
Ecuaciones constitutivas	Puchi	1	2	3
	Medina	4	5	6
	Kozłowski	7	8	9

Las ecuaciones obtenidas (mediante la combinación de los modelos de cálculo de carga de laminación en caliente con las ecuaciones constitutivas del acero a altas temperaturas) se incorporan en el programa de procesamiento de datos para así



calcular la carga de laminación. El programa se estructura de manera tal, que pueden introducirse las variables del proceso de laminación y los datos de entrada aplicados para efectos de la evaluación de los modelos integrados están definidos en el trabajo de investigación [Guerrero-Mata et al, 2003] manteniendo como directriz las características del material y la ecuación de cálculo de carga estructurada en la etapa anterior.

Para el primer modelo de comportamiento en caliente para aceros al carbono seleccionado, y considerando la complejidad de la determinación de las constantes del material, se tomaron las constantes del material correspondientes a un acero C-Mn reportadas por Puchi (2003), las cuales fueron obtenidas por él mismo a través de el método de mínimos cuadrados, cuya composición y parámetros relativos al comportamiento en caliente se lista a continuación en las tablas 3.10, 3.11 y 3.12.

Tabla 3.10 Valores de las constantes involucradas en la descripción de las curvas de fluencia a varias temperaturas y esfuerzo de deformación (Puchi 2003).

σ_0 (Mpa)	σ (Mpa)	ϵ_r	σ_s (Mpa)	f_p	K'	n	ϵ_r (s ⁻¹)	T, K
79.4	143.2	0.12	96.0	0.50	0.81	0.99	0.25	1173
105.1	184.1	0.13	123.9	0.39	1.32	0.91	2.41	1173
165.2	308.8	0.30	213.1	0.30	1.39	0.10	24.3	1173
64.0	103.7	0.10	73.1	0.51	0.79	0.99	0.23	1273
98.6	150.8	0.14	100.1	0.57	1.00	0.97	2.34	1273
99.1	225.6	0.20	144.6	0.30	1.24	0.10	24.6	1173
47.6	124.6	1.84	1.84	50.5	0.25	0.98	0.24	1373
58.2	106.5	0.25	0.25	65.1	0.46	0.86	2.47	1373
66.3	138.8	0.11	0.11	89.7	0.13	0.74	24.4	1373

Tabla 3.11 Parámetros involucrados en las ecuaciones constitutivas que describen el comportamiento de σ_0 y σ_s (Puchi 2003).

σ_{K0}	4.31×10^{-2}
$\epsilon_{K0} (s^{-1})$	6.33×10^{-9}
$A_0 (J)$	1.24×10^{-19}
σ_{KS}	2.87×10^{-2}
$\epsilon_{KS} (s^{-1})$	2.54×10^{-5}
$A_0 (J)$	1×10^{-19}

Tabla 3.12 Parámetros involucrados en las ecuaciones constitutivas del acero C-Mn (Puchi 2003).

$Q (KJ mol^{-1})$	280
A_P	8.76×10^{-3}
m_p	0.166
$Ln A_s$	18.95
m_s	5.68
α_s	1150.5
ϵ_{r0}	0.135
ϵ_{r1}	3.02×10^{-3}
m	1.26
f_p	0.12
n	0.89
K	0.82

Las variables de entrada del proceso, que para el caso particular de la programación diseñada son: la temperatura de la pieza de trabajo, el espesor inicial y final de lámina, diámetro de los rodillos de laminación (los demás valores considerados como variables de entrada están relacionados con las propiedades del material a laminar y de los rodillos de laminación). Estos parámetros de entrada son las variables de control que determinan el proceso en sí, e influyen significativamente en la deformación del material. Como dato de salida del programa se tiene la carga de laminación en toneladas.



Para incorporar los aportes de la restauración dinámica al material, basándose en el modelo de Puchi, en primer lugar se introduce la ecuación que representa el esfuerzo de saturación aparente σ_s , dado por la ecuación 2.34. En esta ecuación se evidencia la dependencia con la tasa de deformación y la temperatura. Así mismo, se incorpora el cálculo del módulo de corte elástico $\mu(T)$, mediante la ecuación 2.40, que es un parámetro dependiente de la temperatura y del cual depende σ_s . Una vez incorporado el cálculo de $\mu(T)$, se puede determinar el esfuerzo de fluencia σ_o , a partir de la ecuación 2.37, que depende además de la temperatura y otras constantes del material. Otro de los parámetros que forma parte de la ecuación constitutiva que define el comportamiento del esfuerzo de fluencia y por tanto es incorporado a la programación, es la deformación de relajación ε_r dado por la ecuación 2.43, ésta es una variable que depende de las constantes del material. Para modelar la tasa de deformación, que determina la fluencia del material por efectos de la temperatura se introduce el parámetro Z representado en la ecuación 2.33.

La variable σ_s representa el esfuerzo de estado estable real en términos de la tasa y temperatura de deformación que viene dado por la ecuación 2.36 y el término ε dado por la ecuación $\varepsilon = Ln\left(\frac{h_o}{h_f}\right)$, que caracteriza al esfuerzo real bajo condiciones ideales que experimenta el material durante el proceso de deformación. Un aspecto importante en la etapa de recristalización dinámica durante la deformación a temperaturas elevadas es el cálculo de la deformación al esfuerzo máximo o pico ε_p , que viene dada en función del parámetro Z y de constantes del material.

Para representar la contribución del ablandamiento al ocurrir la recristalización dinámica durante la operación de dicho proceso, se introduce el término $\Delta\sigma$, el cual viene dado por la ecuación 2.36. σ_l , representa la resistencia del material omitiendo el efecto de ablandamiento y la consideración que para $\varepsilon < f_p \times \varepsilon_p$, $\Delta\sigma = 0$. Entonces,



se tiene que el valor del esfuerzo de fluencia a tomar en cuenta en los cálculos resulta de la siguiente consideración:

$$\text{Si: } \varepsilon < f_p \times \varepsilon_p \Rightarrow \sigma = \sigma_1$$

$$\text{Sino: } \sigma = \sigma_1 - \Delta\sigma$$

Para el caso de incorporar al material las características de endurecimiento y recuperación dinámica de la curva de fluencia se utiliza el modelo de Medina et al. [1996], específicamente representado en la ecuación 2.47, y para agregar además el efecto provocado por la recristalización según este modelo se incorpora al programa la ecuación 2.48, que depende de la tasa de deformación y de la temperatura.

Para incorporar la etapa previa a la recristalización en el comportamiento del material en el proceso de laminado en caliente, se emplea la ecuación 2.51, que depende directamente del contenido de carbono del acero en estudio y de la temperatura del proceso.

3.3 NIVEL DE INVESTIGACIÓN

El nivel de la presente investigación es descriptivo, ya que realiza la caracterización del proceso de laminación en caliente de aceros al carbono basándose en las ecuaciones constitutivas para trabajo en caliente para este material, fundamentándose en trabajos anteriormente realizados para la definición de las ecuaciones y modelos utilizados para esta investigación.

3.4 POBLACIÓN Y MUESTRA

La población que validará las conclusiones del presente trabajo de investigación serán las aleaciones de acero al carbono, específicamente de carbono al magnesio (C-Mn), delimitada según la composición química de las aleaciones utilizadas en el trabajo de investigación “Modelación Matemática de la Producción de un Tren de Laminación en Caliente” (Guerrero-Mata et al., 2003). Esta composición es la siguiente:

Tabla 3.13 Composición química de la aleaciones a utilizar como base de cálculo
[Guerrero-Mata et al., 2003]

Cinta	%C	%Mn	%P	%S	%Si	%Al	%Nb	%N
A	0,054	0,199	0,01	0,008	0,015	0,033	0,004	0,0043
B	0,050	0,199	0,01	0,007	0,015	0,031	0,006	0,0057
C	0,053	0,191	0,01	0,007	0,011	0,038	0,006	0,0062

3.5 TÉCNICAS E INSTRUMENTOS DE RECOLECCIÓN DE DATOS

Se emplearán hojas de cálculo bajo 9 programas fundamentados cada uno en cada ecuación resultante de la combinación de las tres ecuaciones constitutivas para aceros a temperaturas elevadas (modelos de: Puchi, Medina y Kozlowski) con los tres modelos para cálculo de la carga de laminación (Orowan, Ekelund y Mielnik). En éstas hojas de cálculo se presentan las tablas donde se procesan los datos y variables que definen el comportamiento matemático de estos modelos integrados.

3.6 TÉCNICAS DE PROCESAMIENTO Y ANÁLISIS DE DATOS

El método de evaluación del programa consiste en introducir los datos iniciales del proceso, los cuales están definidos en [Guerrero – Mata et al., 2003]. El espesor inicial de la lámina es de 50 mm proveniente de un horno de recalentamiento, con una temperatura de proceso de 1100° C en un tren de laminación de seis estaciones, con enfriadores entre ellas.

Tabla 3.14 Resultados experimentales del trabajo para la tira A [Guerrero-Mata et al., 2003]

	Pasada	Pasada	Pasada	Pasada	Pasada	Pasada
	1	2	3	4	5	6
Espesor (mm)	24,34	13,52	7,16	4,76	3,45	2,69
Velocidad (m/s)	0,6	1,1	2,0	3,2	4,4	5,8
Reducción (%)	51,3	44,5	47,0	33,5	27,5	22,0
Carga de Laminación (Ton)	1789	1506	1714	1042	851	795
Diámetro de rodillos de laminación (mm)	790	790	790	500	500	500

Tabla 3.15 Resultados experimentales del trabajo para la tira B [Guerrero-Mata et al., 2003]

	Pasada	Pasada	Pasada	Pasada	Pasada	Pasada
	1	2	3	4	5	6
Espesor (mm)	19,47	10,46	5,54	3,54	2,49	1,92
Velocidad (m/s)	0,8	1,4	2,7	4,4	6,3	8,3
Reducción (%)	61,1	46,3	47,0	36,1	29,7	22,9
Carga de Laminación (Ton)	2011	1579	1658	1118	1036	955
Diámetro de rodillos de laminación (mm)	790	790	790	500	500	500

Tabla 3.16 Resultados experimentales del trabajo para la tira C [Guerrero-Mata et al., 2003]

	Pasada	Pasada	Pasada	Pasada	Pasada	Pasada
	1	2	3	4	5	6
Espesor (mm)	16,94	7,41	3,32	1,95	1,36	1,06
Velocidad (m/s)	0,7	1,5	3,4	6,0	9,0	12,0
Reducción (%)	61,1	57,7	53,6	41,3	30,3	22,1
Carga de Laminación (Ton)	2337	2080	2707	1317	1157	1076
Diámetro de rodillos de laminación (mm)	790	790	790	500	500	500



Una vez introducidos los datos iniciales, se verifican los resultados que arroja el programa y se realiza una comparación con los valores experimentales mostrados en la tabla, para posteriormente realizar el análisis sobre las posibles diferencias entre resultados.

El procesamiento de resultados se reflejará en una matriz donde se muestran los resultados de los 9 modelos integrados, donde se puede visualizar las diferencias entre ellos, y adicionalmente una gráfica comparativa.



CAPÍTULO IV

RESULTADOS

4.1 PROGRAMA DE LAMINACIÓN

El programa para el cálculo de carga de laminación se diseñó en cinco hojas de cálculo vinculadas entre sí:

Datos del Proceso de laminación: consta de seis secciones,

- Datos de Reducción: se introducen los datos para la reducción de chapa. Los valores en rojo son los datos que se introducen al programa. Se puede seleccionar la pasada activa en el recuadro inferior derecho mediante una lista desplegable.

Tabla 4.1: Datos de Reducción para la pasada activa 1.

VARIABLE	NOMBRE
Espesor Inicial	$hb_{(G)}$ [mm]
Espesor Final	$ha_{(G)}$ [mm]
Ancho de Lámina	W[mm]
Radio de Rodillos	Rrod [mm]
Particiones	Npart
Pasada Activa	Pasada

- Reducción de Espesor por Pasada: aquí se tabulan las reducciones de espesor por pasada.



Tabla 4.2: Reducción de Espesor por pasada

PASADA	ESPESOR INICIAL	ESPESOR FINAL
1		
2		
3		
4		
5		
6		

- Composición del Material: se muestra la composición química de la aleación utilizada en el programa.

Tabla 4.3: Tabla Composición química del material

ELEMENTO	PORCENTAJE
%C	
%Mn	
%P	
%S	
%Si	
%Al	
%Nb	
%N	
%Cr	
%V	
%Ti	
%Mo	

- Condiciones del Proceso: se muestra la velocidad angular de los rodillos de laminación y la temperatura del proceso.

Tabla 4.4: Condiciones del Proceso

ITEM	VALOR
N[RPM]	
T[K]	

- Cálculos Iniciales: aquí se muestran los cálculos básicos para el proceso de laminación, para la pasada activa en el programa. Allí se refieren los espesores inicial y final de lámina, ángulo de mordida, diferencia angular, longitud proyectada de contacto, velocidad de deformación promedio y variación crítica de espesor, con su valor calculado para esa pasada.

Tabla 4.5: Cálculos iniciales para la pasada activa en el programa

VARIABLE	NOMBRE	FORMULA
Espesor Inicial	hb[mm]	hb
Espesor Final	ha[mm]	ha
Variación de Espesor	Δh	hb – ha
Angulo de mordida	α_b [rad]	$\cos^{-1} \left(\frac{Rrod - \frac{\Delta h}{2}}{Rrod} \right)$
Diferencia Angular	$\Delta \alpha$ [rad]	$\alpha_b / Npart$
Longitud proyectada de contacto	Lp[mm]	$Rrod - \sin \alpha_b$
Velocidad de deformación promedio	$\bar{\epsilon}$ [s ⁻¹]	$\frac{2\pi}{60} N \frac{Ln(hb/ha)}{\alpha_b}$
Variación crítica de espesor	Δhc [mm]	$(\tan^{-1} \mu)^2 - R$

- Resultados: mostrados en una matriz que relaciona tanto los modelos de laminación como las ecuaciones constitutivas en los modelos integrados, y está

hipervinculada a las demás hojas del programa, para visualizar tanto los modelos de laminación, ecuaciones constitutivas y los cálculos de carga.

Tabla 4.6: Modelos integrados para cálculo de carga de laminación.

Ecuaciones constitutivas	Modelos de Laminación		
	Orowan	Ekelund	Mielnik
Kozlowski	1	2	3
Medina	4	5	6
Puchi	7	8	9

También se muestra en la hoja un diagrama con la variación de las dimensiones de chapa y rodillo de manera dinámica, y una vista previa del gráfico comparativo de resultados.

HOJA 2: Modelos de Laminación: en esta hoja (pestaña mdl) se muestran los tres modelos de cálculo de carga de laminación utilizados, Orowan, Ekelund y Mielnik. Al pulsar en el nombre del modelo en el cuadro de resultados en la hoja de datos del proceso, el hipervínculo lleva a la hoja donde muestra directamente los parámetros, nombre, fórmula y valor calculado para la pasada activa seleccionada.

HOJA 3: Ecuaciones Constitutivas: en esta hoja (pestaña ecc) se muestran las tres ecuaciones constitutivas utilizadas para el presente trabajo, Puchi, Kozlowski y



Medina. Oprimiendo en el nombre de la ecuación constitutiva, en el cuadro de resultados en la hoja de datos del proceso el hipervínculo lleva directamente al recuadro de dicha ecuación en la hoja, mostrando los parámetros involucrados, nombre, fórmula de cálculo y el resultado para la pasada activa en el programa.

HOJA 4: Carga de Laminación: aquí se muestran los cálculos tabulados según el número de pasadas, con los resultados para cada pasada. Se muestran los valores del ángulo de laminación α , el espesor de lámina h , la deformación ϵ , la presión sobre esfuerzo p/σ , el esfuerzo de fluencia para cada modelo σ_{modelo} (el subíndice define el modelo, ej: σ_{pu} se refiere al modelo de Puchi). En la zona izquierda de la hoja se muestra la gráfica de resultados, donde se pueden seleccionar las variables que se pueden visualizar seleccionándolas en el recuadro denominado gráfico mediante una tabla dinámica desplegable, donde colocando el cursor sobre el nombre de la variable aparece una flecha que activa dicha lista de variables a seleccionar. También la hoja contiene los hipervínculos para regresar tanto a la hoja de datos del proceso como para ir directamente a la hoja de resultados.

HOJA 5: Carga de Laminación (Resultados): se muestra la tabla matriz con los datos de salida o resultados de cada modelo matemático y el gráfico comparativo entre los mismos (Ver Figura 4.1). Al introducir los datos de reducción de espesor, radio de los rodillos de laminación, velocidad del laminador y composición química del material en esta hoja se pueden visualizar de manera numérica y gráfica los resultados de carga para los 9 modelos integrados. Los puntos de la gráfica aparecen numerados mostrando el resultado del modelo integrado correspondiente a ese número.

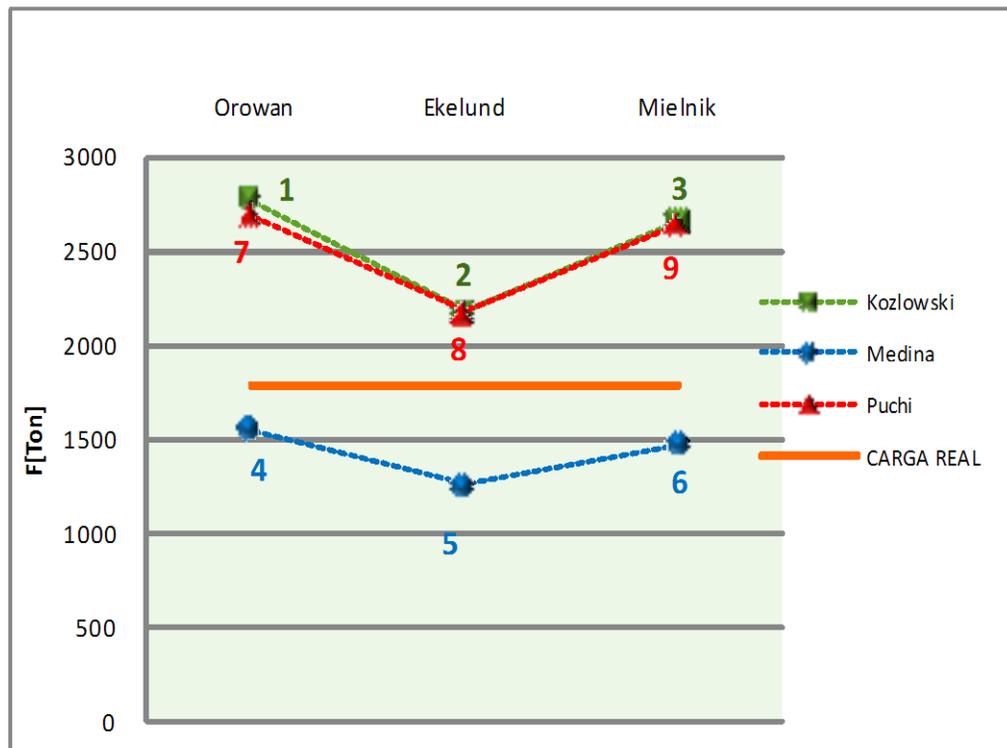


Fig.4.1: Gráfica de comparación entre modelos matemáticos, mostrando resultados para la primera pasada procesando la tira A.

4.2 CORRIDA DEL PROGRAMA.

Para realizar la corrida del programa, primero se introducen las dimensiones de la reducción, es decir, espesores inicial y final de lámina, ancho de lámina, radio de los rodillos del laminador, número de particiones y se selecciona la pasada activa (ver tabla 4.7). Luego se introducen los datos de reducción por pasada en el recuadro inferior izquierdo (ver Tabla. 4.8), tomando en cuenta que el programa trabaja con unidades en milímetros. En la parte superior derecha de ese recuadro se encuentra un botón ejecutante del programa que calcula automáticamente el número de pasadas mínimo con que se puede realizar el proceso de laminación, tomando en cuenta los

espesores inicial y final introducidos inicialmente en el recuadro de Dimensiones Reducción.

Tabla 4.7: Datos de las dimensiones del proceso para la tira A.

VARIABLE	NOMBRE	VALOR
Espesor Inicial	$hb_{(G)}$ [mm]	50
Espesor Final	$ha_{(G)}$ [mm]	2,69
Ancho de Lámina	W[mm]	1206
Radio de Rodillos	Rrod [mm]	395
Particiones	Npart	20
Pasada Activa	Pasada	1

Tabla 4.8: Datos de las reducciones por pasada para la tira A.

PASADA	ESPEJOR INICIAL	ESPEJOR FINAL
1	50	24,34
2	24,34	13,52
3	13,52	7,16
4	7,16	4,76
5	4,76	3,45
6	3,45	2,69

Seguidamente se introducen los datos referentes a la composición química del material (ver Tabla 4.9) y condiciones de temperatura y velocidad del proceso (ver Tabla.4.10).

Tabla 4.9: Datos de composición química del material para la Tira A.

ELEMENTO	PORCENTAJE
%C	0,054
%Mn	0,199
%P	0,01
%S	0,008
%Si	0,015
%Al	0,033
%Nb	0,004
%N	0,0043
%Cr	0
%V	0
%Tu	0
%Mo	0

Tabla 4.10: Datos de condiciones de temperatura y velocidad angular de los rodillos para la Tira A, 1ra Pasada.

ITEM	VALOR
N[RPM]	14,51
T[K]	1373

Automáticamente el programa realiza los cálculos iniciales para la pasada activa referentes a reducción de espesor de lámina, diferencia angular, longitud proyectada de contacto, velocidad de deformación promedio y variación crítica de espesor (ver Tabla 4.11).

Tabla 4.11: Cálculos iniciales para la 1^{ra} pasada procesando la tira A.

VARIABLE	NOMBRE	FORMULA	VALOR
Espesor Inicial	hb[mm]	hb	50
Espesor Final	ha[mm]	ha	24,34
Variación de Espesor	Δh	hb – ha	25,66
Angulo de mordida	α_b [rad]	$\cos^{-1} \left(\frac{Rrad - \frac{\Delta h}{2}}{Rrad} \right)$	0,2435
Diferencia Angular	$\Delta\alpha$ [rad]	$\alpha_b/Npart$	0,0122
Longitud proyectada de contacto	Lp[mm]	$Rrod - \sin \alpha_b$	104,87
Velocidad de deformación promedio	$\bar{\epsilon} [s^{-1}]$	$\frac{2\pi}{60} N \frac{Ln(hb/ha)}{\alpha_b}$	15,4816
Variación crítica de espesor	Δhc [mm]	$(\tan^{-1} \mu)^2 - R$	62,9815

Seleccionando en datos de proceso, la combinación de ecuación constitutiva y modelo de laminación (por ej: seleccionando Ekelund + Kozlowski, ver tabla 4.6) el hipervínculo lleva a la hoja de cálculo de carga de laminación, donde se muestran la tabulación de resultados (ver Tabla 4.12) de acuerdo al número de particiones que se han introducido como datos en el programa en la sección de datos de reducción.

Tabla 4.12: Imagen de pantalla de la tabulación de resultados para la combinación Ekelund + Kozlowski.

Carga de Laminación (Cálculos)

La carga de laminación se determina combinando los modelos de laminación con las ecuaciones constitutivas del acero en caliente

[Ir a Datos](#) [Ver resultados](#)

Ekelund + Kozlowski

Grafico		Und.	[rad]	[mm]		[mm/s]	[s ⁻¹]	[Mpa]	[lb/pig]	
Part.	Vs	p/w	Part.	α	h	ϵ	V _y	$\dot{\epsilon}$	σ_{yz}	p/w
0			0	0,2435	50,0000	0,00	1098	21,96	61,44	72412
1			1	0,2313	47,51	0,05	1044	21,98	69,93	80067
2			2	0,2191	45,14	0,10	990	21,93	77,25	86673
3			3	0,2070	42,90	0,15	936	21,82	84,14	92890
4			4	0,1948	40,79	0,20	882	21,61	90,71	98820
5			5	0,1826	38,81	0,25	827	21,32	97,00	104493
6			6	0,1704	36,95	0,30	773	20,91	103,01	109914
7			7	0,1583	35,21	0,35	718	20,39	108,73	115068
8			8	0,1461	33,61	0,40	663	19,73	114,12	119933
9			9	0,1339	32,13	0,44	608	18,93	119,15	124476
10			10	0,1217	30,78	0,49	553	17,97	123,79	128661
11			11	0,1096	29,5567	0,53	498	16,85	127,98	132439
12			12	0,0974	28,4627	0,56	443	15,56	131,66	135761
13			13	0,0852	27,4970	0,60	388	14,10	134,77	138564
14			14	0,0730	26,6598	0,63	332	12,47	137,23	140779
15			15	0,0609	25,9512	0,66	277	10,68	138,93	142319
16			16	0,0487	25,3713	0,68	222	8,74	139,77	143069
17			17	0,0365	24,9201	0,70	166	6,67	139,53	142854
18			18	0,0243	24,5979	0,71	111	4,51	137,84	141336
19			19	0,0122	24,4045	0,72	55	2,27	133,67	137570
20			20	0,0000	24,3400	0,72	0	0,00	91,83	99825
									Promedio	118472

Ekelund + Kozlowski

Gráfico de p/w vs Part. para el modelo Ekelund + Kozlowski. El eje vertical (p/w) varía de 0,0 a 160000,0. El eje horizontal (Part.) varía de 0 a 25. La curva muestra un comportamiento que aumenta hasta un punto máximo y luego disminuye.

Pulsando en el hipervínculo, “ver resultados” (subrayado en rojo), este lleva a la hoja: “Resultados del programa”, donde se muestra el cuadro comparativo de resultados entre los 9 modelos matemáticos para la pasada activa seleccionada en la hoja de introducción de datos (ver Tabla 4.13).

Tabla 4.13: Cuadro de resultados para los 9 modelos integrados con la reducción de la primera pasada procesando la tira A.

Ecuaciones Constitutivas	Modelos de Laminación en Caliente		
	Orowan	Ekelund	Mielnik
Kozlowski	2772	2203	2663
Medina	1556	1271	1487
Puchi	2686	2186	2642

Valores en Toneladas.

En esta matriz comparativa se muestra la carga de laminación en toneladas para cada combinación de ecuación constitutiva con modelo de laminación, y adicionalmente se muestran gráficamente estos resultados. Debajo de esta gráfica hay un recuadro (Pasada #) donde se puede escoger la pasada activa a la cual se necesite ver los resultados, tanto de manera numérica como gráficamente (ver fig. 4.2)

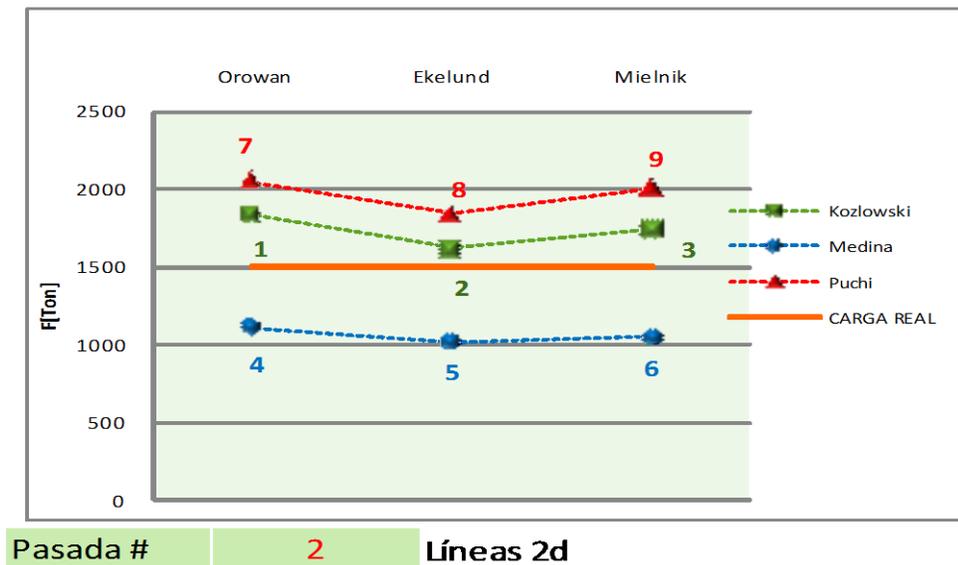


Fig.4.2: Gráfica comparativa de resultados para 9 modelos matemáticos y recuadro de selección de pasada activa, en este caso, la segunda pasada para la tira A.



CAPÍTULO V

ANÁLISIS DE RESULTADOS

Una vez establecidos los datos que ingresa el usuario y actualizados, se presentan en un gráfico tridimensional en el que se conjugan los modelos de laminación con las ecuaciones constitutivas; este gráfico está enlazado a una tabla o matriz de resultados en la que se observan los valores de carga de laminación para cada combinación. Dichos resultados se analizarán en este apartado variando dos de las variables más sensibles del proceso como lo son el coeficiente de fricción y la reducción de espesor. A partir del trabajo experimental [Guerrero-Mata, et al., 2003] se obtuvieron los resultados base con los cuales se realizará la comparación y se analizarán los resultados.

Tabla 5.1: Valores de carga de laminación experimentales utilizados en esta investigación [Guerrero-Mata et al., México, 2003]

		PASADA 1	PASADA 2	PASADA 3	PASADA 4	PASADA 5	PASADA 6
A	Carga de Laminación (Ton)	1789	1506	1714	1042	581	795
B	Carga de Laminación (Ton)	2011	1579	1658	1118	1036	955
C	Carga de Laminación (Ton)	2337	2080	2207	1317	1157	1076



Hay que tomar en cuenta que para los tres primeros trenes de laminación los rodillos tienen un diámetro de 790 mm, y para los tres finales tienen diámetro de 500 mm [Guerrero – Mata; 2003]. Realizando la corrida del programa se obtienen los siguientes resultados:

Tabla 5.2: Valores de carga de laminación experimentales utilizados en esta investigación [Guerrero-Mata et al., México, 2003]

	PASADA 1	PASADA 2	PASADA 3	PASADA 4	PASADA 5	PASADA 6
Carga de Laminación Experimental Guerrero - Mata (Ton)	1789	1506	1714	1042	851	795
1	2763	1924	2106	774	567	414
2	2187	1780	2127	1146	1049	943
3	2644	1833	1998	735	537	393
4	1551	1221	1384	572	430	318
5	1260	1182	1530	951	911	840
6	1472	1151	1299	539	406	299
7	2678	2273	2511	1058	793	595
8	2175	2120	2514	1445	1302	1153
9	2629	2220	2450	1036	777	584



Tabla 5.3: Valores de carga de laminación en toneladas obtenidos del programa diseñado para la tira B [Guerrero-Mata et al., México, 2003]

	PASADA 1	PASADA 2	PASADA 3	PASADA 4	PASADA 5	PASADA 6
Carga de Laminación Experimental (Ton)	2011	1579	1658	1118	1036	955
1	4274	2062	2109	877	637	440
2	2909	1938	2333	1505	1481	1316
3	4090	1961	1998	831	604	417
4	2329	1338	1433	656	492	342
5	1651	1334	1772	1297	1336	1213
6	2216	1259	1344	617	463	322
7	3694	2434	2500	1103	818	590
8	2601	2294	2714	1750	1689	1496
9	3631	2375	2442	1083	804	580

Tabla 5.4: Valores de carga de laminación en toneladas obtenidos del programa diseñado para la tira C
[Guerrero-Mata et al., México, 2003]

	PASADA 1	PASADA 2	PASADA 3	PASADA 4	PASADA 5	PASADA 6
Carga de Laminación Experimental (Ton)	2337	2080	2207	1317	1157	1076
1	5336	3177	3042	1100	616	454
2	3245	2644	3395	2386	1606	1532
3	5111	3016	2875	1107	585	431
4	2760	1912	1972	808	475	350
5	1746	1731	2600	2124	1462	1412
6	2627	1794	1841	756	447	330
7	4119	3287	3134	1198	797	606
8	2655	2786	3544	2518	1816	1714
9	4135	3206	3070	1182	784	597

El porcentaje de error (para una misma pasada) se determinó calculando el cociente de la carga ejecutando el programa con la obtenida en el trabajo experimental [Guerrero-Mata; 2003] (ver Tabla 5.1). Si la carga calculada por el programa es mayor a la experimental, al cociente se le resta 1 y se multiplica por 100%, en caso contrario, a 1 se le resta el cociente y se multiplica por 100%.. Los resultados se muestran a continuación para la pasada 1.

Tabla 5.5: Porcentaje de error del programa respecto a los datos base para la primera pasada

PORCENTAJE DE DESVIACION PARA LA PRIMERA PASADA									
	1	2	3	4	5	6	7	8	9
A	54,4%	22,2%	47,8%	13,4%	29,6%	17,7%	49,7%	21,6%	47,0%
B	112,5%	44,7%	103,4%	15,8%	17,9%	10,2%	83,7%	29,3%	30,8%
C	128,3%	38,9%	118,7%	18,1%	25,3%	12,4%	79,7%	13,6%	76,9%
Promedio	98,4%	35,3%	90,0%	15,8%	24,3%	13,4%	71,0%	21,5%	51,6%

De manera gráfica se representan los resultados referentes a los errores respecto a los resultados experimentales base de la siguiente manera.

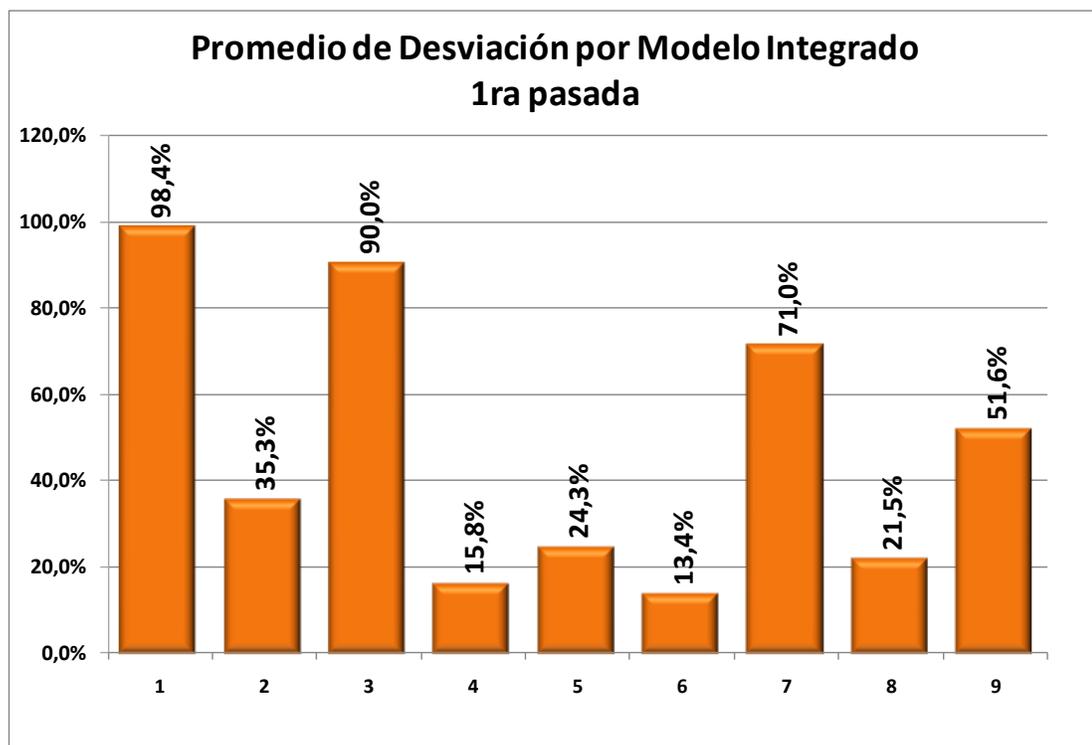


Fig. 5.1: Gráfica de porcentajes de desviación para la primera pasada

De estos resultados los valores que más se aproximan a los experimentales son los obtenidos por el modelo integrado N° 6 (Ekelund y Puchi) con 17,7% de desviación para la tira A, 10,2% para la tira B y 12,4% para la tira C en la 1ra pasada respecto al valor experimental, para un promedio de 13,4%, donde los resultados del programa para las tres tiras en conjunto se aproximan más a los resultados experimentales. Como se puede visualizar, los resultados del programa para la tira A son los que tienen menos porcentaje de desviación respecto a los resultados experimentales del Guerrero-Mata, estando muy relacionado con las reducciones de espesor menos acentuadas que para la tira A, que presenta resultados más alejados.

Para la demás pasadas los resultados fueron los siguientes:

Tabla 5.6 Porcentaje de error del programa respecto a los datos base para la segunda pasada.

PORCENTAJE DE DESVIACION PARA LA SEGUNDA PASADA									
	1	2	3	4	5	6	7	8	9
A	27,8%	18,2%	21,7%	18,9%	21,5%	23,6%	50,9%	40,8%	47,4%
B	30,6%	22,7%	24,2%	15,3%	15,5%	20,3%	54,1%	45,3%	50,4%
C	52,7%	27,1%	45,0%	8,1%	16,8%	13,8%	58,0%	33,9%	54,1%
Promedio	37,0%	22,7%	30,3%	14,1%	17,9%	19,2%	54,4%	40,0%	50,7%

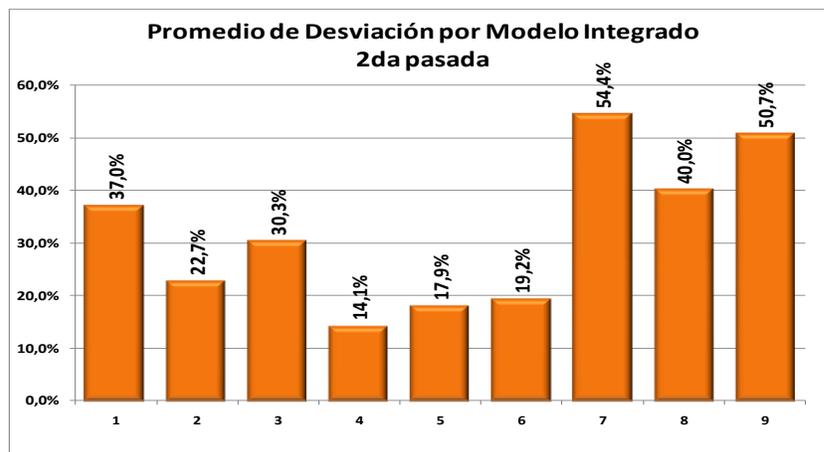


Fig. 5.2: Gráfica con los promedios de porcentajes de desviación para la segunda pasada para las tres tiras

Tabla 5.7: Porcentaje de error del programa respecto a los datos base para la tercera pasada

PORCENTAJE DE DESVIACION PARA LA TERCERA PASADA									
	1	2	3	4	5	6	7	8	9
A	22,9%	24,1%	16,6%	19,3%	10,7%	24,2%	46,5%	46,7%	42,9%
B	27,2%	40,7%	20,5%	13,6%	6,9%	18,9%	50,8%	63,7%	47,3%
C	37,8%	53,8%	30,3%	10,6%	17,8%	16,6%	42,0%	60,6%	39,1%
PROMEDIO	29,3%	39,5%	22,4%	14,5%	11,8%	19,9%	46,4%	57,0%	43,1%

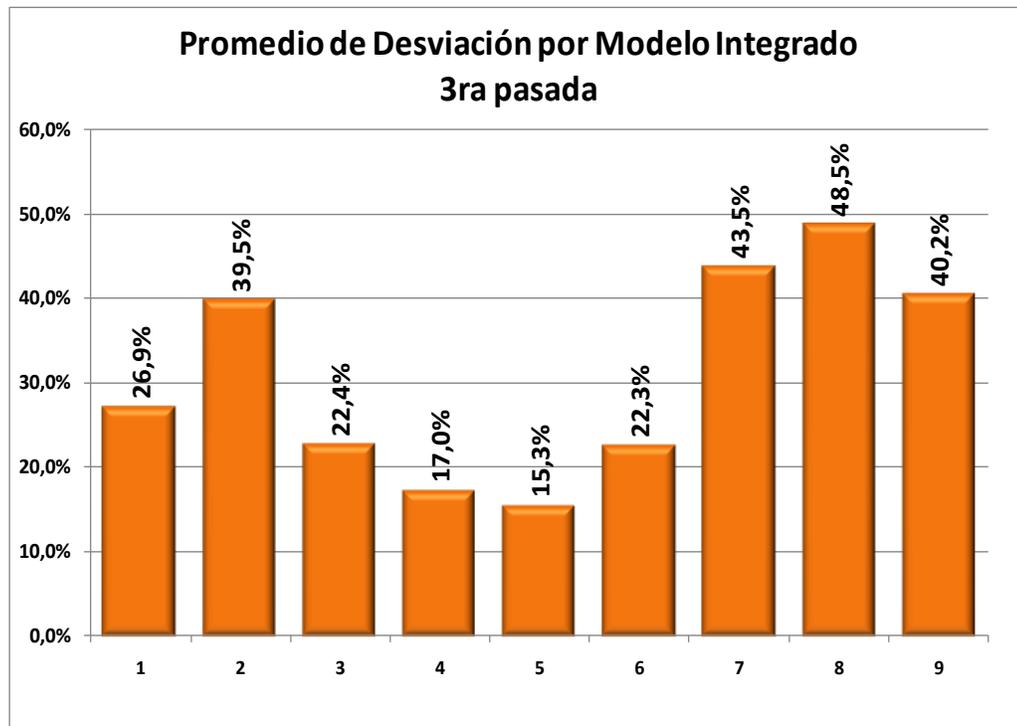


Fig. 5.3: Gráfica con los promedios de porcentajes de desviación para la tercera pasada para las tres tiras

Tabla 5.8: Porcentaje de error del programa respecto a los datos base para la cuarta pasada.

PORCENTAJE DE DESVIACION PARA LA CUARTA PASADA									
	1	2	3	4	5	6	7	8	9
A	25,7%	10,0%	29,5%	45,1%	8,7%	48,3%	1,5%	38,7%	0,6%
B	21,6%	34,6%	25,7%	41,3%	16,0%	44,8%	1,3%	56,5%	3,1%
C	16,5%	81,2%	21,1%	38,6%	61,3%	42,6%	9,0%	91,2%	10,3%
PROMEDIO	21,3%	41,9%	25,4%	41,7%	28,7%	45,2%	4,0%	62,1%	4,7%

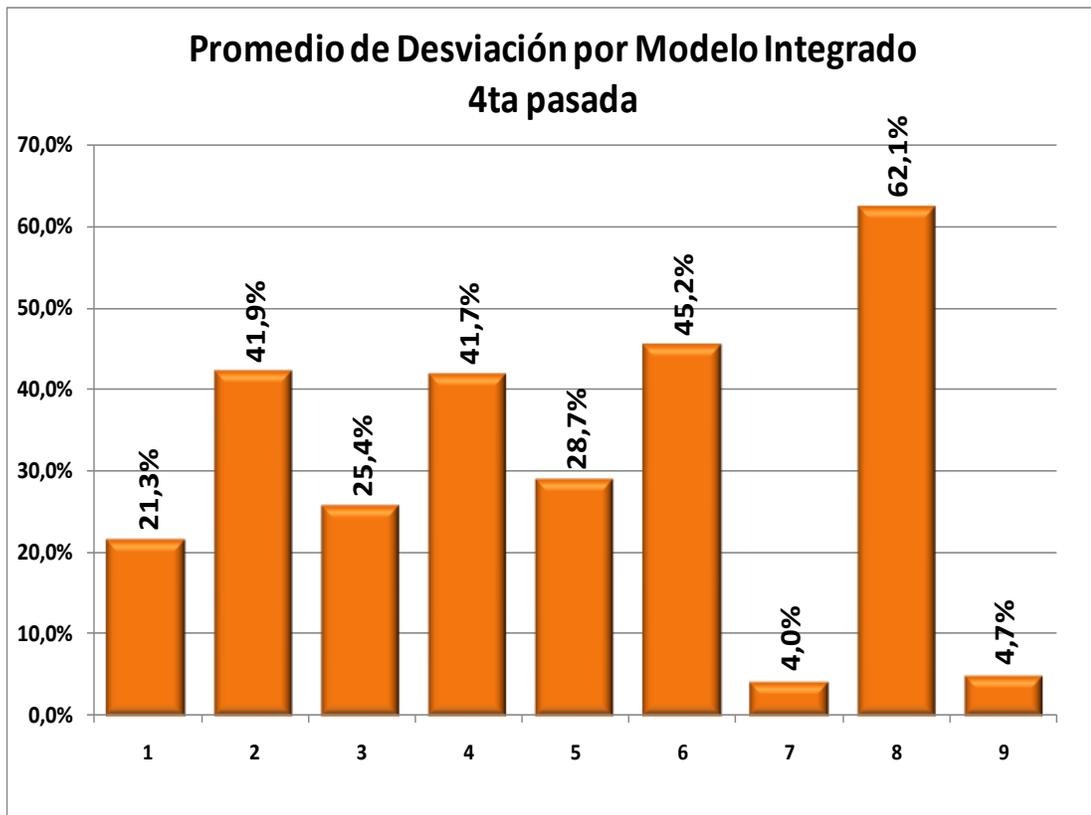


Fig. 5.4: Gráfica con los promedios de porcentajes de desviación para la cuarta pasada para las tres tiras

Tabla 5.9: Porcentaje de error del programa respecto a los datos base para la quinta pasada.

PROCENTAJE DE DESVIACION PARA LA QUINTA PASADA									
	1	2	3	4	5	6	7	8	9
A	2,8%	80,6%	7,6%	25,8%	56,8%	30,1%	36,5%	124,1%	33,7%
B	38,5%	43,0%	41,7%	52,5%	29,0%	55,3%	21,0%	63,0%	22,4%
C	46,8%	38,8%	49,4%	58,9%	26,4%	61,4%	31,1%	57,0%	32,2%
PROMEDIO	29,3%	54,1%	32,9%	45,8%	37,4%	48,9%	29,5%	81,4%	29,5%

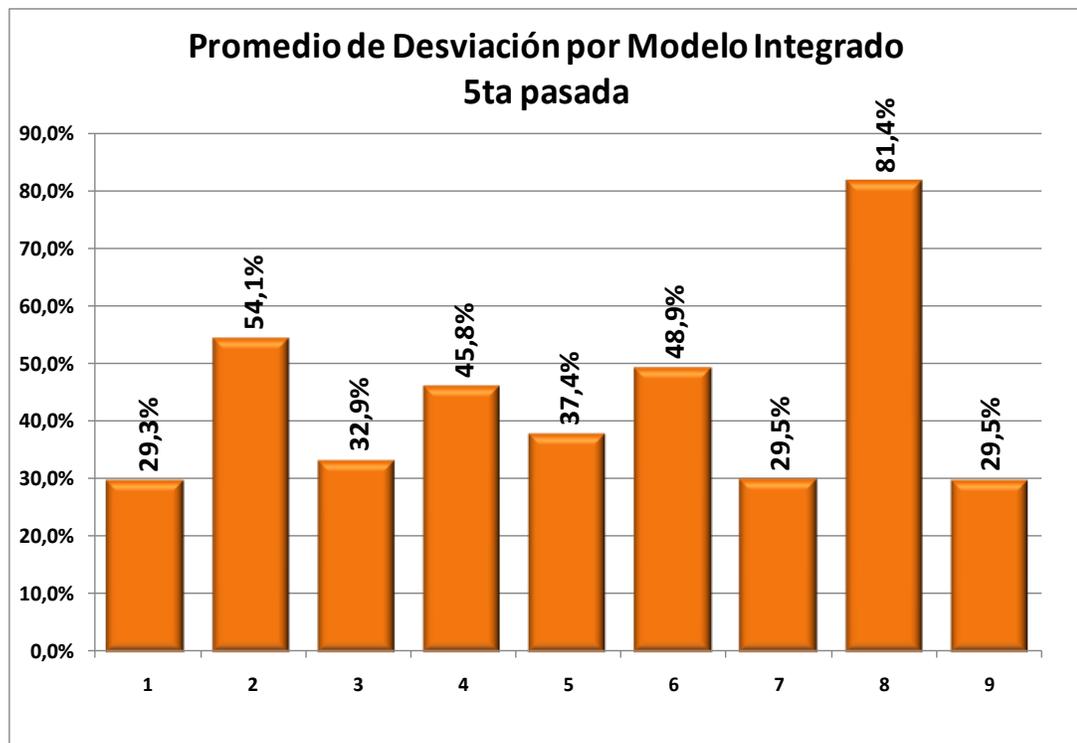


Fig. 5.5: Gráfica con los promedios de porcentajes de desviación para la quinta pasada para las tres tiras

Tabla 5.10: Porcentaje de error del programa respecto a los datos base para la sexta pasada.

PORCENTAJE DE DESVIACION PARA LA SEXTA PASADA									
	1	2	3	4	5	6	7	8	9
A	49,8%	18,6%	50,0%	60,0%	11,3%	62,4%	25,2%	45,0%	26,5%
B	53,9%	37,8%	56,3%	64,2%	27,0%	66,3%	38,2%	56,6%	39,3%
C	57,8%	42,4%	59,9%	67,5%	31,2%	69,3%	43,7%	59,3%	44,5%
PROMEDIO	53,8%	32,9%	55,6%	64,4%	23,2%	66,5%	35,8%	48,3%	36,9%

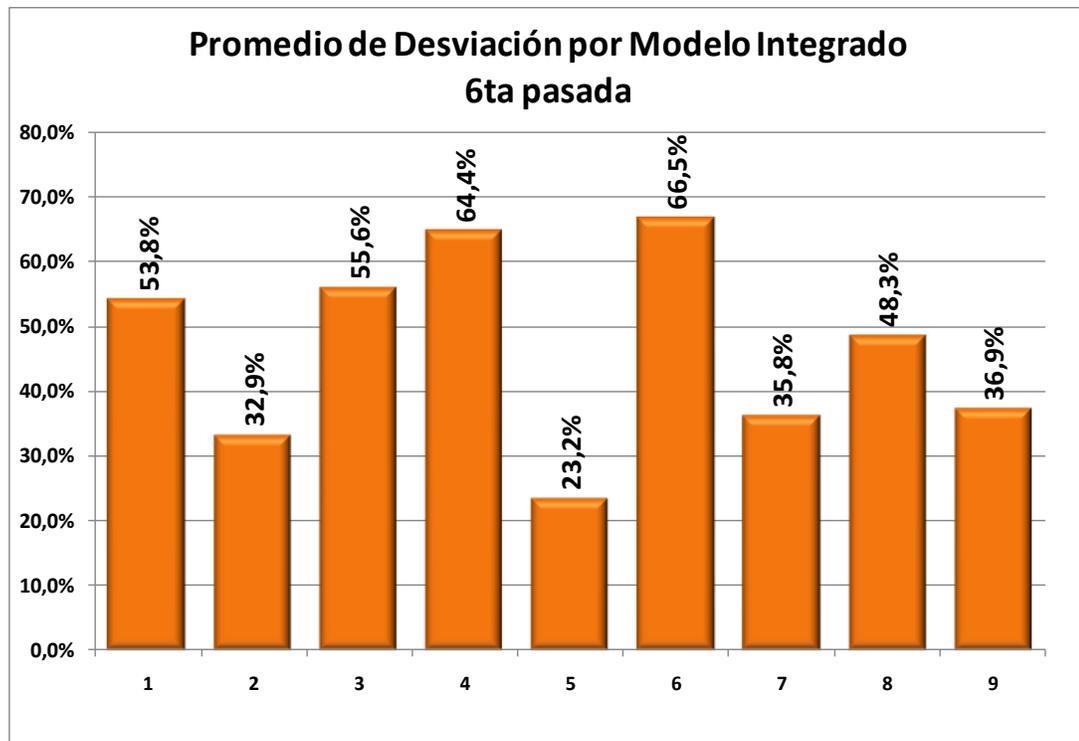


Fig. 5.6: Gráfica con los promedios de porcentajes de desviación para la sexta pasada para las tres tiras

Tabla 5.11 Porcentajes de error por modelo integrado

PROMEDIOS DE DESVIACION POR MODELO INTEGRADO									
	1	2	3	4	5	6	7	8	9
A	30,2%	28,9%	28,9%	31,9%	25,0%	35,8%	32,6%	47,1%	30,6%
B	47,4%	37,2%	45,3%	33,9%	10,5%	36,0%	41,5%	52,4%	40,5%
C	56,7%	47,0%	54,1%	33,6%	29,8%	36,0%	43,9%	52,6%	42,9%
PROMEDIO	44,5%	37,7%	42,8%	33,1%	24,5%	35,9%	39,5%	50,7%	38,0%

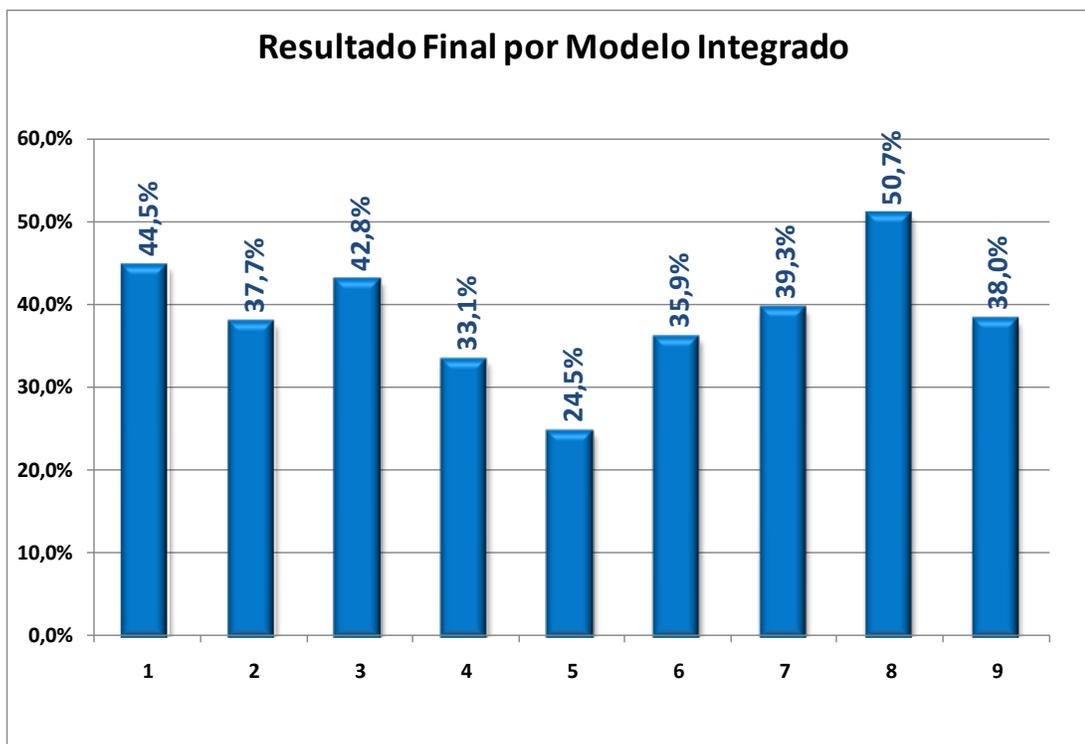


Fig. 5.7: Gráfica de porcentajes de error promedio por modelo integrado en general.

El comportamiento por pasada para los modelos con menor porcentaje de desviación respecto a los resultados experimentales se puede detallar a continuación:

Tabla 5.12: Porcentajes de error por pasada para los modelos con menor desviación respecto a los resultados experimentales de Guerrero-Mata

	Modelo 4	Modelo 5	Modelo 7
Pasada 1	15,9%	24,3%	13,4%
Pasada 2	16,5%	21,7%	21,5%
Pasada 3	14,5%	11,8%	19,9%
Pasada 4	41,7%	28,7%	45,2%
Pasada 5	45,8%	37,4%	48,9%
Pasada 6	64,4%	23,2%	66,5%
PROMEDIO	33,1%	24,5%	35,9%

Para visualizarlo de una manera más clara presentamos estos resultados de manera gráfica:

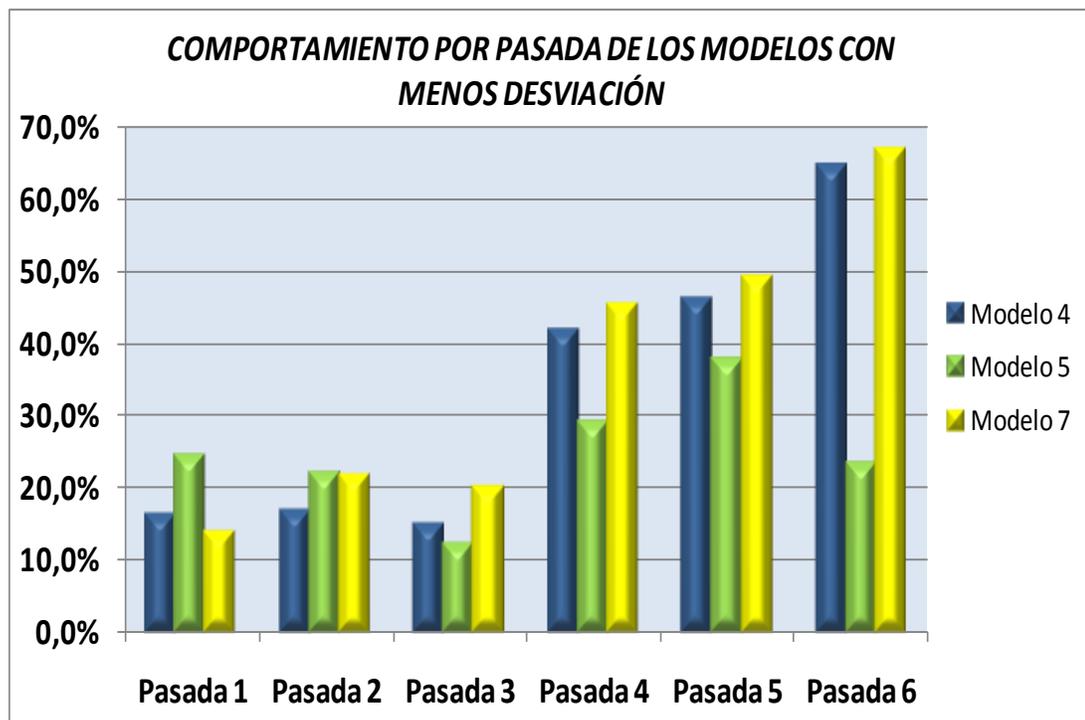
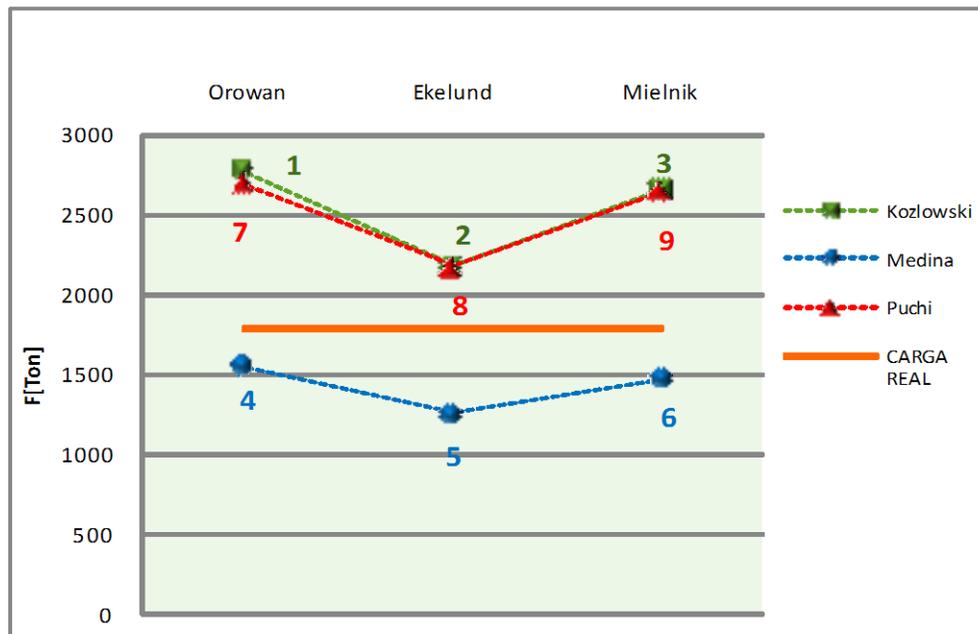


Fig. 5.8: Gráfica de porcentajes de error por pasada para los modelos con menor desviación respecto a los resultados experimentales de Guerrero-Mata

Con respecto al cambio de diámetro de los rodillos de laminación por pasada, podemos visualizar los resultados por pasada antes y después del cambio de este cambio de diámetro. En la siguiente tabla podemos ver los resultados para la primera pasada procesando la tira A:

Tabla 5.13: Carga de laminación calculada por el programa para la 1ra pasada, procesando la tira A.

Ecuaciones Constitutivas	Modelos de Laminación en Caliente		
	Orowan	Ekelund	Mielnik
Kozlowski	2763	2187	2644
Medina	1551	1260	1472
Puchi	2678	2175	2629
Valor Experimental	1789		



Pasada # 1 Líneas 2d

Fig. 5.9: Gráfica con los valores de carga obtenidos por el programa para la 1ra pasada procesando la tira A

Se puede observar gráficamente que los resultados para los modelos 1, 2 y 3 son muy similares a los de los modelos 7, 8 y 9, estando por encima del valor experimental obtenido por Guerrero – Mata, mientras que los modelos dependientes de la ecuación constitutiva de Medina están por debajo de este resultado. Para la segunda pasada los resultados fueron los siguientes:

Tabla 5.14: Carga de laminación calculada por el programa para la 2da pasada, procesando la tira A.

Ecuaciones Constitutivas	Modelos de Laminación en Caliente		
	Orowan	Ekelund	Mielnik
Kozlowski	1924	1780	1833
Medina	1221	1182	1151
Puchi	2273	2120	2200
Valor Experimental	1506		

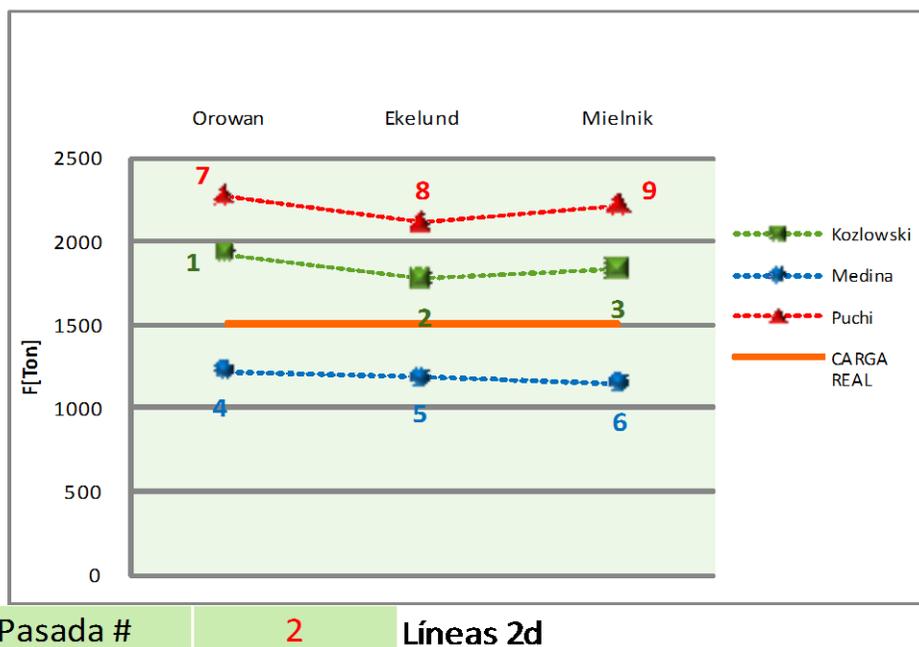


Fig. 5.10: Gráfica con los valores de carga obtenidos por el programa para la 2da pasada procesando la tira A

Podemos observar en la grafica que los modelos dependientes de la ecuación constitutiva propuesta por Koslowski varían más con la reducción de espesor que los modelos dependientes tanto de la ecuación de Medina como la de Puchi, y en general todos los modelos integrados se aproximan más al resultado experimental, influenciado por la menor reducción de espesor con respecto a la pasada anterior. Al igual que en la pasada anterior, los modelos integrados dependientes de Medina siguen por debajo de los resultados experimentales de Guerrero – Mata. Para la tercera pasada procesando la tira A se obtuvieron los siguientes resultados:

Tabla 5.15: Carga de laminación calculada por el programa para la 3ra pasada, procesando la tira A

Modelos de Laminación en Caliente			
Ecuaciones Constitutivas	Orowan	Ekelund	Mielnik
Kozlowski	2106	2127	1998
Medina	1348	1530	1299
Puchi	2511	2514	2450
Valor Experimental	1714		

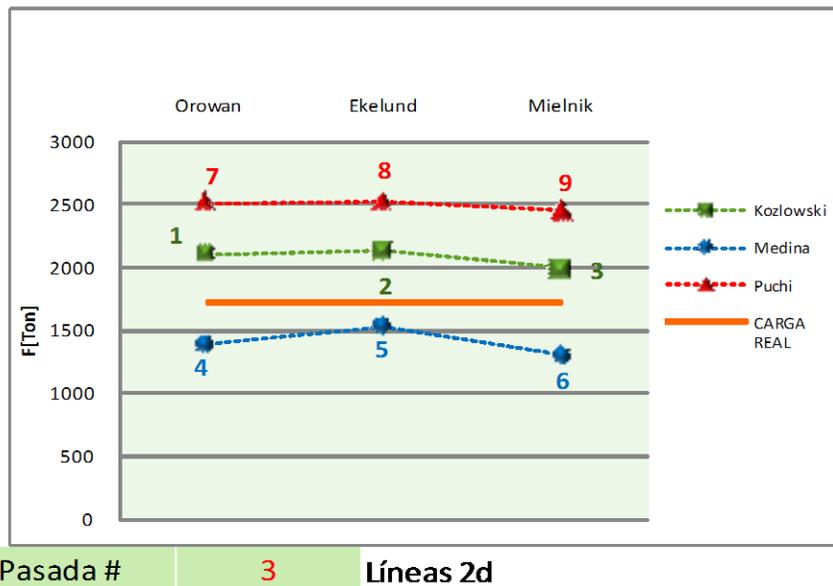


Fig. 5.11: Gráfica con los valores de carga obtenidos por el programa para la 3ra pasada procesando la tira A

A medida que aumenta la velocidad lineal en los rodillos de laminación los modelos integrados 2, 5 y 8, dependientes de la ecuación de cálculo de carga propuesta por Ekelund, dan resultados por encima de los otros 6 modelos, lo que denota que la influencia de esta variable es más preponderante que la reducción de espesor. Se puede verificar en la ecuación 2.17, dependiente de tanto el esfuerzo de fluencia como de la velocidad lineal del laminado, y tomando en cuenta que para Ekelund, la fricción depende sólo de la temperatura. Luego del cambio de diámetro de rodillos, para la cuarta pasada se obtuvieron los siguientes resultados:

Tabla 5.16: Carga de laminación calculada por el programa para la 4ta pasada, procesando la tira A

Ecuaciones Constitutivas	Modelos de Laminación en Caliente		
	Orowan	Ekelund	Mielnik
Kozlowski	774	1146	735
Medina	572	951	539
Puchi	1058	1445	1036
Valor Experimental	1042		

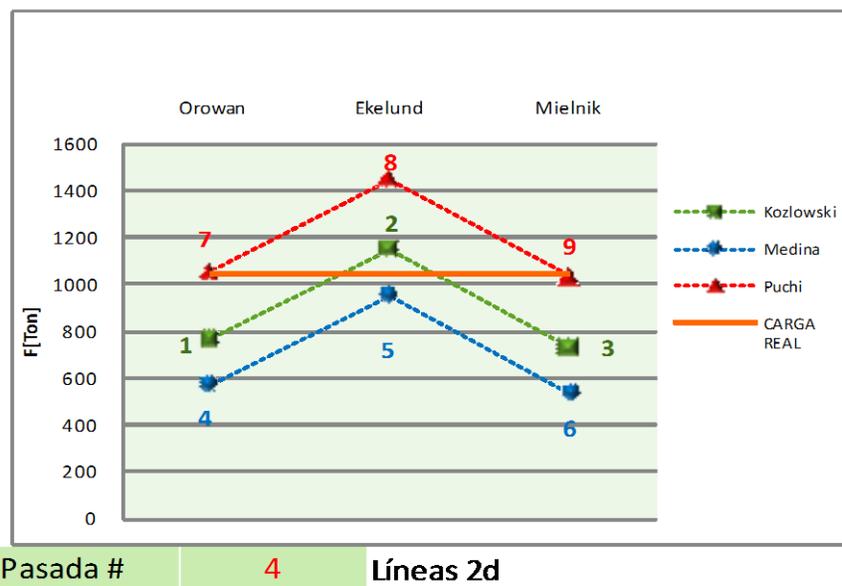


Fig. 5.12: Gráfica con los valores de carga obtenidos por el programa para la 4ta pasada procesando la tira A

Los resultados obtenidos del programa hacen notar más marcadamente que la influencia del aumento de velocidad hace que los modelos dependientes de las ecuaciones de cálculo de carga de Ekelund sigan dando resultados por encima de tanto de los tres modelos dependientes de Orowan como los tres dependientes de Mielnik. Es de notar que para esta pasada de laminación los tres modelos dependientes de la ecuación de Ekelund dan resultados mayores que el experimental obtenido por Guerrero – Mata (Ver Fig. 5.9). Para la quinta pasada los resultados obtenidos fueron los siguientes:

Tabla 5.17: Carga de laminación calculada por el programa para la 5ta pasada, procesando la tira A

Ecuaciones Constitutivas	Modelos de Laminación en Caliente		
	Orowan	Ekelund	Mielnik
Kozlowski	565	1049	537
Medina	431	911	406
Puchi	793	1302	777
Valor Experimental	581		

Para la quinta pasada los modelos 2, 5 y 8, dependientes de la ecuación de Ekelund, dan resultados por encima de los valores experimentales obtenidos por Guerrero – Mata, denotando aun más la influencia de la velocidad lineal en los rodillos del laminador. Es de notar que los modelos integrados 1, 3, 4 y 6 dan resultados por debajo del resultado experimental (Ver Fig. 5.10), remarcándose aún más la diferencia entre los modelos dependientes de la ecuación de cálculo de carga de Ekelund y los modelos que lo hacen de las ecuaciones de Orowan y Mielnik, verificándose la influencia de la velocidad lineal por encima de los factores dependientes de las características dimensionales del proceso (reducción de espesor y radio de los rodillos).

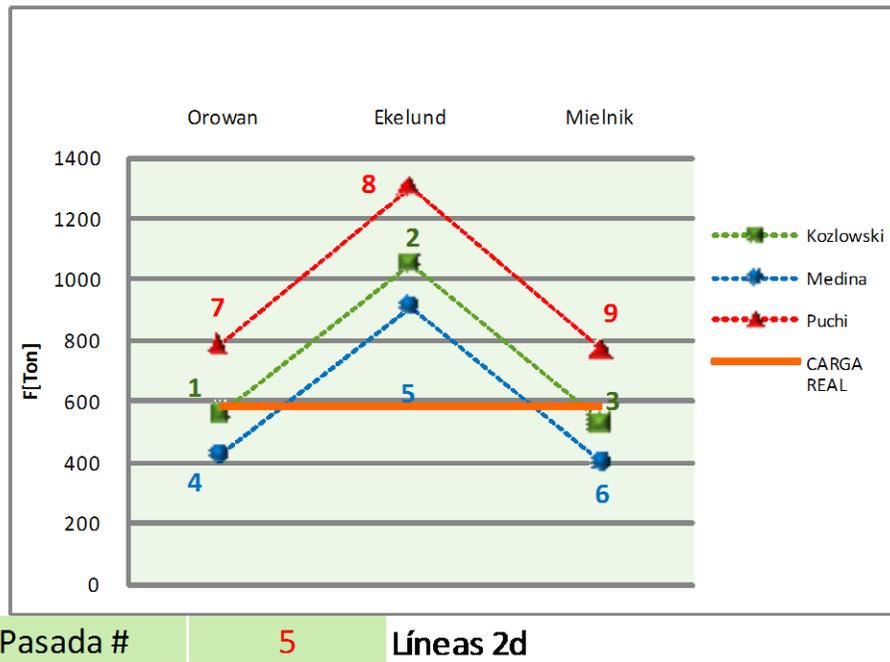
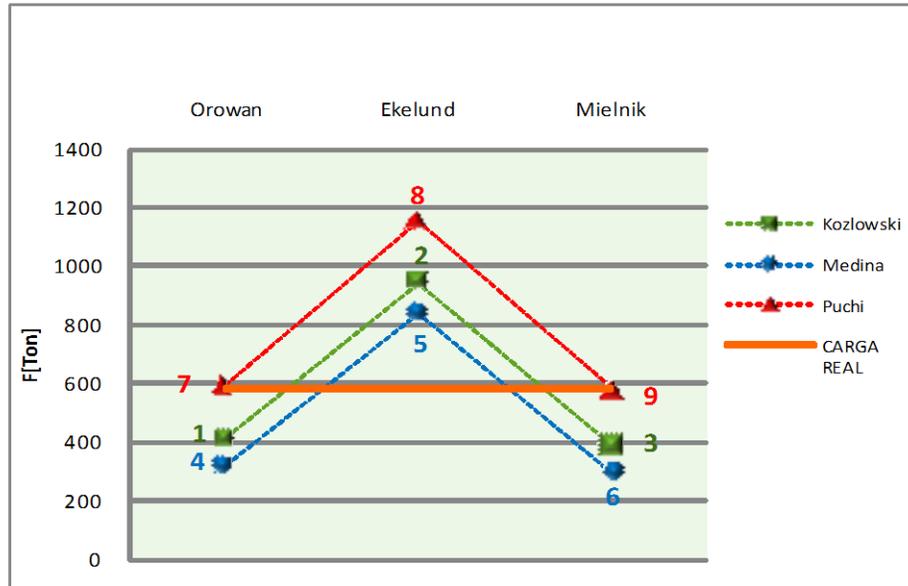


Fig. 5.13: Gráfica con los valores de carga obtenidos por el programa para la 5ta pasada procesando la tira A

Para la sexta pasada de laminación, procesando la tira A, el programa arroja que todos los modelos integrados dan resultados de carga de laminación por debajo del resultado experimental obtenido por Guerrero – Mata a excepción del modelo integrado N° 8, notándose aún más la diferencia con los modelos dependientes de las ecuaciones de cálculo carga de Orowan y Mielnik, acentuándose el efecto de la disminución de la reducción de espesor (Ver Fig. 5.11).

Tabla 5.18: Carga de laminación calculada por el programa para la 6ta pasada, procesando la tira A

Ecuaciones Constitutivas	Modelos de Laminación en Caliente		
	Orowan	Ekelund	Mielnik
Kozlowski	414	943	393
Medina	318	840	299
Puchi	595	1153	584
Valor Experimental	795		



Pasada # **6** Líneas 2d

Fig. 5.14: Gráfica con los valores de carga obtenidos por el programa para la 6ta pasada procesando la tira A

El ejemplo tomado para obtener datos reales consta de seis pasadas, esto se verificó con el programa, obteniéndose que con una pasada sería suficiente para realizar la laminación pero sin tomar en cuenta los requerimientos de potencia del laminador. Los resultados se observan en la siguiente tabla:

Tabla 5.19: Resultados del programa realizando el proceso en una sola pasada.

Ecuaciones Constitutivas	Modelos de Laminación en Caliente		
	Orowan	Ekelund	Mielnik
Kozlowski	54779	6737	55211
Medina	22319	2742	21127
Puchi	26289	3333	26167

Valores en Ton.

En cuanto a los porcentajes de desviación, sólo tomando en cuenta los modelos de cálculo de carga de laminación, tenemos lo siguiente:

Tabla 5.20: Porcentajes de desviación por modelos de cálculo de carga de laminación

	MODELO DE CARGA		
	OROWAN	EKELUND	MIELNIK
A	29,1%	30,9%	36,8%
B	43,3%	29,5%	44,8%
C	52,6%	33,1%	46,5%
PROMEDIO	41,7%	31,2%	42,7%

Ahora, con respecto a las ecuaciones constitutivas se promediaron los siguientes valores de desviación porcentual:

Tabla 5.21: Porcentajes de desviación por ecuación constitutiva.

	ECUACION CONSTITUTIVA		
	KOZLOWSKI	MEDINA	PUCHI
A	31,3%	33,7%	31,8%
B	40,9%	36,1%	40,6%
C	44,7%	43,1%	44,3%
PROMEDIO	39,0%	37,6%	38,9%



Es de notar que existe una mayor variación entre los modelos de laminación que en el caso anterior, con las siguientes deducciones e implicaciones:

- La carga de laminación empleada usando el modelo de Orowan y Mielnik se ubica por lo general por encima del modelo de Ekelund, esto debido a que ambos consideran fricción adherente.
- El modelo de Ekelund, por el contrario, reportó para este caso valores más bajos de carga de laminación debido a que para grandes reducciones de espesor, este modelo pierde sensibilidad con respecto al coeficiente de fricción, originando un error de aproximadamente entre 6,9 y 124,1% para todos los modelos integrados y todas las tiras de acero estudiadas (Ver Tabla 5.11, modelos 2, 5 y 8). Sin embargo, a medida que la reducción de espesor disminuye, la carga reportada por este modelo se incrementa respecto a los resultados experimentales de Guerrero-Mata, especialmente influenciado por el incremento de velocidad tangencial en el laminador, lo que a su vez incrementa el factor A del modelo de Ekelund (Ver Ec. 2.17)
- El modelo de Ekelund arroja valores por debajo a Mielnik y Orowan puesto que por definición este modelo asume que para altos coeficientes de roce, se presenta fricción adherente, lo cual hace del mismo el más aceptable en este caso, dando en promedio un porcentaje de desviación del 31,2% (Ver Tabla 5.20)
- El comportamiento de las ecuaciones constitutivas reporta que el modelo de Medina da valores con menos desviación respecto a los resultados experimentales de Guerrero-Mata, con valores promedio de 37,6% de error (Ver Tabla 5.21). En todos los casos, el valor se acerca al referencial propuesto por Ekelund en función de la temperatura y los componentes del acero



De estos resultados se tiene que:

- El modelo de Orowan, que considera fricción adherente, y alto coeficiente de fricción, se mantiene invariable, por lo que es poco apropiado para este caso ya que es de esperar que una disminución del coeficiente de fricción reduzca la carga.
 - El método de Ekelund adquiere valores más bajos y presenta uniformidad por lo que puede tomarse como valores confiables.
 - Al disminuir el porcentaje de carbono, como sucede en la tira B, la carga de laminación se incrementa, y por consiguiente, el porcentaje de desviación.

En general, para los datos de referencia, la variación mínima es de 24,5% en promedio para las tres tiras aplicando el modelo integrado N° 5 Ekelund-Medina (Ver Tabla 5.11), siendo su aproximación más cercana a los resultados experimentales reportados por Guerrero-Mata en un valor de 6,9% para la 3ra pasada laminando la tira B. En caso contrario, el modelo integrado N° 8 es el que reporta mayor desviación respecto a los resultados experimentales, con un promedio para las tres tiras en el orden del 50,7% (Ver Tabla 5.11).



CAPÍTULO VI

CONCLUSIONES

- Se logró incorporar bajo un modelo integrado las ecuaciones constitutivas para aceros a altas temperaturas en los modelos utilizados para el cálculo de carga de laminación en caliente.
- Para los modelos de cálculo de carga de laminación el que se aproxima más a los resultados experimentales es el de Ekelund, con un 31,2% de desviación.
- Para las ecuaciones constitutivas de aceros para altas temperaturas la que más se aproxima a los resultados experimentales es la de Medina, con 37,6%.
- Analizando las tres tiras en conjunto se puede concluir que el modelo integrado que da resultados más aproximados en el N°5 de Ekelund y Medina, con un valor promedio de desviación de 24,5% respecto a los resultados experimentales obtenidos por Guerrero – Mata.
- El comportamiento para las tres tiras analizadas en cuanto al modelo integrado que arroja los resultados más próximos a los experimentales reportados por Guerrero-Mata es el modelo integrado N° 5 de Ekelund y Medina, que tiene un comportamiento constante para el material, dando como resultado un porcentaje de desviación de 25,0%, para la tira A, 18,7% para la tira B y 29,8% para la tira C, resultados por debajo de todos los demás modelos.



- El programa diseñado permite tener una referencia previa del efecto de la combinación de los parámetros del proceso en las características finales del producto, permitiendo reducir los tiempos de puesta a punto del proceso productivo.
- El porcentaje de desviación entre los resultados del programa, en comparación con los experimentales [Guerrero-Mata, 2003] permite concluir que los modelos integrados dependientes de la ecuación constitutiva propuesta por Medina son los que dan resultados más confiables respecto a los experimentales (Ver Tabla 5.11)



CAPÍTULO VII

RECOMENDACIONES

- Realizar ensayos de laminación en caliente para verificar el programa a altas variaciones de espesor y alto coeficiente de fricción.
- Ampliar el alcance de la presente investigación en futuros proyectos y estudiar la posibilidad de realizar trabajos similares para laminación en frío y en otros materiales.
- Codificar el programa a lenguaje Mat-Lab para potenciar sus capacidades de cálculo, visualización y funcionamiento.
- Implementar los conocimientos desarrollados en este tipo de trabajos de investigación dentro de la Cátedra de Materiales y Procesos de Fabricación.
- El comportamiento del acero a elevadas temperaturas, considerando los efectos de endurecimiento por deformación, recuperación y recristalización dinámica, deberían ser incorporados al contenido de las asignaturas relativas a procesos de conformado, a fin de aportar un conocimiento más profundo sobre los diferentes mecanismos que intervienen cuando estos son tratados a altas temperaturas y cómo influyen en el proceso de conformado.



REFERENCIAS BIBLIOGRAFICAS

- Béjar L, Hernández C. y Mancilla J. (2001). Cálculo de la tensión de la fluencia en aceros deformados en caliente. *Revista Latinoamericana de Metalurgia y Materiales*. Volumen. 21 No. 2. Venezuela.
- Béjar L, Hernández C. y Mancilla J. (2001). Modelización de la curva de fluencia de aceros deformados en caliente. *Jornadas SAM 2000 CONAMET ASS*. Pág. 403-409. México.
- Bergström, Y. (1969-70). *Mater. Sci. Eng.* 5, 193.
- Bergström, Y. and Aaronsson, B. (1972). *Metall. Trans.*, 3.
- Cabello S. (2008). *Nociones sobre Conformado de Metales*. Publicaciones de la Universidad de Carabobo. Venezuela.
- El Wahabi, M. Cabrera, J.M and Prado, J.M. (2003). *Mater. Sci. And Eng.* A343, 116.
- Estrin, Y. and Mecking, H. (1984). *Acta Metall.*, 32, 57.
- Ekelund, S. (1927). The Analysis of factors influencing rolling pressure and power consumption in the hot rolling of steel. 93, núms. 8-14.
- Fernández S. V. “Efecto del Contenido de Silicio en el Comportamiento a Fluencia de un Acero al Carbono”. *Escola Técnica Superior d’Enginyeria Industrial de Barcelona, España* (2004)
- Frost, H. and Ashby M. (1982). *Deformation-mechanism maps*, Cap. 1-5.
- Garofalo, F. (1963). An empirical relation defining the stress dependence of minimum creep rate in metals. *Trans. AIME*, vol. 227, 351
- Guerrero-Mata, M. P.; Zambrano, P. C.; Colás, R. y Leduc, L. A., (2003), “Modelación Matemática de la Producción de un Tren de



Laminación en Caliente”. Revista de la Facultad de Ingeniería de la UCV, Vol. 18 (2), 39 – 45. México.

- Hosford, W; Caddell, R. (1983); *Metal Forming*, USA, Prentice Hall.
- Kokcs, U.F. (1979). *Eng. Mater. Technol. Trans. ASME*, 98, 76.
- Kokcs, U.F. (1976). Laws for work-hardening and low-temperature creep. *J. Eng. Mater. Technol.* Vol. 98. 76-85.
- Kozlowski et al. (1992). “Simple constitutive equations for steel at elevated temperatures”. *Metallurgical and Materials Transactions*. Volumen 23^a, 903-918.
- Medina, S. y Hernández, C. (1996a). General expression for the Zener-Hollomon parameter as a function of the chemical composition of low alloy and microalloy steels. *Acta Mater.* Vol. 44. N° 1. 137-148.
- Medina, S. y Hernández, C. (1996b). The influence of chemical composition on peak strain of deformed austenite in low alloy and microalloy steels. *Acta Mater.* Vol. 44. N° 1. 149-154.
- Medina, S. y Hernández, C. (1996c). Modelling of the dynamic recrystallization of austenite in low alloy and microalloy steels. *Acta Mater.* Vol. 44. N° 1. 165-171.
- Medina, S. Hernández, C. y Ruiz, J. (1996). Modelling austenite flow curves in low alloy and microalloyed steels. *Acta Mater.* Vol. 44. N° 1. 155-163.
- Mielnik, E. (1991). *Metalworking science and engineering*. Mc Graw-Hill. 611.



- Orowan, E. (1943). The calculation of roll pressure in hot and cold flat rolling, 150, 140-167.
- Orowan, E. y Pascoe, K. (1946). A simple method of calculating roll pressure and power consumption in hot flat rolling, iron and steel. inst. special rept. N° 34, 124.
- Puchi-Cabrera, E. S. (2002). “Ecuaciones Constitutivas de Aceros Deformados a Temperaturas Elevadas”. Revista de la Facultad de Ingeniería de la UCV, Vol. 21, 147-168.
- Puchi-Cabrera, E.S. (2003). Simple constitute relationship for C-MN steels deformed at elevated temperaturas. Mater. Sci. and technol., Vol. 19, 715-722.
- Rowe, G, (1972), *Conformado de los metales*. España; Ediciones Urmo.
- Roberts, W. (1982). *Deformation, processing and structure*. (Ed. G. Krauss). 109.
- Sah, J.P. Richardson, J. y Sellars, M. (1969). Recrystallization during hot deformation of nickel. J. Austr. Inst. Metals, Vol. 14, N° 4, 292-297.
- Sellars, C. M. y Tegart, W. (1972). La relation entre la résistance et la structure dans la déformation a chaud. Mem. Sci. Rev. Met., vol. 23, 731-746.
- Zahiri, S. y Hodgson, P. (2004). Mater. Sci. And Technol. (20), 458.
- Zener, C. y Hollomon, J. H. (1946). Problems in Non-Elastic deformation of metals. J. Appl. Phys. Vol. 17. 69-82.