

TRABAJO ESPECIAL DE GRADO

COMPORTAMIENTO MECÁNICO DE UN ACERO AL CARBONO, DEFORMADO A TEMPERATURAS Y TASAS DE DEFORMACIÓN ELEVADAS: EFECTO DEL CONTENIDO DE CARBONO

Presentado ante la Ilustre
Universidad Central de Venezuela
Por el Br. Vargas G., Juancarlos
Para optar al Título
de Ingeniero Mecánico

Caracas, marzo de 2015

TRABAJO ESPECIAL DE GRADO

COMPORTAMIENTO MECÁNICO DE UN ACERO AL CARBONO, DEFORMADO A TEMPERATURAS Y TASAS DE DEFORMACIÓN ELEVADAS: EFECTO DEL CONTENIDO DE CARBONO

TUTOR ACADÉMICO: Dr. Eli Saúl Puchi Cabrera

Presentado ante la Ilustre
Universidad Central de Venezuela
Por el Br. Vargas G., Juancarlos
Para optar al Título
de Ingeniero Mecánico

Caracas, marzo de 2015



ACTA

Los abajo firmantes, Miembros del Jurado Examinador designado por el Consejo de Escuela de Ingeniería Mecánica para evaluar el Trabajo Especial de Grado presentado por el Bachiller:

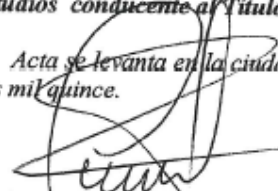
Juancarlos Vargas

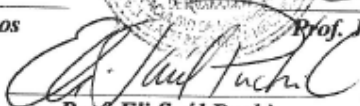
Titulado

"Comportamiento Mecánico de un Acero al Carbono, Deformado a Temperaturas y Tasas de Deformación Elevadas: Efecto del Contenido de Carbono"

Consideran que el mismo cumple con los requisitos exigidos por el Plan de Estudios conducente al Título de Ingeniero Mecánico.

Acta se levanta en la ciudad de Caracas a los catorce días del mes de abril del año dos mil quince.


Prof. Crisanto Villalobos
Jurado


Prof. Eli Saúl Puchi
Tutor


Prof. José Gregorio La Riva
Jurado





UNIVERSIDAD CENTRAL DE VENEZUELA
FACULTAD DE INGENIERÍA
ESCUELA DE INGENIERÍA MECÁNICA

DEPARTAMENTO DE TECNOLOGÍA DE PRODUCCIÓN

Caracas, 14 de abril de 2015.

Prof. Gerardo Ramírez
Jefe de la División de Control de Estudios
Facultad de Ingeniería-UCV
Presente.-

Quienes suscriben, Miembros del Jurado Examinador designado por el Consejo de la Escuela de Ingeniería Mecánica, nos dirigimos a usted con la finalidad de informarle que hemos decidido otorgarle al Bachiller:

Juancarlos Vargas, C.I. 19.226.116

**MENCIÓN HONORIFICA
TRABAJO ESPECIAL DE GRADO**

Por la excelencia demostrada en la realización del Trabajo Especial de Grado, titulado

*"Comportamiento Mecánico de un Acero al Carbono, Deformado a
Temperaturas y Tasas de Deformación Elevadas: Efecto del
Contenido de Carbono"*

Sin otro particular a que hacer referencia, quedamos de usted.


Prof. Crisanto Villalobos
Jurado


Prof. Eli Saúl Puchi
Tutor


Prof. José Gregorio La Riva
Jurado

DEDICATORIA

A Dios.

A Jesús de Nazareno.

A la memoria del Doctor José Gregorio Hernández.

A la memoria de Valentina Gallardo, Ercuin Simón Vargas y mi tía María De Jesús Delgado.

AGRADECIMIENTOS

Al Dr. Eli Saúl Puchi Cabrera tutor académico de la Universidad Central de Venezuela, por todo el apoyo brindado durante la realización del presente trabajo.

Al Prof. Crisanto Villalobos, por todo el apoyo brindado y por su confianza.

A Laineth Padilla, por todos los momentos de alegrías, por participar en mis sueños y por compartir conmigo mis triunfos.

A Rilcer Del Carmen Villasmil, por todo el apoyo brindado.

A Eglis Carrero, por todo el apoyo brindado y por ser mi segunda madre.

A Eyra Bracho, por participar en mis sueños y ser mi psicóloga en todo momento.

A la Universidad Central de Venezuela por la formación adquirida y por todo los beneficios que pude obtener durante el curso de mi carrera.

Vargas G., Juancarlos

**COMPORTAMIENTO MECÁNICO DE UN ACERO AL CARBONO,
DEFORMADO A TEMPERATURAS Y TASAS DE DEFORMACIÓN
ELEVADAS: EFECTO DEL CONTENIDO DE CARBONO**

**Tutor Académico: Dr. Eli Saúl Puchi Cabrera. Tesis. Caracas, U.C.V. Facultad
de Ingeniería. Escuela de Ingeniería Mecánica. Año 2015, 143 p.**

Palabras Claves: Acero al carbono, Resistencia mecánica, Endurecimiento, Comportamiento Mecánico.

Resumen. El efecto del contenido de carbono sobre el comportamiento mecánico de un acero al carbono deformado a temperaturas y tasas de deformación elevadas, ha sido investigado en un intervalo de temperaturas entre 1173-1373 K y tasas de deformación entre $0.0005-0.1s^{-1}$. El estudio se ha realizado en base a los modelos de Sellars-Tegart-Garofalo (STG) y del Umbral Mecánico del Esfuerzo (UME), los cuales permiten analizar cuantitativamente, de manera complementaria, los cambios en los principales parámetros de la curva esfuerzo-deformación de los aceros deformados en caliente, tales como: límite de fluencia, esfuerzo pico, esfuerzo de saturación aparente y esfuerzo de estado estacionario. De esta manera, mediante ambos modelos, es posible cuantificar el efecto del contenido de carbono en el acero, lo cual a su vez permite realizar un cálculo más preciso de su resistencia mecánica en caliente, parámetro de fundamental importancia en el cálculo de cargas, torques y requerimientos de potencia de los procesos de conformación de alta temperatura, tales como laminación, forja y extrusión.

TABLA DE CONTENIDO

INTRODUCCIÓN.....	1
CAPÍTULO I	
1. Fundamentos de la Investigación.....	3
1.1. Planteamiento del Problema.....	3
1.2. Antecedentes.....	3
1.3. Objetivos.....	6
CAPÍTULO II	
2. Marco Teórico.....	7
2.1. Efecto del contenido de carbono en la resistencia mecánica del acero deformado en caliente.....	7
2.2. Fundamentos del proceso de fabricación de tubos sin costura de acero.....	10
2.3. Modelo de Sellars-Tegart-Garofalo (STG).....	20
2.4. Modelo del Umbral Mecánico del Esfuerzo (UME).....	25
CAPÍTULO III	
3. Metodología de análisis.....	30
3.1. Digitalización y depuración de las curvas esfuerzo-deformación.....	34
CAPÍTULO IV	
4. Resultados experimentales y su discusión.....	37
4.1. Determinación del límite de fluencia y del esfuerzo atómico.....	37
4.2. Evaluación cualitativa del efecto del contenido de carbono en la resistencia mecánica en caliente del acero en estudio.....	43
4.3. Evaluación del efecto del contenido de carbono en el límite de fluencia a temperaturas elevadas de los aceros estudiados, mediante los modelos de Sellars-Tegart-Garofalo (STG) y del umbral mecánico del esfuerzo (UME).....	54

4.3.1. Determinación del efecto del contenido de carbono en el límite de fluencia de los aceros estudiados mediante el modelo de STG.....	54
4.3.2. Determinación del efecto del contenido de carbono en el límite de fluencia de los aceros estudiados mediante el modelo de UME.....	57
4.4. Determinación del esfuerzo de saturación y su dependencia de la temperatura y tasa de deformación mediante el modelo de STG.....	63
4.5. Determinación del esfuerzo de saturación del umbral mecánico y su dependencia de la temperatura y tasa de deformación.....	78
4.6. Determinación del esfuerzo de estado estacionario y su dependencia de la temperatura y tasa de deformación mediante el modelo de STG.....	88
4.7. Cálculo del intervalo de endurecimiento de las curvas esfuerzo- deformación mediante los modelos de STG y UME.....	91
4.7.1. Cálculo del intervalo de endurecimiento de las curvas esfuerzo-deformación mediante el uso del modelo STG.....	91
4.7.2. Cálculo del intervalo de endurecimiento de las curvas esfuerzo-deformación mediante el uso del modelo UME.....	99
CAPITULO V	
5. Conclusiones y recomendaciones.	
5.1. Conclusiones.....	108
5.2. Recomendaciones.....	110
REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	111
APENDICE.....	117

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura N°1. Esquematización de la operación principal para la producción de tubos sin costura.....	10
Figura N°2. El esquema de perforación Mannesmann.....	11
Figura N°3. El esquema de efecto Mannesmann.....	12
Figura N°4. Cambios en la pieza de trabajo durante el proceso de perforación de tubos con el proceso de laminación oblicua con dos rodillos.....	16
Figura N°5. Distribución de la temperatura en el enchufe perforador.....	19
Figura N°6. Ilustración esquemática de una barrera de activación al deslizamiento de dislocaciones y el efecto del esfuerzo aplicado en la superación de dicha barrera. (Hosford and Cadell, 2007).....	21
Figura N°7. La aplicación del modelo de STG para datos del esfuerzo pico y parámetros de Z.....	24
Figura N°8. a), b), c) y d) Gráficas esfuerzo vs deformación para el acero A011 a diferentes temperaturas y tasas de deformación.....	32
Figura N°9. a), b), c) y d) Gráficas de esfuerzo vs deformación para el acero A111 a diferentes temperaturas y tasas de deformación.....	33
Figura N°10. Digitalización de la curva esfuerzo-deformación a una temperatura de 900°C y una tasa de deformación de $0,0005s^{-1}$ para el acero A011.....	34
Figura N°11. Tabla de datos de puntos para las coordenadas (X, Y) de la curva esfuerzo-deformación a 900°C y $0,0005 s^{-1}$ para el acero A011, en forma de par ordenado.....	35
Figura N°12. Gráfica del límite de fluencia vs temperatura absoluta de deformación para el acero A011.....	40
Figura N°13. Gráfica del límite de fluencia vs temperatura absoluta de deformación para el acero A111.....	40
Figura N°14. Gráfica límite de fluencia vs temperatura absoluta de deformación para el acero A011.....	42

Figura N°15. Gráfica límite de fluencia vs temperatura absoluta de deformación para el acero A111.....	42
Figura N°16. a) – s) gráficas comparativas esfuerzo-deformación para las mismas condiciones de deformación de los aceros A011 y A111.....	53
Figura N°17. Gráfica límite de fluencia experimental vs límite de fluencia calculado, para el acero A011. Evaluación del ajuste por mínimos cuadrados.....	55
Figura N°18. Gráfica límite de fluencia experimental vs límite de fluencia calculado, para el acero A111. Evaluación del ajuste por mínimos cuadrados.....	56
Figura N°19. Gráfico de relación entre la recta teórica y los puntos experimentales obtenidos para el acero A011, mediante el modelo UME.....	61
Figura N°20. Gráfico de relación entre la recta teórica y los puntos experimentales obtenidos para el acero A111, mediante el modelo UME.....	61
Figura N°21. Curvas esfuerzo – deformación para el acero A011 en sus cuatro tasas de deformación y temperatura fija de deformación de 1173 K.....	64
Figura N°22. Curvas esfuerzo – deformación para el acero A011 en sus tres tasas de deformación y temperatura fija de deformación de 1223 K.....	64
Figura N°23. Curvas esfuerzo – deformación para el acero A011 en sus cuatro tasas de deformación y temperatura fija de deformación de 1273 K.....	65
Figura N°24. Curvas esfuerzo – deformación para el acero A011 en sus cuatro tasas de deformación y temperatura fija de deformación de 1323 K.....	65
Figura N°25. Curvas esfuerzo – deformación para el acero A011 en sus cuatro tasas de deformación y temperatura fija de deformación de 1373 K.....	66
Figura N°26. Curvas esfuerzo – deformación para el acero A111 en sus cuatro tasas de deformación y temperatura fija de deformación de 1173 K.....	66
Figura N°27. Curvas esfuerzo – deformación para el acero A111 en sus cuatro tasas de deformación y temperatura fija de deformación de 1223 K.....	67
Figura N°28. Curvas esfuerzo – deformación para el acero A111 en sus cuatro tasas de deformación y temperatura fija de deformación de 1273 K.....	67
Figura N°29. Curvas esfuerzo – deformación para el acero A111 en sus cuatro tasas de deformación y temperatura fija de deformación de 1323 K.....	68

Figura N°30. Curvas esfuerzo – deformación para el acero A111 en sus cuatro tasas de deformación y temperatura fija de deformación de 1373 K.....	68
Figura N°31. Gráficas comparativas esfuerzo-deformación, de las curvas teóricas y experimentales para el cálculo del esfuerzo de saturación por el modelo STG a T=1173 K y distintas tasas de deformación para el acero A011.....	70
Figura N°32. Gráficas comparativas esfuerzo-deformación, de las curvas teóricas y experimentales para el cálculo del esfuerzo de saturación por el modelo STG a T=1223 K y distintas tasas de deformación para el acero A011.	70
Figura N°33. Gráficas comparativas esfuerzo-deformación, de las curvas teóricas y experimentales para el cálculo del esfuerzo de saturación por el modelo STG a T=1273 K y distintas tasas de deformación para el acero A011.....	71
Figura N°34. Gráficas comparativas esfuerzo-deformación, de las curvas teóricas y experimentales para el cálculo del esfuerzo de saturación por el modelo STG a T=1323 K y distintas tasas de deformación para el acero A011.	71
Figura N°35. Gráficas comparativas esfuerzo-deformación, de las curvas teóricas y experimentales para el cálculo del esfuerzo de saturación por el modelo STG a T=1373 K y distintas tasas de deformación para el acero A011.	72
Figura N°36. Gráficas comparativas esfuerzo-deformación, de las curvas teóricas y experimentales para el cálculo del esfuerzo de saturación por el modelo STG a T=1173 K y distintas tasas de deformación para el acero A111.	72
Figura N°37 Gráficas comparativas esfuerzo-deformación, de las curvas teóricas y experimentales para el cálculo del esfuerzo de saturación por el modelo STG a T=1223 K y distintas tasas de deformación para el acero A111.....	73
Figura N°38. Gráficas comparativas esfuerzo-deformación, de las curvas teóricas y experimentales para el cálculo del esfuerzo de saturación por el modelo STG a T=1273 K y distintas tasas de deformación para el acero A111.....	73
Figura N°39. Gráficas comparativas esfuerzo-deformación, de las curvas teóricas y experimentales para el cálculo del esfuerzo de saturación por el modelo STG a T=1323 K y distintas tasas de deformación para el acero A111.....	74

Figura N°40. Gráficas comparativas esfuerzo-deformación, de las curvas teóricas y experimentales para el cálculo del esfuerzo de saturación por el modelo STG a $T=1373\text{ K}$ y distintas tasas de deformación para el acero A111.....	74
Figura N°41. Curvas esfuerzo de saturación calculado– esfuerzo de saturación experimental para el acero A011, modelo STG.....	76
Figura N°42. Curvas esfuerzo de saturación calculado– esfuerzo de saturación experimental para el acero A111, modelo STG.....	77
Figura N°43 Gráficas comparativas esfuerzo-deformación, de las curvas teóricas y experimentales para el cálculo del UME a $T=1173\text{ K}$ y distintas tasas de deformaciónA011.....	80
Figura N°44 Gráficas comparativas esfuerzo-deformación, de las curvas teóricas y experimentales para el cálculo del UME a $T=1223\text{ K}$ y distintas tasas de deformación A011.....	80
Figura N°45 Gráficas comparativas esfuerzo-deformación, de las curvas teóricas y experimentales para el cálculo del UME a $T=1273\text{ K}$ y distintas tasas de deformación A011	81
Figura N°46 Gráficas comparativas esfuerzo-deformación, de las curvas teóricas y experimentales para el cálculo del UME a $T=1323\text{ K}$ y distintas tasas de deformación A011.....	81
Figura N°47 Gráficas comparativas esfuerzo-deformación, de las curvas teóricas y experimentales para el cálculo del UME a $T=1373\text{ K}$ y distintas tasas de deformación A111.	82
Figura N°48. Gráficas comparativas esfuerzo-deformación, de las curvas teóricas y experimentales para el cálculo del UME a $T=1173\text{ K}$ y distintas tasas de deformación A111.	82
Figura N°49. Gráficas comparativas esfuerzo-deformación, de las curvas teóricas y experimentales para el cálculo del UME a $T=1223\text{ K}$ y distintas tasas de deformación A111.....	83

Figura N°50. Gráficas comparativas esfuerzo-deformación, de las curvas teóricas y experimentales para el cálculo del UME a $T=1273$ K y distintas tasas de deformación A111.	83
Figura N°51. Gráficas comparativas esfuerzo-deformación, de las curvas teóricas y experimentales para el cálculo del UME a $T=1323$ K y distintas tasas de deformación A111.	84
Figura N°52. Gráficas comparativas esfuerzo-deformación, de las curvas teóricas y experimentales para el cálculo del UME a $T=1373$ K y distintas tasas de deformación A111.	84
Figura N°53. Gráficas comparativas del umbral mecánico de saturación calculado vs el experimental, para el acero A011.....	85
Figura N°54 gráficas comparativas del umbral mecánico de saturación calculado vs el experimental, para el acero A111.....	87
Figura N°55. Gráficas comparativas del esfuerzo de estado estacionario calculado vs el experimental, modelo STG, para el acero A011.....	90
Figura N°56. Gráficas comparativas del esfuerzo de estado estacionario calculado vs el experimental, modelo STG, para el acero A111.....	90
Figura N°57. Gráficas de esfuerzo calculado vs el experimental, modelo STG para el acero A011.....	92
Figura N°58. Gráficas de esfuerzo calculado vs el experimental, modelo STG para el acero A111.....	93
Figura N°59. a)-e) Gráficas de esfuerzo calculado vs deformación, Modelo STG para el acero A011.....	96
Figura N°60. a)-e) Gráficas de esfuerzo calculado vs deformación. Modelo STG para el acero A111.....	98
Figura N°61. Gráficas de esfuerzo calculado vs el experimental, para el acero A011.....	100
Figura N°62. Gráficas de esfuerzo calculado vs el experimental, para el acero A111.....	101

Figura N°63. a)-e) Gráficas de esfuerzo calculado vs deformación, para el acero A011.....	104
Figura N°64 a)-e) Gráficas de esfuerzo calculado vs deformación para el acero A111.	106

ÍNDICE DE TABLAS

CAPITULO III

Tabla 3.1. Composición química del acero A011 y A111.....	30
---	----

CAPITULO IV

Tabla 4.1. Valores de las constantes de la ecuación (26) obtenidas mediante el uso del solver.....	41
Tabla 4.2. Valores de las constantes de la ecuación (27) obtenidas mediante el uso del solver.....	55
Tabla 4.3. Valores del inverso del parámetro α (A), el cual representa la resistencia mecánica del acero deformado bajo condiciones de trabajo en caliente, A.....	57
Tabla 4.4. Valores de $\hat{\sigma}_i$, g_{0i} , m y B para ambos aceros obtenidos después de usar el solver de Excel.	60
Tabla 4.5. Tabla de los valores de las constantes para ambos aceros que se encuentran presente en la ecuación 32.	76
Tabla 4.6. Tabla de constantes características para el cálculo del Umbral Mecánico de Saturación, para ambos aceros.	88
Tabla 4.7. Valores de las contantes presentes en la ecuación (32), resultantes después de aplicar el solver para los valores de σ_{ee} , para ambos aceros.....	89
Tabla 4.8. Tabla de la Constante A para ambos aceros, mediante el modelo STG.	92
Tabla 4.9. Tabla de la Constante A para ambos aceros, mediante el modelo UME.	96

SIMBOLOGÍA

Z: Zener-Hollomon

γ_{SFE} : Energía de falla de apilamiento

σ_y : Esfuerzo de fluencia

A_i : Área instantánea de dicha sección

$(\sigma_y(\epsilon))_i$: Esfuerzo de fluencia instantáneo

σ_o : Módulo plástico

ϵ_i : Deformación plástica instantánea

m : Exponente de endurecimiento por deformación

V_o : Volumen inicial

l_i : Longitud instantánea

ϵ_f : Deformación plástica en la cual sucede el esfuerzo de fluencia.

l_l y l_s : Longitud larga y corta

A_l y A_s : Área larga y corta.

p : Potencia

w : Trabajo

t : Tiempo

•

$\dot{\epsilon}$: Tasa de deformación

Q : Energía de activación experimental

T : Temperatura absoluta

R : Constante universal de los gases

A : Constante pre exponencial dependiente del esfuerzo

T_m : Temperatura de fusión

σ : Esfuerzo

V : Volumen de activación

^

$\sigma^{\wedge}$: Resistencia Mecánica del Material a una temperatura de 0 K

•

$s_i(T, \dot{\epsilon})$: Factor estructural

$\sigma_i^{\wedge}$: Umbral mecánico correspondiente a la interacción de dislocaciones con los átomos de soluto

$s_{\varepsilon}^{\bullet}(T, \varepsilon)$: Factor estructural vinculado con la interacción de dislocaciones entre sí

$\sigma_{\varepsilon}^{\wedge}$: Umbral mecánico correspondiente a la interacción entre dislocaciones.

$\mu(T)$: Módulo de corte elástico dependiente de la temperatura

μ_0 : Módulo de corte elástico a 0 K

k : Constante de Boltzmann

b : Vector de Burgers

g_{0i} : Energía de activación experimental normalizada, entalpía libre.

$\sigma_{\varepsilon s}^{\wedge}$: Umbral mecánico de saturación

$\sigma_{\varepsilon s 0}^{\wedge}$, $\varepsilon_{s 0}^{\bullet}$ y g_{0s} : Constantes propias del material

σ_s : Esfuerzo de saturación

σ_{ee} : Esfuerzo de estado estacionario

ϑ : Tasa de endurecimiento por deformación.

INTRODUCCIÓN

El acero es el material más usado para la construcción de estructuras en el mundo. Este tipo de materiales se elige por sus propiedades mecánicas masivas, las cuales definen la capacidad que tienen los materiales para resistir fuerzas o cargas.

Dadas dichas exigencias, el acero es un material que cumple con las mismas, ya que entre sus ventajas se encuentra la gran resistencia a tensión y compresión, lo cual permite la fabricación de estructuras relativamente livianas.

En ese mismo orden de ideas, su homogeneidad hace que sus propiedades no varíen en el tiempo, además su elasticidad, ductilidad y tenacidad logran que soporte esfuerzos considerables de tensión y grandes deformaciones sin fallas, por ello es usado para la construcción de estructuras. Es fundamentalmente una aleación de hierro, con contenidos de carbono y otras pequeñas cantidades de minerales.

La industria de la construcción ha desarrollado diferentes formas de secciones y tipos de acero que se adaptan más eficientemente a las necesidades de la edificación, ya que los mismos brindan en gran parte facilidad para ser trabajados mecánicamente en la elaboración de piezas útiles como por ejemplo: tubos, láminas, perfiles, alambres, etc., esto a partir de procesos de conformado.

En el trabajo en caliente, es necesario determinar las fuerzas requeridas para producir una cierta deformación así como el control de las propiedades mecánicas del producto final. En muchos productos las propiedades mecánicas dependen del control del endurecimiento de deformación, mientras que en otros es preciso controlar la deformación, la velocidad de deformación y la temperatura con el fin de obtener la microestructura y las propiedades mecánicas deseadas.

El acero al carbono, por ser uno de estos materiales tradicionales ha sido objeto de una atención especial en cuanto al estudio de sus procesos de conformado, así como en el desarrollo de microestructuras apropiadas que permitan la optimización de dichas propiedades. Aunque se ha dedicado más de dos siglos al desarrollo del acero, existen todavía algunas cuestiones por resolver, siendo una de estas interrogantes la de cuantificar el efecto de la composición química, en especial el contenido de carbono, en el comportamiento a fluencia de un acero dado deformado bajo condiciones de trabajo en caliente.

La importancia de la determinación de las propiedades mecánicas de los aceros radica principalmente en el poder optimizar los procesos de conformado, por ello la intención de este trabajo especial de grado es estudiar el efecto del contenido de carbono, en la resistencia mecánica de dos aceros deformados a temperaturas y tasas de deformación elevadas, mediante los modelos de Sellars-Tegart-Garofalo (STG) y del Umbral Mecánico del Esfuerzo (UME), con vista de obtener las relaciones que permitan cuantificar este efecto, para así poder calcular las tensiones y cargas necesarias en los procesos de conformación de alta temperatura (laminación, forja y extrusión).

CAPÍTULO I

1. FUNDAMENTOS DE LA INVESTIGACIÓN

1.1. PLANTEAMIENTO DEL PROBLEMA

Antiguamente, los procesos de conformado se llevaban a cabo por conocimiento empírico, es decir, por el ensayo y el error, elevando los costos y tiempo en la fabricación de piezas.

Con el pasar de los años, se fueron realizando estudios en los aceros y en sus procesos de elaboración en busca de poder determinar relaciones capaces de incluir la mayor cantidad de variables posible. Aunque, existan estos estudios todavía no está del todo claro en que afecta el contenido de carbono a la resistencia mecánica en caliente de estos materiales.

Basado en la necesidad de controlar los procesos de conformado de los aceros a altas temperaturas y elevadas tasas de deformación, se busca poder cuantificar y establecer relaciones que permitan predecir el comportamiento mecánico del material logrando con ello la optimización de los procesos, reduciendo así los gastos de operación y tiempo en los cuales se fabricarán las piezas necesarias.

1.2. ANTECEDENTES

Como es bien sabido, los aceros representan un material muy importante en la industria moderna, puesto que es el material estructural más utilizado de todos. La importancia de los aceros está relacionada en muchas áreas del campo industrial,

destacando entre ellas las aplicaciones en la industria de la construcción, energía, transporte, etc.

En cuanto al efecto del contenido de carbono en las propiedades mecánicas del acero al carbono deformado en caliente, se han realizado algunas investigaciones entre las que se encuentra el trabajo de Feltham (1953). Este investigador estudió la deformación plástica de diversos aceros al carbono, con contenidos de este elemento en el intervalo de 0.05-1.15%C en el campo austenítico y encontró que el C provoca un ablandamiento de la austenita.

Posteriormente, Wray (1982) realizó estudios sobre el efecto del C en el comportamiento a fluencia bajo tensión de aceros al C y determinó que con incrementos de C se favorece el crecimiento de grano de la austenita y este incremento contribuye a provocar una caída de la tensión de fluencia, es decir, un ablandamiento del material. Además notó que el incremento en el contenido de C disminuye la velocidad de endurecimiento por deformación de estos materiales probablemente debido a un fenómeno de ablandamiento que se denomina recuperación dinámica (DRV), el cual se relaciona con la expansión sufrida por la red cristalina de la austenita a causa del C.

Una década más tarde, Medina y Hernández (1994) publicaron los resultados de un trabajo de investigación en el cual demuestran que todos los elementos de aleación del acero presentes en solución tienen un efecto endurecedor, excepto el C que manifiesta un ligero efecto ablandador.

Casi finalizando la década de los noventa, Jaipal et al., Collinson et al. y Kong et al. Coincidieron en expresar que el efecto del C es dependiente de las condiciones de deformación, es decir de la temperatura y velocidad de deformación, relacionadas a través del así denominado parámetro de Zener-Hollomon, Z. Estos investigadores afirman que para bajos valores de Z (altas temperaturas y bajas velocidades de deformación) el C reduce la tensión de fluencia, mientras que para condiciones

opuestas y más cercanas a las condiciones operativas a nivel industrial (altas velocidades y bajas temperaturas) el efecto generado por el C es opuesto; es decir, provoca un aumento de la tensión.

Recientemente, Varela-Castro (2013) estudió el comportamiento a fluencia en caliente de diversos aceros de construcción y su dependencia con la composición química, concretamente el C, Si y Mn. Dicho comportamiento, se analizó mediante compresión uniaxial isotérmica en el intervalo de temperaturas comprendido entre 900 y 1100°C a velocidades de deformación verdadera en el intervalo de $5 \cdot 10^{-4}$ y $1 \cdot 10^{-1} \text{ s}^{-1}$ y su implementación en modelos constitutivos de base física. Para ello se refundieron ocho (8) aceros por medio de la técnica de refusión por electro-escoria (ESR), con los siguientes intervalos de composición química: 0.15-0.45%C, 0.20-0.40%Si y 0.70-1.60%Mn (% de masa).

Este investigador pudo comprobar que el C ejerce un efecto ablandador y que, para los niveles de aleación utilizados, el porcentaje de ablandamiento promedio por unidad de C es de 36%, con una desviación estándar de 5%. Al mismo tiempo puso de manifiesto el efecto endurecedor que practican el Si y el Mn (del 30% y 5%, respectivamente) ambos con una desviación estándar de 6%. Por lo tanto, al momento de afectar la tensión máxima de fluencia, los elementos con mayor influencia son el C y el Si (presentando efectos opuestos) mientras que el Mn contribuye, no obstante, de una manera más sutil al endurecimiento.

1.3.OBJETIVOS

- **OBJETIVO GENERAL**

Estudiar el efecto del contenido de carbono, temperatura y tasa de deformación en la resistencia mecánica de dos aceros deformados a temperaturas y tasas de deformación elevadas, mediante los modelos de Sellars-Tegart-Garofalo (STG) y del Umbral Mecánico del Esfuerzo (UME), con vista de obtener las relaciones que permitan cuantificar este efecto, para así poder calcular las tensiones y cargas necesarias en los procesos de conformación de alta temperatura (laminación, forja y extrusión).

- **OBJETIVO ESPECÍFICOS**

1. Determinación del límite de fluencia y del esfuerzo atómico de los materiales a estudiar.
2. Evaluación del efecto del contenido de carbono en la resistencia mecánica del acero a temperaturas elevadas mediante los modelos de Sellars-Tegart-Garofalo (STG) y del Umbral Mecánico del Esfuerzo (UME).
3. Determinación del esfuerzo de saturación y su dependencia de la temperatura y tasa de deformación mediante el modelo de STG.
4. Determinación del esfuerzo de saturación del Umbral Mecánico y su dependencia de la temperatura y tasa de deformación.
5. Determinación del esfuerzo de estado estacionario y su dependencia de la temperatura y tasa de deformación mediante el modelo de STG.
6. Cálculo del intervalo de endurecimiento de las curvas esfuerzo-deformación mediante los modelos de STG y UME.
7. Redacción del manuscrito correspondiente al Trabajo Especial de Grado.

CAPÍTULO II

2. MARCO TEÓRICO

2.1. EFECTO DEL CONTENIDO DE CARBONO EN LA RESISTENCIA MECÁNICA DEL ACERO DEFORMADO EN CALIENTE.

En cuanto al efecto del contenido de carbono (C) en las propiedades mecánicas del acero al carbono deformado en caliente, se han realizado algunas investigaciones entre las que se encuentra el trabajo de Feltham [1953]. Este investigador estudió la deformación plástica de diversos aceros al carbono, con contenidos de este elemento en el intervalo de 0.05-1.15%C en el campo austenítico y encontró que el carbono provoca un ablandamiento de la austenita.

Asimismo, se ha determinado para aceros al carbono que con un incrementos de carbono se favorece el crecimiento de grano de la austenita provocando una caída de la tensión de fluencia. Además con el incremento de carbono desciende la velocidad de endurecimiento por deformación, probablemente debido a la recuperación dinámica (DRV) alcanzada [Wray, 1982].

No obstante, con la necesidad de seguir cuantificando el efecto del contenido de carbono para todo tipo de acero, Medina y Hernández [1996], estudiaron aceros de baja aleación y microaleados, reportando una expresión que relaciona la energía de activación de deformación con los contenidos de aleación. Allí, demuestran que el carbono contribuye levemente a disminuir la misma, mientras que Si y Mn la aumentan. Además proponen que todos los elementos en solución tienen un efecto endurecedor, excepto el carbono que manifiesta un ligero efecto ablandador.

Por otro lado, Jaipal et al. [1997] investigaron el efecto del carbono sobre la tensión de fluencia y la recristalización dinámica (DRX) en aceros al carbono y determinaron que incrementando el contenido del mismo, no produce un aumento significativo en la energía de activación de deformación. Además, notaron que a elevadas temperaturas y bajas tasas de deformación, incrementar el contenido de carbono reduce la tensión de fluencia. Sin embargo, en condiciones opuestas tal incremento aumenta dicha tensión.

Collinson et al. [1997, 1998] y Kong et al. [1998] coinciden con Jaipal et al. [1997] en expresar que el efecto del carbono es dependiente de las condiciones de deformación, es decir de la temperatura y velocidad de deformación, relacionadas a través del parámetro de Zener-Hollomon, Z , [Jensen., 1992]. Afirman que para bajos valores de Z (altas temperaturas y bajas velocidades de deformación) el carbono reduce la tensión de fluencia. Mientras que para condiciones opuestas y más cercanas a las condiciones operativas a nivel industrial (altas velocidades y bajas temperaturas) el efecto generado por el carbono es opuesto.

En investigaciones más recientes, aseguran que al deformar el acero a altas temperaturas, la fase austenítica presenta una curva de fluencia derivada de los mecanismos de endurecimiento por deformación y contrarrestado por un ablandamiento dinámico [Béjar et al., 2001].

En ese mismo orden de ideas, Serajzadeh y Taheri [2003], analizando las cinéticas y mecanismos de restauración de aceros al carbono, argumentan que un incremento del contenido de carbono provoca un descenso en la energía de activación incrementando las cinéticas de recristalización dinámica. Por otro lado, indican también que el incremento de carbono reduce la energía de falla de apilamiento (γ_{SFE}) de la austenita. Los autores vinculan este hecho a la expansión de la red cristalina provocada por la adición de carbono, resultando en un aumento de la velocidad de autodifusión lo que conduce a un aumento en las cinéticas de recuperación dinámica

y recrystalización dinámica en procesos controlados por difusión. Una menor γ_{SFE} requiere mayores tensiones para el deslizamiento cruzado de dislocaciones. Por tanto, incrementando el contenido de carbono, disminuyen las cinéticas de recuperación dinámica a altos valores de Z debido a este efecto sobre la γ_{SFE} . El inicio de recrystalización dinámica ocurre a menores deformaciones para aceros con mayor porcentaje de carbono. Cuando la recrystalización dinámica es el mecanismo de ablandamiento dominante (bajos valores de Z) se observa que altos contenidos de carbono, promueven menores tensiones de fluencia. Pero en condiciones opuestas (altos valores de Z) donde la recuperación dinámica es el mecanismo de ablandamiento dominante, bajos valores de carbono están asociados a bajas tensiones de fluencia.

Una década más tarde, Varela-Castro [2013] estudió el comportamiento a fluencia en caliente de diversos aceros de construcción y su dependencia con la composición química, concretamente el C, Si y Mn. Dicho comportamiento, se analizó mediante compresión uniaxial isotérmica en el intervalo de temperaturas comprendido entre 900 y 1100°C a velocidades de deformación verdadera en el intervalo de $5 \cdot 10^{-4}$ y $1 \cdot 10^{-1} \text{ s}^{-1}$ y su implementación en modelos constitutivos de base física. Para ello se refundieron ocho aceros por medio de la técnica de refusión por electro-escoria (ESR), con los siguientes intervalos de composición química: 0.15-0.45%C, 0.20-0.40%Si y 0.70-1.60%Mn (% de masa).

Este investigador pudo comprobar que el C ejerce un efecto ablandador y que, para los niveles de aleación utilizados, el porcentaje de ablandamiento promedio por unidad de C es de 36%, con una desviación estándar de 5%. Al mismo tiempo puso de manifiesto el efecto endurecedor que practican el Si y el Mn (del 30% y 5%, respectivamente) ambos con una desviación estándar de 6%. Por lo tanto, al momento de afectar la tensión máxima de fluencia, los elementos con mayor influencia son el C

y el Si (presentando efectos opuestos) mientras que el Mn contribuye, no obstante, de una manera más sutil al endurecimiento.

2.2. FUNDAMENTOS DEL PROCESO DE FABRICACIÓN DE TUBOS SIN COSTURA DE ACERO.

Los tubos sin costura se utilizan generalmente en aplicaciones en las que la seguridad juega un papel decisivo como en las líneas marítimas o terrestres para transporte de aceite y gas, oleoductos, plataformas petrolíferas y elementos estructurales en la industria mecánica y automotriz.

La fabricación de tubos sin costura se compone de varios procesos en los que inicialmente una barra cilíndrica, obtenida de una colada continua, se transforma en una barra hueca que posee un diámetro y espesor deseado.

Después de la colada, la barra cilíndrica se calienta hasta 1250°C - 1300°C y se mantiene en un horno hasta que se obtiene una condición térmica uniforme. En esta etapa, la barra se encuentra lista para los procesos de conformación necesarios. La Figura N° 1 representa esquemáticamente el proceso de conformado del cual resulta un tubo sin costura a partir de la barra cilíndrica.

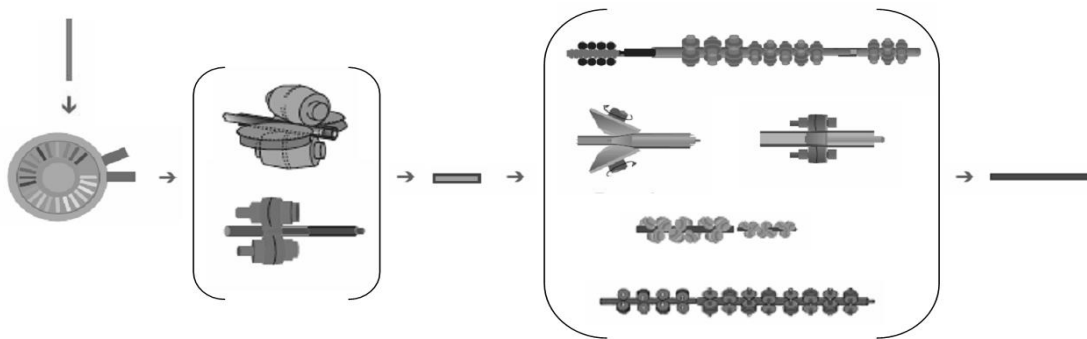


Figura N° 1. Esquematización de la operación principal para la producción de tubos sin costura.

La primera operación de conformado del tubo es la perforación que se lleva a cabo industrialmente utilizando dos configuraciones diferentes de trenes que se designan como Mannesmann (con guías lineales) y molino de Diether (con guías circulares). Cuando la parte hueca sale de la fábrica de perforación, se somete a varios procesos de laminación en función de las características de la parte final deseada en términos de diámetro exterior y del espesor.

Industrialmente, el tocho cilíndrico de colada continua entra en la perforación de molino de Mannesmann (Figura N° 2) a una temperatura inicial de 1250°-1300 °C. Pasa a través de la brecha de dos rodillos cónicos oblicuos posicionados con precisión, con el fin de obtener el diámetro deseado para la reducción del tocho y su arrastre hacia el mandril.

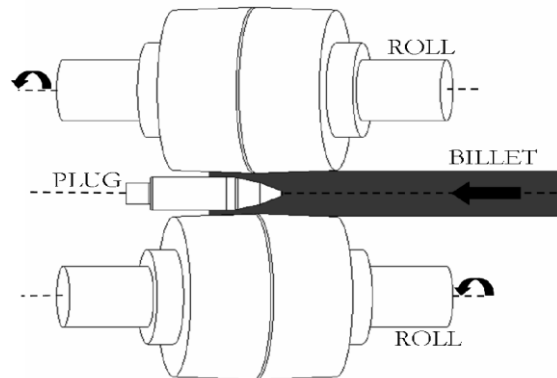


Figura N° 2. El esquema de perforación Mannesmann.

La geometría particular de los rodillos y su inclinación están en la base del fenómeno conocido como el efecto Mannesmann que provoca una fractura a lo largo el eje longitudinal del tocho, gracias al estado de esfuerzo-deformación que surge en el centro de la barra. De hecho, la acción de los rodillos es responsable de un estado de compresión (C) que causa una componente secundaria de la tensión de tracción (T) como se esquematiza en la Figura N°3 [Ghiotti et al., 2009].

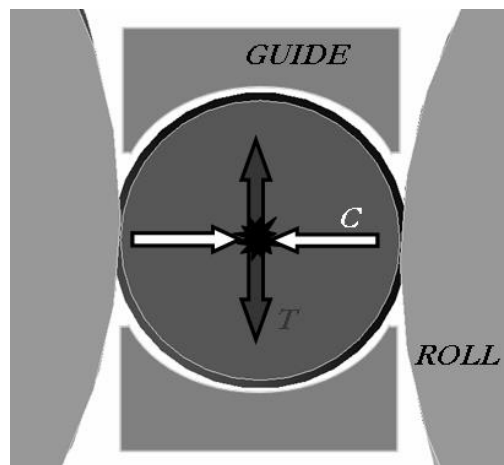


Figura N° 3. El esquema de efecto Mannesmann.

Los procesos de conformado de metales se definen como la relativa facilidad con que un metal puede ser formado a través de la deformación plástica (es decir, la máxima cantidad de deformación plástica que el metal puede soportar en un proceso particular sin fallo) y es a menudo sinónimo de ductilidad [Cockcroft et al., 1968; Dieter, 1984]. De acuerdo a Ghiotti y colaboradores [2009], las técnicas empleadas en la conformación de tubos sin costura dependen de las características del material (es decir, resistencia mecánica, reología, dureza, endurecimiento por deformación, etc.) y del conjunto de parámetros que determinan el estado de tensiones.

Asimismo, este investigador señala que hay dos tipos de fracturas: dúctil y frágil, las cuales están asociadas a la cantidad de deformación plástica (energía almacenada) que el material experimenta antes de la ruptura; y sólo considera la fractura dúctil, ya que esta es la principal falla que se produce en operaciones metalúrgicas y es casi la única que caracteriza las deformaciones a temperaturas elevadas.

Por otra parte, Datsko [1967] afirma que la perforación de tubos es un proceso de laminación en el que una barra sólida cilíndrica se transforma en un tubo sin costura, por medio de dos rodillos cónicos colocados de forma opuesta a pocos

grados desde el eje de la barra. También señala que la perforación de tubos con rodillos es una operación que se hace en caliente, donde la superficie final no está del todo acabada y el espesor de la pared no es constante, por lo que se requiere de una operación de sellamiento que es generalmente realizada en frío.

Durante este procedimiento la longitud de la barra aumenta en gran medida. El agujero en la tubería sin costura no es creado solamente forzando la barra axialmente sobre el mandril. En lugar de esto, es la compresión transversal con los esfuerzos de tracción normales asociados los que crean el agujero. La barra es introducida en los rodillos de rotación que produce el aplanamiento de la misma.

Datsko [1967], hace mención también al procedimiento para la obtención de la carga y la potencia en la conformación de tubos de acero. De acuerdo a este investigador, la fuerza necesaria para deformar un material plásticamente es igual al producto del esfuerzo de fluencia por el área de la sección transversal.

$$F = \sigma_y \cdot A_i \quad (1)$$

Dónde: σ_y = esfuerzo de fluencia, A_i = Área instantánea de dicha sección.

El esfuerzo de fluencia para un material que se endurece por deformación, está relacionado con la cantidad de deformación plástica aplicada a través, por ejemplo, de la ley de endurecimiento de Sah:

$$(\sigma_y(\varepsilon))_i = \sigma_o \cdot \varepsilon_i^m \quad (2)$$

Dónde: $(\sigma_y(\varepsilon))_i$ = esfuerzo de fluencia instantáneo, σ_o = módulo plástico, ε_i = deformación plástica instantánea, m = exponente de endurecimiento por deformación.

Entonces al sustituir, se tiene que:

$$F = \sigma_o \cdot \varepsilon_i^m \cdot A_i \quad (3)$$

Como el volumen es constante durante la deformación plástica, entonces:

$$A_i = \frac{V_o}{l_i} \quad (4)$$

Dónde: V_o = volumen inicial, l_i = longitud instantánea.

Por ende al sustituir la ecuación 4 en la ecuación 3 se tiene:

$$F = \sigma_o \cdot \varepsilon_i^m \cdot \frac{V_o}{l_i} \quad (5)$$

El trabajo hecho en deformación plástica en un material es igual a el área bajo la curva fuerza-desplazamiento, mientras que el trabajo por unidad de volumen del material, es igual al área bajo la curva de esfuerzo - deformación.

En la región plástica, el trabajo es igual al área entre la resistencia de fluencia y la deformación final o instantánea.

Por tanto, para un volumen inicial (V_o) el trabajo por deformación plástica es:

$$w = V_o \cdot \int_{\varepsilon_i}^{\varepsilon_f} \sigma(\varepsilon) \cdot d\varepsilon \quad (6)$$

Siendo ε_f = deformación plástica en la cual sucede el esfuerzo de fluencia.

Si

$$\sigma(\varepsilon) = \sigma_o \cdot \varepsilon^m$$

Entonces:

$$w = V_o \cdot \sigma_o \int_{\varepsilon_i}^{\varepsilon_f} \varepsilon^m \cdot d\varepsilon$$

$$w = V_o \cdot \sigma_o \cdot \frac{\varepsilon_i^{m+1}}{m+1} \quad (7)$$

σ_o y m son propiedades mecánicas del material, V_o es el volumen total original, y que ε_i es la deformación total o deformación máxima aplicada al material y la cual viene dada por la siguiente ecuación:

$$\varepsilon_i = \ln\left(\frac{l_l}{l_s}\right) \quad \text{ò} \quad \varepsilon_i = \ln\left(\frac{A_l}{A_s}\right) \quad (7.1)$$

Dónde: l_l, l_s = longitud larga y corta, A_l, A_s = área larga y corta.

La potencia del proceso es el lapso de tiempo en el que se hace el trabajo y es calculada mediante la siguiente ecuación:

$$p = \frac{w}{t} \quad (8)$$

Tormo y colaboradores [2003], en un estudio sobre deformación en caliente de aceros para la fabricación de tubos, indicaron que el proceso de elaboración de tubos sin costura mediante laminadores perforadores contempla la perforación de tochos cilíndricos a través de una reducción que genera una fractura en el núcleo y facilita la perforación por efecto Mannesmann junto a la laminación transversal.

En ese trabajo concluyeron, que el empobrecimiento de la ductilidad ocurre desde la periferia hacia el centro de la barra; la temperatura de ductilidad máxima está comprendida entre 1200°C y 1315°C; y la zona de pérdida brusca de ductilidad se encuentra en un intervalo superior que va desde 1350°C y 1375°C.

Conde y colaboradores [2003], por su parte enfocaron su estudio en los valores de potencia necesaria para realizar la perforación de tubos sin costura, según las variables que intervienen en el material a trabajar y en las herramientas utilizadas, realizando una comparación entre los valores medidos en el laboratorio en un perforador Mannesmann con los valores calculados teóricamente. Utilizando el software Matlab se obtuvo el perfil de los mandriles antes de la primera perforación. Dado el perfil, fueron calculados teóricamente los valores de potencia necesaria para realizar la perforación, y fue correlacionada la variación de potencia consumida en cada ensayo a medida que el perfil se fue modificando por desgaste y deformación plástica.

Las variables tales como la velocidad y geometría de los cilindros laminadores (diámetros, ángulos y posición), el diámetro del tocho y el avance axial de la punta del perforador respecto de los cilindros, fueron clasificadas como variables constantes. Por su parte, la temperatura del material en el horno, el tiempo entre perforaciones, las dimensiones iniciales y finales del material y la potencia consumida en cada perforación fueron establecidas como variables controladas.

En el ensayo se observó, que la variación del perfil a medida que crece el número de perforaciones tiene como efecto la existencia de variaciones en la potencia consumida por el perforador. El análisis de las modificaciones del perfil permitió a los investigadores determinar cuáles variables provocan ese efecto y la forma en que lo hacen. Estableciendo como conclusión importante para disminuir la dispersión de datos, el control de la temperatura, dada la gran influencia de la misma en el trabajo de perforación, ya que la temperatura de perforación es inversamente proporcional a la temperatura inicial, y a la demora entre una perforación y la siguiente debido al enfriamiento.

De esta forma, se rediseñarán los perfiles óptimos de mandriles que minimicen la potencia consumida desde el inicio del servicio.

Tres años después Zbignie y Kazanecki [2006], en el análisis termo-mecánico de cargas en la punta del perforador en los procesos de laminación para la fabricación de tubos de paredes gruesas, estudiaron la predicción de la temperatura en la punta del perforador basándose en un método alternativo. Para ellos la solución ideal de este problema es la modelización numérica del proceso de laminación, de tal manera que sea posible determinar las distribuciones de esfuerzo y temperaturas en el perforador.

Con el objetivo de la representación precisa de las condiciones reales, los autores elaboraron un nuevo modelo del proceso de perforación en el tren de laminación, en la que se consideraron los fenómenos térmicos presentes durante la conformación. En este, se supuso que la punta del perforador ser deformado elásticamente, lo cual permitió la determinación de las cargas termo-mecánicas de esta herramienta durante el proceso.

El modelo describe un proceso de perforación termo-mecánico en el tren de laminación con vistas al análisis del esfuerzo en la perforación. Utilizando una herramienta de cálculo computacional basada en el método de elemento finito (FEM), la cual permite resolver ecuaciones diferenciales asociadas a un problema físico sobre geometrías complicadas. Los cálculos se realizan sobre una malla de puntos (llamados nodos) que permite calcular el campo de desplazamientos y, posteriormente, a través de relaciones cinemáticas y constitutivas las deformaciones y tensiones respectivamente.

El proceso de compresión se realiza mediante dos rodillos, y dura hasta que la superficie del cabezal de la pieza de trabajo tiene contacto total con la punta del perforador (Figura N°4), en esta etapa suceden las distribuciones de la deformación del material hasta alcanzar la etapa de perforación estable.

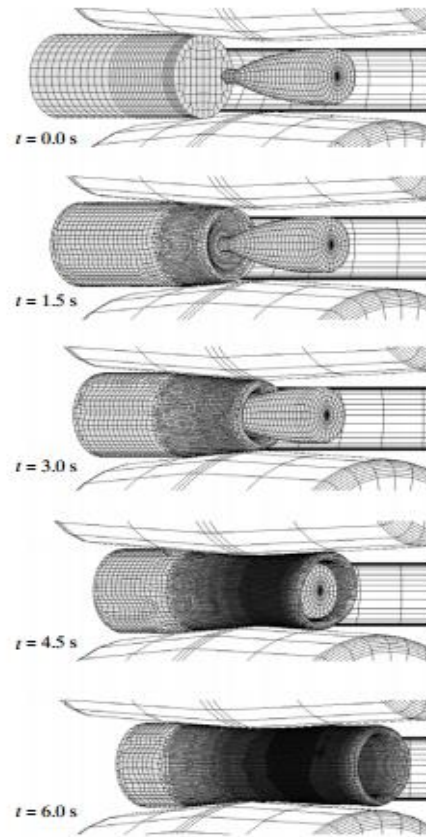


Figura N° 4. Cambios en la pieza de trabajo durante el proceso de perforación de tubos con el proceso de laminación oblicua con dos rodillos.

Los autores observaron, que los cambios de temperatura durante la perforación dan como resultado que los mayores esfuerzos de compresión aparezcan en la punta del perforador (Figura N°5); lo cual es un fenómeno favorable, ya que no causa grietas y deformación de dicha pieza, a pesar de que las temperaturas de la herramienta en esta área son altas (por encima de 1100°C). En la parte cilíndrica del perforador, aparecen las tensiones propias de los procesos de elongación. Sin embargo, en esta parte tiene lugar una temperatura más baja y, por eso, es resistente a la deformación.

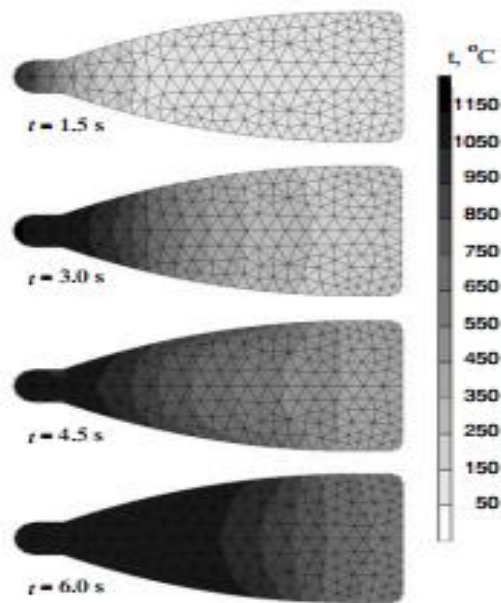


Figura N°5. Distribución de la temperatura en el enchufe perforador.

Recientemente Pater y Kazanecki [2013], presentaron sus resultados sobre el análisis numérico para la conformación de tubos sin costura mediante el uso del proceso del molino de Diether. Los resultados presentados fueron obtenidos por la simulación de proceso de perforación, en la que se aplicó el método de elemento finito (FEM) centrándose en el análisis de la distribución del estado de tensión y temperatura en el enchufe de perforación, demostrando lo aceptado del modelo estudiado por Zbignie y Kazanecki [2006] en la elaboración de tubos, ya que se determinó que los empujes más altos (aprox. 100-180 MPa) se producen en la punta del perforador donde la temperatura se eleva rápidamente al superar 900°C .

Este análisis numérico, permite el estudio del estado de esfuerzo y la distribución de temperatura en el producto formado, así como también la fuerza y los parámetros de energía.

2.3.MODELO DE SELLARS-TEGART-GAROFALO (STG).

El tratamiento cuantitativo más simple de la dependencia de la resistencia mecánica, de la temperatura y tasa de deformación es el de Zener y Hollomon, [1944], quienes argumentaron que la deformación plástica podría ser tratada como un proceso térmicamente activado empleando una ley tipo Arrhenius, en la que la tasa de deformación es directamente proporcional al término $\exp(-Q/RT)$, enfoque ampliamente utilizado para describir diversos procesos térmicamente activados. De acuerdo a Zener y Hollomon [1944]:

$$\dot{\varepsilon} = A \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \quad (9)$$

En la ecuación anterior, $\dot{\varepsilon}$, representa la tasa de deformación, Q una energía de activación experimental, T la temperatura absoluta, R la constante universal de los gases y A una constante pre exponencial dependiente del esfuerzo. Por lo tanto, la ec. (9) se puede escribir como:

$$A(\sigma) = \dot{\varepsilon} \exp\left(\frac{Q}{RT}\right) \quad (10)$$

o simplemente como:

$$\sigma = f(Z) \quad , \quad \text{donde} \quad Z = \dot{\varepsilon} \exp\left(\frac{Q}{RT}\right)$$

Z recibe el nombre de parámetro de Zener-Hollomon. Por lo tanto, bajo condiciones de esfuerzo y estructura constante, se podría determinar el valor de Q a partir de un gráfico de $\ln \dot{\varepsilon}$ versus $1/T$.

Este tipo de correlaciones son muy útiles para describir el efecto de la temperatura y tasa de deformación en la resistencia mecánica de los materiales, particularmente bajo condiciones de trabajo en caliente, de decir, temperaturas de deformación superiores a $0.6 T_m$ y tasas de deformación superiores a aproximadamente 1 s^{-1} . En este caso, T_m representa la temperatura de fusión absoluta del material. Sin embargo, pudiera darse el caso que este tipo de correlaciones dejaran de cumplirse si se aplicaran en un intervalo de temperaturas y tasas de deformación muy amplio.

Una razón pudiera ser que el proceso controlante de la deformación y por ende el valor de Q cambiara con la temperatura y/o tasa de deformación. Otra razón pudiera ser el hecho que la formulación original de Arrhenius supone que las barreras se superan solo por activación térmica, mientras que durante la deformación plástica el esfuerzo aplicado actúa conjuntamente con la activación térmica en la superación de dichas barreras, tal como se ilustra en la Figura 6.

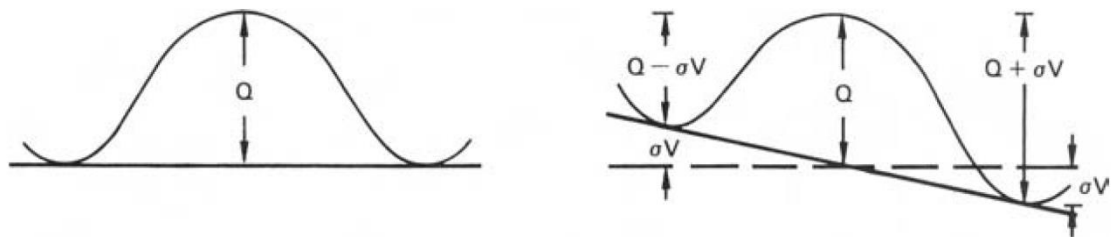


Figura N°6. Ilustración esquemática de una barrera de activación al deslizamiento de dislocaciones y el efecto del esfuerzo aplicado en la superación de dicha barrera. (Hosford and Cadell, 2007)

La Figura N°6 ilustra una barrera al proceso controlante de la deformación plástica, el cual pudiera ser deslizamiento cruzado de dislocaciones de tornillo, ascenso de dislocaciones de borde, etc. Si se asume que la dislocación se mueve de

izquierda a derecha, en ausencia de un esfuerzo aplicado la barrera de activación tiene una altura Q y la tasa a la cual dicha barrera es surada es proporcional a $\exp(-Q/RT)$. Si las posiciones tanto a la izquierda como a la derecha de la barrera son igualmente estables, la tasa de superación de la barrera a derecha a izquierda sería igual a la tasa de izquierda a derecha, por lo que no habría movimiento neto de dislocaciones.

Sin embargo, sí se aplica un esfuerzo σ de izquierda a derecha, la energía a la izquierda se eleva en una cantidad igual a σV , donde V representa lo que se conoce como el volumen de activación, mientras que a la derecha la energía es disminuida en la misma cantidad, σV . Por lo tanto, la tasa de superación de la barrera de izquierda a derecha sería proporcional a $\exp[-(Q - \sigma V)/RT]$, mientras que de derecha a izquierda, la tasa sería proporcional a $\exp[-(Q + \sigma V)/RT]$. Por lo tanto, la tasa neta vendría dada por:

$$\dot{\varepsilon} = C \{ \exp[-(Q - \sigma V)/RT] - \exp[-(Q + \sigma V)/RT] \} \quad (11)$$

Es decir:

$$\dot{\varepsilon} = C \exp(-Q/RT) [\exp(\sigma V/RT) - \exp(-\sigma V/RT)] \quad (12)$$

Ó, simplemente:

$$\dot{\varepsilon} = 2C \exp(-Q/RT) \sinh(\sigma V/RT). \quad (13)$$

En las ecuaciones (11) a (13), C representa una constante pre exponencial. En base a algunas consideraciones teóricas y para describir mejor los datos experimentales, la ecuación (13) fue modificada a la siguiente forma [Garofalo, 1963; Garofalo, 1965; Sellars and Tegart, 1966; Sellars and Tegart, 1972; Jonas et al., 1969]:

$$\dot{\varepsilon} = A [\sinh(\alpha\sigma)]^m \exp(-Q/RT) \quad (14)$$

La ecuación anterior es ampliamente conocida como “ecuación seno hiperbólico” o simplemente como modelo de Sellars-Tegart-Garofalo (STG) y la misma ha sido utilizada exitosamente para la correlación tanto de datos de fluencia lenta de estado estacionario como de trabajo en caliente, en un amplio espectro de temperaturas y tasas de deformación. En la ecuación anterior, A representa la constante pre exponencial y α y m constantes propias del material. Es importante observar que si el producto $\alpha\sigma$ es muy pequeño, $\sinh \alpha\sigma \cong \alpha\sigma$, por lo que la ecuación (14) se reduciría a:

$$\dot{\varepsilon} = A \exp(-Q/RT) (\alpha\sigma)^m \quad (15)$$

o, lo que es lo mismo:

$$\sigma = A' \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\varepsilon} \right)^{1/m} \exp(Q/mRT) \quad (16)$$

La ecuación (16) se conoce como la “ley potencia” y generalmente se aplica para la correlación de datos de esfuerzo obtenidos a muy altas temperaturas y bajas tasas de deformación. Por otra parte, si el producto $\alpha\sigma$ es muy grande, $\sinh \alpha\sigma \cong \exp(\alpha\sigma)/2$, por lo que la ecuación (14) se reduciría a:

$$\dot{\varepsilon} = C \exp(\beta\sigma) \exp(-Q/RT) \quad (17)$$

Relación que es conocida como la “ley exponencial”, la cual se aplicaría en el caso de esfuerzos elevados, es decir, característicos de altas tasas de deformación y bajas temperaturas. En este caso, β representa una constante propia del material.

Las constantes α , β y m se encuentran relacionadas entre sí a través de: $\beta = \alpha m$. Por lo tanto, la “ley seno hiperbólico” o modelo de STG engloba ambas condiciones.

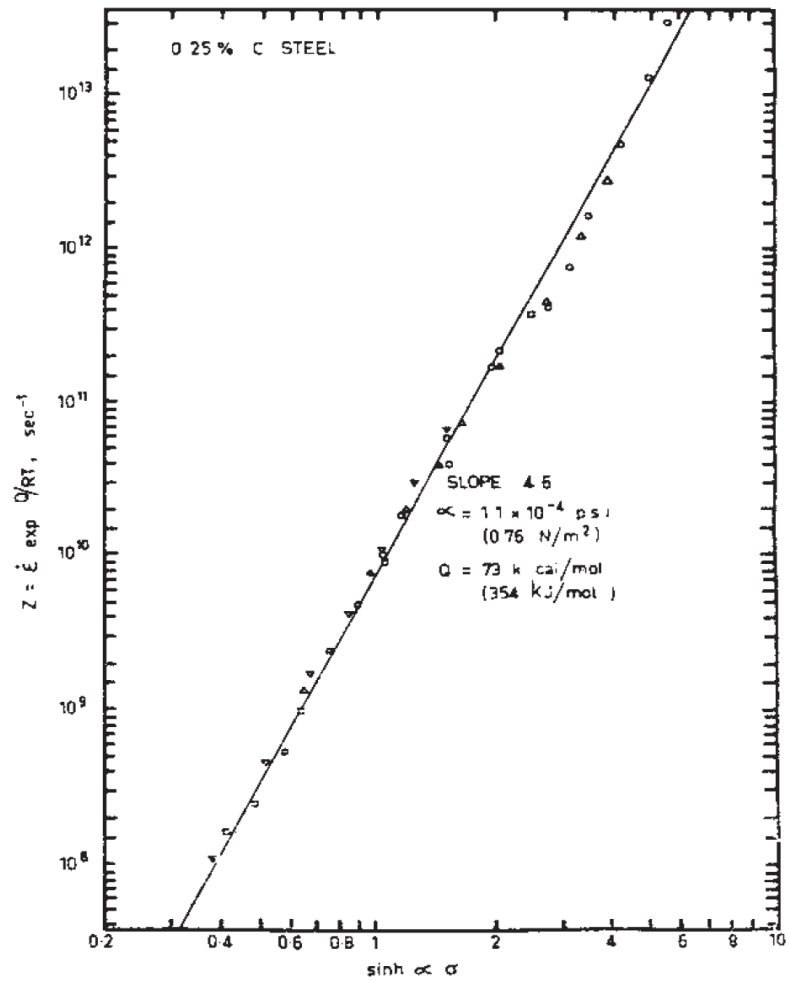


Figura N°7. La aplicación del modelo de STG para datos del esfuerzo pico y parámetros de Z.

La Figura N°7 ilustra un ejemplo de la aplicación del modelo de STG para los datos correspondientes al esfuerzo “pico” y su correlación con el parámetros de Zener-Hollomon para austenita con 0.25% C [Sellars and Tegart, 1972].

2.4. MODELO DEL UMBRAL MECÁNICO DEL ESFUERZO (UME).

El modelo del UME fue propuesto por Follansbee y Kocks [1988] y el mismo permite calcular la resistencia mecánica de un material, cuando este es deformado plásticamente, en función de su microestructura (representada por la densidad de dislocaciones), así como de la temperatura y tasa de deformación a las cuales tiene lugar la deformación plástica del material. El modelo ha sido aplicado en el análisis del comportamiento mecánico de una amplia gama de materiales, tanto ferrosos como no ferrosos [Follansbee and Kocks, 1988; Follansbee and Gray, 1989; Follansbee et al., 1990; Follansbee, 2010; Follansbee, 2012; Puchi-Cabrera, 2005] y el mismo se basa en la consideración que la deformación plástica de un agregado policristalino ocurre como consecuencia de la acumulación atérmica y movimiento de dislocaciones. Asimismo, se asume que el mecanismo de deformación controlante es la interacción de dislocaciones con distintos defectos, los cuales incluyen límites de grano, átomos de soluto, precipitados, otras dislocaciones, etc.

En este modelo, la microestructura del material se describe a través de un parámetro conocido como “Umbral Mecánico del Esfuerzo (UME)” o Resistencia Mecánica del Material a una temperatura de 0 K. El mismo se representa como “ $\hat{\sigma}$ ” y está íntimamente vinculado con la densidad de dislocaciones contenida en el material.

El UME está constituido por la suma de dos componentes. La primera de ellas constituye la interacción de dislocaciones con defectos de largo alcance, es decir, barreras que las dislocaciones no pueden franquear por medio de la activación térmica. La misma es independiente de la temperatura y tasa de deformación, razón por la cual recibe el nombre de “componente atérmica”. Entre estos defectos se

encuentran los límites de grano, partículas de fases secundarias de gran tamaño, límites de maclas, etc.

La segunda componente del UME proviene de la interacción de dislocaciones con defectos de corto alcance, es decir, barreras que las dislocaciones pueden superar por medio de la activación térmica, razón por la cual la misma recibe el nombre de “componente térmica”. Entre estas barreras se encuentran los átomos de soluto, precipitados pequeños, otras dislocaciones, etc.

De acuerdo al UME, la resistencia mecánica de un acero el cual es deformado plásticamente a una temperatura T y a una tasa de deformación $\dot{\varepsilon}$, viene dada por una expresión del tipo:

$$\sigma = \sigma_a + s_i \left(T, \dot{\varepsilon} \right) \hat{\sigma}_i \frac{\mu(T)}{\mu_0} + s_\varepsilon \left(T, \dot{\varepsilon} \right) \hat{\sigma}_\varepsilon \frac{\mu(T)}{\mu_0} \quad (18)$$

Donde σ_a representa la componente atérmica del esfuerzo, $s_i(T, \dot{\varepsilon})$ un factor estructural que varía de 0 a 1 y está vinculado con la interacción de dislocaciones con los átomos de los elementos aleantes presentes, $\hat{\sigma}_i$ es el umbral mecánico correspondiente a la interacción de dislocaciones con los átomos de soluto, $s_\varepsilon(T, \dot{\varepsilon})$ es otro factor estructural vinculado con la interacción de dislocaciones entre sí y $\hat{\sigma}_\varepsilon$ es el umbral mecánico correspondiente a la interacción entre dislocaciones. $\mu(T)$ representa el módulo de corte elástico dependiente de la temperatura y μ_0 el módulo de corte elástico a 0 K. En la ecuación anterior:

$$s_i \left(T, \dot{\varepsilon} \right) = \left\{ 1 - \left[\frac{kT}{\mu(T) b^3 g_{0i}} \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}_0}{\dot{\varepsilon}} \right) \right]^{1/q_i} \right\}^{1/p_i} \quad (19)$$

y

$$s_\varepsilon \left(T, \dot{\varepsilon} \right) = \left\{ 1 - \left[\frac{kT}{\mu(T) b^3 g_{0\varepsilon}} \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}_0}{\dot{\varepsilon}} \right) \right]^{1/q_\varepsilon} \right\}^{1/p_\varepsilon} \quad (20)$$

En estas ecuaciones, $k = 1.381 \times 10^{-23}$ J/K y representa la constante de Boltzmann, $b = 0.249$ nm y representa el vector de Burgers, g_{0i} es una energía de activación experimental normalizada, $q_i = 3/2$, $p_i = 1/2$, $\dot{\varepsilon}_0 = 10^7$ s⁻¹, $q_\varepsilon = 1$, $p_\varepsilon = 2/3$ y $g_{0\varepsilon} = 1.6$. T y $\dot{\varepsilon}$ representan la temperatura absoluta y tasa de deformación, respectivamente.

De esta manera, si se combinan las ecuaciones (18)-(20) se obtiene la siguiente expresión para el esfuerzo:

$$\sigma = \sigma_a + \left\{ 1 - \left[\frac{kT}{\mu(T) b^3 g_{0i}} \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}_0}{\dot{\varepsilon}} \right) \right]^{2/3} \right\}^2 \sigma_i \frac{\mu(T)}{\mu_0} + \left\{ 1 - \left[\frac{kT}{\mu(T) b^3 (1.6)} \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}_0}{\dot{\varepsilon}} \right) \right]^{3/2} \right\} \sigma_\varepsilon \frac{\mu(T)}{\mu_0} \quad (21)$$

De acuerdo a Varshni [1970], el módulo de corte elástico dependiente de la temperatura viene dado por:

$$\mu(T) = 71.46 - \frac{2.9104}{\exp\left(\frac{204}{T}\right) - 1}, \quad \text{GPa} \quad (22)$$

Dado que las únicas barreras que evolucionan en el transcurso de la deformación plástica son las dislocaciones mismas, para condiciones estrictamente constantes de temperatura y tasa de deformación, en primera aproximación la componente $\hat{\sigma}_\varepsilon$ se puede describir por medio de la ley de endurecimiento propuesta por Sah et al. [1969], en su versión simplificada:

$$\hat{\sigma}_\varepsilon = \hat{\sigma}_{\varepsilon s} \left[1 - \exp\left(-\frac{\varepsilon}{\varepsilon_r}\right) \right]^{1/2} \quad (23)$$

En esta ecuación, ε_r representa la deformación de relajación y la misma viene dada por la expresión:

$$\varepsilon_r = \frac{\hat{\sigma}_{\varepsilon s} A}{2\mu(T)} \quad (24)$$

A representa una constante propia del material y $\hat{\sigma}_{\varepsilon s}$ es el umbral mecánico de saturación, el cual se puede correlacionar con la temperatura y tasa de deformación por medio de la siguiente ecuación:

$$\hat{\sigma}_{\varepsilon s} = \hat{\sigma}_{\varepsilon s 0} \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_{s0}} \right)^{\frac{kT}{\mu(T)b^3 g_{s0}}} \quad (25)$$

En la ecuación anterior, $\hat{\sigma}_{\varepsilon s 0}$, $\dot{\varepsilon}_{s 0}$ y g_{0s} representan constantes propias del material, que se deben determinar a partir de las curvas esfuerzo-deformación experimentales, al igual que las constantes A (ecuación (24)), g_{0i} (ecuación (19)) y $\hat{\sigma}_i$ (ecuación (18)).

Es importante enfatizar que, debido a la forma particular en la que se expresa la ecuación (23), la descripción constitutiva expresada por las ecuaciones (18) a (25) no puede ser empleada para el análisis de procesos de deformación plástica que tienen lugar bajo condiciones de deformación transitorias, es decir, cuando ocurren cambios tanto en la tasa de deformación como en la temperatura. Por lo tanto, solo se pueden emplear para el análisis de procesos que tienen lugar bajo condiciones de deformación constantes, tales como las que se analizan en el presente trabajo.

CAPÍTULO III

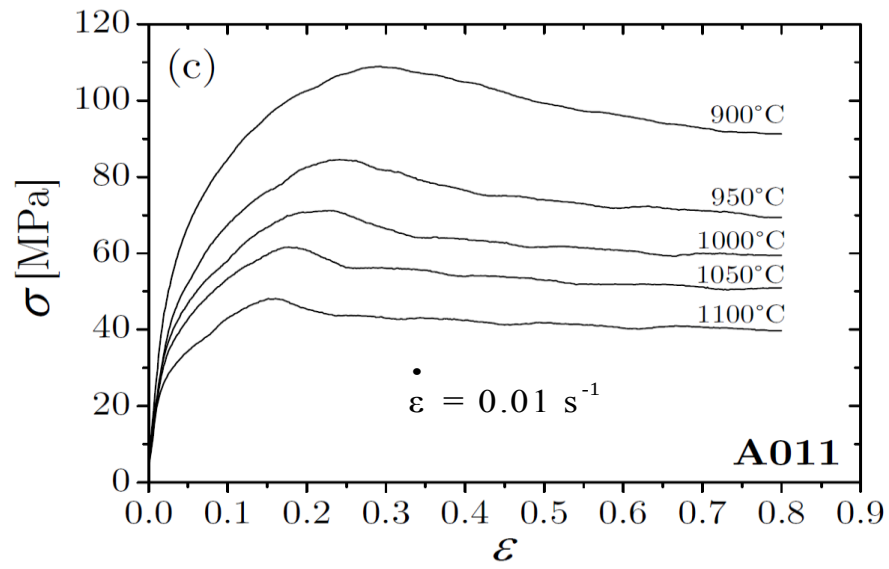
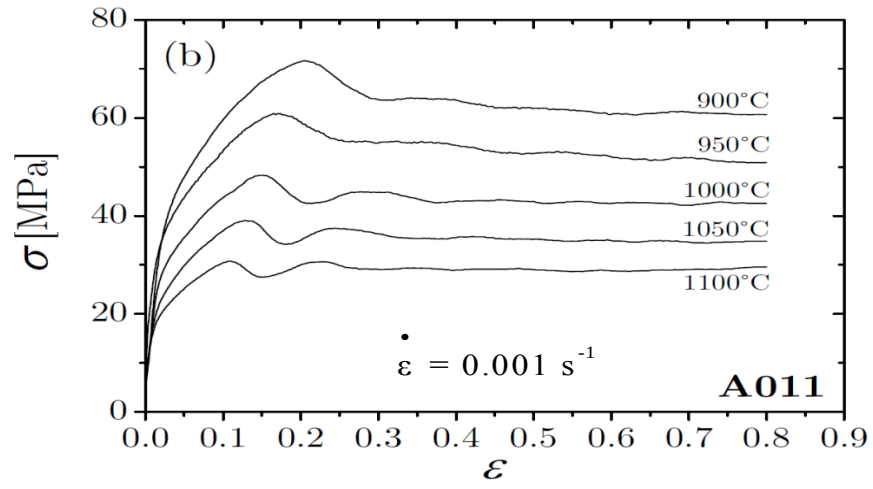
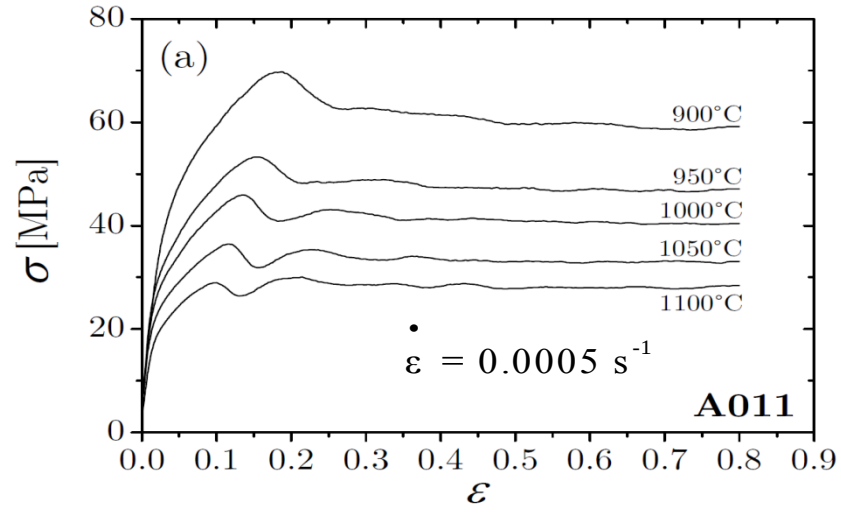
3. METODOLOGÍA DE ANÁLISIS

En este estudio se analizó el comportamiento plástico bajo condiciones de deformación en caliente de dos aceros designados como A011 y A111 cuyas composiciones químicas se presentan en la tabla 3.1. Tal como se puede apreciar, la diferencia entre los dos materiales es esencialmente el contenido de carbono.

Tabla 3.1. Composición química del acero A011 y A111.

Elemento	A011	A111
C	0,180	0,470
Si	0,470	0,460
Mn	1,660	1,650
P	0,023	0,029
S	0,012	0,13
Cr	0,075	0,220
Mo	0,025	< 0,010
Al	0,007	0,011
Cu	0,230	< 0,020
Fe	Bal	Bal

Es importante resaltar que las gráficas esfuerzo-deformación empleadas para estudiar el comportamiento de dichos aceros fueron obtenidas mediante compresión axial, a las temperaturas de 900°C, 950°C, 1000°C, 1050°C y 1100° C, a tasas de deformación ($\dot{\epsilon}$) de 0.0005 s⁻¹, 0.001 s⁻¹, 0.01 s⁻¹ y 0.1 s⁻¹. Las curvas esfuerzo-deformación analizadas, se presentan en las Figuras N°8 y N°9.



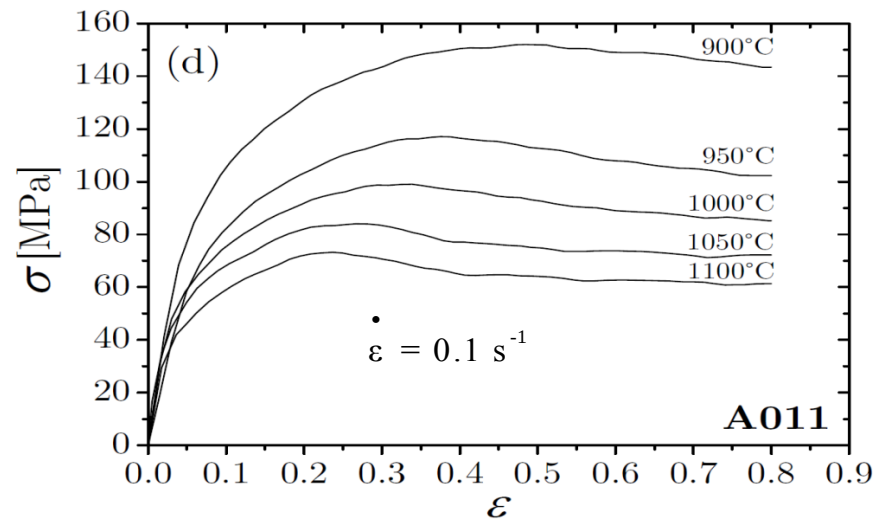
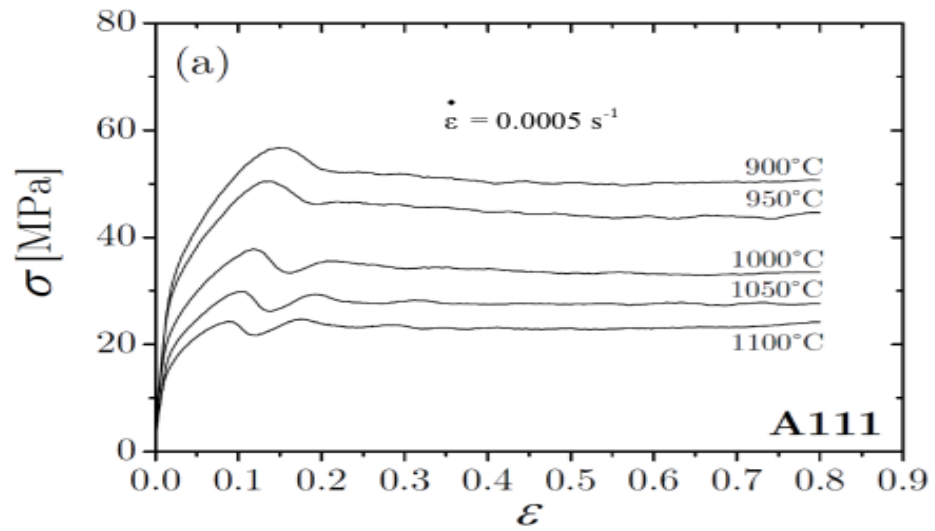


Figura N°8. a), b), c) y d) Gráficas esfuerzo vs deformación para el acero A011 a diferentes temperaturas y tasas de deformación.



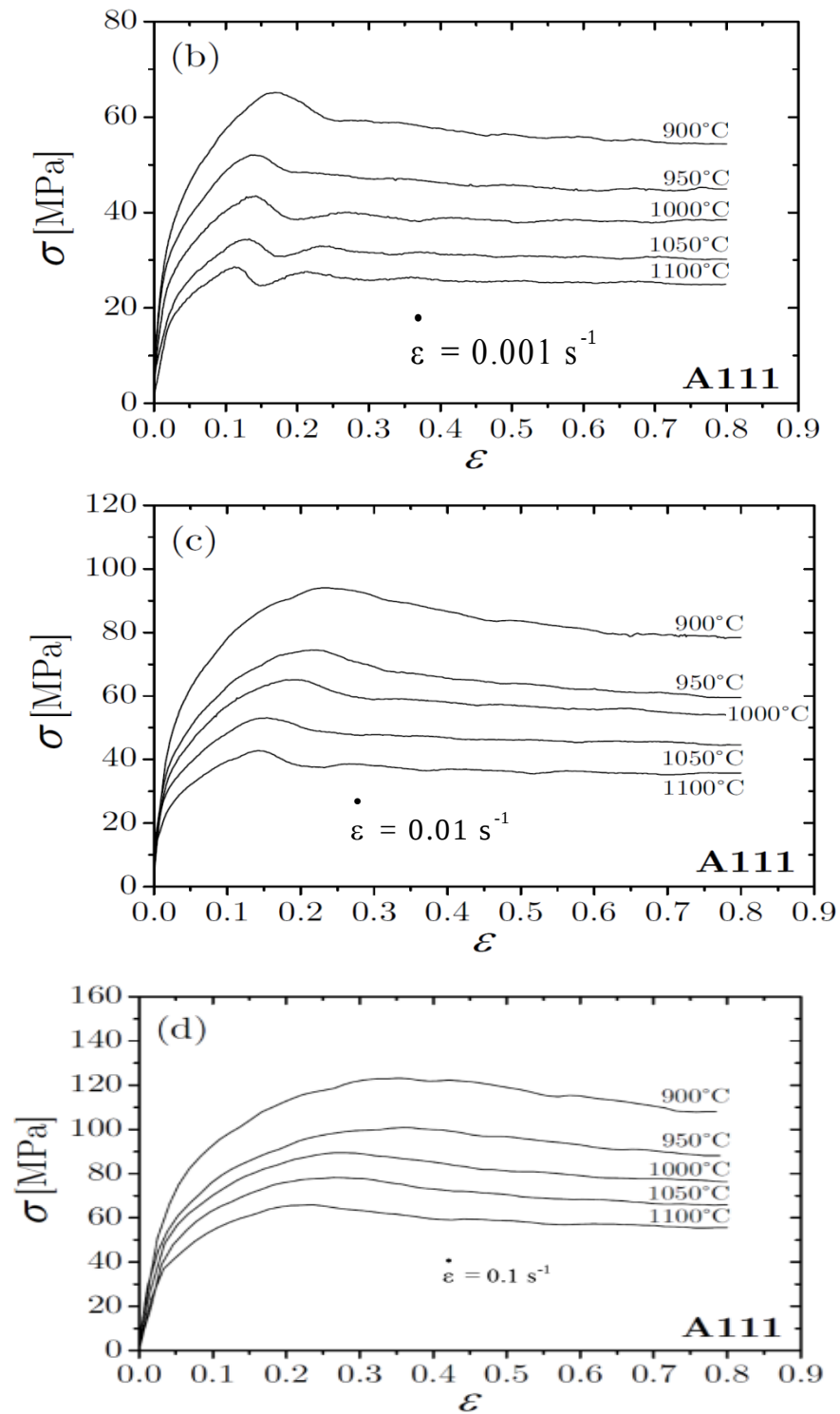


Figura N°9. a), b), c) y d) Gráficas de esfuerzo vs deformación para el acero A111 a diferentes temperaturas y tasas de deformación.

3.1. DIGITALIZACIÓN Y DEPURACIÓN DE LAS CURVAS ESFUERZO-DEFORMACIÓN.

La digitalización de todas las curvas esfuerzo-deformación mostradas en las Figuras N°8 y N°9, se hizo mediante el uso conjunto del software GetData Graph Digitalizer, Origin 8 y Microsoft Office Excel.

Con la utilización del software GetData Graph Digitalizer se fijó un eje de coordenadas (X, Y) de acuerdo a la curva a trabajar y se tomó un total cuatrocientos veinte (420) puntos, los cuales describen toda la gráfica a digitalizar; asimismo, el programa con su opción “cuadro de datos”, asigna valores en forma de par ordenados a cada punto seleccionado en la curva esfuerzo-deformación. Un ejemplo de esta herramienta computacional se puede apreciar en las Figuras N°10 y N°11, las cuales describen de manera satisfactoria la curva de 900°C de la Figura N° 8(a).

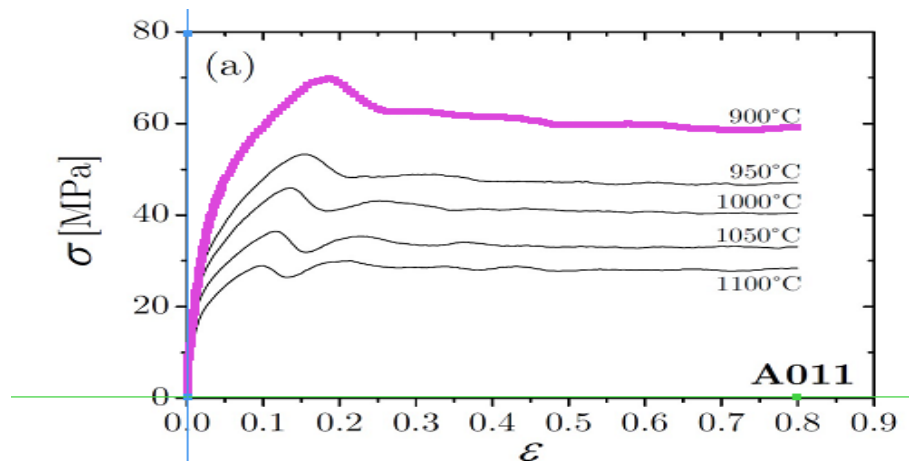


Figura N°10. Digitalización de la curva esfuerzo-deformación a una temperatura de 900°C y una tasa de deformación de $0,0005s^{-1}$ para el acero A011.

Dato			Condición actual		
N.°	X	Y	N.°	X	Y
0	0	0	392	0.600635	59.9387
1	0	0.11611	393	0.608148	59.9
2	0	0.232221	394	0.615767	59.8484
3	0	0.348331	395	0.62328	59.7839
4	0	0.464441	396	0.630899	59.7065
5	0	0.696662	397	0.638413	59.5775
6	0	0.812772	398	0.645926	59.4227
7	0	0.928882	399	0.653439	59.2808
8	0	1.04499	400	0.660952	59.1388
9	0	1.1611	401	0.668466	59.0227
10	0	1.27721	402	0.676085	58.9582
11	0	1.39332	403	0.683704	58.9195
12	0	1.50943	404	0.691323	58.8808
13	0	1.62554	405	0.698836	58.8421
14	0	1.74165	406	0.706455	58.8163
15	0	1.85776	407	0.714074	58.7905
16	0	1.97388	408	0.721693	58.7389
17	0	2.08999	409	0.729312	58.7002
18	0	2.2061	410	0.736931	58.6873
19	0	2.32221	411	0.74455	58.7131
20	0	2.43832	412	0.752169	58.7905
21	0	2.55443	413	0.759683	58.9195
22	0	2.78665	414	0.767196	59.0485
23	0	2.90276	415	0.774709	59.1388
24	0	3.01887	416	0.782328	59.2163
25	0	3.13498	417	0.789947	59.2808
26	0	3.25109	418	0.797566	59.2679
Datos de puntos: 420			419	0.8	59.3324

Figura N°11. Tabla de datos de puntos para las coordenadas (X, Y) de la curva esfuerzo-deformación a 900°C y 0,0005 s⁻¹ para el acero A011, en forma de par ordenado.

Seguidamente, los datos obtenidos de cada una de las curvas fueron exportados a un formato de hoja de cálculo de Microsoft Excel, los cuales no podían ser editados.

En consecuencia, se procedió a la utilización del programa Origin 8, el cual permitió abrir, graficar y editar los datos obtenidos en la hoja de cálculo anterior. Por lo tanto, se generó un nuevo documento de Microsoft Office Excel editable y así poder trabajar sobre los datos obtenidos en el procedimiento de digitalización.

Posteriormente, se hizo una depuración por medio de Microsoft Office Excel para todas las curvas esfuerzo-deformación. Esta depuración consistió en eliminar la parte inicial de las curvas que se entrecruzan; como resultado, se obtuvieron las gráficas con las cuales se procedió a trabajar, ahora con un total de doscientos cincuenta puntos (250) por curva.

CAPÍTULO IV

4. RESULTADOS EXPERIMENTALES Y SU DISCUSIÓN

4.1. DETERMINACIÓN DEL LÍMITE DE FLUENCIA Y DEL ESFUERZO ATÉRMICO.

La determinación del límite de fluencia se hizo mediante una estimación, debido a la depuración realizada en las curvas, eliminando la parte inicial de las mismas. Dicha estimación consistió en determinar el intercepto de las curvas con la ordenada. Para ello, se presentan en las tablas 1.A y 2.A (apéndice A) los valores límites que dicha propiedad puede tener de acuerdo a la condición de deformación correspondiente.

Con dichos valores, se realizó un gráfico doble logarítmico que se puede ver en las Figuras N°12 y 13; de allí se interpolan los valores del límite de fluencia para las otras dos tasas de deformación. En las tablas 3.A y 4.A se pueden apreciar los valores obtenidos de la interpolación para el límite de fluencia en ambos aceros.

Una vez determinados los límites de fluencia de todas las curvas esfuerzo-deformación, fue necesario realizar una corrección a las curvas por efecto de origen. Esta corrección es necesaria debido a que los ensayos se realizaron bajo condiciones de compresión axial y como en todo ensayo mecánico existe una interacción entre la máquina de ensayos y el material. Pero además, en este ensayo hay problemas de lubricación de las muestras y de contacto entre la película de lubricante y las mordazas.

Para realizar dicha corrección, se tomó en cuenta los valores de las tablas 3.A y 4.A; en las curvas originales esfuerzo-deformación se buscó un valor de esfuerzo muy parecido al límite de fluencia presente en las tablas anteriores y así conseguir un valor de deformación asociado a dicho esfuerzo.

Primeramente se ignoró todos los puntos previos y luego, a las demás deformaciones, se les restó el valor de deformación asociada, pero se mantuvo sus correspondientes valores de esfuerzo. Con ello, se busca hacer una traslación de la curva original hacia la izquierda del gráfico para que la deformación cero coincida con el valor de esfuerzo más cercano al límite de fluencia y así poder trabajar con estas nuevas curvas corregidas.

Seguidamente, para evitar que las curvas no se entrecrucen al momento de hacer la comparación cualitativa de los aceros estudiados fue necesario desplazar levemente hacia la izquierda todas las curvas del acero A011. Una consecuencia de esta nueva corrección es la modificación de los valores del límite de fluencia para dicho acero. En las tablas 5.A y 6.A se pueden observar los límites de fluencia obtenidos luego de cada una de las correcciones indicadas previamente.

De acuerdo a los resultados obtenidos y registrados en las dos tablas mencionadas anteriormente, se puede observar que el valor del límite de fluencia para un mismo acero aumenta en la medida que también lo hace la tasa de deformación para una misma temperatura de deformación, pero disminuye en la medida que aumenta la temperatura de deformación para una misma tasa de deformación.

Por otra parte, también se puede apreciar que al comparar los aceros A011 y A111 con respecto a la misma condición de deformación en caliente, el valor del límite de fluencia disminuye en la medida que aumenta el contenido de carbono del

acero. Sin embargo, es importante destacar que para el acero A011 el valor del límite de fluencia concerniente a la tasa de deformación $0,0005 \text{ s}^{-1}$ y temperatura de deformación 1223 K, es el único que no cumple con lo descrito anteriormente.

Los resultados descritos se encuentran respaldados por las investigaciones de Wray [1982], Jaipal et al. [1997], Collinson et al. [1997, 1998], Serajzadeh y Taheri [2003] y Varela-Castro [2013] quienes concluyen que para aceros al carbono, un incremento en el contenido de dicho elemento da lugar a una caída de la tensión de fluencia. También, afirman que cuando la recrystalización dinámica es el mecanismo de ablandamiento dominante (bajos valores de Z) se observa que altos contenidos de carbono, promueven menores tensiones de fluencia.

En ese mismo orden de ideas, para que los resultados sean consistente con lo descrito, se decidió ignorar todos los valores relacionados con la condición inconsistente citada anteriormente, es decir, que de un total de cuarenta (40) gráficas se trabajará de ahora en adelante con treinta y nueve (39) curvas esfuerzo-deformación.

Con respecto a la determinación del esfuerzo atómico, se hizo uso de la herramienta solver de Excel y empleando los datos del límite de fluencia correspondiente a las dos tasas de deformación más pequeñas para cada una de las temperaturas de deformación, se procedió a calcular el esfuerzo atómico (σ_a).

Por lo tanto, lo primero que se realizó fue graficar en una hoja de Excel, para cada aleación, el valor del límite de fluencia versus la temperatura absoluta de deformación, tal como se ilustra en las Figuras N°12 y N°13.

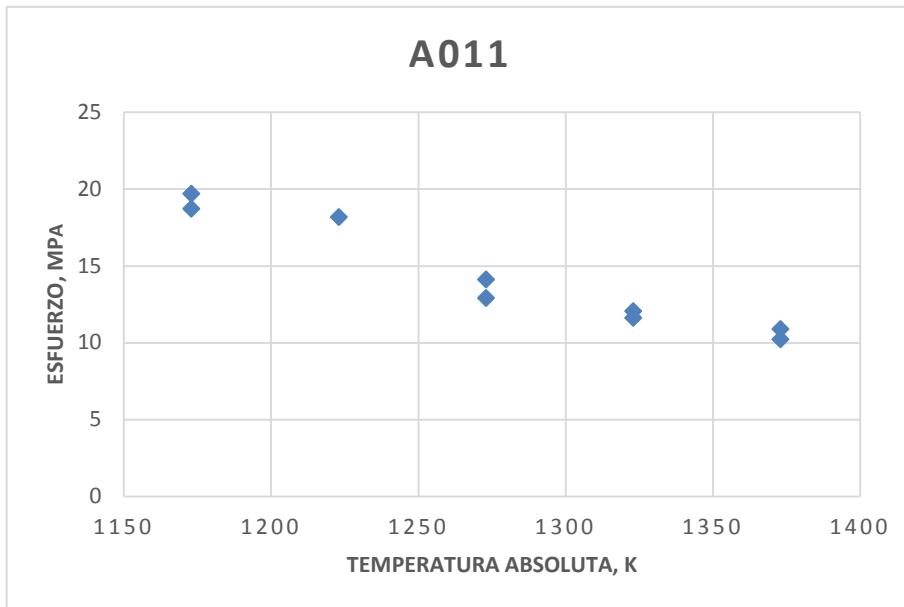


Figura N°12 Gráfica del límite de fluencia vs temperatura absoluta de deformación para el acero A011.

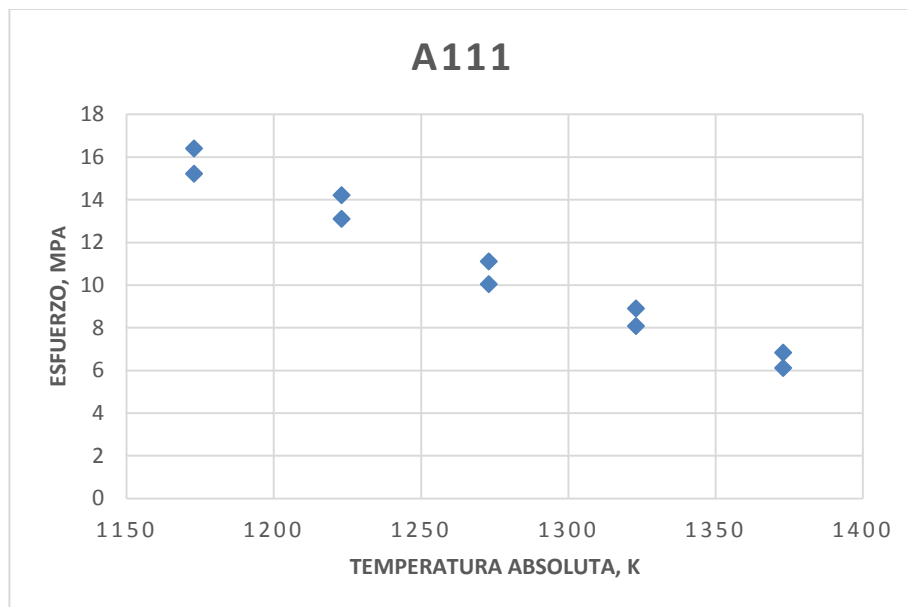


Figura N°13. Gráfica del límite de fluencia vs temperatura absoluta de deformación para el acero A111.

En segundo lugar, utilizando la ecuación (26):

$$\sigma = \sigma_a + \left(\frac{T}{10^a} \right)^{-b} \quad (26)$$

y los valores semilla adecuados, se obtienen las constantes σ_a , a y b (ver tabla 4.1).

Tabla 4.1. Valores de las constantes de la ecuación (26) obtenidas mediante el uso del solver.

Valores	A011	A111
σ_a	4,5	4,5
a	3,27	3,19
b	5,80	8,89

Una vez obtenidos los valores de las constantes presente en la ecuación (26), se puede realizar el cálculo estimado del límite de fluencia mediante el uso de dicha ecuación (ver valores obtenidos en las tablas 7.A y 8.A).

En otras palabras, se realizó un ajuste de una función no lineal para determinar σ_a , es decir, el esfuerzo al cual dicha función se hace asintótica.

Para concluir esta etapa, se elaboró un nuevo gráfico esfuerzo versus temperatura de deformación en el cual se le incluyó el valor estimado del límite de fluencia empleando la ecuación (26).

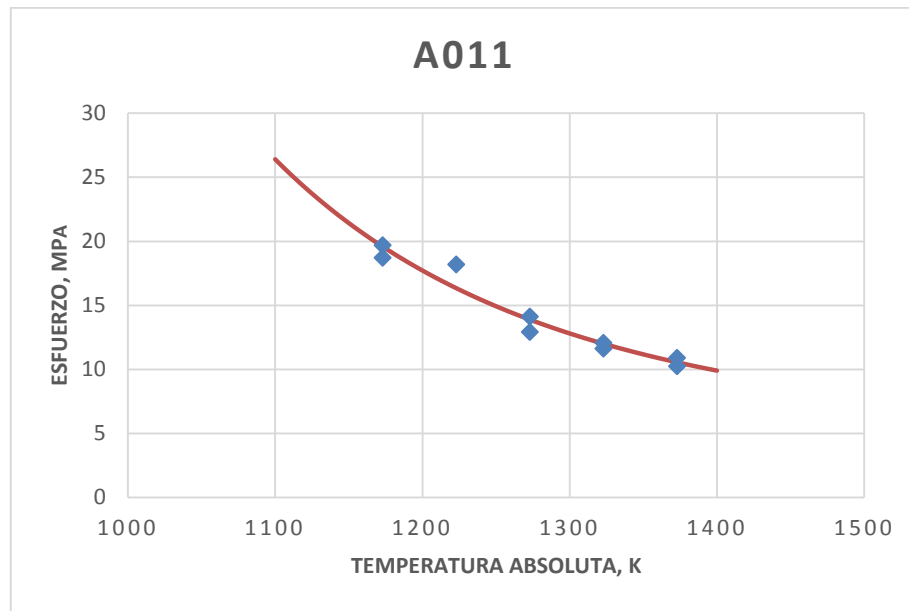


Figura N°14 Gráfica límite de fluencia vs temperatura absoluta de deformación para el acero A011.

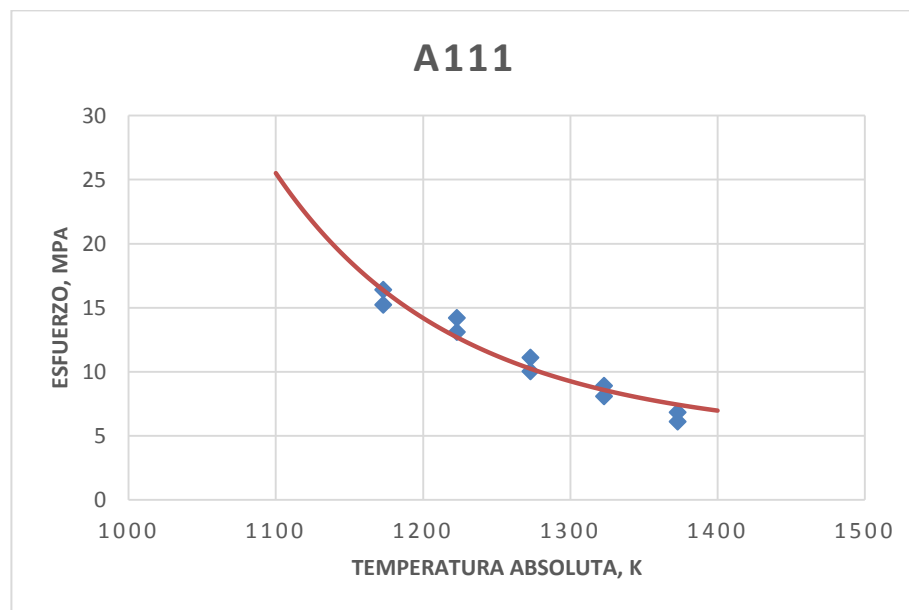
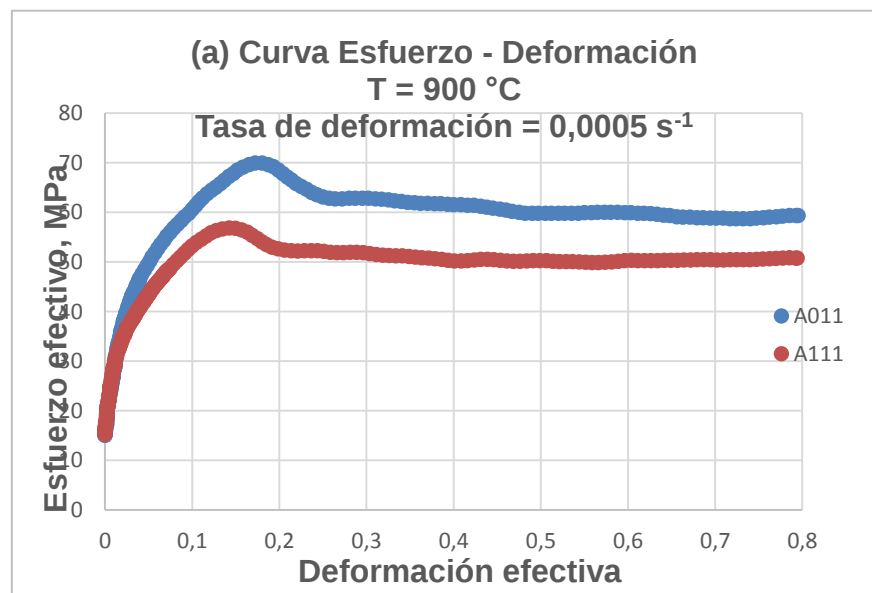


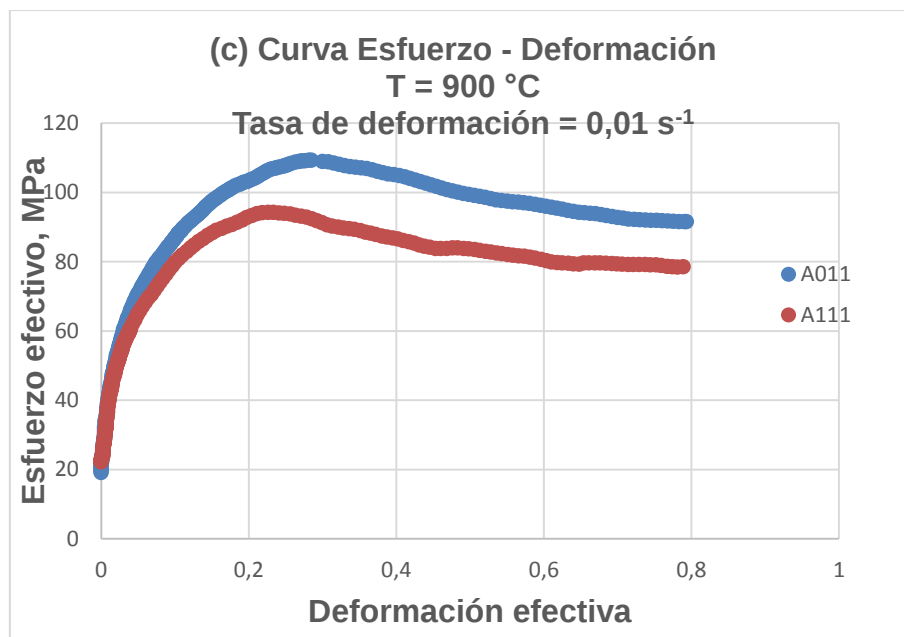
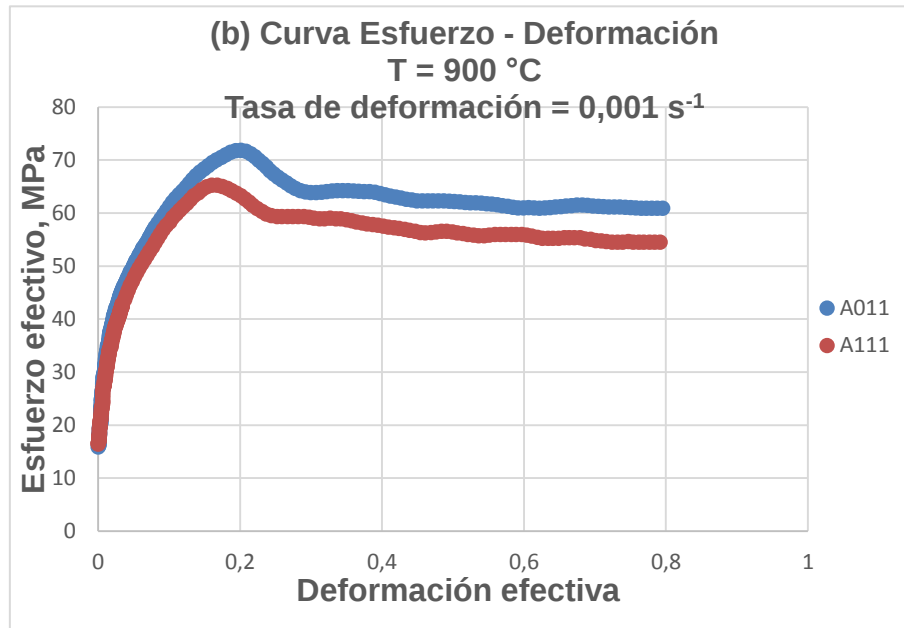
Figura N°15. Gráfica límite de fluencia vs temperatura absoluta de deformación para el acero A111.

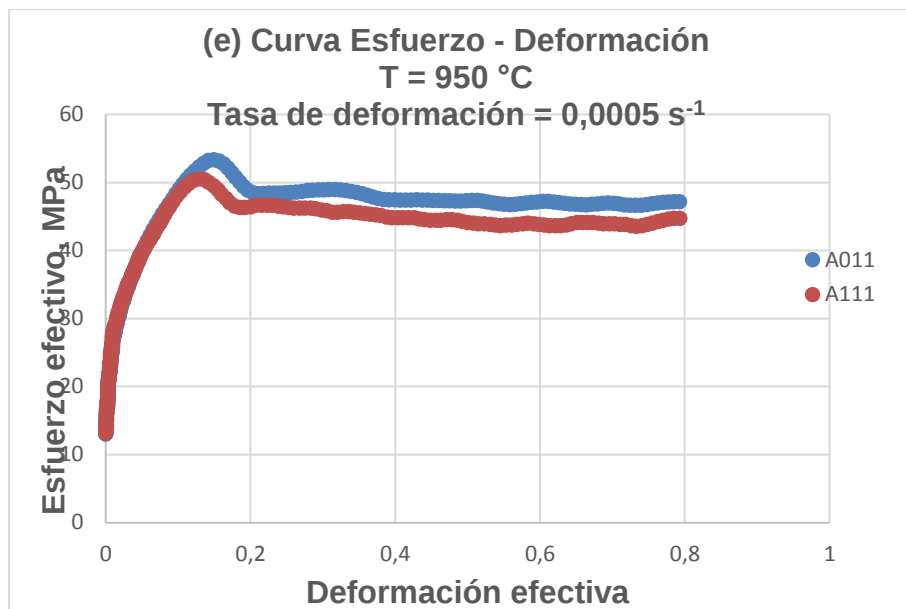
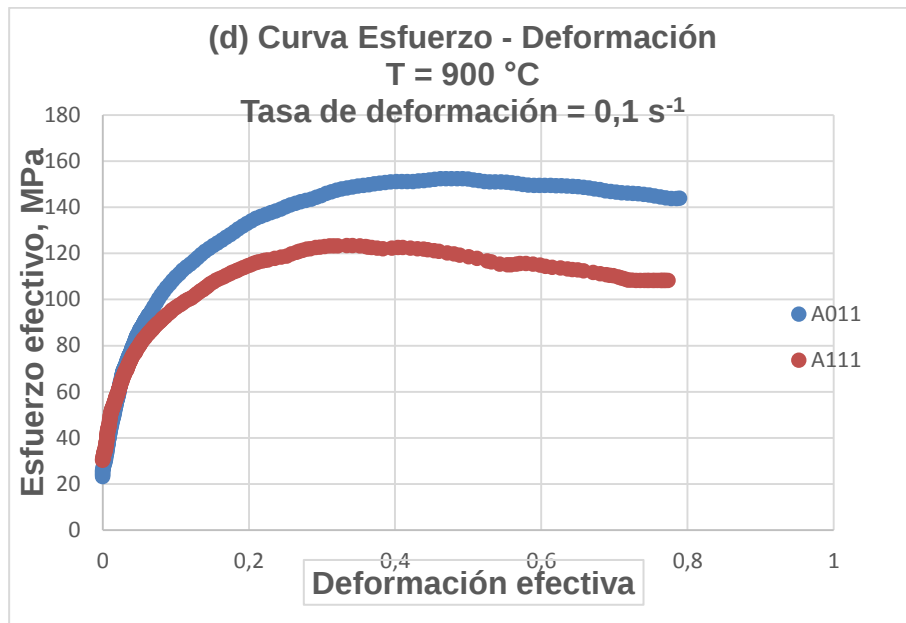
Dado que no existe una razón física que nos permita explicar una diferencia entre ambos esfuerzos atérmicos, se considera aceptable los resultados obtenidos en el cálculo del mismo, el cual arrojó como solución para ambos aceros un esfuerzo atérmico igual a 4,5 MPa. De esta manera, el esfuerzo atérmico de ambos materiales es congruente con lo que se ha obtenido en otros aceros.

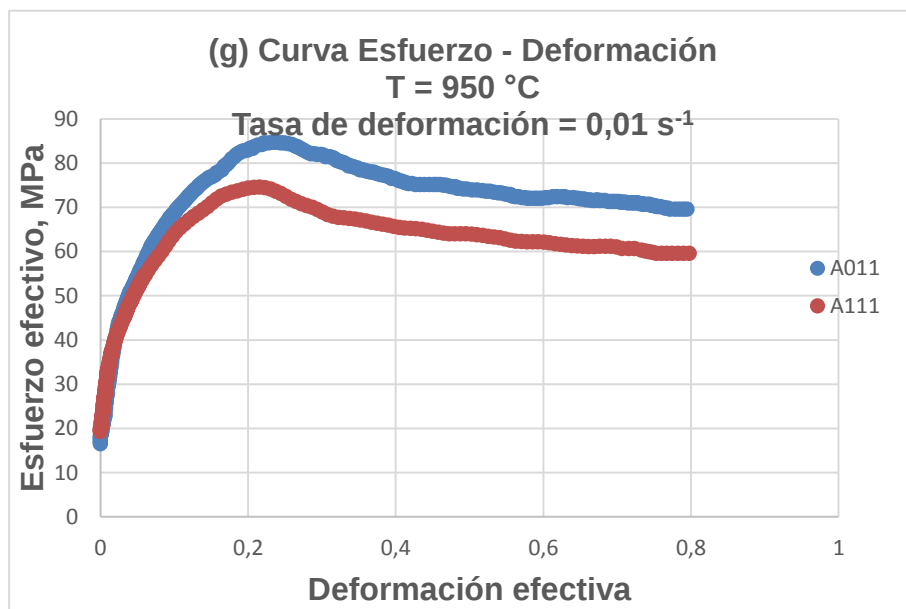
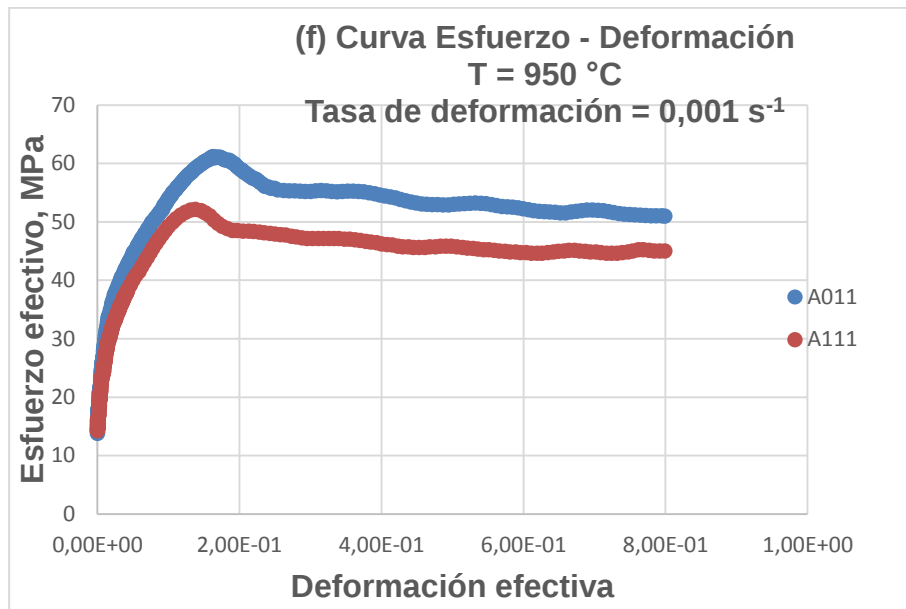
4.2. EVALUACIÓN CUALITATIVA DEL EFECTO DEL CONTENIDO DE CARBONO EN LA RESISTENCIA MECÁNICA EN CALIENTE DEL ACERO EN ESTUDIO.

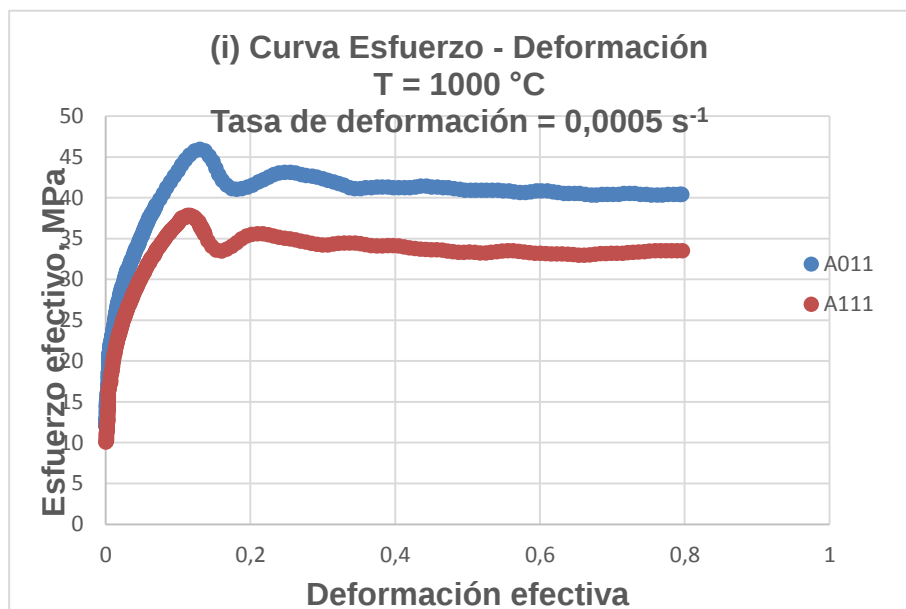
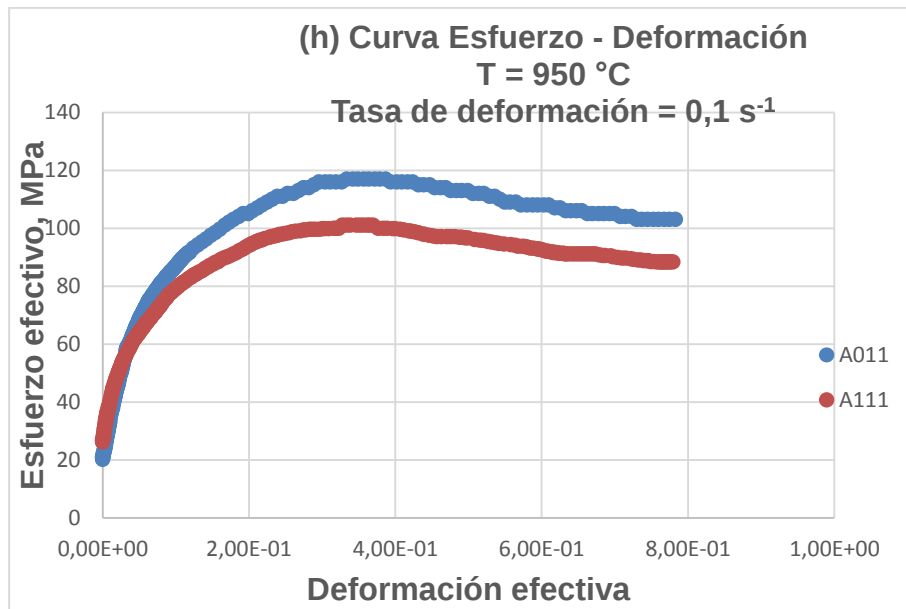
La evaluación cualitativa del efecto del contenido de carbono se realizó mediante la comparación entre las curvas esfuerzo-deformación para una misma condición de deformación en los aceros A011 y A111. En las gráficas que componen la Figura N°16 se presentan los resultados obtenidos.

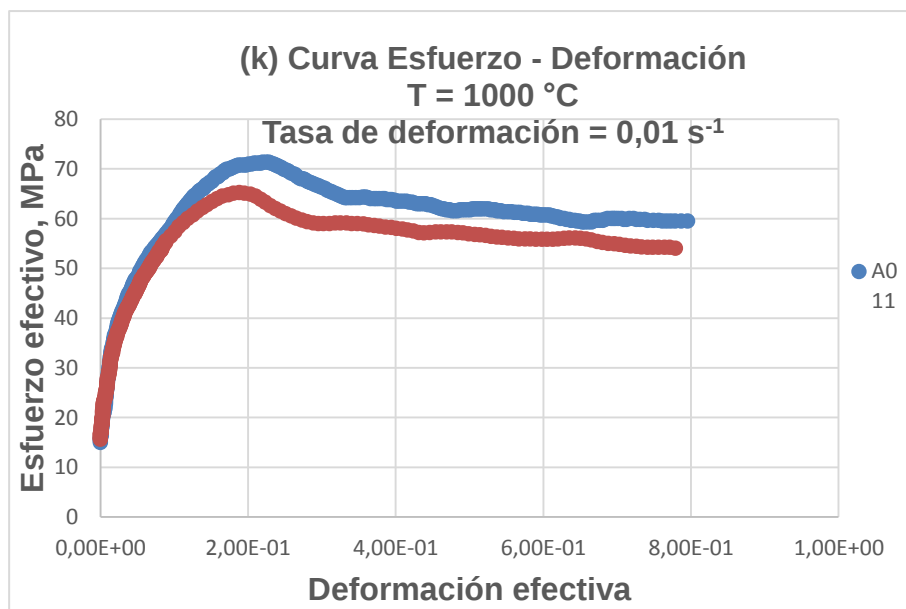
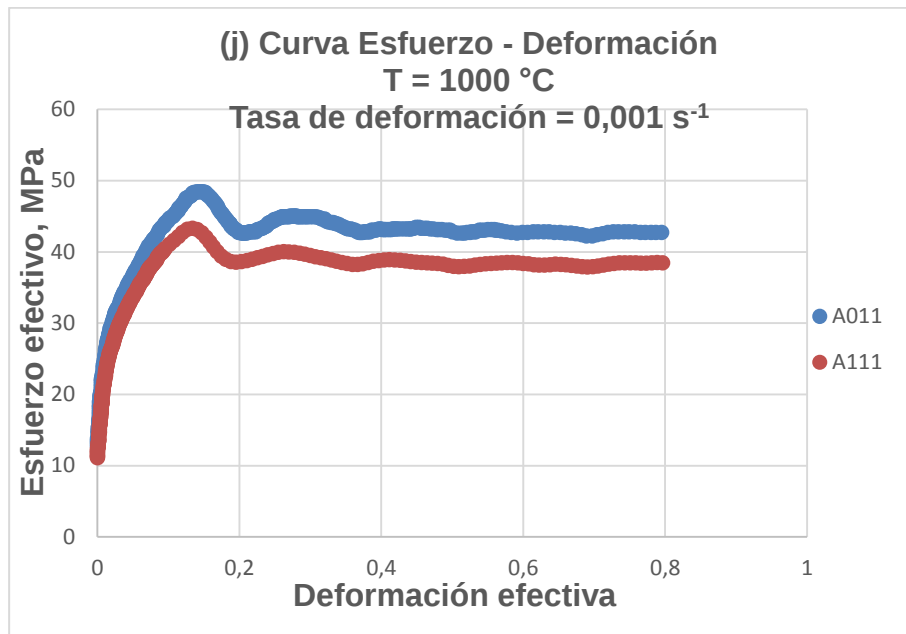


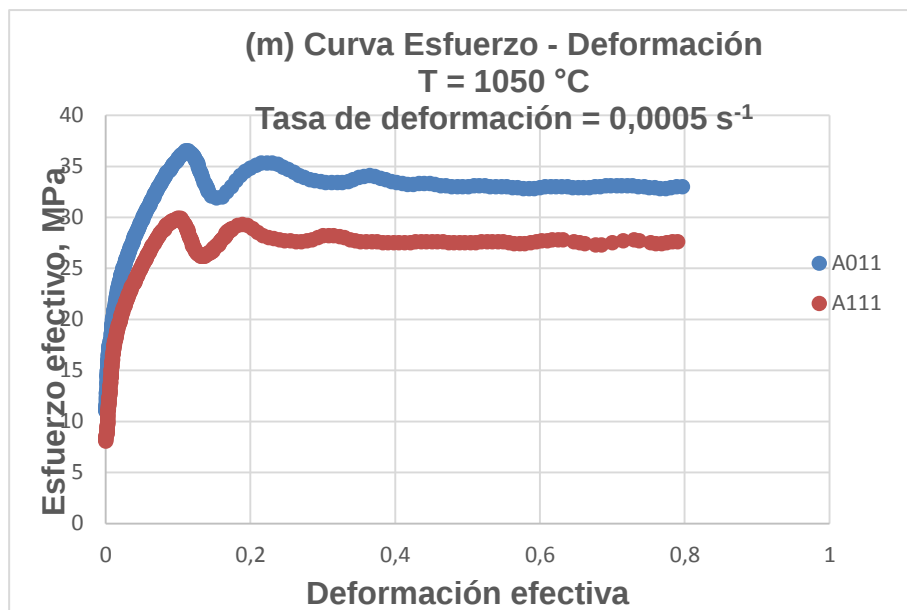
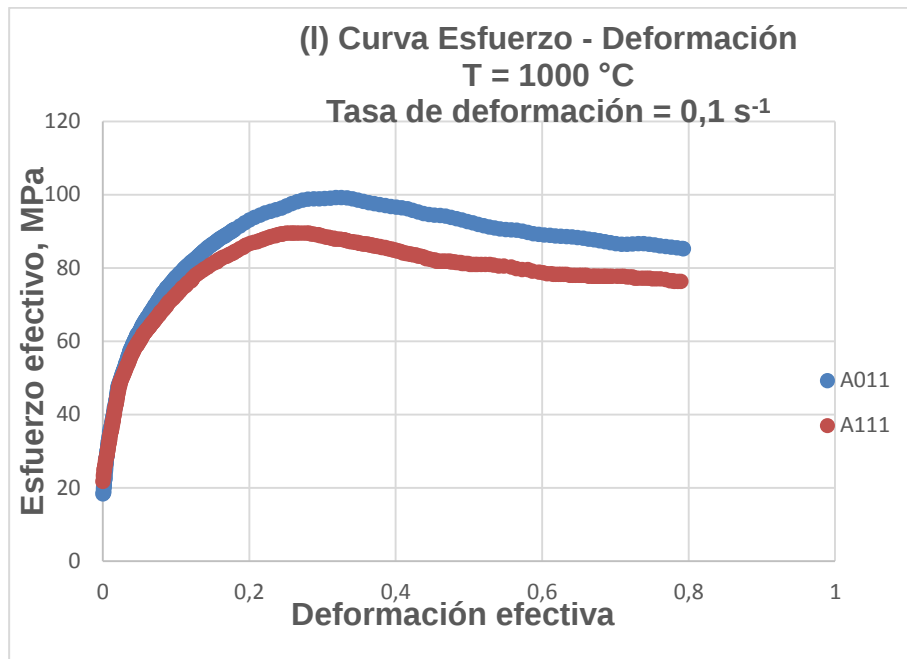


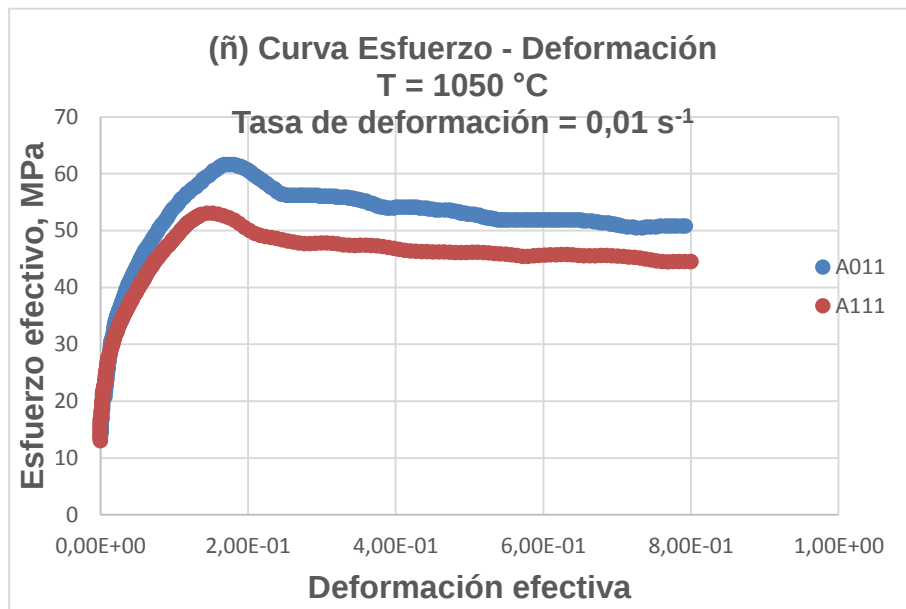
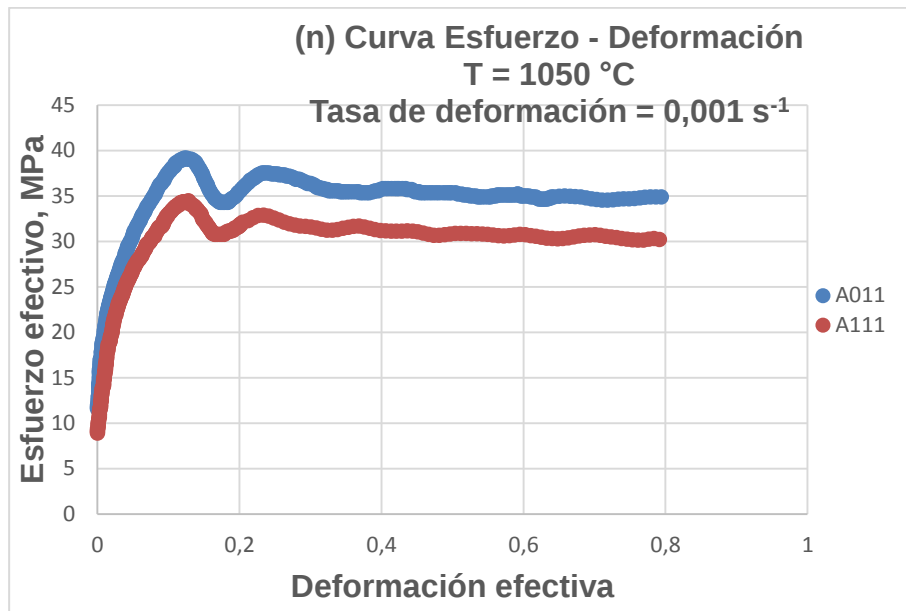


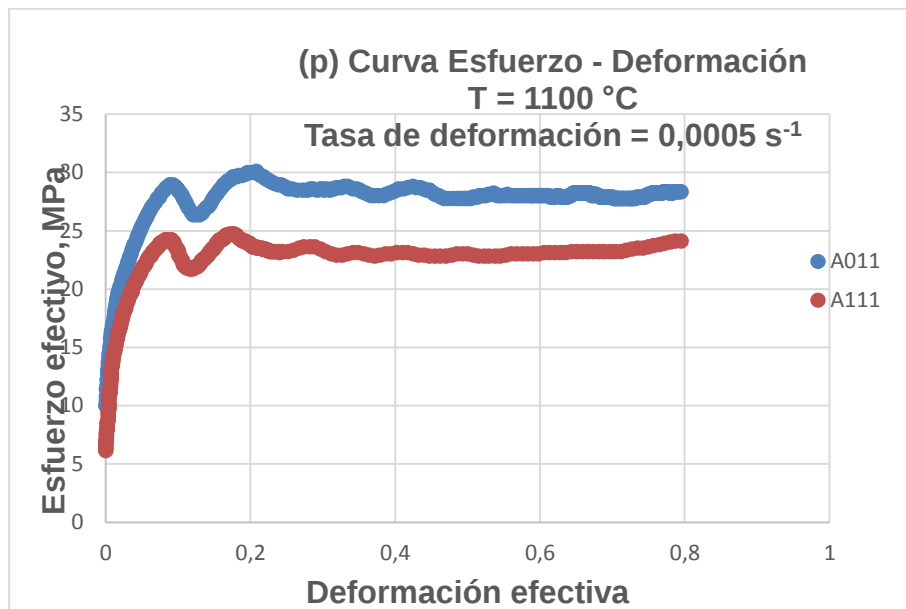
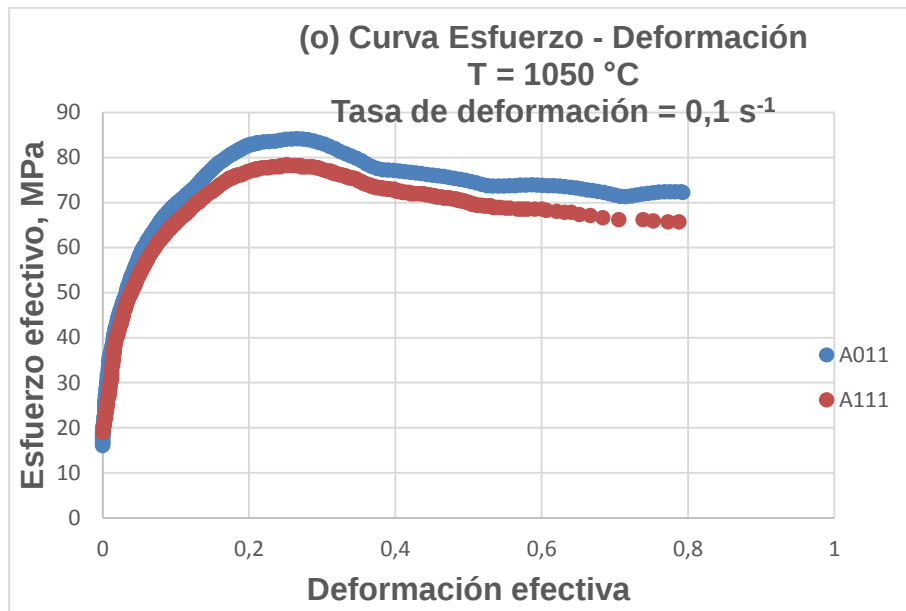


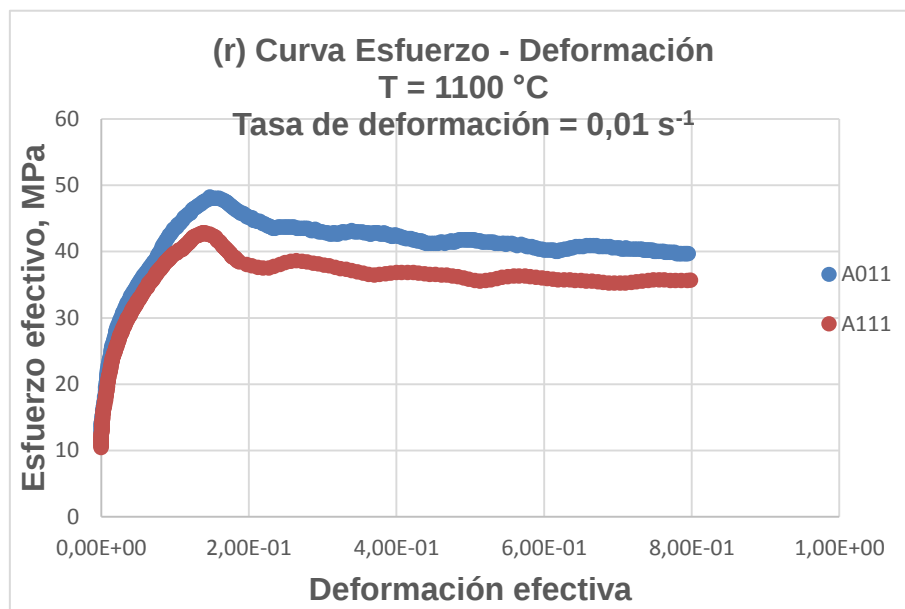
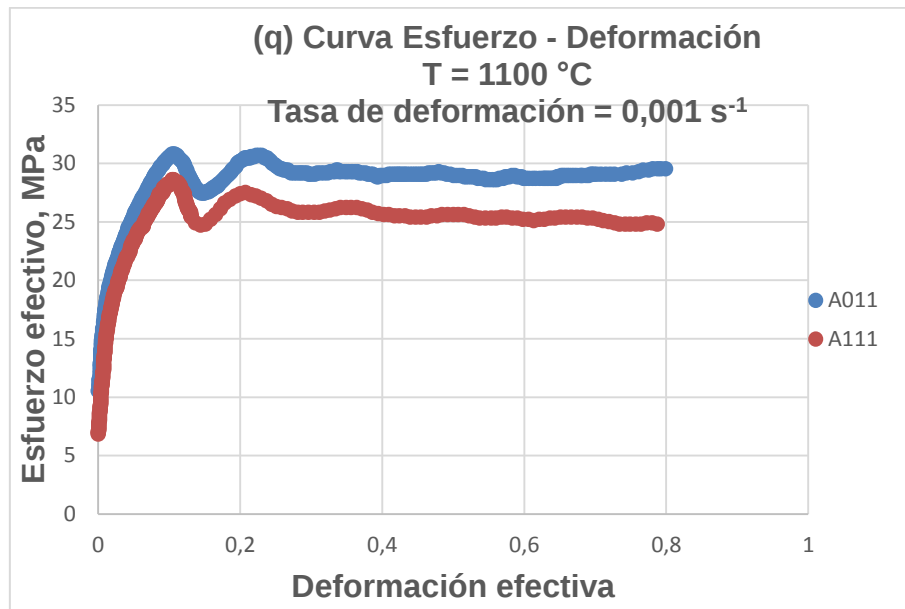












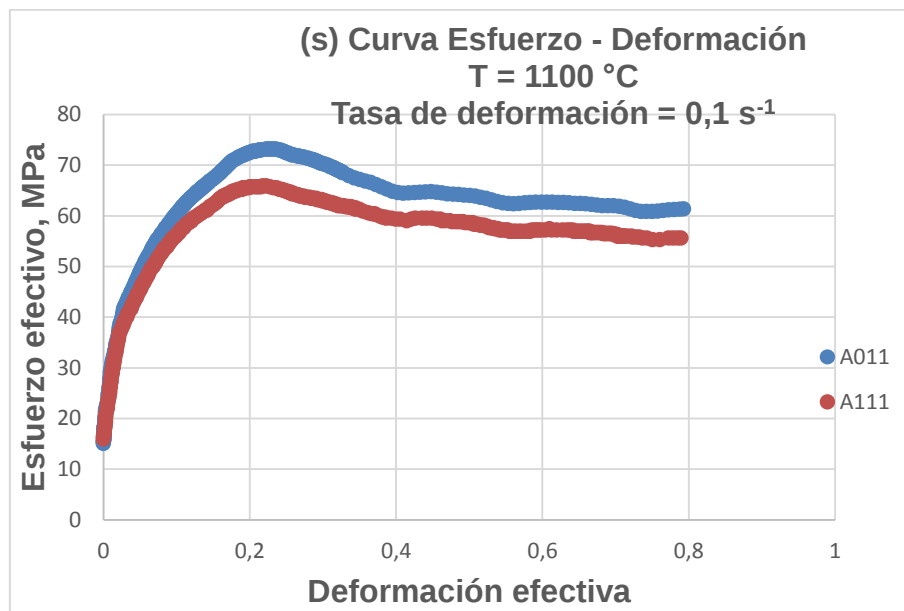


Figura N°16. a) – s) gráficas comparativas esfuerzo-deformación para las mismas condiciones de deformación de los aceros A011 y A111.

A través de las curvas presentadas se pudo observar claramente, de manera cualitativa el comportamiento de los datos, en el sentido que la adición de carbono al acero conlleva a un ablandamiento del mismo, de acuerdo a lo que ha sido señalado en la literatura por varios autores. Es decir, esto es un resultado consistente en la investigación. Sin embargo, es importante destacar que es solo un resultado cualitativo y que por esta razón es necesario hacer uso de los modelos existentes (modelo de STG y modelo del UME) para cuantificar el ablandamiento del material.

En contraste con los resultados obtenidos de la evolución cualitativa, se observa en la curva (e) de la Figura N°16 que para el acero con menos contenido de carbono (A011) el corte con la ordenada es entre los valores 20 y 25 MPa, para ser exacto es 22,1 MPa lo cual como se dijo anteriormente es el valor del límite fluencia;

sin embargo, dicho valor es inconsistente con la literatura consultada y por ello dicha condición de deformación no se tomará en cuenta para futuros cálculos.

4.3. EVALUACIÓN DEL EFECTO DEL CONTENIDO DE CARBONO EN EL LÍMITE DE FLUENCIA A TEMPERATURAS ELEVADAS DE LOS ACEROS ESTUDIADOS, MEDIANTE LOS MODELOS DE SELLARS-TEGART-GAROFALO (STG) Y DEL UMBRAL MECÁNICO DEL ESFUERZO (UME).

4.3.1. Determinación del efecto del contenido de carbono en el límite de fluencia de los aceros estudiados mediante el modelo de STG.

El procedimiento para determinar el límite de fluencia mediante el uso del modelo de STG, se realizó a través de la inversión de la ecuación (14) y sumándole el valor del esfuerzo atérmico, lo cual da lugar a la ecuación (27):

$$\sigma_y = \sigma_a + \frac{1}{\alpha} \operatorname{Senh}^{-1} \left[\left(\frac{Z}{A} \right)^{\frac{1}{m}} \right] = \sigma_a + \frac{1}{\alpha} \operatorname{Senh}^{-1} \left[\left(\frac{Z}{10^a} \right)^{\frac{1}{m}} \right] \quad (27)$$

$$3 \leq m \leq 5$$

El cálculo del límite de fluencia (σ_y) a través del modelo STG requirió del uso de la herramienta solver de Excel. Para ello se elaboraron las tablas correspondientes donde se hizo uso de los valores de tensión de fluencia obtenidos después de todas las correcciones (tablas 1.1.B y 2.1.B) con su correspondiente condición de deformación, así como también se tomó en cuenta el valor del esfuerzo atérmico mostrado en las Figuras N°14 y N°15. En las tablas 1.1.B y 2.1.B (apéndice 1.B) se presentan los resultados obtenidos.

Igualmente, es apropiado señalar que la utilización del solver requirió la necesidad de valores semillas hasta que la función objetivo no disminuyera más,

colocando como condición la expuesta en la ecuación (27) con relación al exponente (m). Dichos valores se pueden observar en la tabla 4.2.

Tabla 4.2. Valores de las constantes de la ecuación (27) obtenidas mediante el uso del solver.

Valores	A011	A111
a	10,04	9,11
α	0,05	0,11
m	5	3

Finalmente, se procedió a graficar σ_y versus el límite de fluencia experimental (Figuras N°17 y N°18), dibujándose una línea de 45 grados, lo cual permitió evaluar que tan bueno es el ajuste de mínimos cuadrados.

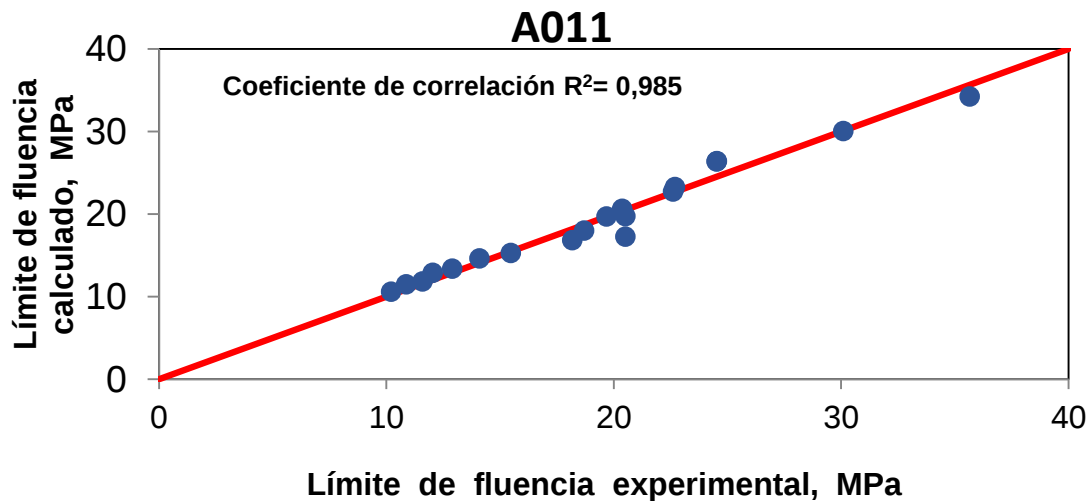


Figura N°17. Gráfica límite de fluencia experimental vs límite de fluencia calculado, para el acero A011. Evaluación del ajuste por mínimos cuadrados.

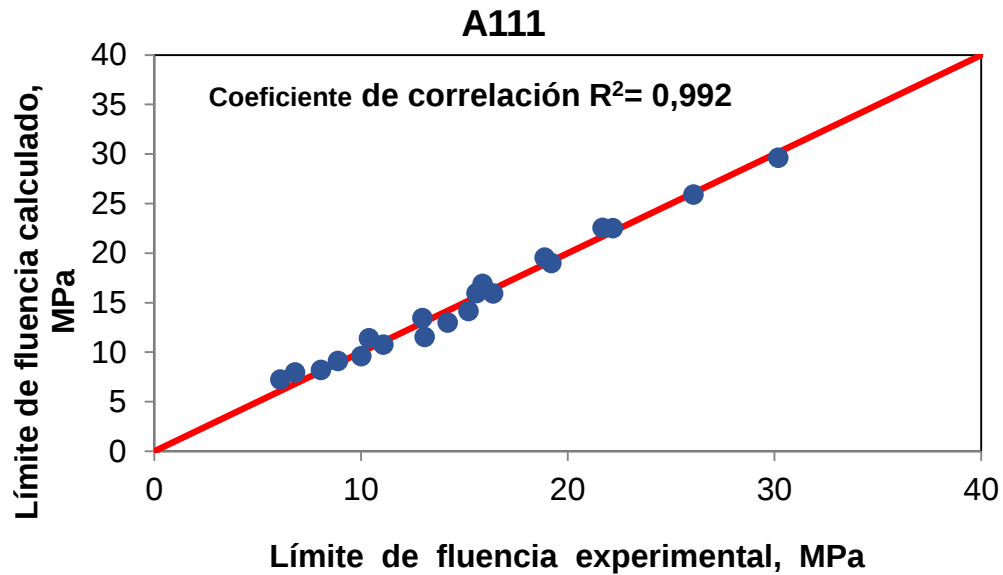


Figura N°18 Gráfica límite de fluencia experimental vs límite de fluencia calculado, para el acero A111. Evaluación del ajuste por mínimos cuadrados.

En relación a los resultados obtenidos, se puede decir que la aplicación del modelo de STG es satisfactorio a la hora de estimar σ_y , pues observando el valor del coeficiente de correlación para el acero A011 (Figura N°17) es de 0.985 y para el acero A111 (Figura N°18) es de 0.992, por lo cual, para ambos aceros, su aplicación se considera adecuada.

El efecto del contenido de carbono en el límite de fluencia se puede evaluar a través del inverso de la constante α (A) de la tabla 4.2, cuyos valores se presentan en la tabla 4.3.

Tabla 4.3. Valores del inverso del parámetro α (A), el cual representa la resistencia mecánica del acero deformado bajo condiciones de trabajo en caliente, A.

Valores	A011	A111
α	0,05	0,11
A	20,01	9,49

Con los valores determinados de A, se pudo evaluar cuantos MPa se reducen en resistencia mecánica por cada 0.1% de C en peso que se añada al acero. Al realizar el cálculo se obtuvo que la reducción es de 36.2 MPa/1%C.

Con la aplicación del modelo de STG a los datos del límite de fluencia se determinó que para el acero A011 el parámetro que llamaremos A era igual a 20 MPa, mientras que para el acero A111, este era de 9.5 MPa, indicando que el aumento en el contenido de carbono da lugar a una reducción en dicho parámetro que es posible cuantificar. Dicha reducción es del orden de 52.5%.

Esta es la primera evidencia cuantitativa del ablandamiento producido por el incremento del contenido de carbono, dicha evidencia es consistente con lo expresado en la literatura por lo que hace pensar que lo logrado en la aplicación computacional es muy parecido a la realidad experimental.

4.3.2. Determinación del efecto del contenido de carbono en el límite de fluencia de los aceros estudiados mediante el modelo de UME.

El procedimiento para determinar el límite de fluencia mediante el uso del modelo del UME, se realizó por medio de los dos primeros términos de la ecuación (21). Esto involucró la determinación del umbral mecánico correspondiente a la

interacción de dislocaciones con los átomos de soluto ($\hat{\sigma}_i$), la constante que representa una energía de activación experimental normalizada (g_{0i}) y con ello se calcula el factor estructural que está vinculado con la interacción de dislocaciones con los átomos de los elementos aleantes presentes ($s_i(T, \varepsilon, \dot{\varepsilon})$).

A la ecuación involucrada

$$\sigma = \sigma_a + \left\{ 1 - \left[\frac{kT}{\mu(T)b^3 g_{0i}} \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\varepsilon_0} \right) \right]^{2/3} \right\}^2 \hat{\sigma}_i \frac{\mu(T)}{\mu_0}$$

Se le hizo un arreglo algebraico resultando en la nueva ecuación (28), de la siguiente manera:

$$\left[\frac{\sigma - \sigma_a}{\mu(T)} \right]^{1/2} = \left[\frac{\hat{\sigma}_i}{\mu_0} \right]^{1/2} - \frac{\left[\hat{\sigma}_i \right]^{1/2}}{\mu_0^{1/2} b^2 g_{0i}^{2/3}} \left[\frac{kT}{\mu(T)} \ln \left(\frac{10^7 \dot{\varepsilon}}{\varepsilon} \right) \right]^{2/3} \quad (28)$$

Posteriormente se procedió a hacer un cambio de variables con cada uno de los términos presentes en la ecuación, para conseguir otra más amigable. Así, haciendo:

$$y = \left[\frac{\sigma - \sigma_a}{\mu(T)} \right]^{1/2} \quad (28.1)$$

$$B = \left[\frac{\hat{\sigma}_i}{\mu_0} \right]^{1/2} \quad (28.2)$$

$$m = \frac{\left[\hat{\sigma}_i \right]^{1/2}}{\mu_0^{1/2} b^2 g_0 i^{2/3}} \quad (28.3)$$

$$x = \left[\frac{kT}{\mu(T)} \ln \left(\frac{10^7}{\varepsilon} \right) \right]^{2/3} \quad (28.4)$$

Se puede expresar todo como la ecuación de una línea recta:

$$y = B - mx \quad (29)$$

Debido a la ecuación anterior se puede decir que el límite de fluencia calculado (σ_y) aplicando UME, se reduce en este caso a determinar por mínimos cuadrados la pendiente y el intercepto de una línea recta.

Aplicando el solver y utilizando los datos del límite de fluencia derivado de las correcciones explicadas en la sección 4.1 se obtuvieron las tablas 1.2.B y 2.2.B (Apéndice 2.B) y a continuación se presentan los valores de las constantes para ambos aceros (tabla 4.4).

Tabla 4.4. Valores de $\hat{\sigma}_i$, g_{0i} , m y B para ambos aceros obtenidos después de usar el solver de Excel.

Valores	A011	A111
$\hat{\sigma}_i$	237,6	291,6
g_{0i}	0,72	0,63
m	0,07	0,09
B	0,06	0,06

Una vez obtenidos todos los valores relacionados al cálculo del σ_y , se hizo para ambos aceros una tabla (ver tablas 3.2.B y 4.2.B) con todos los datos teóricos que se deberían de colocar como coordenadas de las abscisas los números $[0 - 0,07]$, los cuales aumentaban en 0,01, para así calcular el valor de y aplicando la ecuación (29).

Seguidamente, se elaboraron otras tablas (ver tablas 5.2.B y 6.2.B) que involucraban para ambos aceros los datos experimentales con coordenadas (x, y) y sus respectivas condiciones de deformación. Esta vez, llamando x al valor derivado del cálculo de todo lo que está entre corchetes con su debido exponente presentes en el segundo término de la ecuación (21); mientras que “ y ” fue obtenido mediante el uso de la ecuación (28.1).

Finalmente, se realizó un gráfico tanto para el acero A011 (Figura N°19) como para el acero A111 (Figura N°20) donde se relacionan la recta teórica y los puntos experimentales. Con ello se busca verificar que tan bueno era el ajuste por mínimos cuadrados y demostrar que la estimación del σ_y es aceptable mediante el uso del modelo del umbral mecánico de esfuerzo.

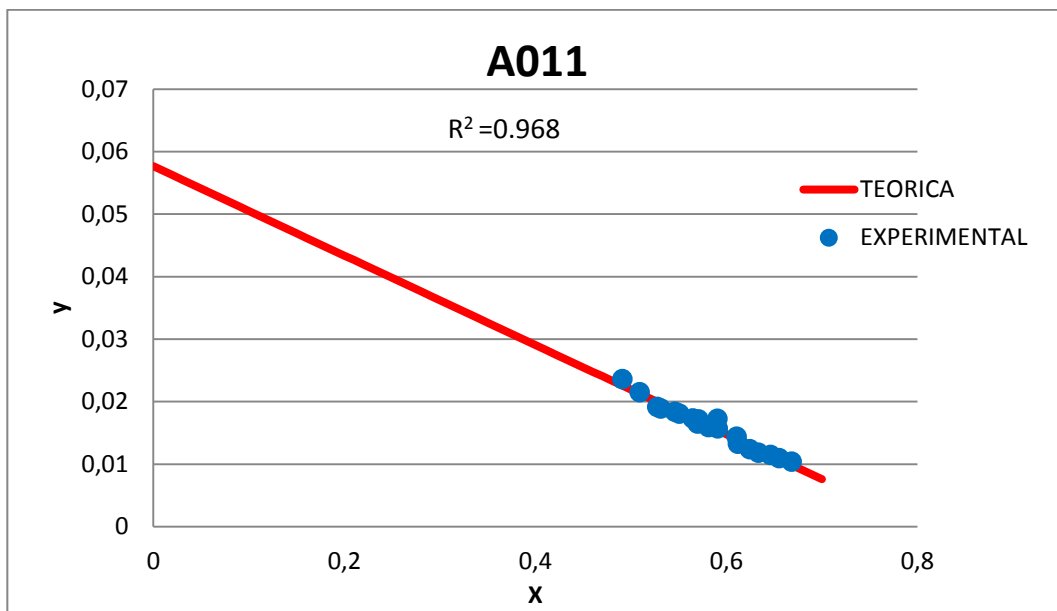


Figura N°19. Gráfico de relación entre la recta teórica y los puntos experimentales obtenidos para el acero A011, mediante el modelo UME.

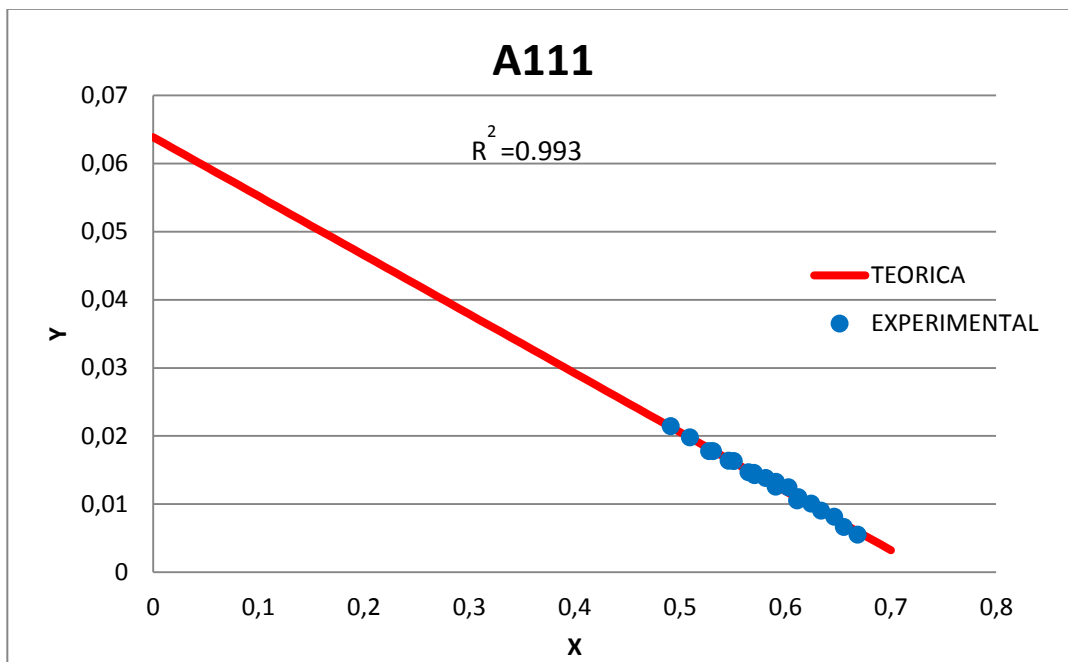


Figura N°20. Gráfico de relación entre la recta teórica y los puntos experimentales obtenidos para el acero A111, mediante el modelo UME.

Se puede observar en las Figuras N°19 y N°20, en relación a los resultados obtenidos, mediante la aplicación del modelo del UME que el mismo genera un buen ajuste a fin de estimar la resistencia mecánica, pues observando el valor del coeficiente de correlación para el acero A011 (Figura N°19) es de 0.968 y para el acero A111 (Figura N°20) es de 0.993. Entonces, para ambos aceros su aplicación se considera adecuada.

A partir de los resultados obtenidos para los valores de energía de activación y umbral mecánico (ver tabla 4.4), se puede observar que la energía de activación experimental normalizada es mayor para el material con menor contenido de carbono, A011, tal como sería de esperar; sin embargo, el umbral mecánico correspondiente a la interacción de dislocaciones con los átomos de soluto es mayor en el material A111, lo cual es contrario a lo esperado.

Por ello, estos resultados evidencian lo expresado en la literatura, por Medina y Hernández [1996], quienes afirman que el contenido de carbono contribuye a disminuir dicha energía, mientras que la adición de Si y Mn la aumentan. Por ello, para el acero con mayor contenido de carbono la energía de activación es menor, aunque contradictoriamente el umbral mecánico también es mayor.

Es importante mencionar que al comparar los resultados obtenidos a partir del modelo STG y los del modelo UME, se tiene que para el acero A011 se alcanza un mejor ajuste con el uso del primer modelo y para el acero A111, ambos ajustes son de igual eficacia.

Por último se debe destacar que para ambos modelos se tiene que el valor del límite de fluencia aumenta en la medida que aumenta la tasa de deformación para una misma temperatura y que dicho valor disminuye con el aumento de la temperatura a

las mismas tasas de deformación. Además, se nota que a elevadas temperaturas y bajas tasas de deformación, el incremento del contenido de carbono reduce la tensión de fluencia, aunque este efecto no es percibido mediante el modelo del UME y el cálculo del umbral mecánico respectivo.

4.4. DETERMINACIÓN DEL ESFUERZO DE SATURACIÓN Y SU DEPENDENCIA DE LA TEMPERATURA Y TASA DE DEFORMACIÓN MEDIANTE EL MODELO DE STG.

El procedimiento para determinar el esfuerzo de saturación y llevar a cabo su descripción en función de la temperatura y tasa de deformación mediante el modelo STG, se realizó trabajando con la parte de las curvas esfuerzo-deformación que va desde el inicio hasta el esfuerzo máximo o esfuerzo "pico".

Por lo tanto, lo primero que se hizo fue tomar cada una de las curvas esfuerzo-deformación y cortarlas en la deformación correspondiente al esfuerzo pico. Esto significa que en esta fase del trabajo estuvo involucrado solo la parte de la curva esfuerzo-deformación cuya pendiente es positiva. Es importante recordar que la pendiente de la curva esfuerzo-deformación se denomina "tasa de endurecimiento por deformación" y se representa por la letra griega θ .

Posteriormente, se procedió a restar el esfuerzo de fluencia a todos los valores del esfuerzo de cada curva, lo que implica que las curvas esfuerzo-deformación resultantes partirán del punto de coordenadas (0, 0); las mismas se pueden apreciar en las Figuras N°21-25 para el acero con menor contenido de carbono, mientras que para el acero con mayor contenido de carbono se encuentran las Figuras N°26-30.

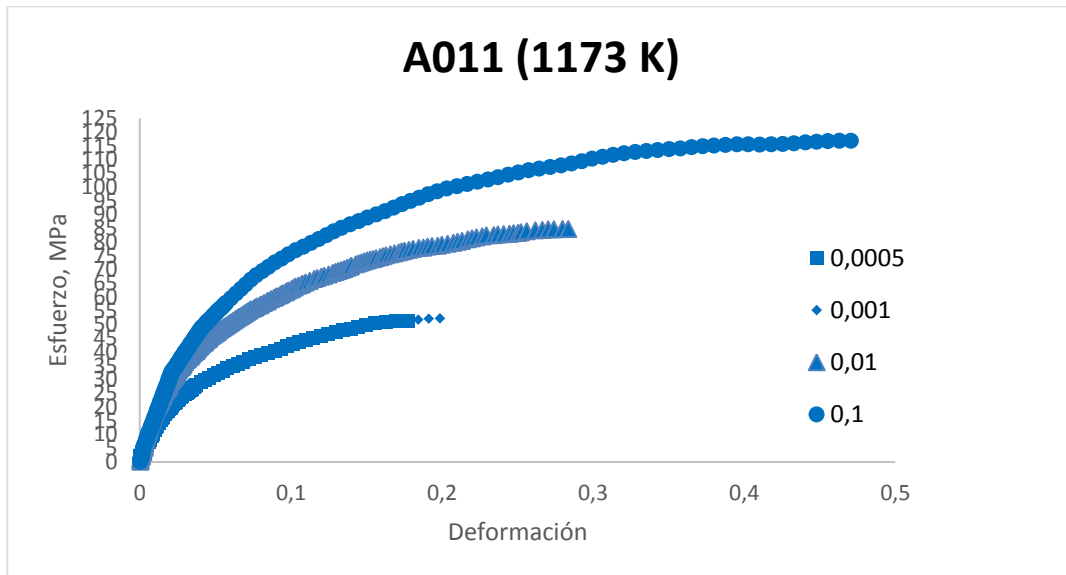


Figura N°21. Curvas esfuerzo – deformación para el acero A011 en sus cuatro tasas de deformación y temperatura fija de deformación de 1173 K.

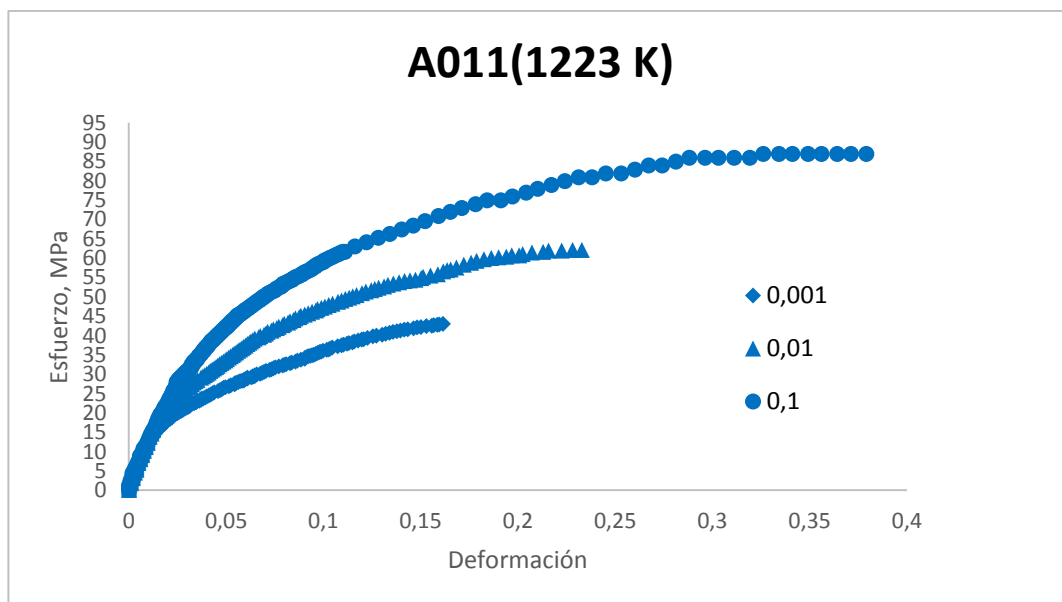


Figura N°22. Curvas esfuerzo – deformación para el acero A011 en sus tres tasas de deformación y temperatura fija de deformación de 1223 K.

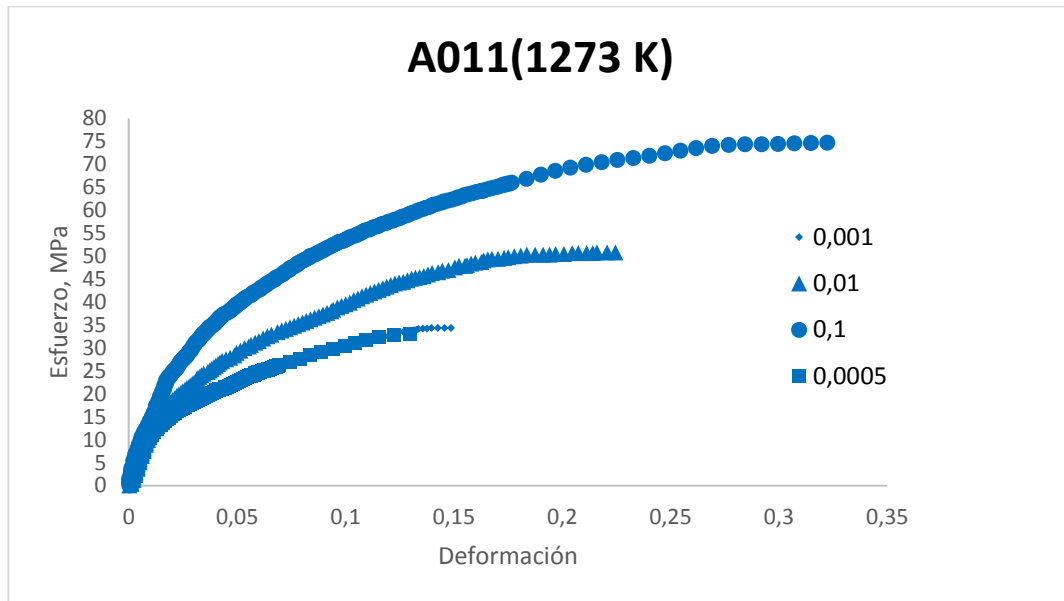


Figura N°23. Curvas esfuerzo – deformación para el acero A011 en sus cuatro tasas de deformación y temperatura fija de deformación de 1273 K.

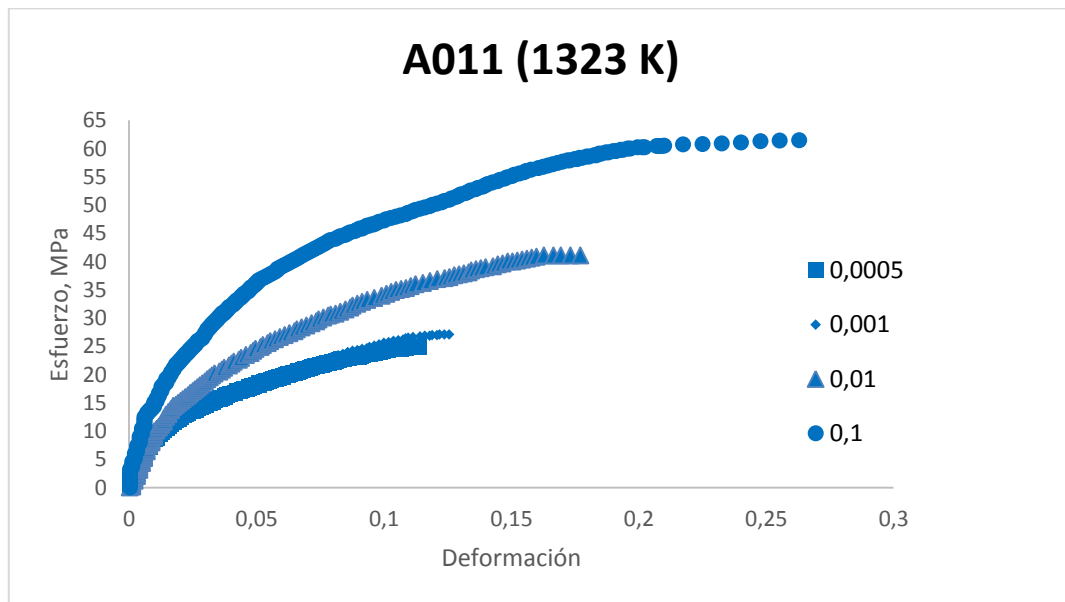


Figura N°24. Curvas esfuerzo – deformación para el acero A011 en sus cuatro tasas de deformación y temperatura fija de deformación de 1323 K.

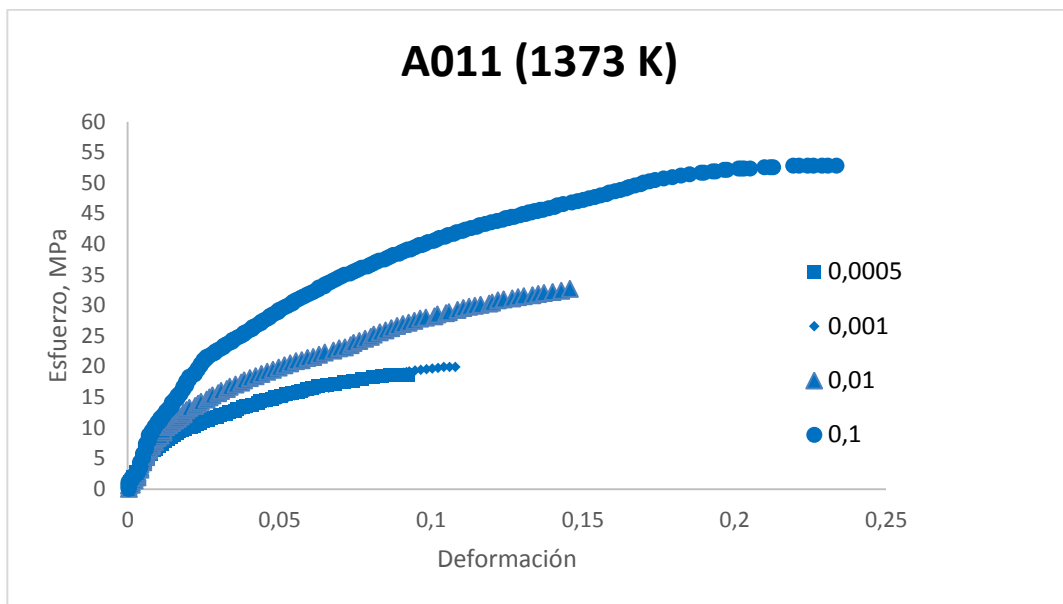


Figura N°25. Curvas esfuerzo – deformación para el acero A011 en sus cuatro tasas de deformación y temperatura fija de deformación de 1373 K.

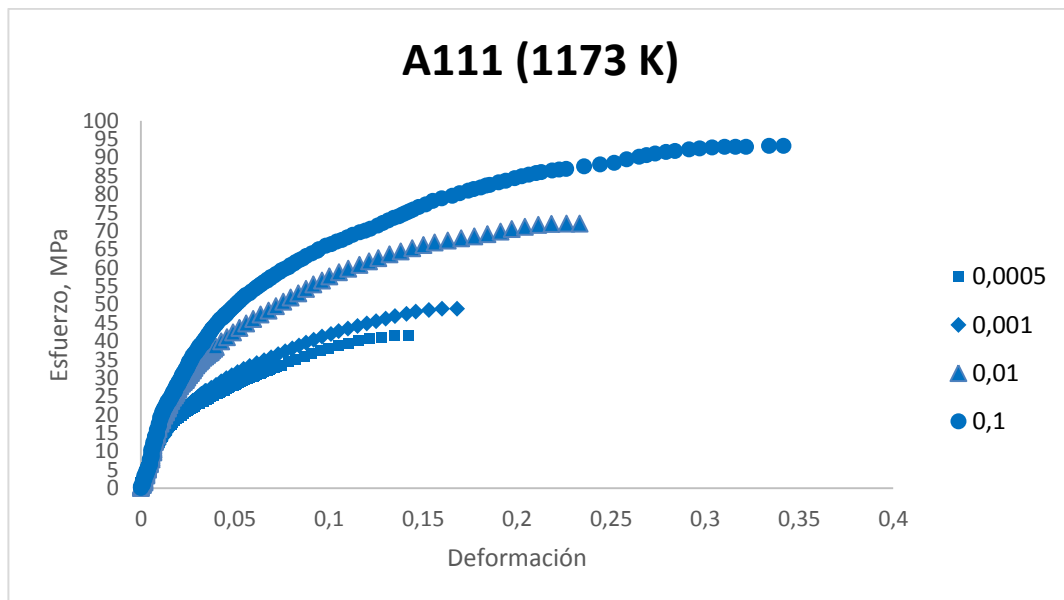


Figura N°26. Curvas esfuerzo – deformación para el acero A111 en sus cuatro tasas de deformación y temperatura fija de deformación de 1173 K

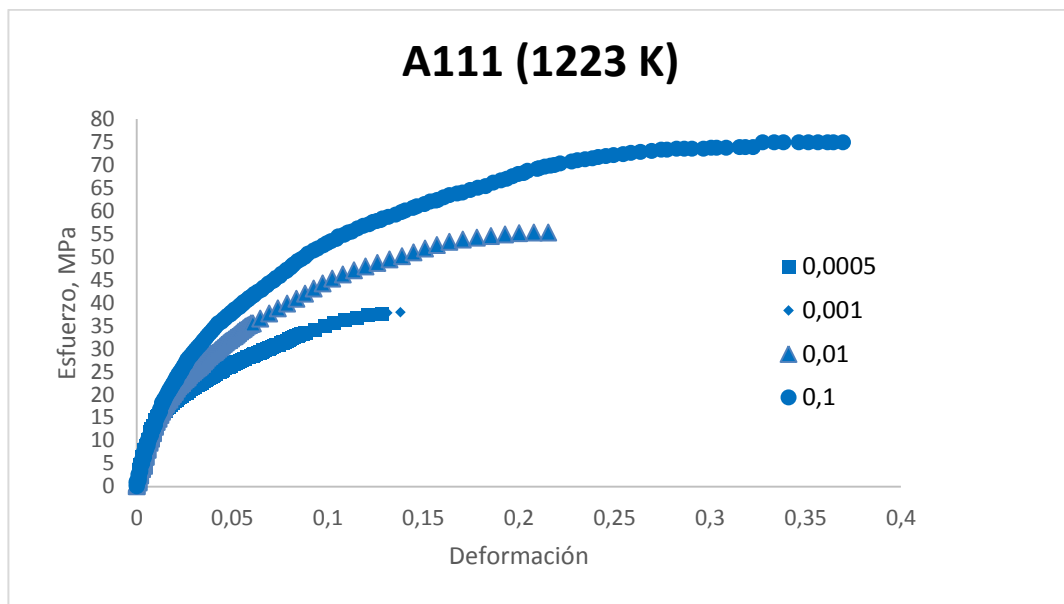


Figura N°27. Curvas esfuerzo – deformación para el acero A111 en sus cuatro tasas de deformación y temperatura fija de deformación de 1223 K

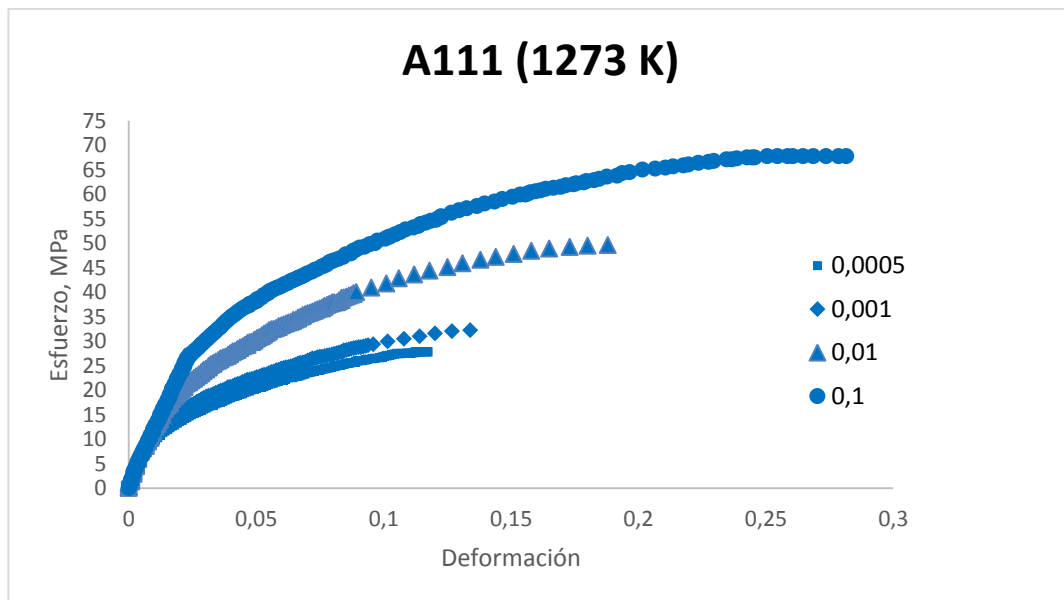


Figura N°28. Curvas esfuerzo – deformación para el acero A111 en sus cuatro tasas de deformación y temperatura fija de deformación de 1273 K

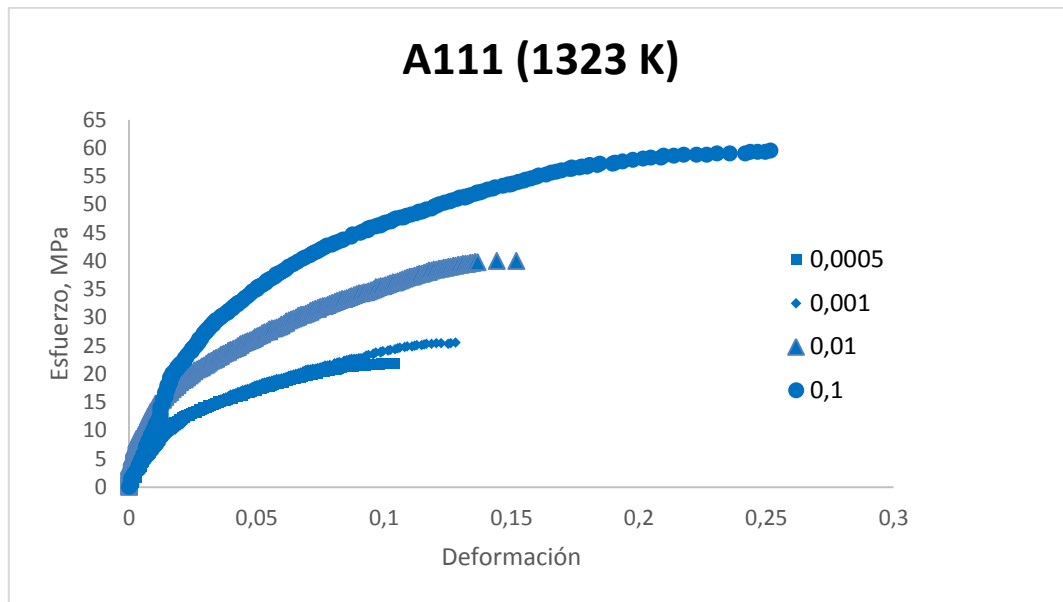


Figura N°29. Curvas esfuerzo – deformación para el acero A111 en sus cuatro tasas de deformación y temperatura fija de deformación de 1323 K.

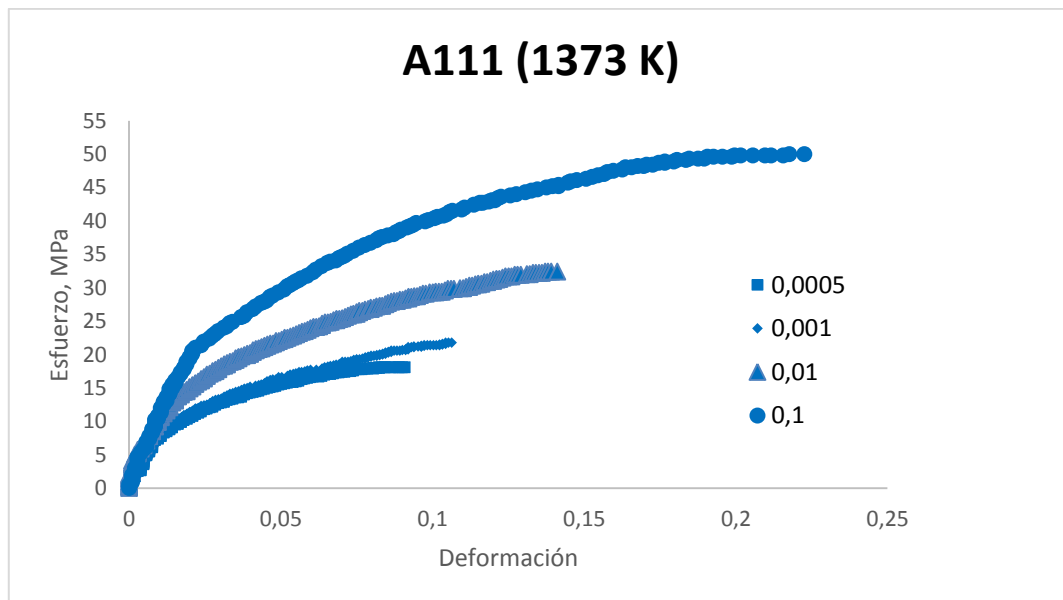


Figura N°30. Curvas esfuerzo – deformación para el acero A111 en sus cuatro tasas de deformación y temperatura fija de deformación de 1373 K

Seguidamente, se describió cada una de estas curvas mediante la ley de endurecimiento de Sah et al. en forma resumida.

Ley de endurecimiento de Sah et al. se expresa como:

$$\sigma = \sigma_0 + (\sigma_s - \sigma_0) \left[1 - \exp \left(-\frac{\varepsilon}{\varepsilon_r} \right) \right]^{\frac{1}{2}} \quad (30)$$

En el caso particular en el cual $\sigma_0 = 0$:

$$\sigma = \sigma_s \left[1 - \exp \left(-\frac{\varepsilon}{\varepsilon_r} \right) \right]^{\frac{1}{2}} \quad (31)$$

En la ecuaciones anteriores, σ_0 representa el límite de fluencia, σ_s el esfuerzo de saturación y ε_r la deformación de relajación

Haciendo uso de la herramienta Solver del Excel y por mínimos cuadrados se determinó los valores del esfuerzo de saturación, σ_s y de la deformación de relajación, ε_r , para cada una de las curvas, empleando el intervalo de endurecimiento positivo mostrado en las figuras anteriores.

Luego de obtenidos los valores deseados, se elaboró unas nuevas curvas de esfuerzo-deformación donde se colocó como valores de esfuerzo los obtenidos mediante la ecuación (30), estas se pueden apreciar para cada acero en las Figuras N°31-40.

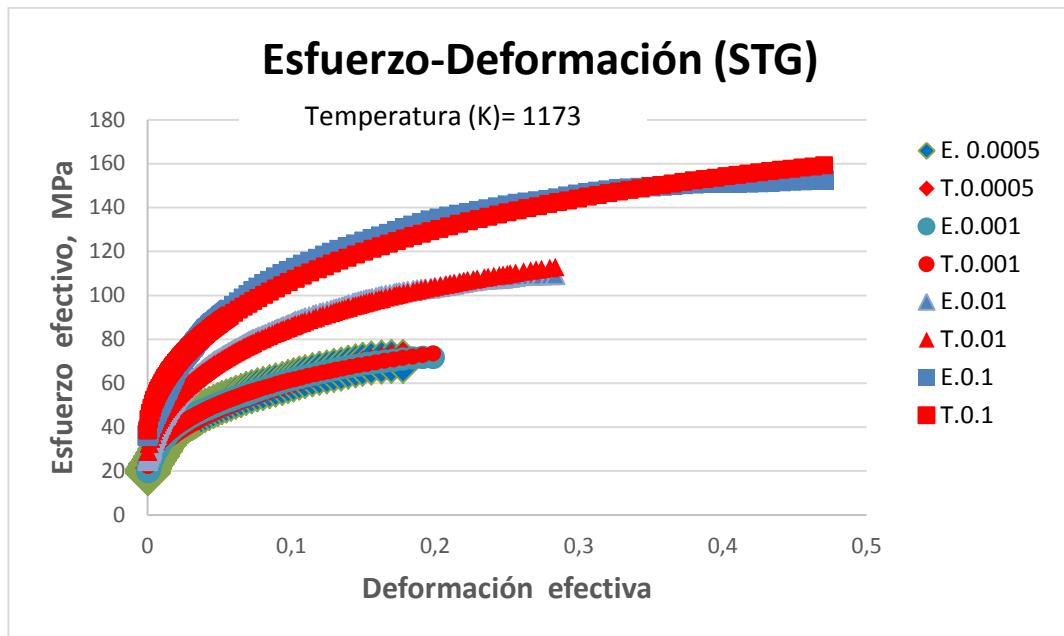


Figura N°31. Gráficas comparativas esfuerzo-deformación, de las curvas teóricas y experimentales para el cálculo del esfuerzo de saturación por el modelo STG a T=1173 K y distintas tasas de deformación para el acero A011.

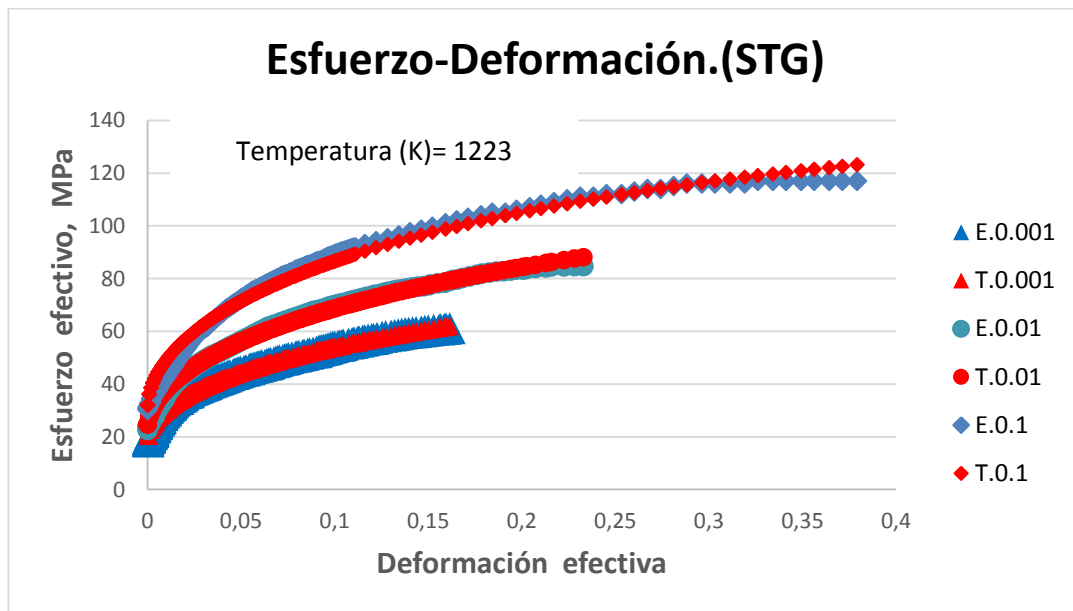


Figura N°32. Gráficas comparativas esfuerzo-deformación, de las curvas teóricas y experimentales para el cálculo del esfuerzo de saturación por el modelo STG a T=1223 K y distintas tasas de deformación para el acero A011.

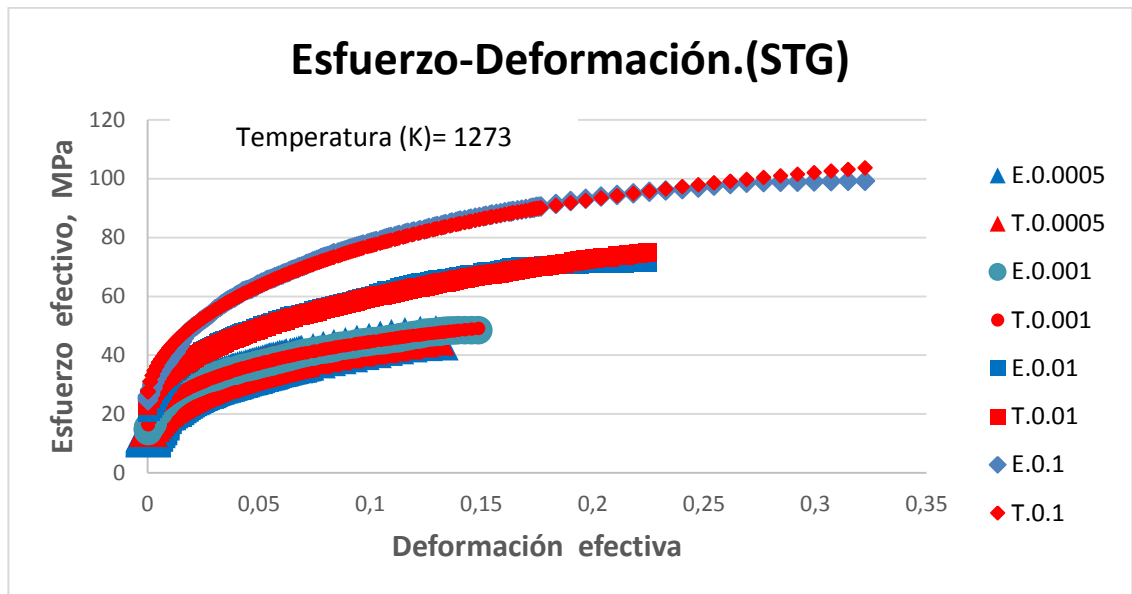


Figura N°33. Gráficas comparativas esfuerzo-deformación, de las curvas teóricas y experimentales para el cálculo del esfuerzo de saturación por el modelo STG a T=1273 K y distintas tasas de deformación para el acero A011.

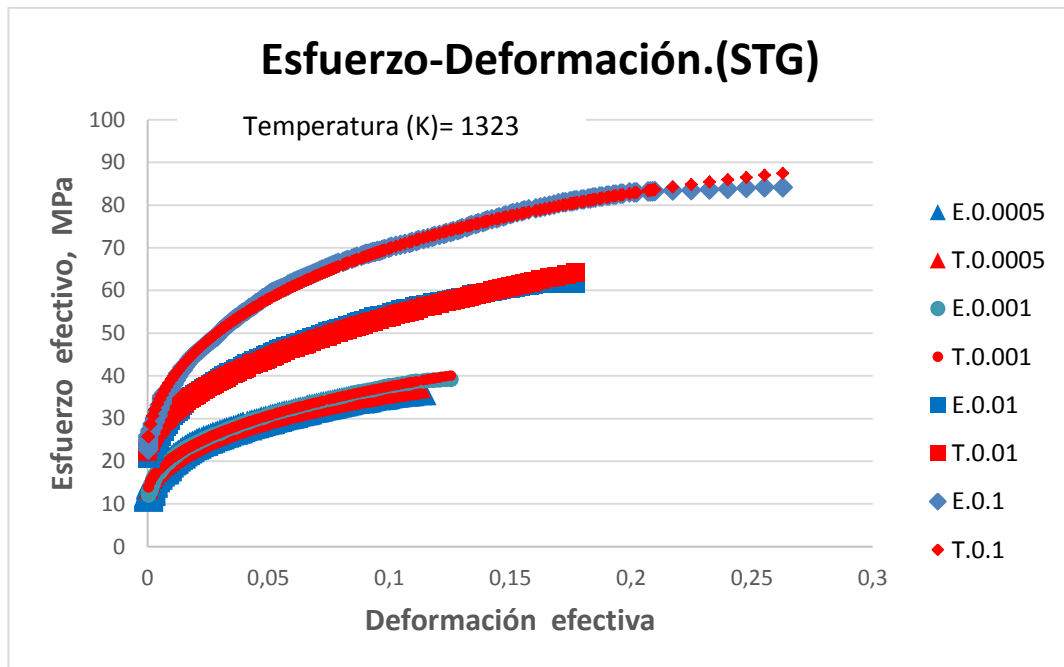


Figura N°34. Gráficas comparativas esfuerzo-deformación, de las curvas teóricas y experimentales para el cálculo del esfuerzo de saturación por el modelo STG a T=1323 K y distintas tasas de deformación para el acero A011.

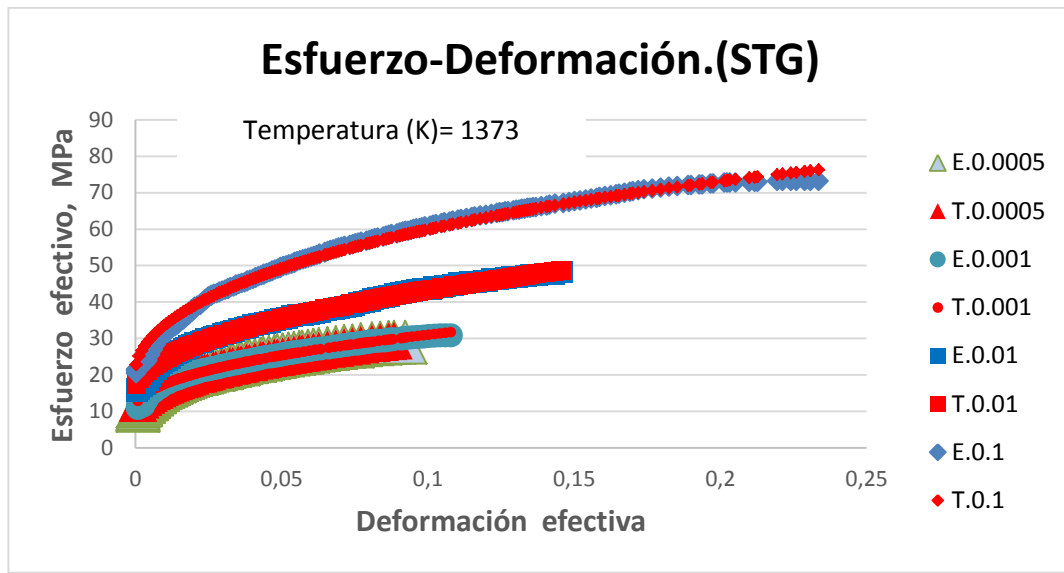


Figura N°35. Gráficas comparativas esfuerzo-deformación, de las curvas teóricas y experimentales para el cálculo del esfuerzo de saturación por el modelo STG a T=1373 K y distintas tasas de deformación para el acero A011.

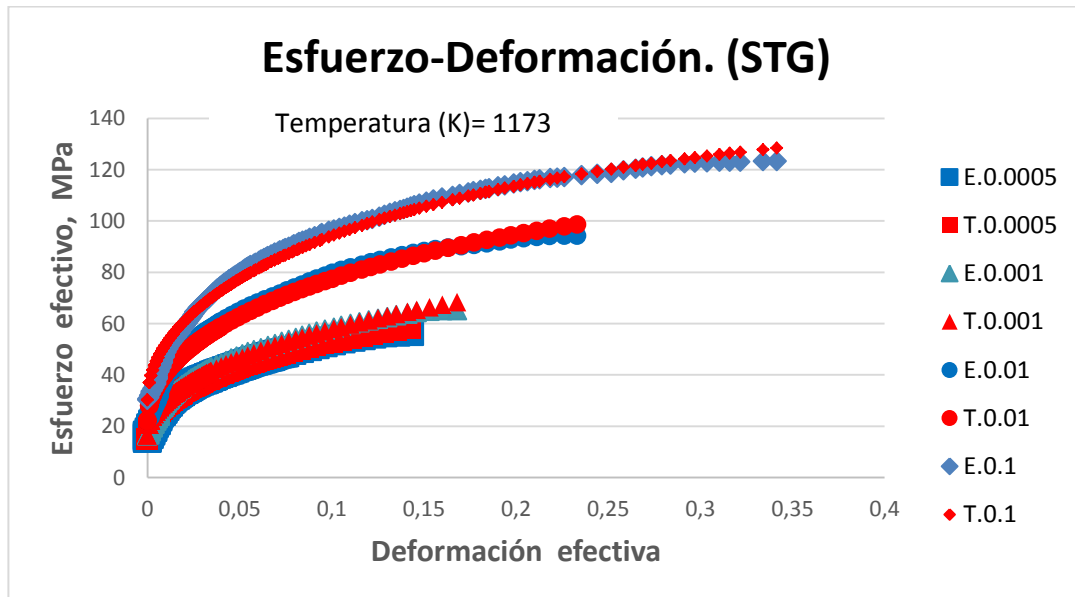


Figura N°36. Gráficas comparativas esfuerzo-deformación, de las curvas teóricas y experimentales para el cálculo del esfuerzo de saturación por el modelo STG a T=1173 K y distintas tasas de deformación para el acero A111.

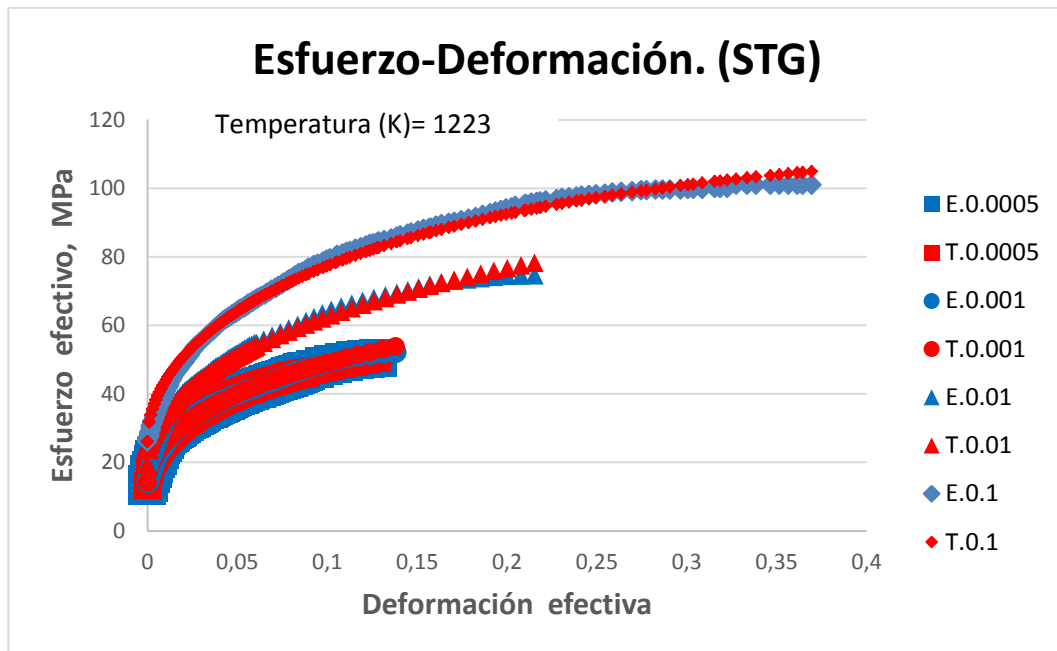


Figura N°37 Gráficas comparativas esfuerzo-deformación, de las curvas teóricas y experimentales para el cálculo del esfuerzo de saturación por el modelo STG a T=1223 K y distintas tasas de deformación para el acero A111.

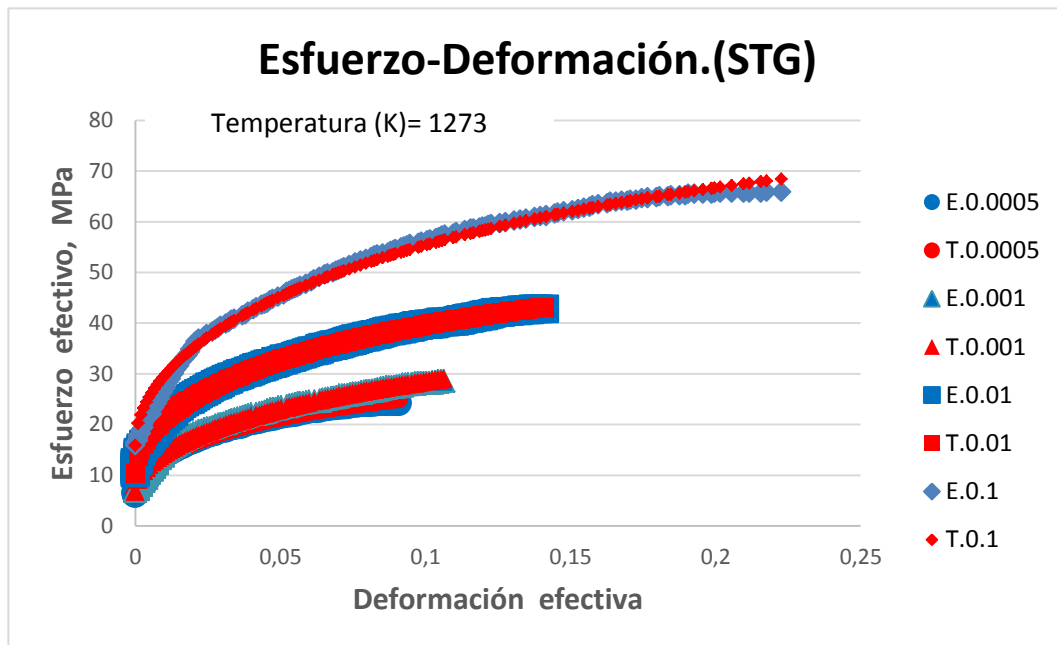


Figura N°38. Gráficas comparativas esfuerzo-deformación, de las curvas teóricas y experimentales para el cálculo del esfuerzo de saturación por el modelo STG a T=1273 K y distintas tasas de deformación para el acero A111.

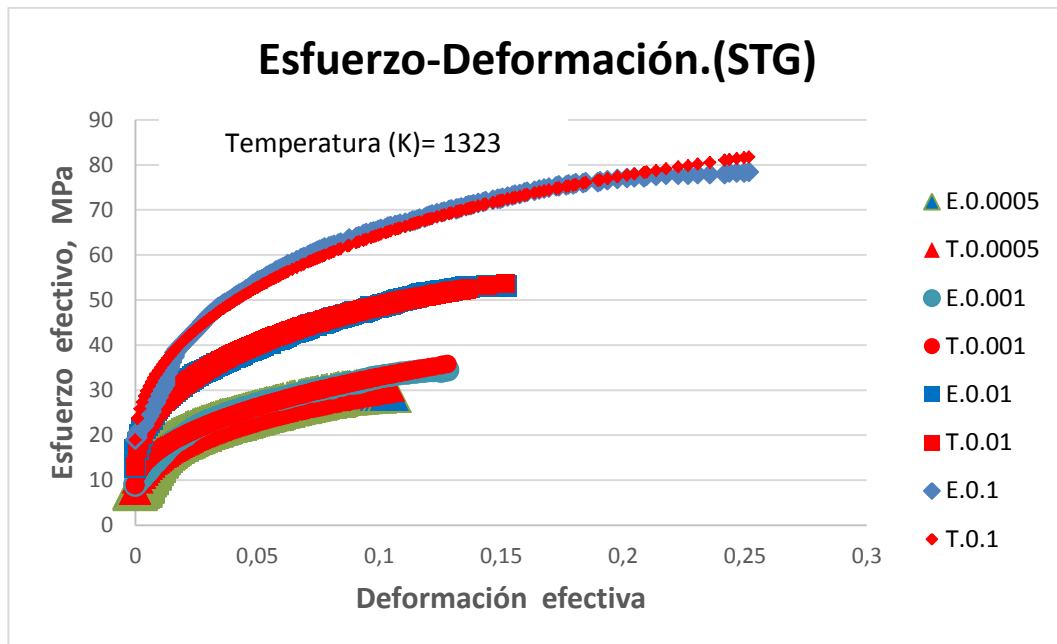


Figura N°39. Gráficas comparativas esfuerzo-deformación, de las curvas teóricas y experimentales para el cálculo del esfuerzo de saturación por el modelo STG a T=1323 K y distintas tasas de deformación para el acero A111.

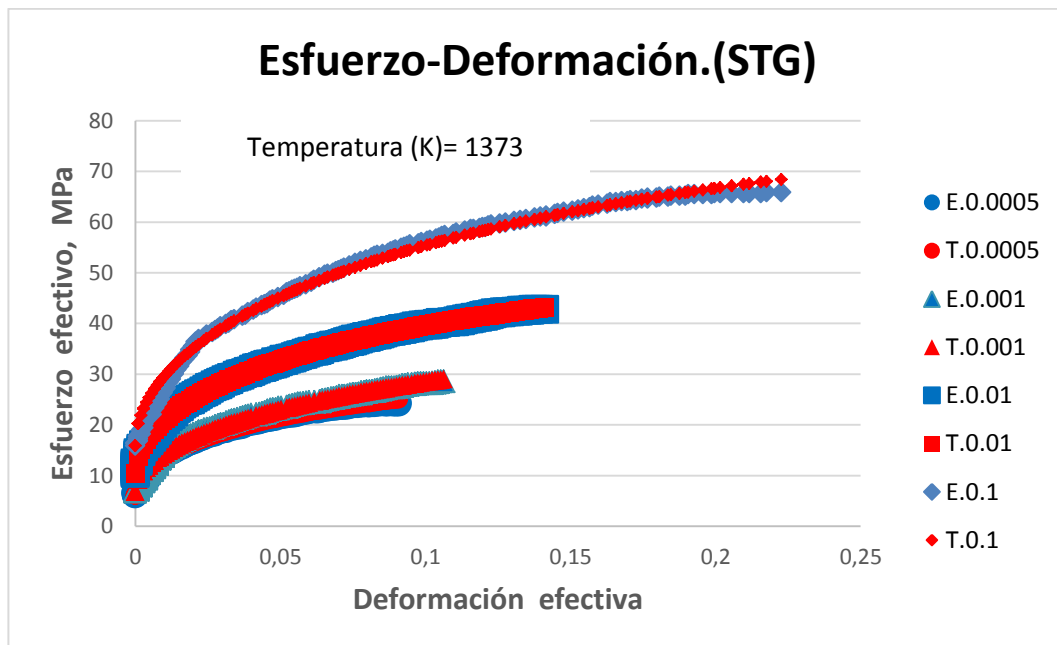


Figura N°40. Gráficas comparativas esfuerzo-deformación, de las curvas teóricas y experimentales para el cálculo del esfuerzo de saturación por el modelo STG a T=1373 K y distintas tasas de deformación para el acero A111.

Inmediatamente después, se elaboró una tabla para cada material, en la cual la primera columna será el esfuerzo de saturación obtenido a través de la ecuación (30), σ_s experimental, la segunda columna la tasa de deformación, la tercera columna la temperatura absoluta de deformación y la cuarta columna será el esfuerzo de saturación obtenido a través de la ecuación (32), σ_s calculado.

$$\sigma = \frac{1}{\alpha} \operatorname{Senh}^{-1} \left[\left(\frac{Z}{A} \right)^{\frac{1}{m}} \right] = \frac{1}{\alpha} \operatorname{Senh}^{-1} \left[\left(\frac{Z}{10^a} \right)^{\frac{1}{m}} \right] \quad (32)$$

$$3 \leq m \leq 5$$

En dicha ecuación Sigma representara σ_s calculado, en otras palabras el esfuerzo de saturación calculado.

Tal como se puede observar, en 1a tabla 1.C (apéndice C) y en las figuras (31 y 34) correspondientes al acero A011, se eliminó los puntos relacionados a las condiciones $0,0005 \text{ s}^{-1}$, temperatura de deformación 1173 K y $0,01 \text{ s}^{-1}$ y temperatura de deformación 1323 K, respectivamente, ya que no cumplen con la condición de que a temperatura constante, el esfuerzo de saturación debe aumentar con la tasa de deformación. Por lo tanto, el modelo STG se aplicará con 17 puntos en lugar de 19 puntos. En el caso del material A111 no fue necesario eliminar puntos.

Posteriormente, con la aplicación del modelo se obtuvo los valores de las constantes que aparecen en la ecuación (32), las cuales son mostradas en la tabla 4.5 para ambos aceros.

Tabla 4.5. Tabla de los valores de las constantes para ambos aceros que se encuentran presente en la ecuación 32.

Valores	A011	A111
a	8,40	7,36
α	0,01	0,03
m	5	3

Seguidamente, se realizó para ambos aceros las gráficas de esfuerzo de saturación calculado vs esfuerzo de saturación experimental añadiéndole el coeficiente de correlación R^2 , las cuales se podrán observar en las Figuras N°41 y N°42.

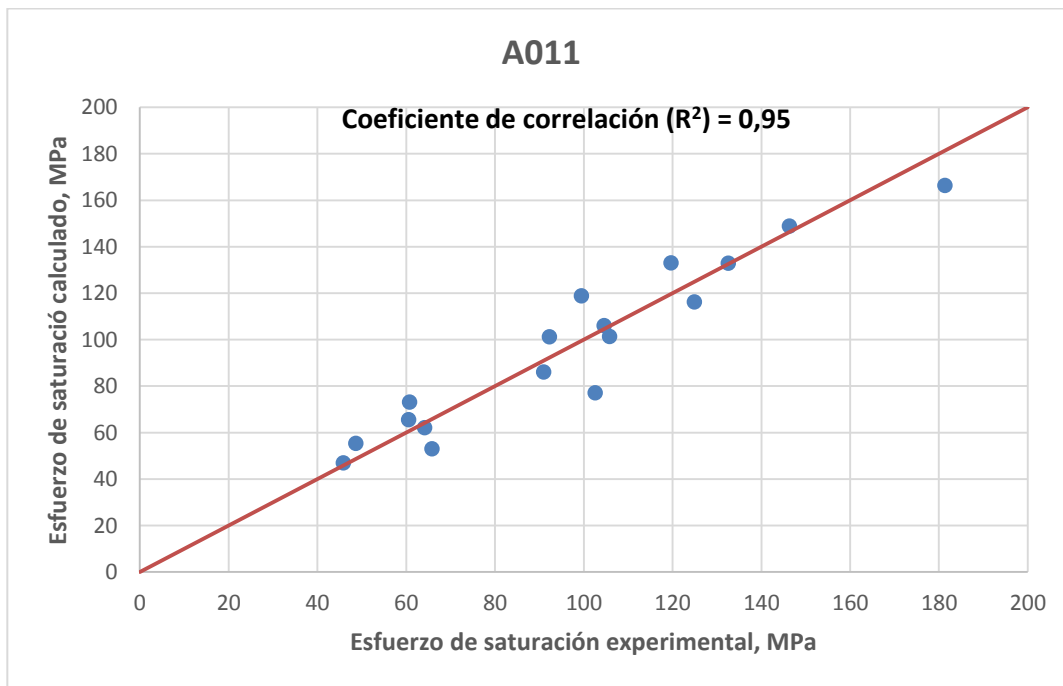


Figura N°41. Curvas esfuerzo de saturación calculado– esfuerzo de saturación experimental para el acero A011, modelo STG.

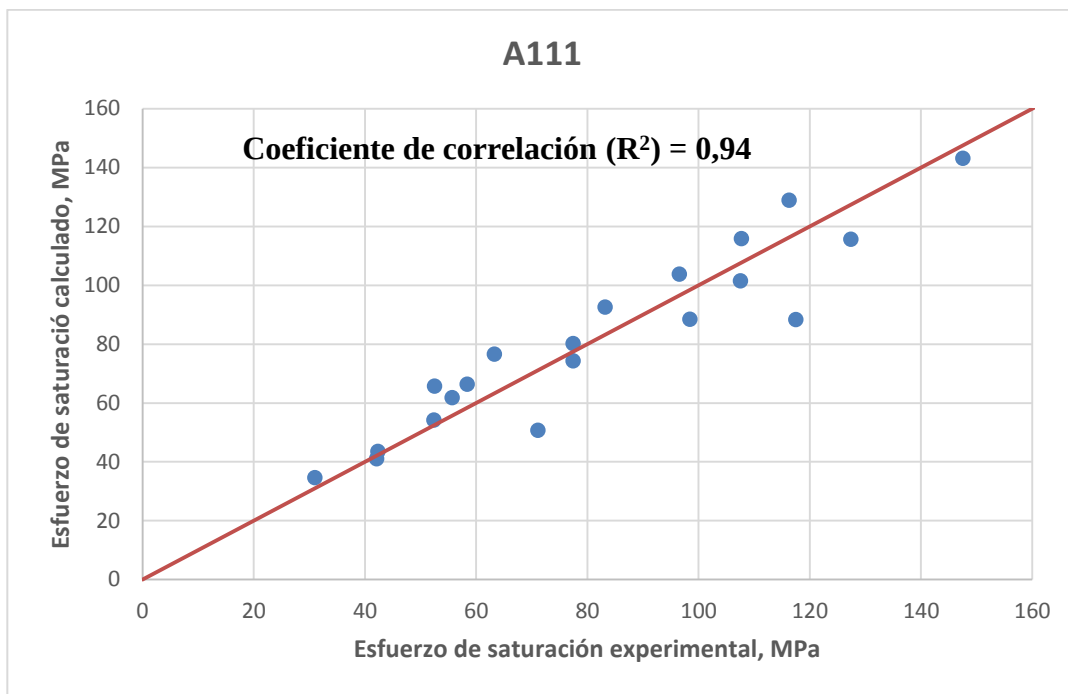


Figura N°42. Curvas esfuerzo de saturación calculado– esfuerzo de saturación experimental para el acero A111, modelo STG.

En el caso del esfuerzo de saturación, se determinó que para el acero A011, $B = 1/\alpha = 75.5$ MPa, mientras que para el acero A111, $B = 35.9$ MPa, por lo que se puede evaluar cuantos MPa se reducen en resistencia mecánica por cada 1% de C en peso que se añada al acero. Por lo tanto, se concluye que la adición de 0.1%C da lugar a una reducción de 13,62 MPa en el esfuerzo de saturación. Estos resultados indican que el aumento del contenido de carbono da lugar a una reducción global de aproximadamente 52.5% en el esfuerzo de saturación, muy similar al caso del límite de fluencia analizado anteriormente mediante el modelo STG.

Esta es otra evidencia cuantitativa del ablandamiento producido por el incremento del contenido de carbono. Dicha evidencia es consistente con lo expresado en la literatura lo que hace pensar que lo logrado en la aplicación computacional concuerda con la realidad experimental.

En igual forma, es apropiado destacar que evaluando el coeficiente de correlación, se considera aceptable la aplicación del modelo STG para ambos aceros en la correlación del esfuerzo de saturación con la temperatura y tasa de deformación.

4.5. DETERMINACIÓN DEL ESFUERZO DE SATURACIÓN DEL UMBRAL MECÁNICO Y SU DEPENDENCIA DE LA TEMPERATURA Y TASA DE DEFORMACIÓN.

El procedimiento para correlacionar el esfuerzo de saturación con la temperatura y tasa de deformación mediante el modelo del UME involucra el cálculo del parámetro $\hat{\sigma}_\varepsilon$ el cual aparece en el tercer término de la ecuación (21) del citado modelo. Este parámetro representa el umbral mecánico que describe la interacción de dislocaciones entre sí. La manera de determinar este parámetro es haciendo uso de las siguientes ecuaciones:

$$\sigma = \sigma_y + \left[1 - \frac{kT}{\mu(T)b^3(1.6)} \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}_0}{\dot{\varepsilon}} \right) \right]^{3/2} * \hat{\sigma}_\varepsilon \frac{\mu(T)}{\mu_0} \quad (33)$$

El cual también se puede expresar como:

$$\sigma = \sigma_y + S_\varepsilon * \hat{\sigma}_\varepsilon \frac{\mu(T)}{\mu_0} \quad (34)$$

Al despejar el término de umbral mecánico se tiene que:

$$\hat{\sigma}_\varepsilon = \frac{\sigma - \sigma_y}{S_\varepsilon} * \frac{\mu_0}{\mu(T)} \quad (35)$$

A partir de esta ecuación se calcula el valor de umbral mecánico experimental, ya que se utilizan los valores de esfuerzo experimental. Seguido de esto, tal como se estipula en las ecuaciones (23) y (24) del modelo del UME, este parámetro se puede expresar en términos de la deformación efectiva y de dos constantes: $\hat{\sigma}_{\varepsilon s}$ y A, y con ellas se puede calcular el valor teórico del umbral mecánico, el cual se expresa de la siguiente manera:

$$\hat{\sigma}_{\varepsilon} = \hat{\sigma}_{\varepsilon s} * \left[1 - \exp \left(- \frac{2\mu(T)*\varepsilon}{\hat{\sigma}_{\varepsilon s} * A} \right) \right]^{1/2} \quad (36)$$

Para el cálculo de estas constantes se utilizó la herramienta Solver de Excel, en donde se buscó minimizar la diferencia cuadrática entre el umbral teórico y el experimental y así se determinaron las constantes para cada curva esfuerzo-deformación.

Sólo se trabajó con la parte de la curva esfuerzo-deformación que presenta endurecimiento positivo, es decir, desde el origen de la curva hasta el punto máximo de la misma. Dado que el modelo del UME exige un solo valor del esfuerzo máximo, se tomó el primer valor que corresponde al esfuerzo máximo de la curva y eliminaron todos los demás.

Debido a la diferencia existente entre los valores experimentales y calculados del UME, especialmente al final de la curva, se tomó para la función objetivo (suma de las diferencias cuadráticas) del Solver, los últimos 30 puntos de la curva experimental del UME.

A partir de los resultados obtenidos se representó el UME, tanto experimental como calculado. Tal como puedes observar, en las siguientes figuras:

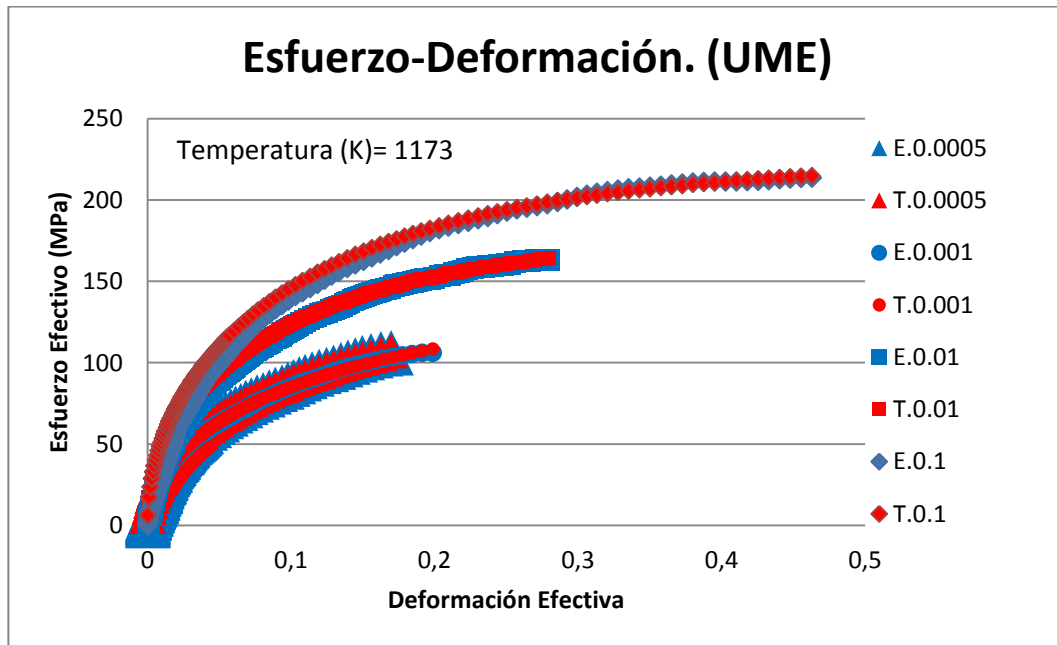


Figura N°43 Gráficas comparativas esfuerzo-deformación, de las curvas teóricas y experimentales para el cálculo del UME a T=1173 K y distintas tasas de deformaciónA011

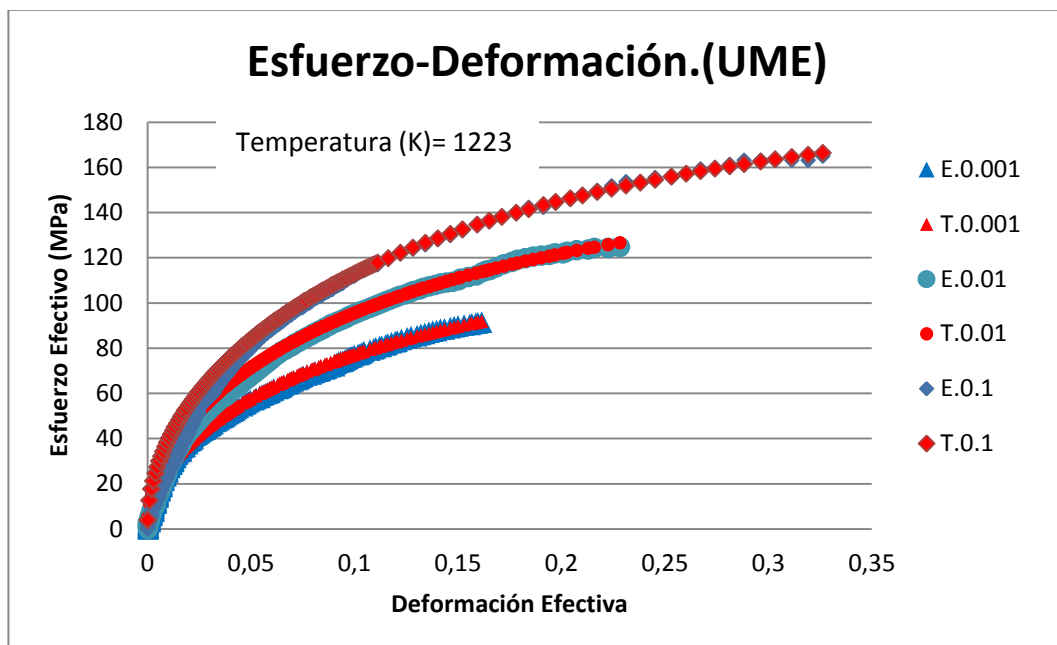


Figura N°44 Gráficas comparativas esfuerzo-deformación, de las curvas teóricas y experimentales para el cálculo del UME a T=1223 K y distintas tasas de deformación A011

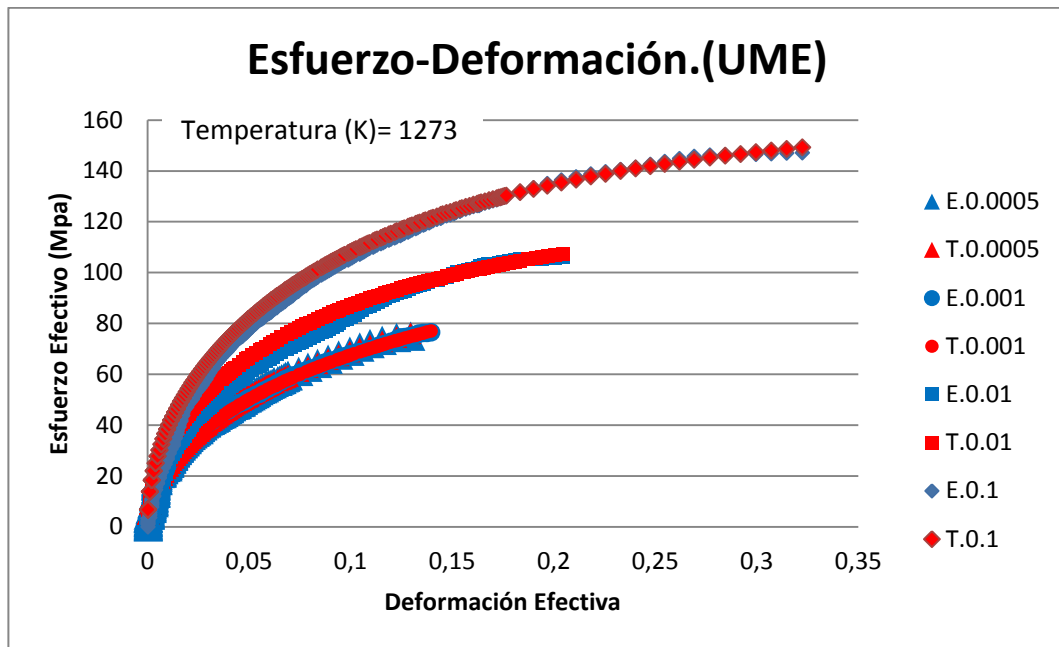


Figura N°45 Gráficas comparativas esfuerzo-deformación, de las curvas teóricas y experimentales para el cálculo del UME a T=1273 K y distintas tasas de deformación A011

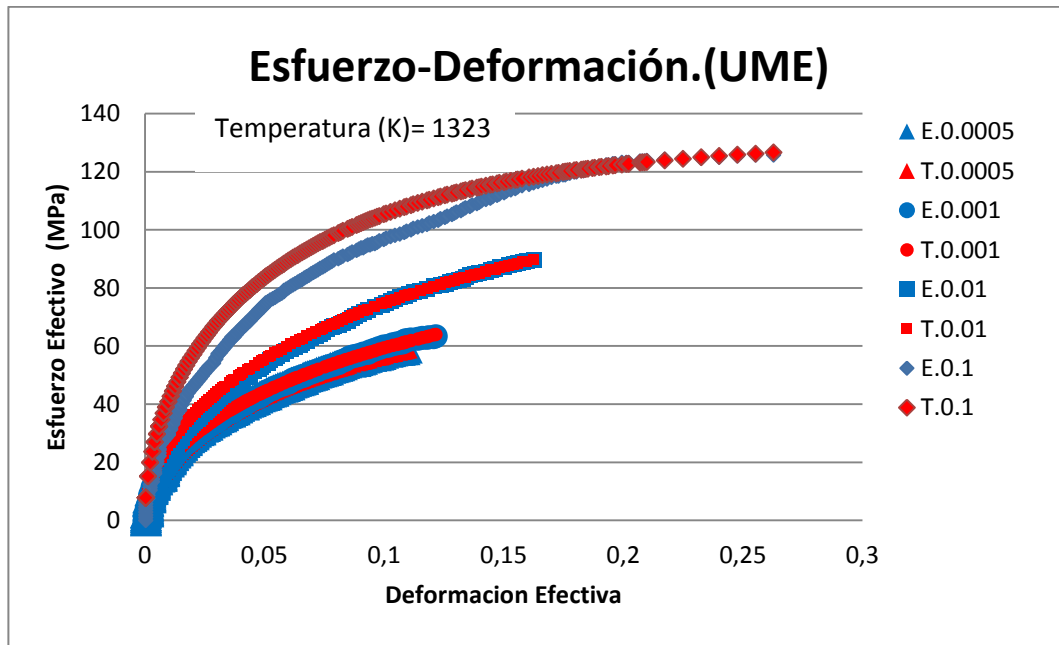


Figura N°46 Gráficas comparativas esfuerzo-deformación, de las curvas teóricas y experimentales para el cálculo del UME a T=1323 K y distintas tasas de deformación A011.

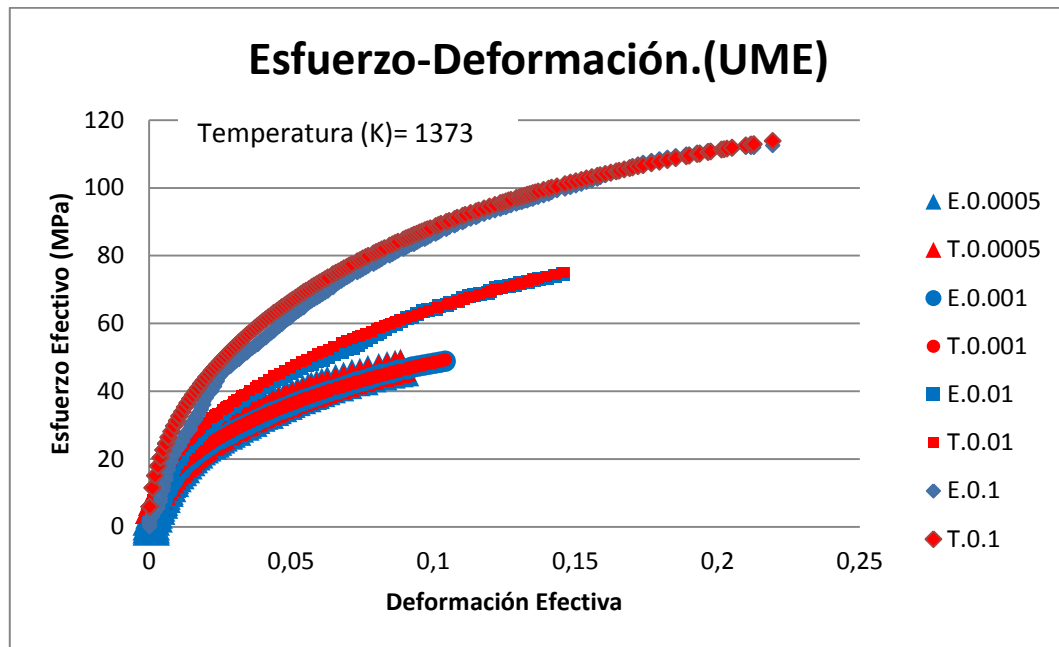


Figura N°47 Gráficas comparativas esfuerzo-deformación, de las curvas teóricas y experimentales para el cálculo del UME a T=1373 K y distintas tasas de deformación A111.

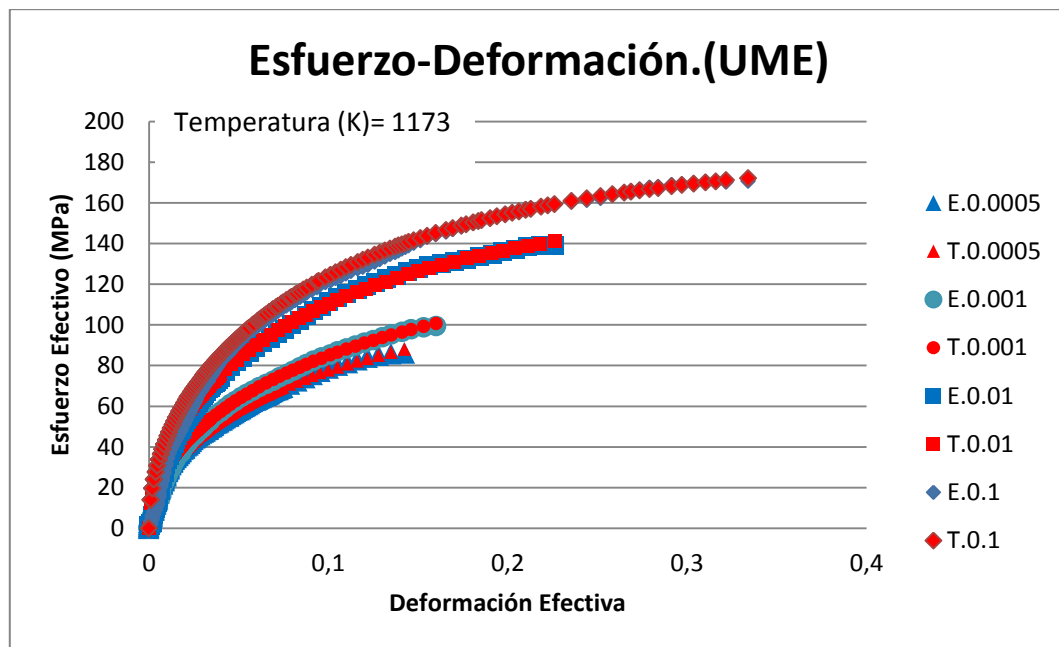


Figura N°48. Gráficas comparativas esfuerzo-deformación, de las curvas teóricas y experimentales para el cálculo del UME a T=1173 K y distintas tasas de deformación A111.

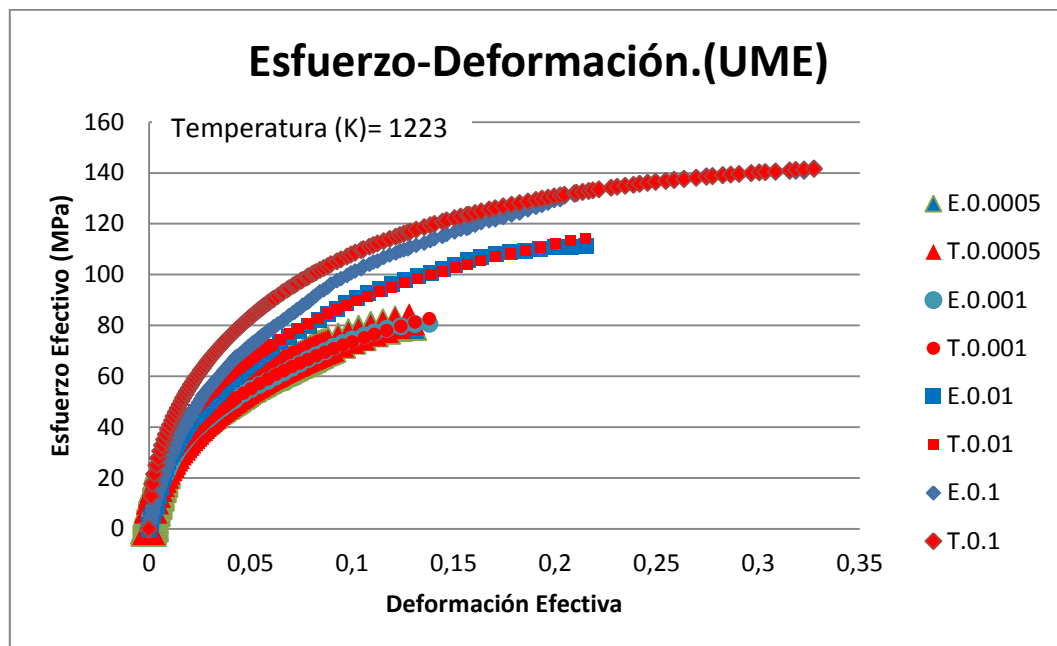


Figura N°49. Gráficas comparativas esfuerzo-deformación, de las curvas teóricas y experimentales para el cálculo del UME a T=1223 K y distintas tasas de deformación A111.

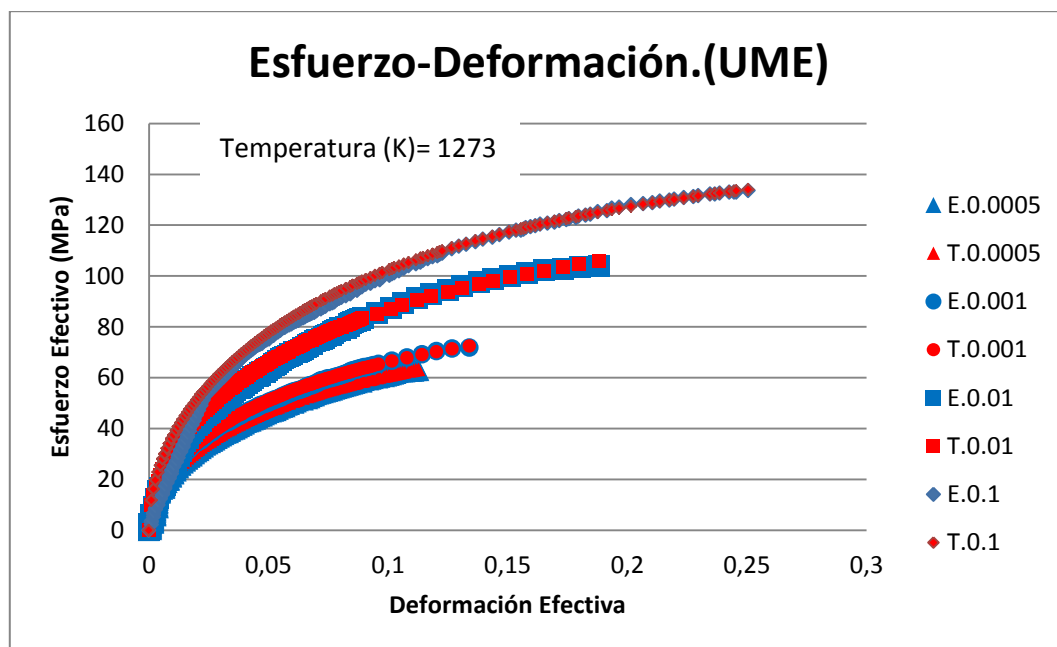


Figura N°50. Gráficas comparativas esfuerzo-deformación, de las curvas teóricas y experimentales para el cálculo del UME a T=1273 K y distintas tasas de deformación A111.

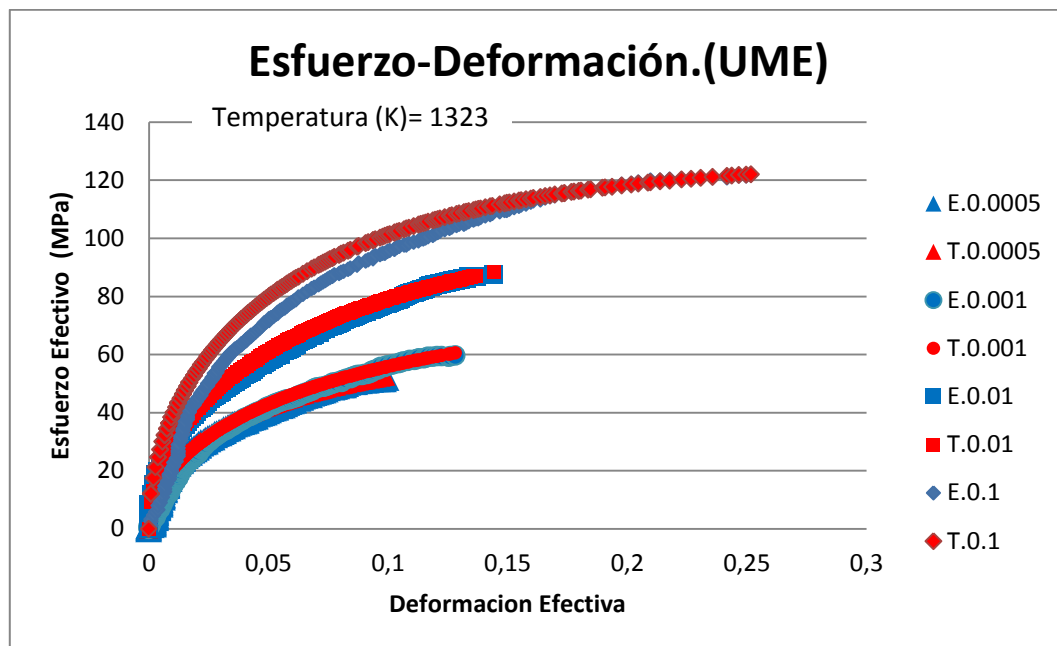


Figura N°51. Gráficas comparativas esfuerzo-deformación, de las curvas teóricas y experimentales para el cálculo del UME a T=1323 K y distintas tasas de deformación A111.

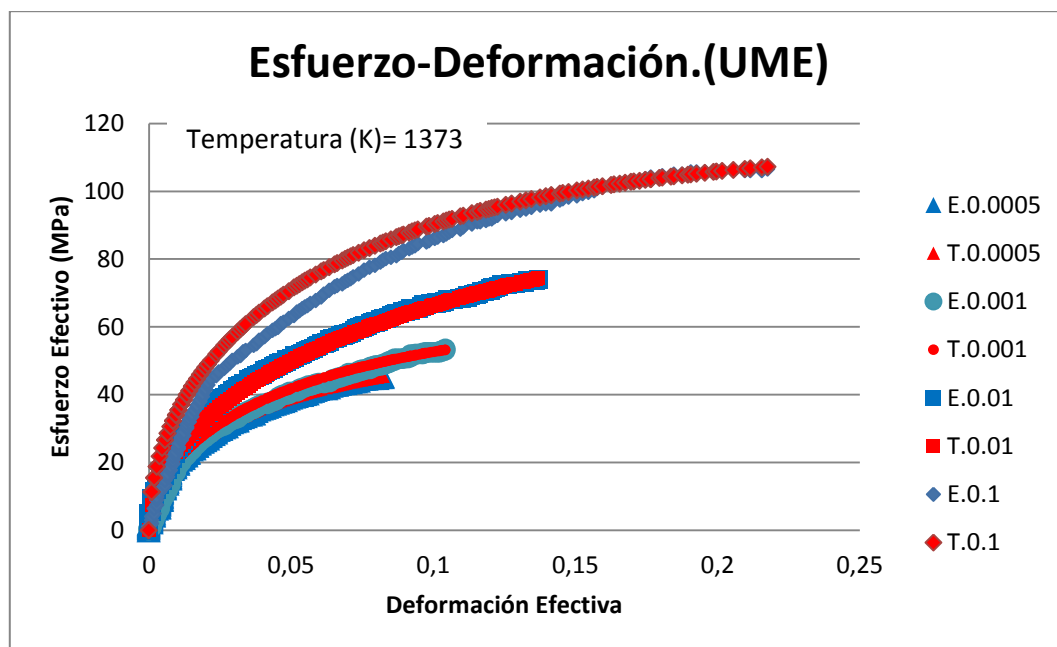


Figura N°52. Gráficas comparativas esfuerzo-deformación, de las curvas teóricas y experimentales para el cálculo del UME a T=1373 K y distintas tasas de deformación A111.

En las curvas mostradas, se puede observar que el modelo del UME genera un buen ajuste al estimar el umbral mecánico de saturación mediante el uso de las curvas de esfuerzo versus deformación. Solo en algunos casos en donde se trabaja con las mayores tasas de deformación ($0.1s^{-1}$) para las Figuras (41, 44, 47, 49 y 50), se observa mayor desviación en los mismos. Sin embargo, dicha desviación se puede considerar insignificante. Entonces, para ambos aceros su aplicación se considera adecuada, mostrando de manera cualitativa, que la adición de carbono al acero conlleva a un ablandamiento del mismo, en consonancia con los resultados del modelo de STG.

Para cada una de las curvas esfuerzo-deformación se obtuvo el valor del umbral mecánico de saturación y el valor aproximado de la constante A. Cabe destacar que el umbral mecánico es una función de la deformación efectiva, no una constante como en el caso del límite de fluencia. Dichos valores fueron recopilados y se muestran tablas 3.C y 4.C.

La tendencia que exhiben estos valores, al igual que en el caso del límite de fluencia y del esfuerzo de saturación, a temperatura constante, $\hat{\sigma}_{\epsilon s}$ aumenta con la tasa de deformación, mientras que a tasa de deformación constante, el mismo debe disminuir con el aumento de la temperatura. Esta tendencia debe cumplirse y los valores que no la cumplen son resaltados en color rojo como valores anómalos, y esto puede ser a causa de los mismos datos experimentales.

Una vez conseguida la tabla de valores de umbral mecánico de saturación se procedió con el cálculo de las constantes propias del material que aparecen en la ecuación (25) del modelo del UME, para la determinación estas constantes: $\hat{\sigma}_{\epsilon s 0}$, $\bullet$ $\epsilon_{s 0}$ y g_{0s} . También se hizo uso de la herramienta Solver, empleando los datos de

umbral mecánico de saturación de las tablas (3.C y 4.C), descartando el uso de aquellos valores anómalos (los resaltados en color rojo).

El Solver en esta ocasión se utilizó para minimizar la sumatoria de la diferencia cuadrática entre el los valores de $\hat{\sigma}_{\epsilon s}$ de las tablas y los calculados mediante la ecuación, en la cual se involucra el uso de las constantes y luego se procedió a representar gráficamente estos valores teóricos versus los experimentales para cada acero, a partir de las tablas de valores (5.C y 6.C).

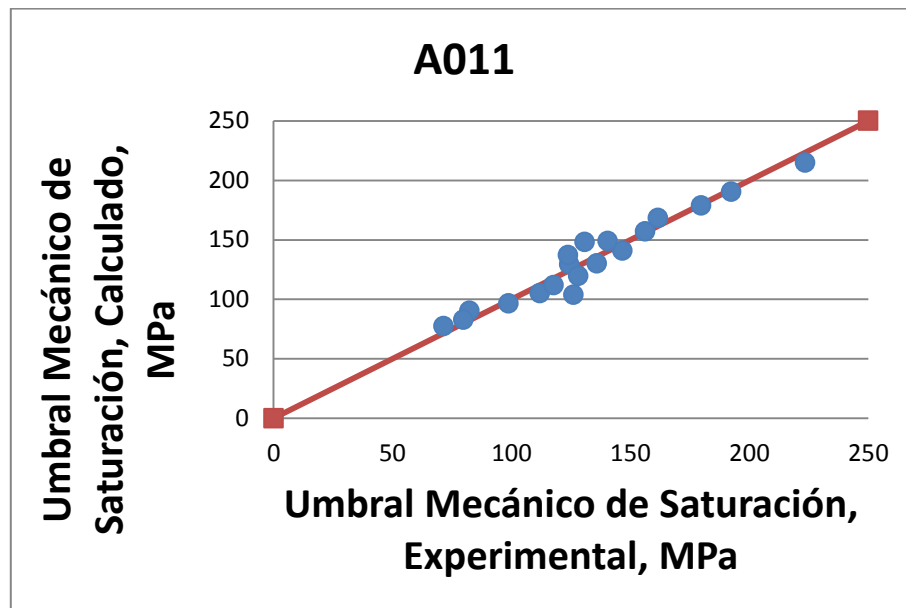


Figura N°53. Gráficas comparativas del umbral mecánico de saturación calculado vs el experimental, para el acero A011.

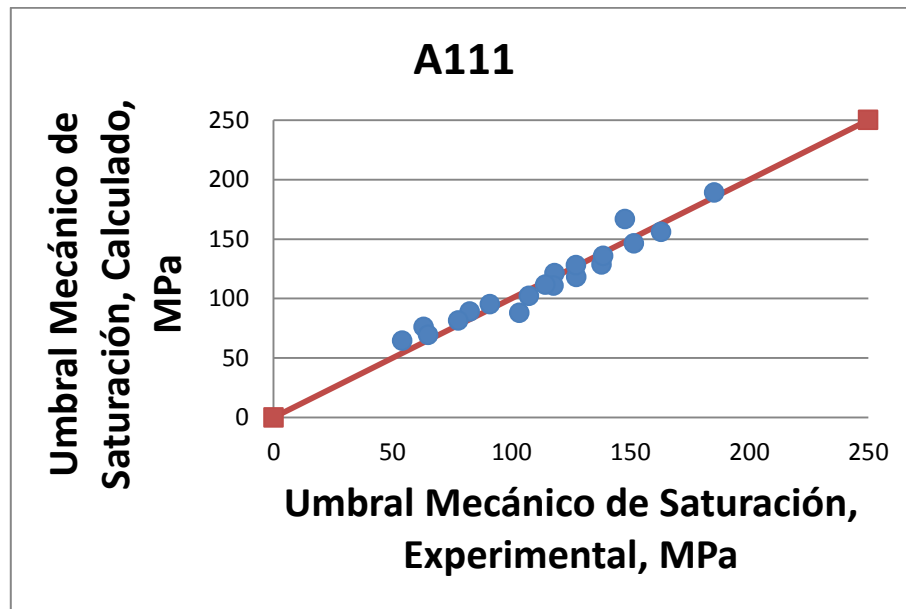


Figura N°54 gráficas comparativas del umbral mecánico de saturación calculado vs el experimental, para el acero A111

En las Figuras N°53 y N°54 se puede observar de forma cualitativa que se obtuvo una mayor dispersión de datos para el acero con menos contenido de carbono en especial en los puntos de mayores tasas de deformación, como se puede observar en las tablas 5.C y 6.C. Sin embargo, la aproximación de los datos es buena para ambos aceros.

Como se dijo anteriormente, con el uso de la ecuación (25) la cual nos permitió obtener el valor calculado de $\hat{\sigma}_{\varepsilon s}$, se obtiene también a través del Solver el valor de las constantes características para cada material las cuales se muestran a continuación.

Tabla 4.6. Tabla de constantes características para el cálculo del Umbral Mecánico de Saturación, para ambos aceros.

Constantes Características	A011	A111
σ^{ϵ}_{so}	1845,85	1811,22
ϵ_{so}	10,75	10,67
g_{so}	0,23	0,22

En los resultados obtenidos se puede observar que el contenido de carbono tiende a disminuir levemente las constantes características de los materiales, tal como lo indica la bibliografía.

Sin embargo, el parámetro σ^{ϵ}_{so} , el cual es muy importante en cuanto a la evaluación del efecto del contenido de carbono en la resistencia mecánica del acero se observa que prácticamente no hay diferencia significativa entre los valores obtenidos para ambos materiales.

4.6. DETERMINACIÓN DEL ESFUERZO DE ESTADO ESTACIONARIO Y SU DEPENDENCIA DE LA TEMPERATURA Y TASA DE DEFORMACIÓN MEDIANTE EL MODELO DE STG.

El esfuerzo de estado estacionario (σ_{ee}) es el esfuerzo final de la curva esfuerzo-deformación, cuando este tiende a hacerse constante. En el procedimiento de determinación de dicho esfuerzo se tomó como condiciones de deformación a evaluar las que se encuentran presente en las tablas 1.C y 2.C, así como también la parte de la curva a la derecha del esfuerzo pico y la aplicación de la ecuación (32), donde sigma será ahora σ_{ee} .

Adicionalmente, en la correlación del esfuerzo de estado estacionario con la temperatura y tasa de deformación mediante el modelo STG, se elaboraron tablas muy similares a las 1.C y 2.C, aplicando los criterios mencionados en el párrafo anterior que sirvieron en la determinación del esfuerzo de estado estacionario experimental y calculado (teórico), estos valores del σ_{ee} se presentan en las tablas 1.D y 2.D (apéndice D) y las constantes involucradas, se muestran a continuación.

Tabla 4.7. Valores de las constantes presentes en la ecuación (32), resultantes después de aplicar el solver para los valores de σ_{ee} , para ambos aceros.

Valores	A011	A111
a	9,59	8,06
α	0,01	0,03
m	5	3

En dichas tablas, se puede apreciar que un aumento en peso en C para los acero contribuye a una disminución del esfuerzo de estado estacionario, resistencia mecánica y valores del parámetro B.

Con la aplicación del modelo STG, $B = 1/\alpha = 69,16$ para el acero A011 y $B = 29,04$ para el acero A111, lo que indica que un aumento en el contenido de carbono implica una reducción en el orden de 58% en el valor del esfuerzo de estado estacionario. En igual forma, se determinó para σ_{ee} que por cada 0,1%C en peso que se le añade al acero este disminuye en 13,84 MPa.

Finalmente, para considerar aceptado lo expuesto anteriormente se presentaran en las Figuras N°55 y N°56, las gráficas del esfuerzo de estado

estacionario calculado vs el esfuerzo de estado estacionario experimental con su correspondiente coeficiente de correlación.

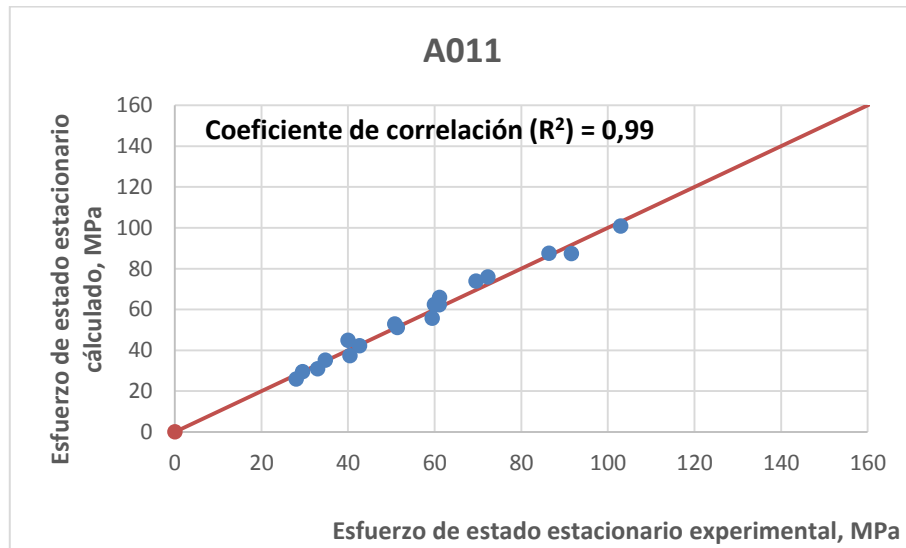


Figura N°55. Gráficas comparativas del esfuerzo de estado estacionario calculado vs el experimental, modelo STG, para el acero A011.

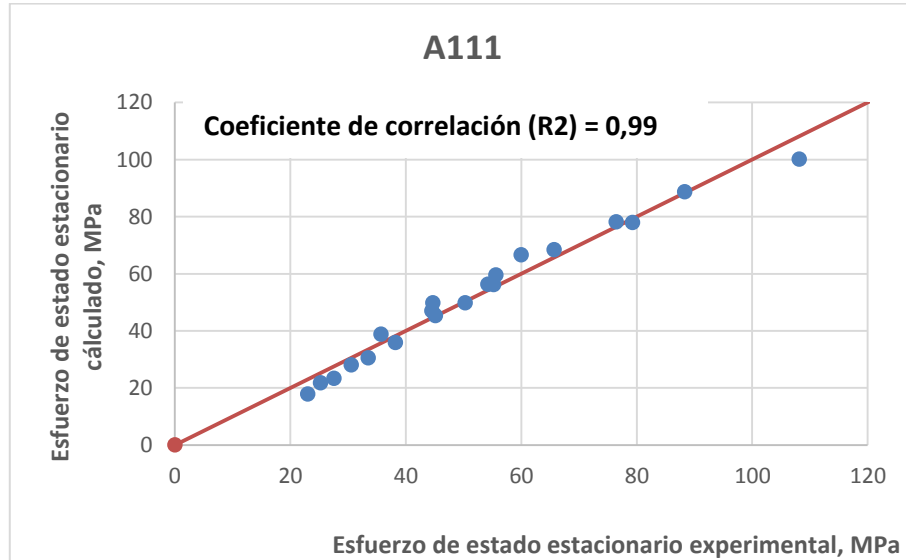


Figura N°56. Gráficas comparativas del esfuerzo de estado estacionario calculado vs el experimental, modelo STG, para el acero A111

Debido a los resultados mostrados en las figuras anteriores se considera satisfactoria la aplicación del modelo STG, mostrando de manera cuantitativa que el aumento de carbono en el acero deformado en caliente contribuye a la reducción de las resistencias mecánicas.

4.7. CÁLCULO DEL INTERVALO DE ENDURECIMIENTO DE LAS CURVAS ESFUERZO-DEFORMACIÓN MEDIANTE LOS MODELOS DE STG Y UME.

4.7.1. Cálculo del intervalo de endurecimiento de las curvas esfuerzo-deformación mediante el uso del modelo STG.

El cálculo de este intervalo se inició con la determinación del valor general de la constante A que se obtiene al sustituir la ecuación (24) del modelo UME en la ecuación (31) y cambiando $\hat{\sigma}_{\varepsilon s}$ por la diferencia del esfuerzo de saturación y el límite de fluencia. El procedimiento consiste en minimizar la sumatoria de la diferencia cuadrática haciendo uso de la herramienta Solver. Esta diferencia se hará entre el esfuerzo experimental y el esfuerzo calculado a partir de la ecuación resultante de la sustitución señalada anteriormente, donde se sustituirán todas las partes de la ecuación utilizando los valores calculados hasta el momento siendo estos, las constantes características del material. La variable a ser calculada mediante la iteración será el valor de A, de la misma ecuación.

Una vez obtenido el valor de la constante A para ambos aceros se procedió a representar las curvas de esfuerzo experimental versus esfuerzos calculados, mostrando las curvas a distintas temperaturas y con todos los puntos de tasa de deformación para cada temperatura.

Tabla 4.8. Tabla de la Constante A para ambos aceros, mediante el modelo STG.

Constante	A011	A111
A	394,70	387,65

Con los valores determinados de A, se pudo comprobar que la resistencia mecánica disminuye su valor a mayor contenido de C.

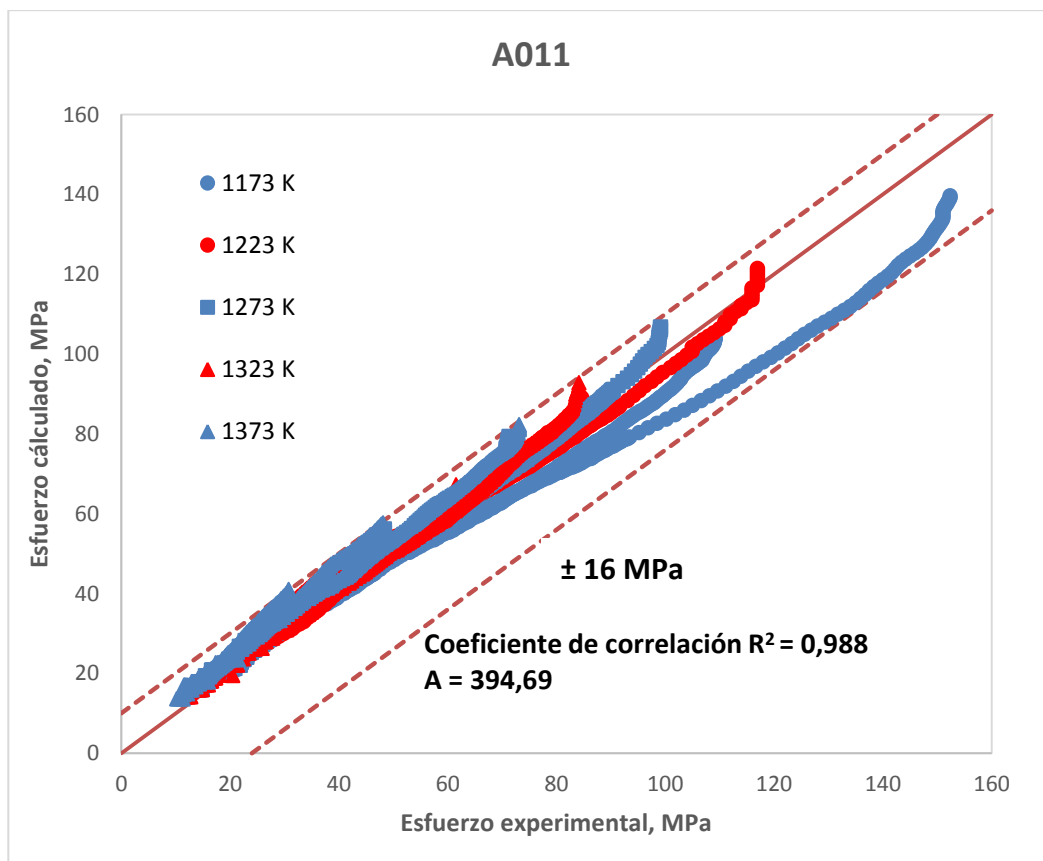


Figura N°57. Gráficas de esfuerzo calculado vs el experimental, modelo STG para el acero A011.

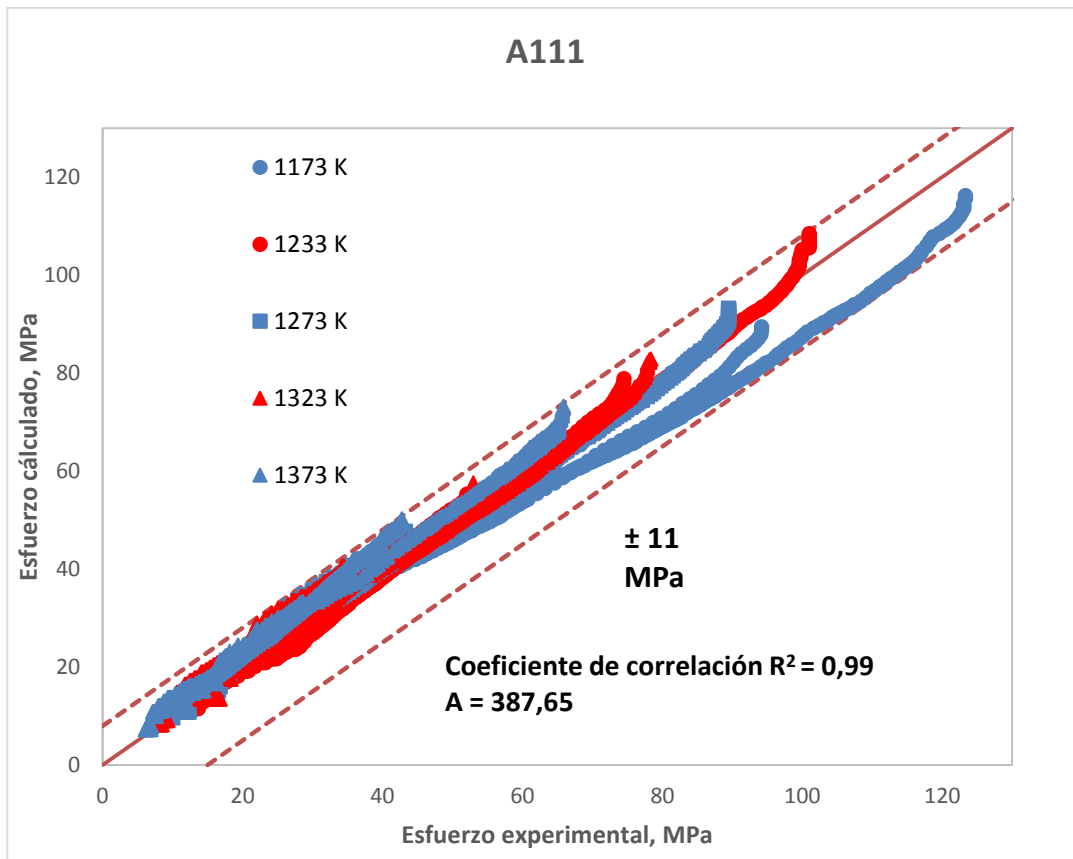
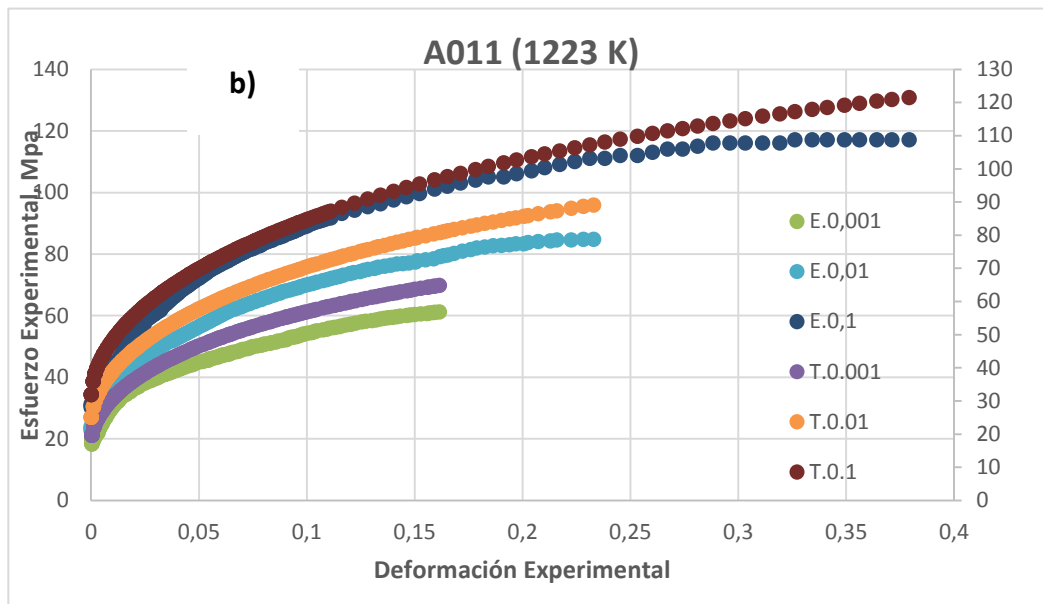
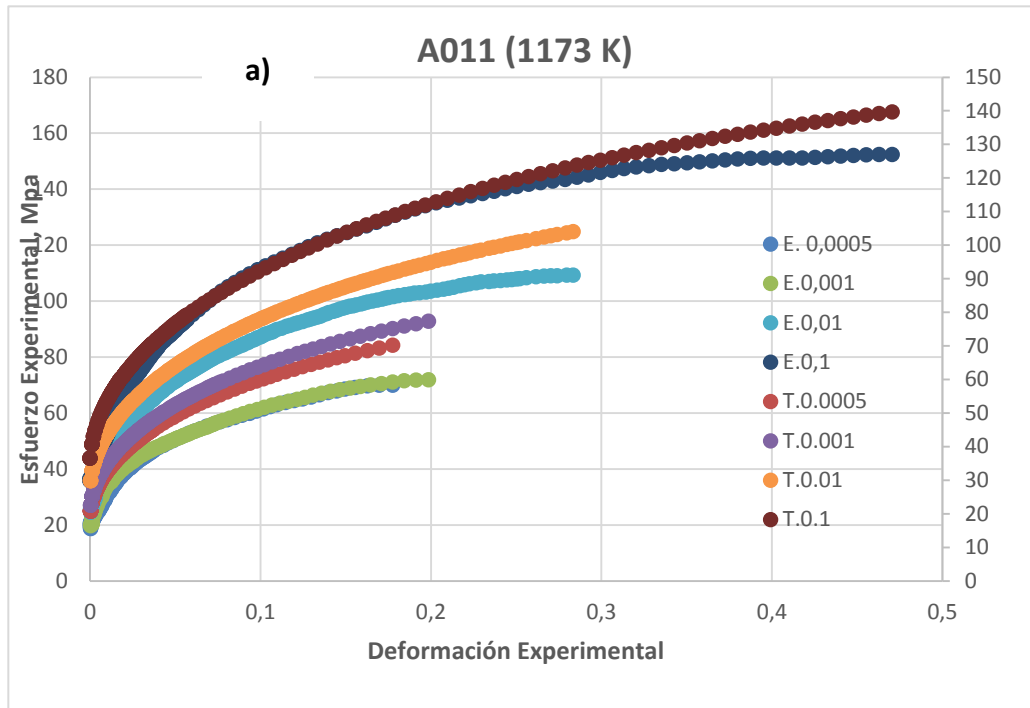
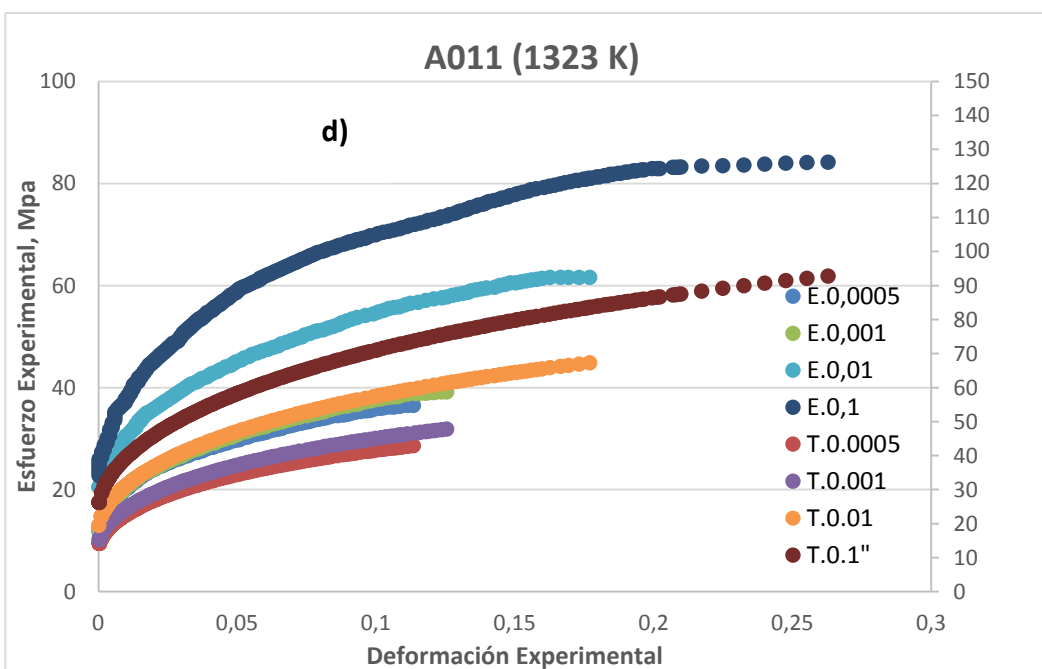
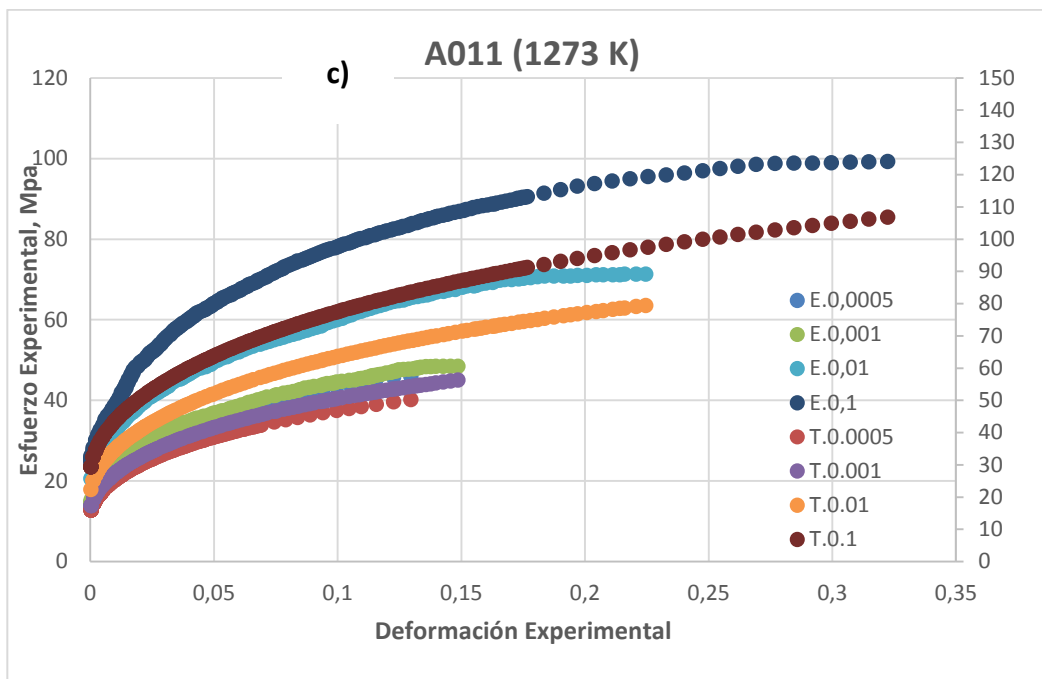


Figura N°58. Gráficas de esfuerzo calculado vs el experimental, modelo STG para el acero A111.

Con los valores determinados de A se pudo evaluar la diferencia entre los datos experimentales y los calculados, donde se evidencia como el valor del esfuerzo varía con la temperatura y tasa de deformación, encontrándose una dispersión de ± 16 MPa para el caso del acero A011, como se observó en la Figura N°57, mientras que en el caso de la Figura N°58 la dispersión disminuye a ± 11 MPa.

También se realizó la representación gráfica de las curvas esfuerzo vs deformación para comparar el modelo utilizado con los datos experimentales obtenidos. Las mismas se presentan a continuación para cada acero.





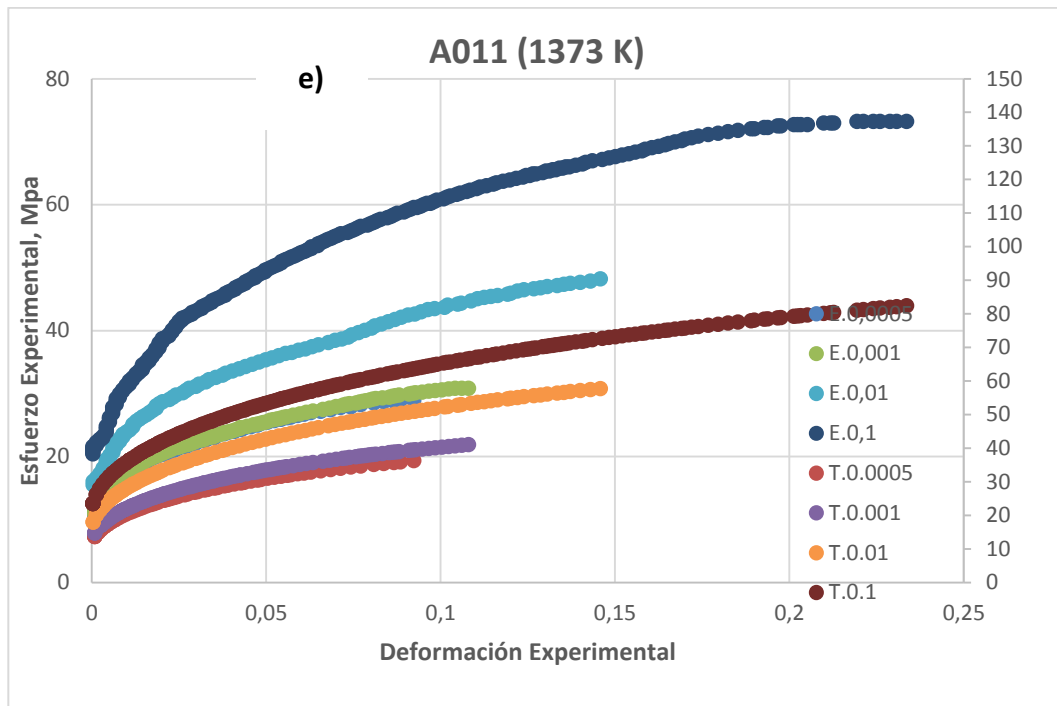
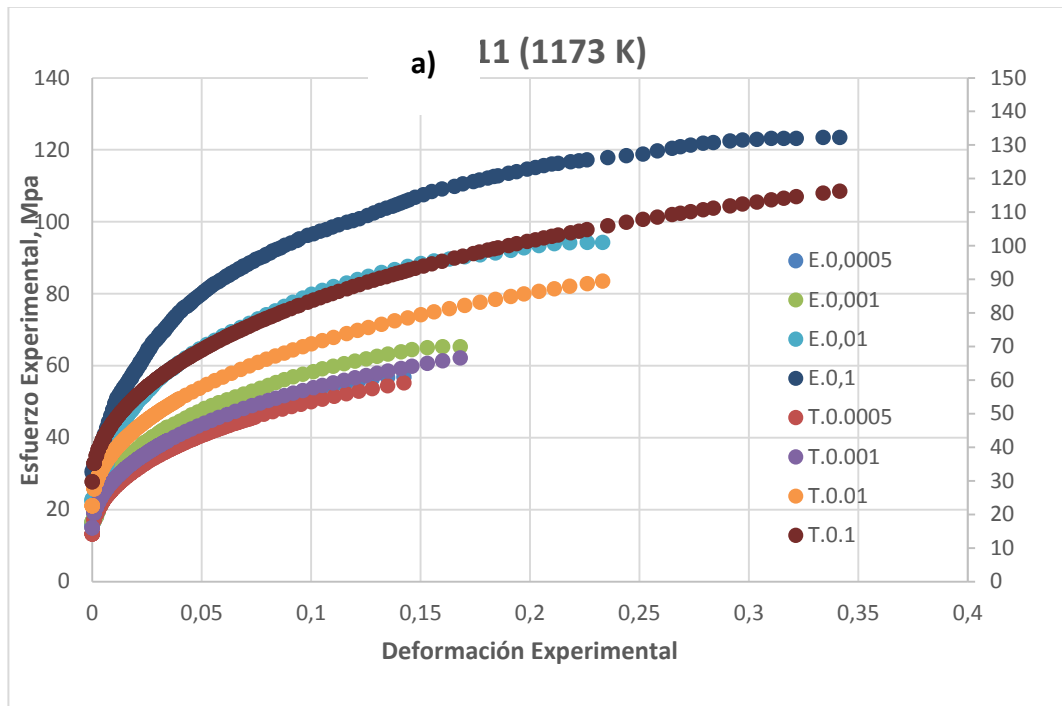
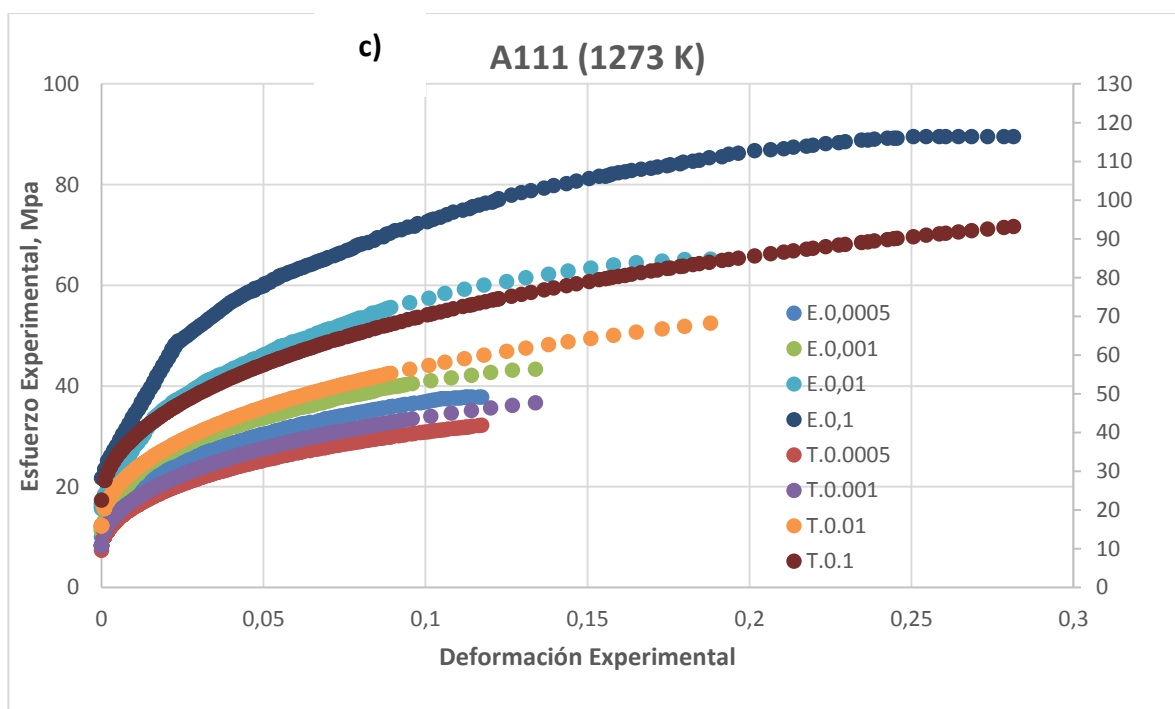
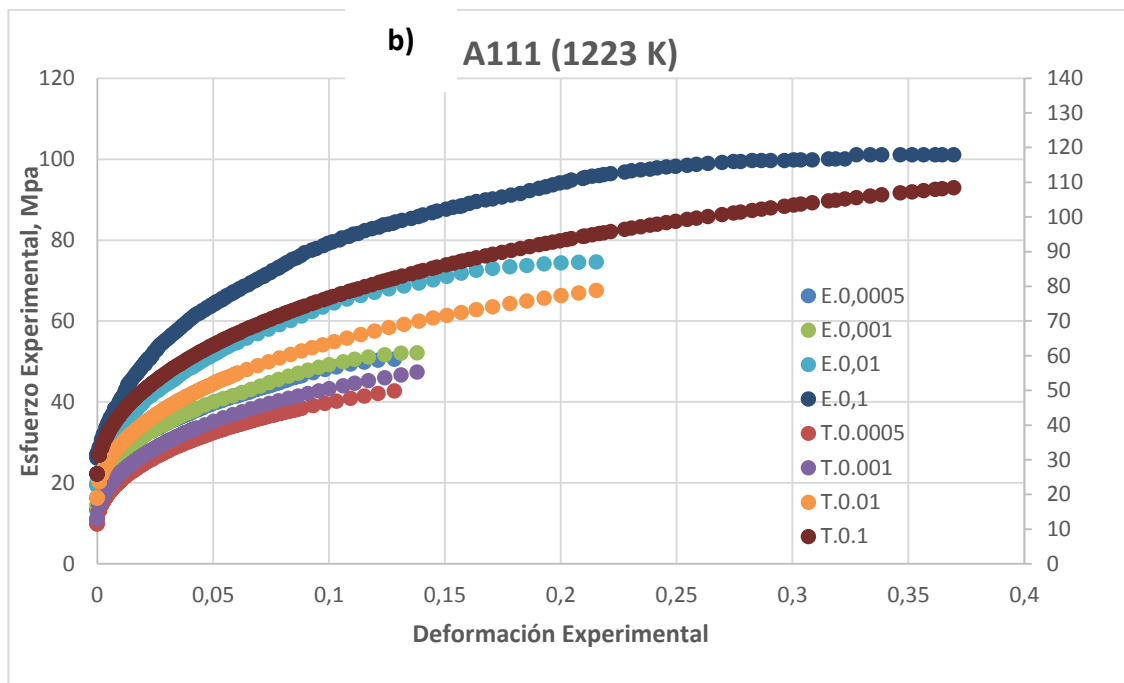


Figura N°59. a)-e) Gráficas de esfuerzo calculado vs deformación, Modelo STG para el acero A011.





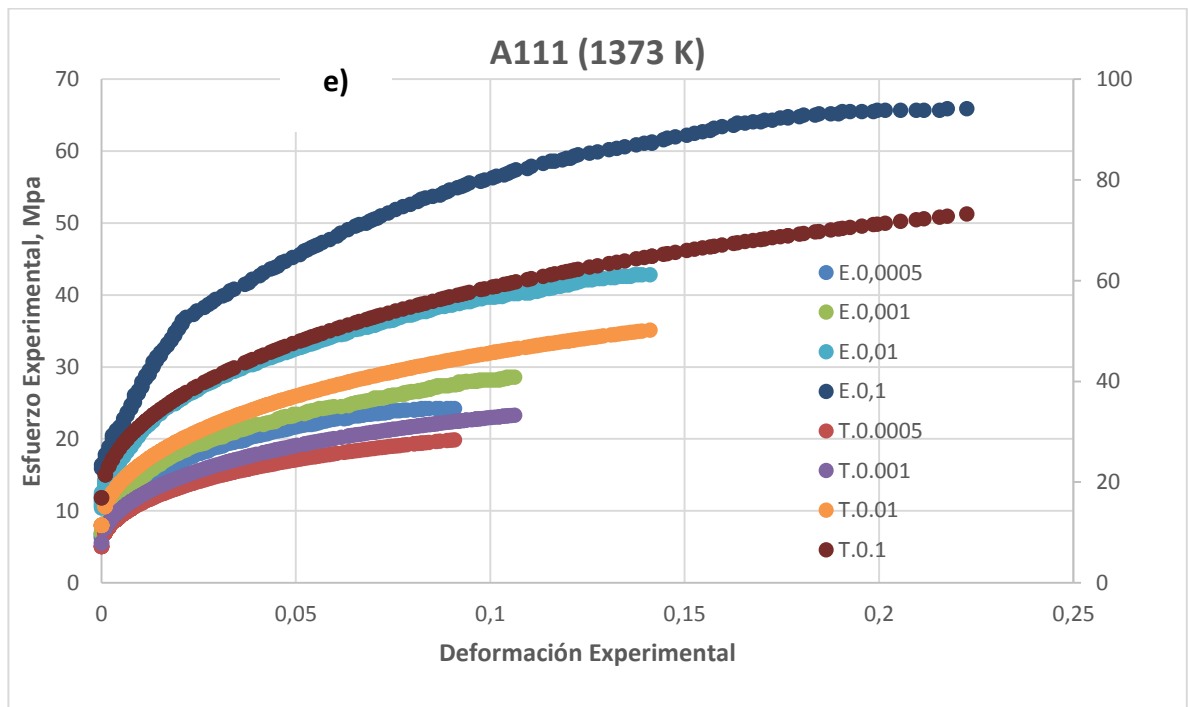
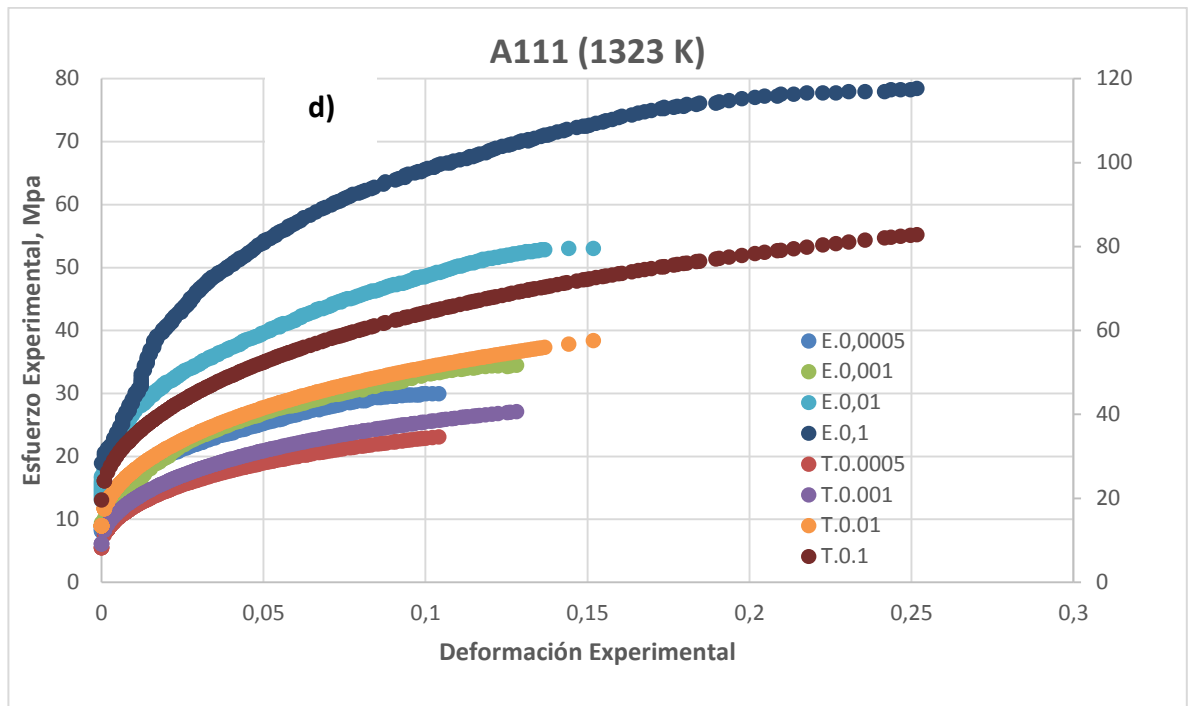


Figura N°60. a)-e) Gráficas de esfuerzo calculado vs deformación. Modelo STG para el acero A111

Se puede observar en las Figuras N°59 y N°60 que el efecto del carbono es dependiente de las condiciones de deformación, en concordancia con el estudio realizado por Medina y Hernández [1996], quienes estudiaron aceros de baja aleación y microaleados, reportando una expresión que relaciona la energía de activación de deformación con los contenidos de aleación. Allí, demuestran que el carbono contribuye levemente a disminuir la misma.

4.7.2. Cálculo del intervalo de endurecimiento de las curvas esfuerzo-deformación mediante el uso del modelo UME.

Para el cálculo de este intervalo se inició con la determinación del valor general de la constante A de la ecuación (24) del modelo UME. El procedimiento consiste en minimizar la sumatoria de la diferencia cuadrática haciendo uso de la herramienta Solver. Esta diferencia se hará entre el esfuerzo experimental y el esfuerzo calculado a partir de la ecuación (21), donde se sustituirán todas las partes de la ecuación utilizando los valores calculados hasta el momento siendo estos, las constantes características del material. La variable a ser calculada mediante la iteración será el valor de A de la misma ecuación.

Una vez obtenidos el valor de la constante A para ambos aceros se procedió a representar las curvas de esfuerzo experimental versus esfuerzos calculados, mostrando las curvas a distintas temperaturas y con todos los puntos de tasa de deformación para cada temperatura.

Tabla 4.9. Tabla de la Constante A para ambos aceros, mediante el modelo UME.

Constante	A011	A111
A	147,72	141,31

Con los valores determinados de A, se pudo comprobar que la resistencia mecánica disminuye su valor a mayor contenido de C.

Este comportamiento evidencia cuantitativamente el ablandamiento producido por el incremento del contenido de carbono, tal como es expresado en la literatura y en consonancia con los resultados obtenidos por el modelo STG. Entonces, se puede decir que el modelo computacional tiene un buen ajuste a los datos experimentales.

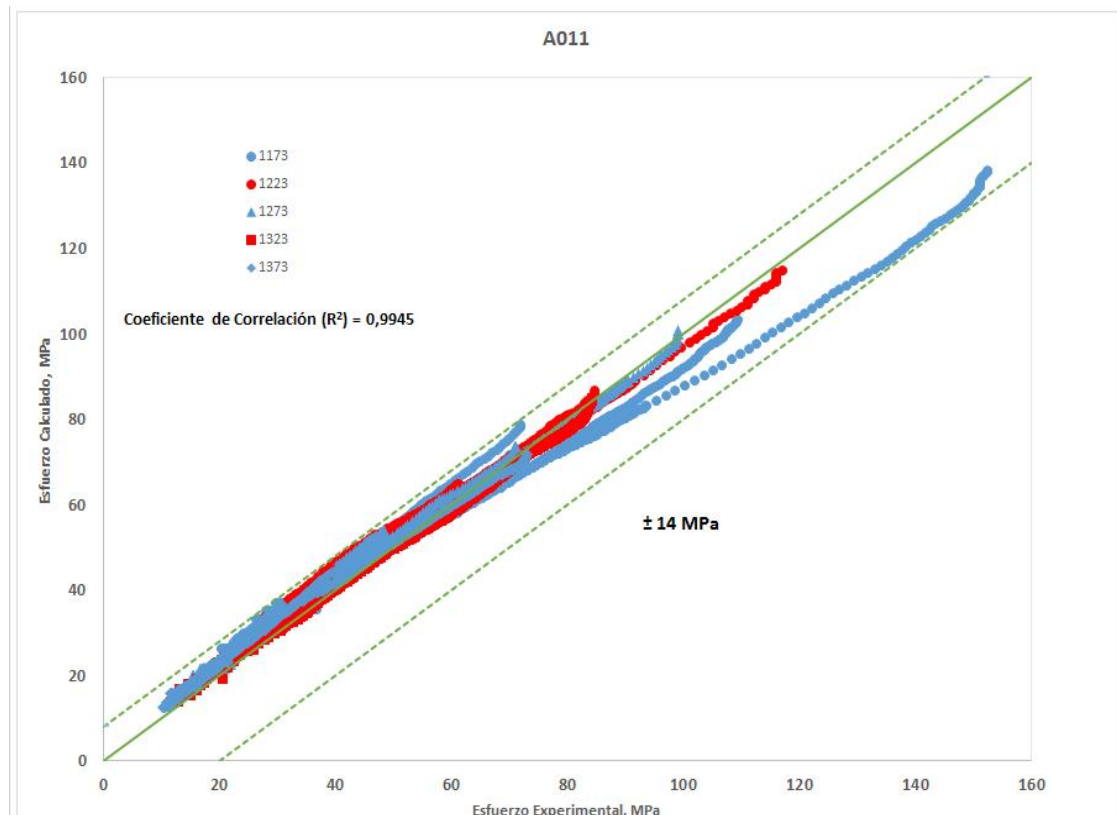


Figura N° 61. Gráficas de esfuerzo calculado vs el experimental, para el acero A011

Con los valores determinados de A, se pudo evaluar la diferencia entre los datos experimentales y los calculados, donde se evidencia como el valor del esfuerzo varía con la temperatura, encontrándose una dispersión de ± 14 MPa para el caso del

acero A011, como se observó en la figura 61. En el caso de la figura 62 el intervalo de endurecimiento disminuye a ± 6 MPa.

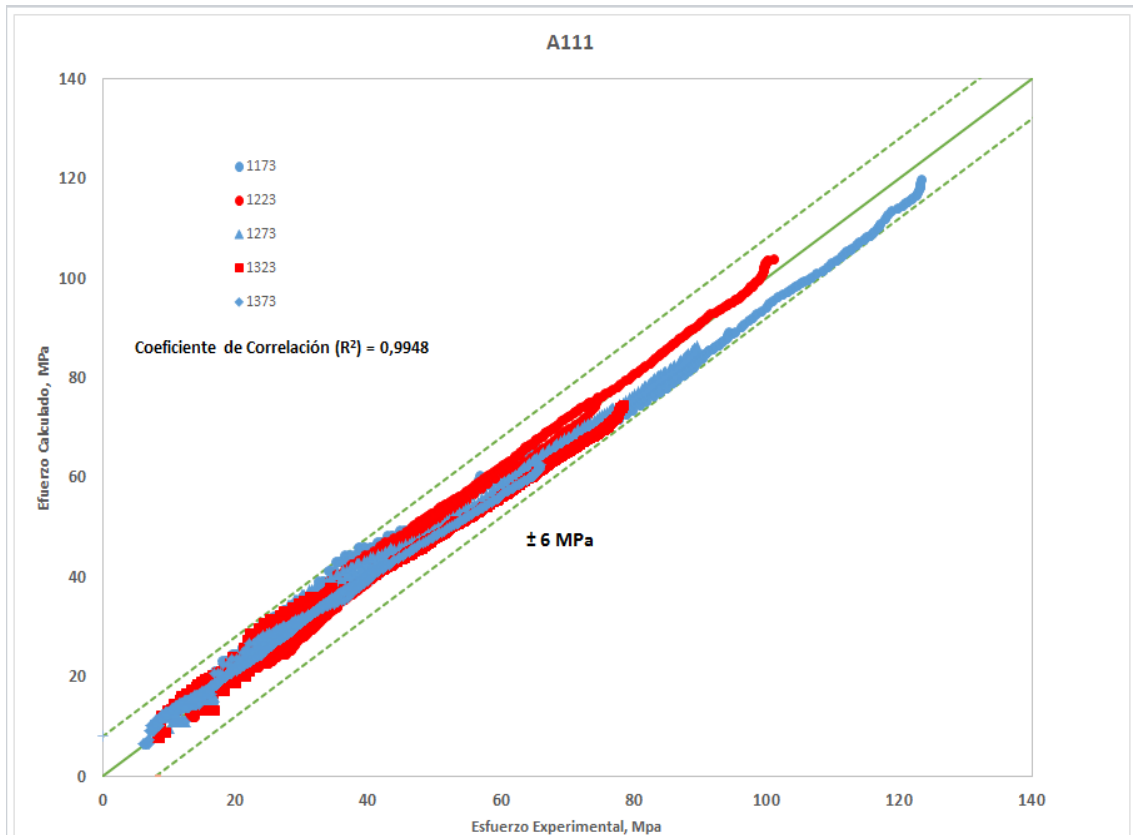
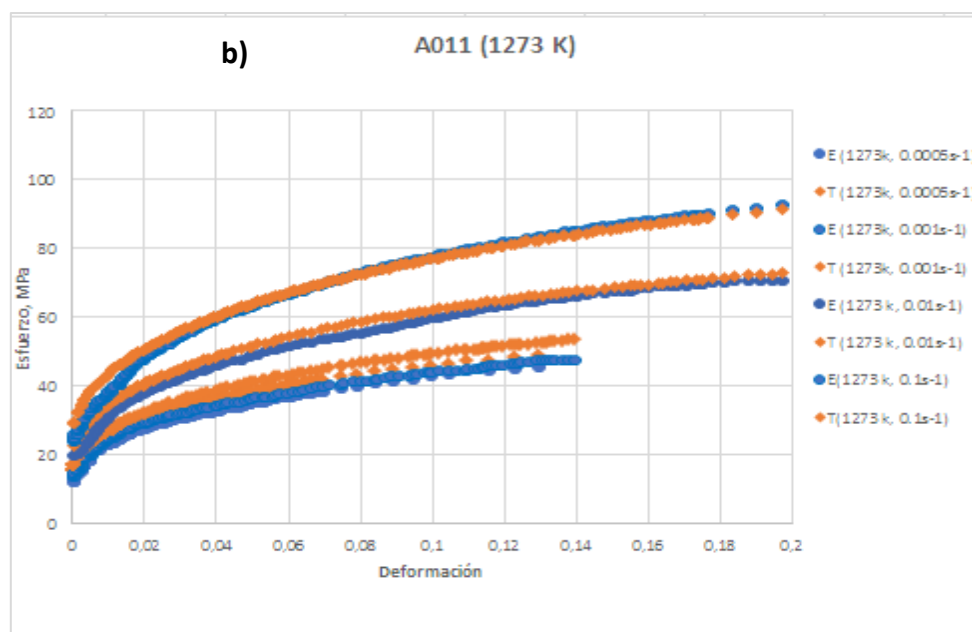
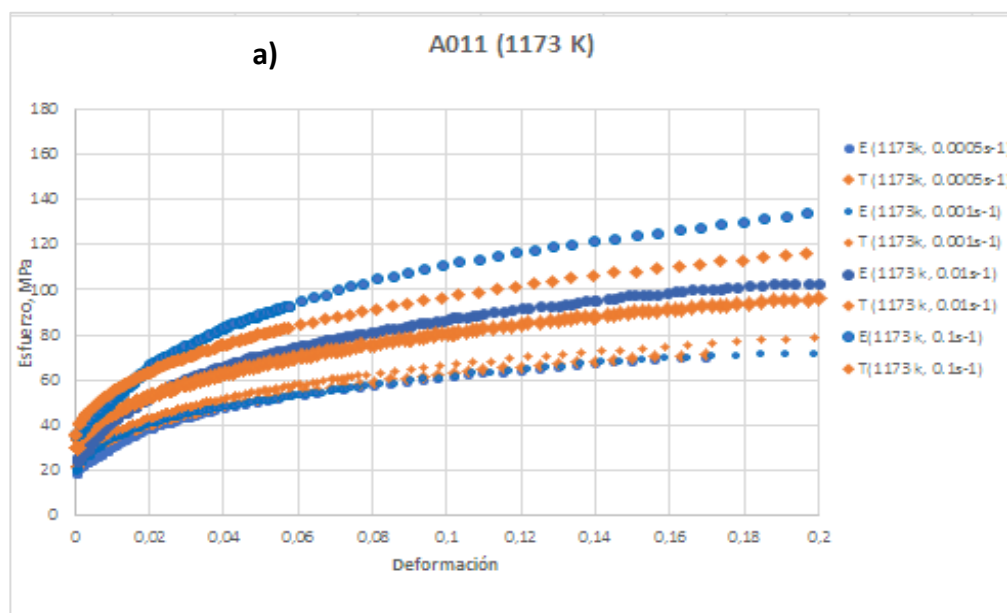


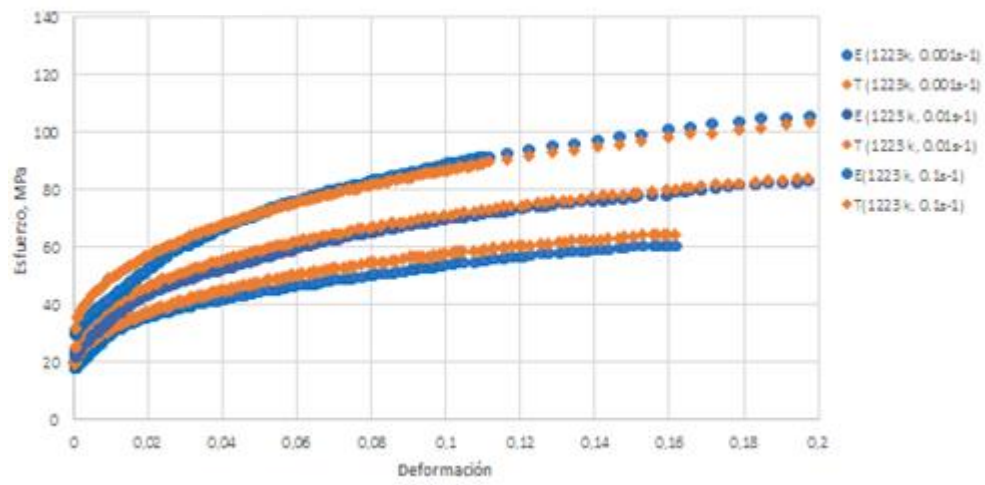
Figura N°62. Gráficas de esfuerzo calculado vs el experimental, para el acero A111

También se realizó la representación gráfica de las curvas esfuerzo vs deformación para comparar el modelo utilizado con los datos experimentales obtenidos, las mismas se presentan a continuación para cada acero.



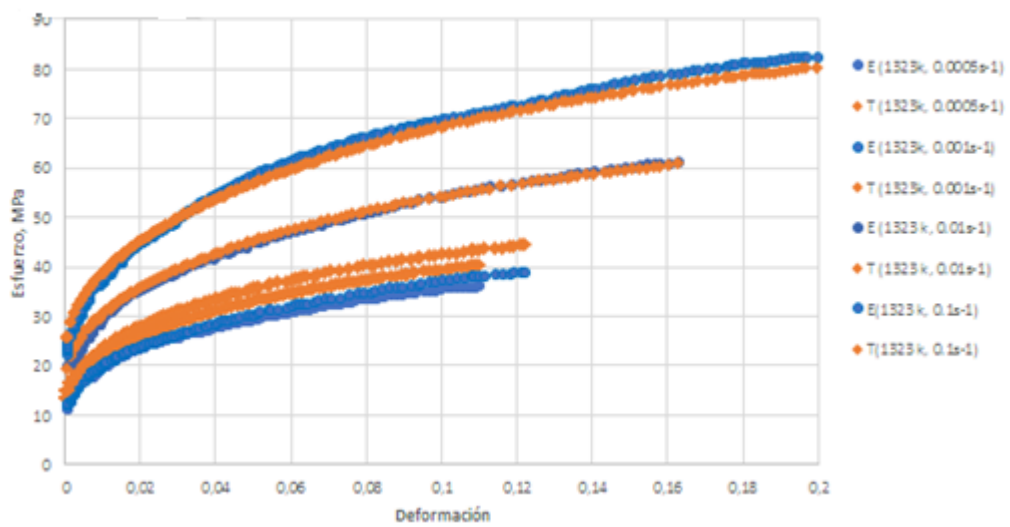
c)

A011 (1223 K)



d)

A011 (1323 K)



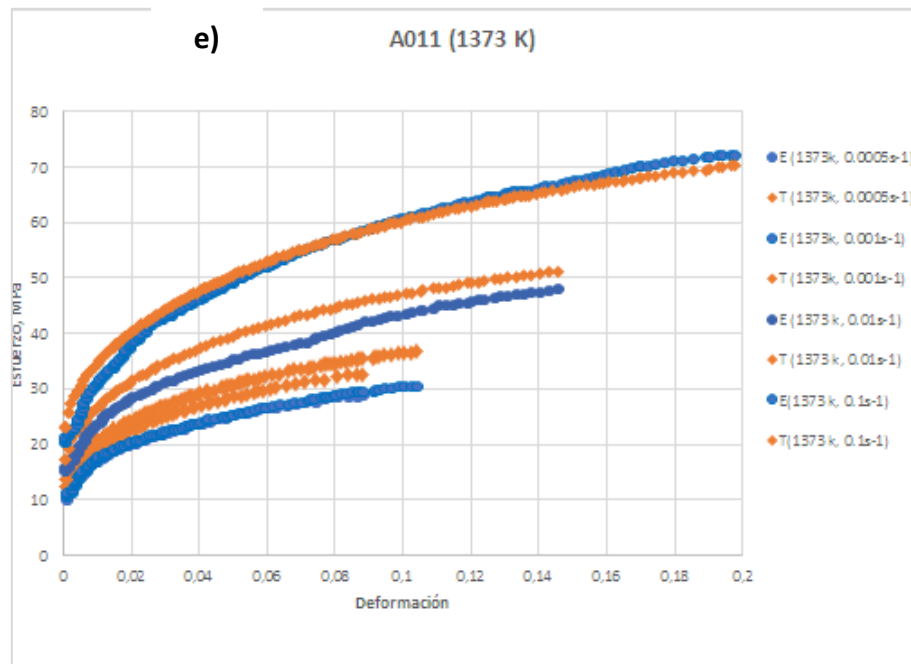
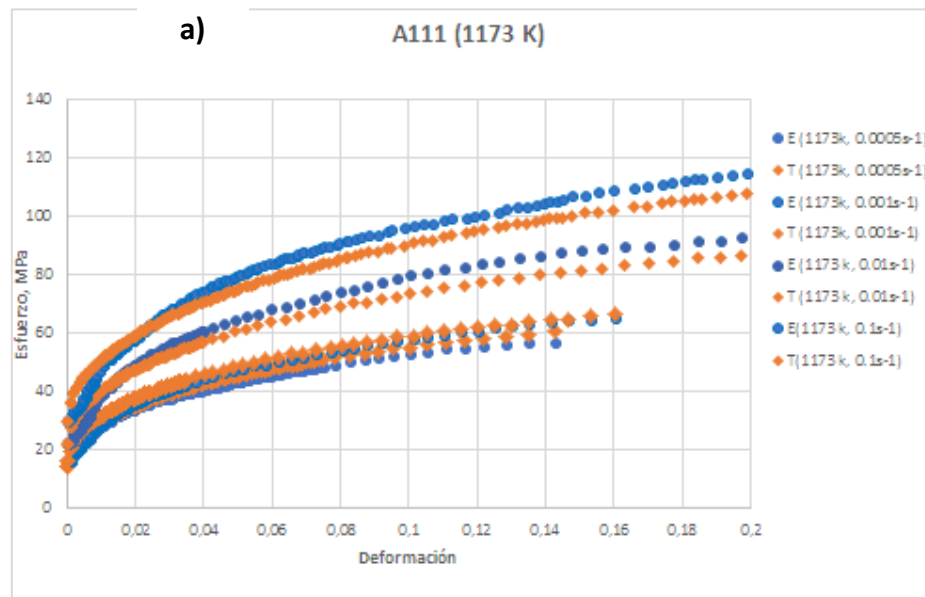
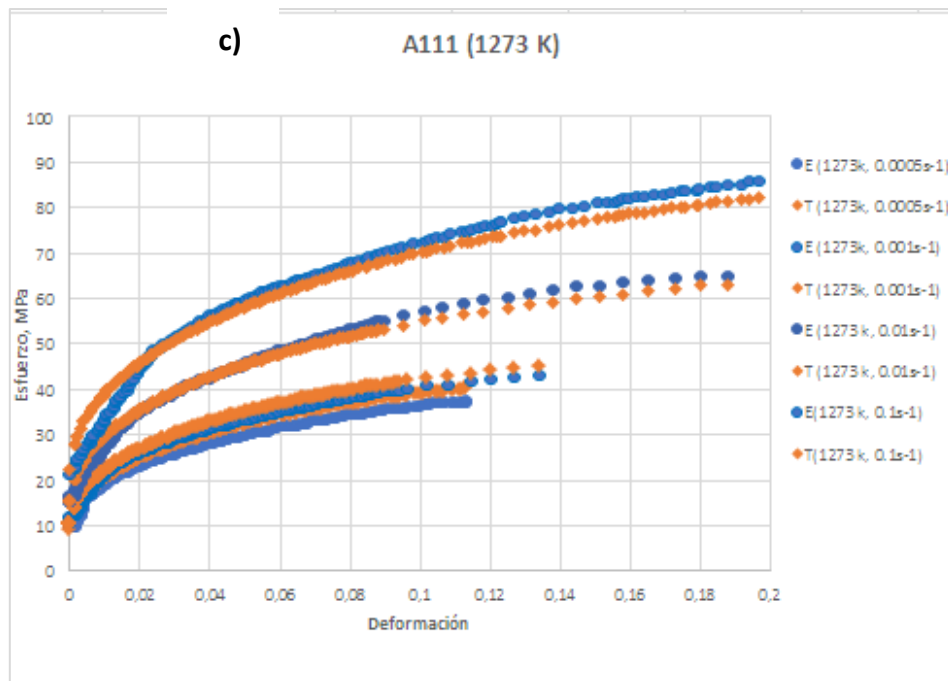
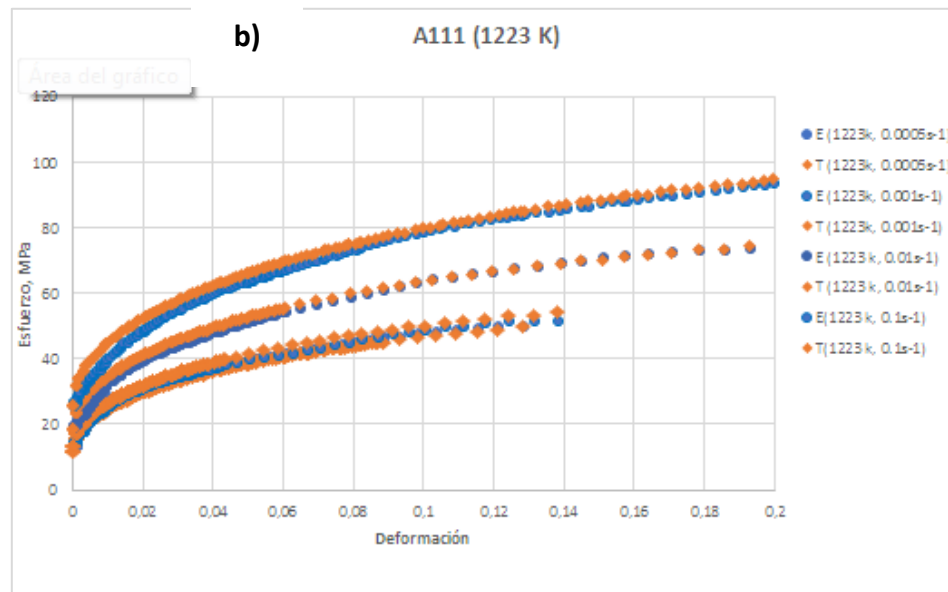


Figura N°63. a)-e) Gráficas de esfuerzo calculado vs deformación, para el acero A011





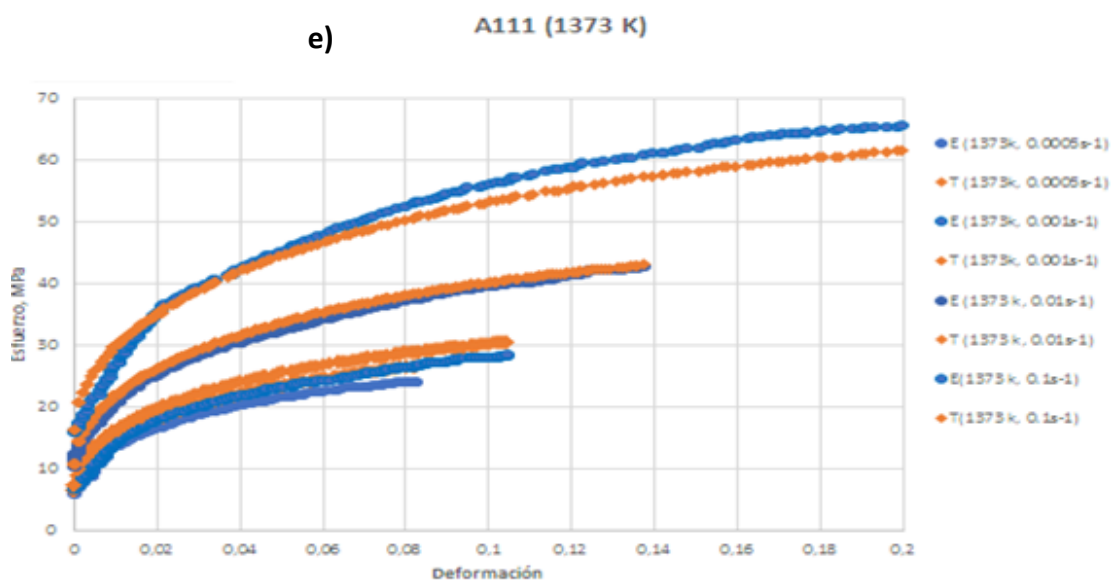
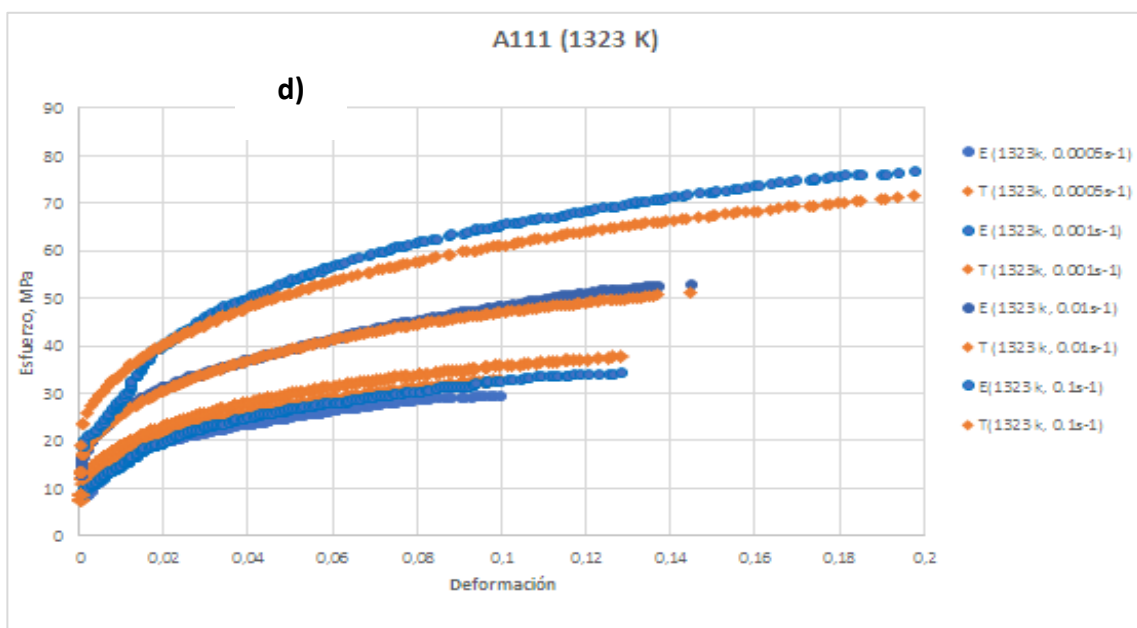


Figura N°64 a)-e) Gráficas de esfuerzo calculado vs deformación para el acero A111.

Se puede observar en las Figuras N°63 y N°64 que el efecto del carbono es dependiente de las condiciones de deformación, es decir de la temperatura y

velocidad de deformación. En este análisis cualitativo se tiene que el esfuerzo es mayor para las mayores tasas de deformación y bajas temperaturas y en el caso de bajas tasas de deformación y elevadas temperaturas al mayor contenido de carbono se reduce el esfuerzo. Esto se encuentra en concordancia con lo descrito en la literatura por, Jaipal et al. [1997] quienes en su estudio determinaron que a elevadas temperaturas y bajas tasas de deformación, incrementar el contenido de carbono reduce la tensión de fluencia. Igualmente así lo describen Collinson et al. [1997, 1998] y Kong et al. [1998] quienes coinciden con Jaipal et al. [1997].

CAPITULO IV

5. CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES.

5.1. CONCLUSIONES.

De los resultados obtenidos en la aplicación de los modelos STG y UME a los aceros A011 y A111, en un amplio espectro de temperaturas y tasas de deformación elevadas, se puede concluir:

- Para los aceros A011 y A111 con respecto a la misma condición de deformación en caliente, los valores del límite de fluencia, esfuerzo pico, esfuerzo de saturación y esfuerzo de estado estacionario determinados experimentalmente disminuyen en la medida que aumenta el contenido de carbono del acero y para ambos aceros el esfuerzo atómico se puede considerar satisfactoriamente que es igual a 4,5 MPa.
- Con la aplicación del modelo de STG se determinó que el aumento en el contenido de carbono en un 0.29% en peso da lugar a una reducción de la resistencia mecánica que es cuantificada a partir del inverso del parámetro α (parámetro A) de la ecuación (27) y dicha reducción es del orden de 52.5%.
- Con el modelo UME se determinó por medio de la ecuación (28), que el aumento en el contenido de carbono contribuye a disminuir los valores de energía de activación experimental normalizada (g_{0i}); aunque contradictoriamente el umbral mecánico correspondiente a la interacción de dislocaciones con los átomos de soluto ($\hat{\sigma}_i$) aumenta.

- El aumento del contenido de carbono de 0.29% en peso da lugar a una reducción global de aproximadamente 52.5% en el esfuerzo de saturación mediante el uso del modelo STG.
- El modelo del UME demuestra que a temperatura constante el umbral mecánico de saturación ($\hat{\sigma}_{\epsilon s}$), aumenta con la tasa de deformación, mientras que a tasa de deformación constante, el mismo disminuye con el aumento de la temperatura.
- Se determinó que para el parámetro ($\hat{\sigma}_{\epsilon s 0}$) presente en la ecuación (25), que representa una constante propia del material y el cual es importante en cuanto a la evaluación del efecto del contenido de carbono en la resistencia mecánica del acero, que prácticamente no hay diferencia significativa entre ambos aceros.
- Con la aplicación del modelo STG, se demostró que un aumento en el contenido de carbono en 0.29% en peso, implica una reducción del 58% en el valor del esfuerzo de estado estacionario.
- Se determinó que mediante la aplicación de los modelos STG y UME, el aumento del contenido de carbono contribuye a disminuir la resistencia mecánica en caliente (fluencia, saturación, estado estacionario), sin tomar en cuenta el contenido de Si y Mn presentes en el acero.

5.2. RECOMENDACIONES.

- Aplicar este estudio a los aceros trabajados, tomando en cuenta la cantidad en peso de Si y Mn al mismo tiempo, para observar su efecto sobre las propiedades del material.
- Aplicar los resultados obtenidos, en el cálculo de las tensiones y cargas necesarias en los procesos de conformación de alta temperatura (laminación, forja y extrusión).
- Realizar simulación de los proceso de fabricación de los tubos sin costura a partir de los resultados obtenidos.

REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Cockcroft M. G., Latham D. J., “Ductility and the Workability of Metals”. J. Inst. Met. 96 (1968) pp. 33.

Collinson D.C., Hodgson P.D. and. Davies C.H.J., “The effect of carbon on the hot deformation and recrystallisation of austenite”, Proceedings in THERMEC’97, International Conference on Thermomechanical Processing of Steels & Other Materials, vol. I & II, 483. The Mineral, Metals & Materials Society 1997. T. Chandra and T. Sakai Eds. Wollongong, Australia. ISBN-13: 978 0873393775.

Collinson D.C., Hodgson P.D. and. Davies C.H.J., “Development of constitutive models for the hot deformation behaviour of low and high carbon steels”, Proceedings in IPMM’97, Australiasia-Pacific Forum on Intelligent Processing & Manufacturing of Materials, vol. I &II, 1234. National Library of Australia 1997. B.K. Verma et al. Eds. Gold Coast, Australia. ISBN-13: 978 0646332208.

Conde R.H., Carr G.E., “Comparación De Los Valores De Potencia Calculada En La Perforación De Tubos Sin Constura Con Valores Medidos Experimentalmente” Simposio, Universidad Nacional del Mar de la Plata, Mar del Plata, Argentina, 2003.

Chen S. R. and Gray III G. T., “Constitutive Behavior of Tantalum and Tantalum-Tungsten Alloys”, Metall. Trans. A, 1996, 27A, 2994-3006.

Chen S. R., Stout M. G., Kocks U. F., MacEwen S. R. and Beaudoin A. J., in ‘Hot deformation of aluminum alloys II’, (ed. T. R. Bieler, L. A. Lalli and S. R. MacEwen), 205; 1998, Warrendale, PA, The Minerals, Metals and Materials Society.

Datsko., J. “Material Properties and manufacturing processes”, John Wiley and Sons, New York, 1966, pp. 280 – 337.

Dieter G. E., “Workability Testing Technique”, American Society for Metals International, Metales Park, OH, 1984, pp. 61 - 66.

Feltham P.. “The plastic flow of iron and plain carbon steels above the A3-point”, en “Proceedings of the Physical Society B”, 1953, 66(10), pp.865.

Follansbee, P. S., and Kocks, U. F., “A Constitutive Description of the Deformation of Copper Based on the Use of the Mechanical Threshold Stress as an Internal State Variable,” *Acta Metall.*, 36(1), 1988, pp. 81–93.

Follansbee, P. S., and Gray, G. T. III, “An Analysis of the Low Temperature, Low and High Strain-Rate Deformation of T-6Al-4V,” *Metall. Trans. A*, 20A, 1989, pp. 863–874.

Follansbee, P. S., Huang, J. C., and Gray, G. T., “Low Temperature and High-Strain-Rate Deformation of Nickel and Nickel-Carbon Alloys and Analysis of the Constitutive Behavior According to an Internal State Variable Model,” *Acta Metall.*, 38(7), 1990, pp. 1241–1254.

Follansbee, P. S., “Analysis of Deformation Kinetics in Seven Body Centered Cubic Pure Metals Using a Two-Obstacle Model,” *Metall. Mater. Trans. A*, 41A, 2010, pp. 3080–3089.

Follansbee P. S., 2012, “An Internal State Variable Constitutive Model for Deformation of Austenitic Stainless Steels”, Trans, ASME J. Eng. Mater. Technol., 134, 041007-1 to 041007-10.

Garafalo F., Trans. AIME, 227, 1963, 351 355.

Garafalo F., “Fundamentals of Creep and Creep Rupture in Metals”, MacMillan, New York, 1965.

Ghiotti A., Fanini S., Bruschi S., Barianu P.F., “Modelling of the Mannesmann effect”, CIRP Annals – Manufacturing Technology 58, 2009 pp.255-258

Gray III G. T., Chen S. R. and Vecchio K. S., “Influence of Grain Size on the Constitutive Response and Substructure Evolution of MONEL 400”, Metall. Mater. Trans. A, 1999, 30A, pp. 1235-1247.

Hosford W. F. and Cadell R. M, “Metal Forming, Mechanics and Metallurgy”, third edition, Cambridge University Press, Cambridge U. K., 2007.

Jaipal J. et al., “Effect of carbon content on the hot flow stress and dynamic recrystallization behaviour of plain carbon steels”, Proceedings in THERMEC’97, International Conference on Thermomechanical Processing of Steels & Other Materials, vol. I & II, 539, The Mineral, Metals & Materials Society 1997. T. Chandra and T. Sakai Eds. Wollongong, Australia. ISBN-13: 978 0873393775.

Jensen D. J., “Modeling of Microstructure Development”, “During Recrystallization” en “Scr. Metall. Mater”, 1992, vol. 27, pp. 1557.

Jonas J. J., Sellars C. M. and Tegart W. J. McG, Strength and structure under hot-working conditions, Metallurgical Reviews 1969 14, pp.1.

Kong L.X., Hodgson P.D. and. Collinson D.C: “Modelling the effect of carbon content on hot strength of steels using a modified artificial neural network”, ISIJ International 1998, 38(10), pp.1121.

Medina S.F. and Hernandez C.A.. “General expression of the Zener-Hollomon parameter as a function of the chemical composition of low alloy and microalloyed steels”, en “Acta Materialia”, 1996 44(1), pp.137.

Newman M. L., Robinson B. J., Sehitoglu H. and Dantzig J. A., “Deformation, Residual Stress, and Constitutive Relations for Quenched W319 Aluminum”, Metall. Mater. Trans. A, 2003, 34A, pp.1483-1491.

Pater Z. y Kazanecki J., “Complex Numerical Analysis Of The Tube Forming Process Using Diescher Mill”, Archives Of Metallurgy And Materials, 2013, vol 58.

Puchi-Cabrera E. S., “A Constitutive Description of an Aluminum-0.32% Iron Under Hot-Deformation Conditions”, Metall. Mater. Trans. A, 2003, 34A, pp. 319-326.

Puchi-Cabrera E. S., “A Constitutive Description for Aluminum-0.1% Magnesium Alloy Under Hot Working Conditions”, Metall. Mater. Trans. A, 2003, 34A, pp. 2837-2846.

Puchi-Cabrera E. S., “Constitutive Description of Plain Carbon Steels Deformed at High Temperatures: Effect of Carbon Content”, Mater. Sci. Technol., vol. 21, No. 7, 2005, pp. 757-770.

Puchi-Cabrera E. S., comunicación privada, 2014

Sah J. P., Richardson G and Sellars C. M., Recrystallization during hot deformation of nickel. J. Aust. Inst. Met., 14, 1969, pp. 292–297.

Sellars C. M. and Tegart W. J.McG., La relation entre la résistance et la structure dans la déformation a chaud, Mémoires Scientifiques de la Revue de Metallurgie 1966 LXIII(9), pp. 731.

Sellars C. M. and Tegart W. J.McG., Hot workability, International Metallurgical Reviews 1972 17(1), 1.

Serajzadeh S. y Taheri A. K., “An investigation into the effect of carbon on the kinetics of dynamic restoration and flow behaviour of carbon steels” en “Mechanics of Materials” 2003, 35(7), pp. 653.

Tormo J., Brandalez E., Cavaleri D., “Propiedades de la deformación en caliente de aceros para la fabricación de tubos”, Instituto Argentino de Siderurgica, Buenos Aires, Argentina, 2003.

Varela G., “Efecto de los contenidos de C, Si y Mn en el comportamiento a fluencia en caliente de aceros de construcción al carbono. Aplicación a la obtención de grano ultra fino en productos largos laminados”, Tesis Doctoral, Universidad Politécnica de Cataluña, Departamento de Ciencia de Materiales e Ingeniería Metalúrgica, Barcelona, España, 2013.

Varshni, Y. P., “Temperature Dependence of the Elastic Constants,” Phys. Rev. B, 2(10), 1970, pp. 3952–3958.

Wray P.J., “Effect of carbon content on the plastic flow of plain carbon steels at elevated temperatures”, en “Metallurgical Transactions A”, 1982 13(1), pp.125.

Zbignie P. y Kazanecki J., “Thermo-mechanical analysis of piercing plug loads in the skew rolling process of thick-walled tube Shell”, Metallurgy and foundry engineering, 2006, vol. 3, No. 1.

Zener C. and Hollomon J. H., Effect of strain rate upon plastic flow of steel, Journal of Applied Physics 1944 15(1), pp.22.

APÉNDICE

APENDICE A

DETERMINACIÓN DEL LÍMITE DE FLUENCIA Y DEL ESFUERZO DE SATURACIÓN.

Tabla 1.A Valores extremos de límite de fluencia para el acero A011.

A011		
Límite de fluencia (MPa)	Tasa de deformación (s ⁻¹)	Temperatura (K)
15,0	0,0005	1173
23,0	0,1	1173
13,0	0,0005	1223
20,0	0,1	1223
12,0	0,0005	1273
18,0	0,1	1273
11,0	0,0005	1323
16,0	0,1	1323
10,0	0,0005	1373
15,0	0,1	1373

Tabla 2.A Valores extremos de límite de fluencia para el acero A111.

A111		
Límite de fluencia (MPa)	Tasa de deformación (s ⁻¹)	Temperatura (K)
15,0	0,0005	1173
30,0	0,1	1173
13,0	0,0005	1223
26,0	0,1	1223
10,0	0,0005	1273
22,0	0,1	1273
8,0	0,0005	1323
19,0	0,1	1323
6,0	0,0005	1373
16,0	0,1	1373

Tabla 3.A Valores del límite de fluencia para el acero A011, obtenidos de la interpolación.

A011		
Límite de Fluencia Obtenido, MPa	Tasa de deformación, s ⁻¹	Temperatura de Deformación absoluta, K
15,0	0,0005	1173
15,9	0,001	
19,1	0,01	
23,0	0,1	
13,0	0,0005	1223
13,8	0,001	
16,6	0,01	
20,0	0,1	
12,0	0,0005	1273
12,6	0,001	
15,1	0,01	
18,0	0,1	
11,0	0,0005	1323
11,6	0,001	
13,6	0,01	
16,0	0,1	
10,0	0,0005	1373
10,5	0,001	
12,6	0,01	
15,0	0,1	

Tabla 4.A Valores del límite de fluencia para el acero A111, obtenidos de la interpolación.

A111		
Límite de Fluencia Obtenido, MPa	Tasa de deformación,s ⁻¹	Temperatura de Deformación absoluta, K
15,0	0,0005	1173
16,4	0,001	
22,2	0,01	
30,0	0,1	
13,0	0,0005	1223
14,2	0,001	
19,2	0,01	
26,0	0,1	
10,0	0,0005	1273
11,1	0,001	
15,6	0,01	
22,0	0,1	
8,0	0,0005	1323
8,9	0,001	
13,0	0,01	
19,0	0,1	
6,0	0,0005	1373
6,8	0,001	
10,4	0,01	
16,0	0,1	

Tabla 5.A Valores del límite de fluencia para el acero A011, obtenidos después de las correcciones.

A011		
Límite de Fluencia Obtenido, MPa	Tasa de deformación, s ⁻¹	Temperatura de Deformación absoluta, K
18,7	0,0005	1173
19,7	0,001	
24,5	0,01	
35,7	0,1	
22,1	0,0005	1223
18,2	0,001	
22,6	0,01	
30,1	0,1	
12,9	0,0005	1273
14,1	0,001	
20,5	0,01	
24,5	0,1	
11,6	0,0005	1323
12	0,001	
20,5	0,01	
22,7	0,1	
10,2	0,0005	1373
10,9	0,001	
15,5	0,01	
20,4	0,1	

Tabla 6.A Valores del límite de fluencia para el acero A111, obtenidos después de las correcciones.

A111		
Límite de Fluencia Obtenido, MPa	Tasa de deformación, s ⁻¹	Temperatura de Deformación absoluta, K
15,2	0,0005	1173
16,4	0,001	
22,2	0,01	
30,2	0,1	
13,1	0,0005	1223
14,2	0,001	
19,2	0,01	
26,1	0,1	
10,0	0,0005	1273
11,1	0,001	
15,6	0,01	
21,7	0,1	
8,1	0,0005	1323
8,9	0,001	
13,0	0,01	
18,9	0,1	
6,1	0,0005	1373
6,8	0,001	
10,4	0,01	
15,9	0,1	

Tabla 7.A Valores del límite de fluencia estimado a través de la ecuación (26) para el acero A011.

Valor Límite de Fluencia (MPa)	Temperatura absoluta de deformación (K)	Cálculo estimado del límite de fluencia
18,7	1173	19,58553016
19,7	1173	19,58553016
-	-	-
18,2	1223	16,33885682
12,9	1273	13,88159952
14,1	1273	13,88159952
11,6	1323	12,00130564
12,0	1323	12,00130564
10,2	1373	10,54784694
10,9	1373	10,54784694

Tabla 8.A. Valores del límite de fluencia estimado a través de la ecuación (26) para el acero A111.

Valor Límite de Fluencia (MPa)	Temperatura absoluta de deformación (K)	Cálculo estimado del límite de fluencia
15,2	1173	16,36677214
16,4	1173	16,36677214
13,1	1223	12,68708624
14,2	1223	12,68708624
10,0	1273	10,23305825
11,1	1273	10,23305825
8,1	1323	8,570105556
8,9	1323	8,570105556
6,1	1373	7,426475228
6,8	1373	7,426475228

APENDICE B

EVALUACIÓN DEL EFECTO DEL CONTENIDO DE CARBONO EN EL LÍMITE DE FLUENCIA A TEMPERATURAS ELEVADAS DE LOS ACEROS ESTUDIADOS, MEDIANTE LOS MODELOS DE SELLARS-TEGART-GAROFALO (STG) Y DEL UMBRAL MECÁNICO DEL ESFUERZO (UME).

APENDICE 1.B

Determinación del efecto del contenido de carbono en el límite de fluencia de los aceros estudiados mediante el modelo de STG.

Tabla 1.1.B. Cálculo del límite de fluencia mediante la ecuación (27) para el acero A011. (Comienza)

Límite de Fluencia Experimental (MPa)	Tasa de deformación (s^{-1})	Temperatura (K)	Límite de Fluencia Cálculado, σ_y (Mpa)
18,7	0,0005	1173	18,0
19,7	0,001	1173	19,7
24,5	0,01	1173	26,4
35,7	0,1	1173	34,2
18,2	0,001	1223	16,9
22,6	0,01	1223	22,7
30,1	0,1	1223	30,0
12,9	0,0005	1273	13,4
14,1	0,001	1273	14,6
20,5	0,01	1273	19,7
24,5	0,1	1273	26,4
11,6	0,0005	1323	11,8
12,0	0,001	1323	12,9
20,5	0,01	1323	17,3

Tabla 1.1.B. Cálculo del límite de fluencia mediante la ecuación (27) para el acero A011. (Continua)

Límite de Fluencia Experimental (MPa)	Tasa de deformación (s^{-1})	Temperatura (K)	Límite de Fluencia Cálculado, σ_y (Mpa)
22,7	0,1	1323	23,3
10,2	0,0005	1373	10,6
10,9	0,001	1373	11,5
15,5	0,01	1373	15,3
20,4	0,1	1373	20,6

Tabla 2.1.B. Cálculo del límite de fluencia mediante la ecuación (27) para el acero A111. (Comienza)

Límite de Fluencia Experimental (MPa)	Tasa de deformación (s^{-1})	Temperatura (K)	Límite de Fluencia Cálculado, σ_y (Mpa)
15,2	0,0005	1173	14,1
16,4	0,001	1173	15,9
22,2	0,01	1173	22,5
30,2	0,1	1173	29,6
13,1	0,0005	1223	11,5
14,2	0,001	1223	13,0
19,2	0,01	1223	19,0
26,1	0,1	1223	25,9
10,0	0,0005	1273	9,6
11,1	0,001	1273	10,7
15,6	0,01	1273	15,9
21,7	0,1	1273	22,5
8,1	0,0005	1323	8,2
8,9	0,001	1323	9,1
13,0	0,01	1323	13,4

Tabla 2.1.B. Cálculo del límite de fluencia mediante la ecuación (27) para el acero A111. (Continua)

Límite de Fluencia Experimental (MPa)	Tasa de deformación (s^{-1})	Temperatura (K)	Límite de Fluencia Cálculado, σ_y (Mpa)
18,9	0,1	1323	19,5
6,1	0,0005	1373	7,2
6,8	0,001	1373	7,9
10,4	0,01	1373	11,4
15,9	0,1	1373	16,9

APENDICE 2.B

Determinación del efecto del contenido de carbono en el límite de fluencia de los aceros estudiados mediante el modelo de UME.

Tabla 1.2.B. Valores del límite de fluencia calculado (σ_y) por medio del modelo UME para el acero A011.

Límite de Fluencia Experimental, σ_y (Mpa)	Tasa de deformación (s^{-1})	Temperatura K)	Límite de Fluencia Cálculado, σ_{yy} (Mpa)
18,7	0,0005	1173	19,1
19,7	0,001	1173	20,6
24,5	0,01	1173	26,2
35,6	0,1	1173	33,0
-	-	-	-
18,2	0,001	1223	17,7
22,6	0,01	1223	23,0
30,1	0,1	123	29,5
12,9	0,0005	1273	13,8
14,	0,001	1273	15,1
20,5	0,01	1273	20,1
24,5	0,1	1273	26,2
11,6	0,0005	1323	11,6
12,0	0,001	1323	12,7
20,5	0,01	1323	17,4
22,7	0,1	1323	23,2
10,2	0,0005	1373	9,7
10,9	0,001	1373	10,7
15,5	0,01	1373	14,9
20,4	0,1	1373	20,4

Tabla 2.2.B. Valores del límite de fluencia calculado (σ_y) por medio del modelo UME para el acero A111.

Límite de Fluencia Experimental (Mpa)	Tasa de deformación (s^{-1})	Temperatura (K)	Límite de Fluencia Calculado, σ_{yy} (Mpa)
15,2	0,0005	11	14,5
16,4	0,001	1173	16,3
22,2	0,01	1173	22,3
30,2	0,1	1173	30,0
13,1	0,0005	1223	12,0
14,2	0,001	1223	13,4
19,2	0,01	1223	18,9
26,1	0,1	1223	26,1
10,0	0,0005	1273	9,7
11,1	0,001	1273	10,9
15,6	0,01	1273	15,9
21,7	0,1	1273	22,5
8,1	0,0005	1323	7,8
8,9	0,001	1323	8,8
13,0	0,01	1323	13,2
18,9	0,1	1323	19,3
6,1	0,0005	1373	6,4
6,8	0,001	1373	7,2
10,4	0,01	1373	10,9
15,9	0,1	1373	16,4

Tabla 3.2.B. Datos teóricos para el acero A011 derivados de la aplicación de la ecuación 29. (Comienza)

X (Teórico)	Y (Teórico)
0,00	0,06
0,01	0,06
0,02	0,06
0,03	0,06
0,04	0,05
0,05	0,05
0,06	0,05
0,07	0,05
0,08	0,05
0,09	0,05
0,10	0,05
0,11	0,05
0,12	0,05
0,13	0,05
0,14	0,05
0,15	0,05
0,16	0,05
0,17	0,05
0,18	0,04
0,19	0,04
0,20	0,04
0,21	0,04
0,22	0,04
0,23	0,04
0,24	0,04
0,25	0,04
0,26	0,04
0,27	0,04

Tabla 3.2.B. Datos teóricos para el acero A011 derivados de la aplicación de la ecuación 29. (Continúa)

X (Teórico)	Y (Teórico)
0,28	0,04
0,29	0,04
0,30	0,04
0,31	0,04
0,32	0,03
0,33	0,03
0,34	0,03
0,35	0,03
0,36	0,03
0,37	0,03
0,38	0,03
0,39	0,03
0,40	0,03
0,41	0,03
0,42	0,03
0,43	0,03
0,44	0,03
0,45	0,03
0,46	0,02
0,47	0,02
0,48	0,02
0,49	0,02
0,50	0,02
0,51	0,02
0,52	0,02
0,53	0,02
0,54	0,02
0,55	0,02
0,56	0,02

Tabla 3.2.B. Datos teóricos para el acero A011 derivados de la aplicación de la ecuación 29. (Continua)

X (Teórico)	Y (Teórico)
0,57	0,02
0,58	0,02
0,59	0,02
0,60	0,01
0,61	0,01
0,62	0,01
0,63	0,01
0,64	0,01
0,65	0,01
0,66	0,01
0,67	0,01
0,68	0,01
0,69	0,01
0,70	0,01

Tabla 4.2.B. Datos teóricos para el acero A111 derivados de la aplicación de la ecuación 29. (Comienza)

X (Teórico)	Y (Teórico)
0,00	0,06
0,01	0,06
0,02	0,06
0,03	0,06
0,04	0,06
0,05	0,06
0,06	0,06
0,07	0,06
0,08	0,06
0,09	0,06
0,10	0,06
0,11	0,05

Tabla 4.2.B. Datos teóricos para el acero A111 derivados de la aplicación de la ecuación 29. (Continúa)

X (Teórico)	Y (Teórico)
0,12	0,05
0,13	0,05
0,14	0,05
0,15	0,05
0,16	0,05
0,17	0,05
0,18	0,05
0,19	0,05
0,20	0,05
0,21	0,05
0,22	0,04
0,23	0,04
0,24	0,04
0,25	0,04
0,26	0,04
0,27	0,04
0,28	0,04
0,29	0,04
0,3	0,04
0,31	0,04
0,32	0,04
0,33	0,04
0,34	0,03
0,35	0,03
0,36	0,03
0,37	0,03
0,38	0,03
0,39	0,03
0,40	0,03
0,41	0,03

Tabla 4.2.B. Datos teóricos para el acero A111 derivados de la aplicación de la ecuación 29. (Continúa)

X (Teórico)	Y (Teórico)
0,42	0,03
0,43	0,03
0,44	0,03
0,45	0,02
0,46	0,02
0,47	0,02
0,48	0,02
0,49	0,02
0,50	0,02
0,51	0,02
0,52	0,02
0,53	0,02
0,54	0,02
0,55	0,02
0,56	0,02
0,57	0,01
0,58	0,01
0,59	0,01
0,60	0,01
0,61	0,01
0,62	0,01
0,63	0,01
0,64	0,01
0,65	0,01
0,66	0,01
0,67	0,01
0,68	0,00
0,69	0,00
0,70	0,00

Tabla 5.2.B. Tabla de coordenadas (x, y) experimentales para el acero A011.

X (Experimental)	Y (Experimental)	Tasa de deformación (s-1)	Temperatura (K)
0,58	0,02	0,0005	1173
0,57	0,02	0,001	1173
0,53	0,02	0,01	1173
0,49	0,02	0,1	1173
-	-	-	-
0,59	0,02	0,001	1223
0,55	0,02	0,01	1223
0,51	0,02	0,1	1223
0,62	0,01	0,0005	1273
0,61	0,01	0,001	1273
0,57	0,02	0,01	1273
0,53	0,02	0,1	1273
0,65	0,01	0,0005	1323
0,63	0,01	0,001	1323
0,59	0,02	0,01	1323
0,55	0,02	0,1	1323
0,67	0,01	0,0005	1373
0,66	0,01	0,001	1373
0,61	0,01	0,01	1373
0,56	0,02	0,1	1373

Tabla 6.2.B. Tabla de coordenadas (x,y) experimentales para el acero A111.

X (Experimental)	Y (Experimental)	Tasa de deformación (s-1)	Temperatura (K)
0,58	0,01	0,0005	1173
0,57	0,01	0,001	1173
0,53	0,02	0,01	1173
0,49	0,02	0,1	1173
0,60	0,01	0,0005	1223
0,59	0,01	0,001	1223
0,55	0,02	0,01	1223
0,51	0,02	0,1	1223
0,62	0,01	0,0005	1273
0,61	0,01	0,001	1273
0,57	0,01	0,01	1273
0,53	0,02	0,1	1273
0,65	0,01	0,0005	1323
0,63	0,01	0,001	1323
0,59	0,01	0,01	1323
0,55	0,02	0,1	1323
0,67	0,01	0,0005	1373
0,66	0,01	0,001	1373
0,61	0,01	0,01	1373
0,56	0,01	0,1	1373

APENDICE C

DETERMINACIÓN DEL ESFUERZO DE SATURACIÓN Y SU DEPENDENCIA DE LA TEMPERATURA Y TASA DE DEFORMACIÓN MEDIANTE EL MODELO DE STG.

Tabla 1.C. Tabla de valores del esfuerzo saturación obtenidos mediante las ecuaciones 30 y 32, para el acero A011.

Esfuerzo de Saturación (σ_s) Experimental	Tasa de deformación (s^{-1})	Temperatura (K)	Esfuerzo de Saturación (σ_s) Cálculado
92,3	0,001	1173	101,2
132,6	0,01	1173	132,8
181,4	0,1	1173	166,3
91,0	0,0001	1223	86,0
124,9	0,01	1223	116,2
146,4	0,1	1223	148,9
60,5	0,0005	1273	65,5
60,8	0,001	1273	73,0
105,8	0,01	1273	101,4
119,7	0,1	1273	133,1
48,6	0,0005	1323	55,3
64,1	0,001	1323	62,1
99,5	0,1	1323	118,8
45,9	0,0005	1373	47,0
65,8	0,001	1373	53,0
102,6	0,01	1373	77,0
104,6	0,1	1373	106,0

Tabla 2.C. Tabla de valores del esfuerzo saturación obtenidos mediante las ecuaciones 30 y 32, para el acero A111.

Esfuerzo de Saturación (σ_s) Experimental	Tasa de deformación (s^{-1})	Temperatura (K)	Esfuerzo de Saturación (σ_s) Cálculado
77,4	0,0005	1173	80,1
117,5	0,001	1173	88,2
127,4	0,01	1173	115,6
147,5	0,1	1173	143,1
58,4	0,0005	1223	66,3
77,4	0,001	1223	74,3
107,5	0,01	1223	101,4
116,3	0,1	1223	128,9
52,4	0,0005	1273	54,1
55,7	0,001	1273	61,7
98,4	0,01	1273	88,4
107,7	0,1	1273	115,8
42,4	0,0005	1323	43,5
71,1	0,001	1323	50,6
63,3	0,01	1323	76,5
96,5	0,1	1323	103,7
31,0	0,0005	1373	34,5
42,1	0,001	1373	41,0
52,5	0,01	1373	65,7
83,2	0,1	1373	92,5

Tabla 3.C. Tabla de Valores con las constantes del Umbral Mecánico de Saturación y A, para el acero A011, a distintas tasas de deformación y temperatura.

Umbral Mecánico de Saturación (MPa), σ_{ES}^A	A	Tasa de deformación (s^{-1})	Temperatura (K)
146,7	171,1	0,0005	1173
140,4	175,2	0,001	
179,7	97,2	0,01	
223,5	90,1	0,1	
			1223
124,3	182,5	0,001	
156,2	151,9	0,01	
192,4	136,7	0,1	
111,9	204,8	0,0005	1273
117,7	232,9	0,001	
123,8	129,9	0,01	
161,6	114,2	0,1	
82,3	195,2	0,0005	1323
98,8	244,6	0,001	
128,1	203,1	0,01	
130,8	78,9	0,1	
71,5	226,9	0,0005	1373
79,7	290,5	0,001	
126,1	282,1	0,01	
135,9	142,7	0,1	

Tabla 4.C. Tabla de Valores con las constantes del Umbral Mecánico de Saturación y A, para el acero A111, a distintas tasas de deformación y temperatura.

Umbral Mecánico de Saturación (MPa), σ_{ES}	A	Tasa de deformación (s^{-1})	Temperatura (K)
118,2	167,1	0,0005	1173
138,0	171,6	0,001	
162,9	112,8	0,01	
185,3	102,0	0,1	
112,4	164,4	0,0005	1223
117,8	191,5	0,001	
138,6	151,8	0,01	
147,8	98,4	0,1	
82,5	168,4	0,0005	1273
91,0	160,2	0,001	
127,2	137,7	0,01	
151,5	118,8	0,1	
63,1	145,5	0,0005	1323
77,6	190,7	0,001	
107,4	128,7	0,01	
127,2	84,8	0,1	
54,1	132,2	0,0005	1373
65,0	155,2	0,001	
103,3	194,8	0,01	
114,2	95,7	0,1	

Tabla 5.C. Tabla de Valores del Umbral Mecánico de Saturación teórico y experimental, para el acero A011.

Umbral Mecánico de Saturación (MPa), σ_{ES}^A (Experimental)	Umbral Mecánico de Saturación (MPa), σ_{ES}^A (calculado)	Tasa de deformación (s^{-1})	Temperatura (K)
149,4	140,9	0,0005	1173
140,4	148,9	0,001	
179,7	178,8	0,01	
223,5	214,7	0,1	
124,3	129,3	0,001	1223
156,2	156,9	0,01	
192,4	190,4	0,1	
111,9	105,2	0,0005	1273
117,7	111,9	0,001	
123,8	137,2	0,01	
161,6	168,2	0,1	
82,3	90,4	0,0005	1323
98,8	96,4	0,001	
128,1	119,5	0,01	
130,8	148,2	0,1	
71,5	77,4	0,0005	1373
79,7	82,8	0,001	
126,1	103,8	0,01	
135,9	130,1	0,1	

Tabla 6.C. Tabla de Valores del Umbral Mecánico de Saturación teórico y experimental, para el acero A111

Umbral Mecánico de Saturación (MPa), $\sigma_{ES}^{\wedge}$ (experimental)	Umbral Mecánico de Saturación (MPa), $\sigma_{ES}^{\wedge}$ (calculado)	Tasa de deformación (s^{-1})	Temperatura (K)
118,2	121,1	0,0005	1173
138,0	128,4	0,001	
162,9	155,8	0,01	
185,3	189,1	0,1	
117,8	110,7	0,001	1223
138,6	135,8	0,01	
147,8	166,6	0,1	
82,5	89,1	0,0005	1273
91,0	95,1	0,001	
127,2	117,9	0,01	
151,5	146,3	0,1	
63,1	75,9	0,0005	1323
77,6	81,3	0,001	
107,4	102,0	0,01	
127,2	128,1	0,1	
54,1	64,5	0,0005	1373
65,0	69,3	0,001	
103,3	88,0	0,01	
114,2	111,7	0,1	

APENDICE D

DETERMINACIÓN DEL ESFUERZO DE ESTADO ESTACIONARIO Y SU DEPENDENCIA DE LA TEMPERATURA Y TASA DE DEFORMACIÓN MEDIANTE EL MODELO DE STG.

Tabla 1.D. Tabla del valor del σ_{ee} experimental y calculado, mediante el modelo STG para el acero A011.

Esfuerzo de estado estacionario (σ_{ee}) Experimental	Tasa de deformación (s^{-1})	Temperatura (K)	Esfuerzo de estado estacionario (σ_{ee}) Calculado
59,4	0,0005	1173	55,7
61,1	0,001	1173	62,3
91,6	0,01	1173	87,4
51,4	0,001	1223	51,2
69,6	0,01	1223	73,9
103,0	0,1	1223	100,9
40,4	0,0005	1273	37,3
42,7	0,001	1273	42,3
59,9	0,01	1273	62,4
86,4	0,1	1273	87,6
33,0	0,0005	1323	30,9
34,8	0,001	1323	35,2
50,8	0,01	1323	52,9
72,3	0,1	1323	76,0
28,0	0,0005	1373	25,9
29,5	0,001	1373	29,5
40,0	0,01	1373	45,0
61,1	0,1	1373	65,9

Tabla 2.D. Tabla del valor del σ_{ee} experimental y calculado, mediante el modelo STG para el acero A111.

Esfuerzo de estado estacionario (σ_{ee}) Experimental	Tasa de deformación (s^{-1})	Temperatura (K)	Esfuerzo de estado estacionario (σ_{ee}) Calculado
50,3	0,0005	1173	49,8
55,2	0,001	1173	56,2
79,3	0,01	1173	78,0
108,1	0,1	1173	100,2
44,7	0,0005	1173	49,8
45,1	0,001	1223	45,3
60,0	0,01	1223	66,6
88,3	0,1	1223	88,7
33,5	0,0005	1273	30,5
38,2	0,001	1273	36,0
54,2	0,01	1273	56,3
76,5	0,1	1273	78,1
27,6	0,0005	1323	23,4
30,5	0,001	1323	28,1
44,5	0,01	1323	47,0
65,7	0,1	1323	68,4
23,0	0,0005	1373	17,8
25,2	0,001	1373	21,8
35,7	0,01	1373	38,9
55,6	0,1	1373	59,6