



UNIVERSIDAD
NACIONAL
DE COLOMBIA

Evaluación Experimental y Modelado de Propagación de Grietas en un Acero de Fase Dual

Cristian Camilo Pérez Velásquez

Universidad Nacional de Colombia
Facultad de Ingeniería, Departamento de Ingeniería Mecánica y Mecatrónica
Bogotá, Colombia

2018

Evaluación Experimental y Modelado de Propagación de Grietas en un Acero de Fase Dual

Cristian Camilo Pérez Velásquez

Tesis de investigación presentada(o) como requisito parcial para optar al título de:

Magister en Ingeniería – Materiales y Procesos

Director:

PhD Rodolfo Rodríguez Baracaldo

Codirector:

MS.c Carlos Alberto Narváez Tovar

Línea de Investigación:

Ingeniería de Materiales y Proceso de Manufactura

Grupo de Investigación:

Innovación en Procesos de Manufactura e Ingeniería de Materiales (IPMIM)

Universidad Nacional de Colombia

Facultad de Ingeniería, Departamento de Ingeniería Mecánica y Mecatrónica

Bogotá, Colombia

2018

A mis padres, mi hermano, mis amigos y a todas las personas que me han mostrado su apoyo hasta el día de hoy.

“So I say to the slaves of depression: carry on and sing the sweet redeeming song about living this life free and long”

Agradecimientos

A mi director y co-director de tesis el profesor PhD Rodolfo Rodríguez Baracaldo y el profesor MS.c Carlos Alberto Narváez Tovar por su paciencia, disponibilidad, apoyo y guía en el desarrollo de este trabajo.

Al ingeniero Diego Avendaño por su apoyo durante este proyecto.

A mis compañeros de maestría, laboratoristas y demás funcionarios de la Universidad Nacional de Colombia por su colaboración y apoyo en el desarrollo de las diferentes actividades académicas realizadas.

A la Universidad Nacional de Colombia por la oportunidad del programa de Becas Asistente Docente, a la cual fui beneficiario y con lo cual me fue posible tener experiencia como docente y me permitió dedicarme exclusivamente al desarrollo de mi tesis.

Resumen

Actualmente el uso de aceros de fase dual se evidencia en gran parte en la fabricación de partes para el sector automotriz debido a sus buenas propiedades mecánicas, las cuales permiten la fabricación de piezas más livianas y al final una reducción en el consumo de combustible. Sin embargo la influencia de su microestructura, la cual depende altamente de la composición química del material inicial, sobre propiedades como la tenacidad de fractura o la resistencia a la propagación de grietas no ha tenido un gran desarrollo. Haciendo conveniente continuar el estudio de estas propiedades, las cuales permiten estimar el límite final de servicio de una pieza mediante análisis de integridad estructural.

En este trabajo se presenta el estudio de la influencia de la microestructura de los aceros de fase dual en su tenacidad a la fractura y su resistencia a la propagación de grietas por fatiga. Para esto se compararon dos aceros de fase dual con una microestructura diferente, principalmente debida a la cantidad de martensita presente. Se realizó un análisis experimental de las propiedades del material mediante el uso de ensayos de tensión, ensayos de tenacidad de fractura y ensayos de propagación de grietas por fatiga usando probetas tipo CT. Además se usó el software ABAQUS para el estudio del material ante la propagación de grietas a partir de resultados experimentales al emplear el método de los elementos finitos extendidos (XFEM).

Los resultados obtenidos evidencian que el aumento de la fase martensita en la microestructura del acero de fase dual aumenta su resistencia mecánicas y su resistencia a la propagación de grietas por fatiga.

Palabras clave: Aceros de Fase Dual, Tenacidad de Fractura, Integral J, Fatiga, XFEM, Ley de Paris.

Abstract

Currently dual phase steel are used in manufacture auto parts due to their good mechanical properties, which allow manufacture pieces more lightweight and therefore reduce the fuel consumption. However, the influence of their microstructure, which depends of a lot of factors like the chemical composition, on properties like fracture toughness or the crack propagation resistance haven't had a large develop. Thus is convenient continue studying these properties, which allow estimate the final limit of use of a piece through structural integrity analysis.

This document presents the study of influence of the dual phase steel microstructure on fracture toughness and fatigue crack propagation resistance. For this it was compared dual phase steels with different microstructures, mainly due to martensite content. Was performed an experimental analysis of the mechanical properties through tension, fracture toughness and crack propagation tests. Moreover it was used ABAQUS software to evaluate the material during the cracks propagation from experimental results, using the extended finite elements XFEM.

The results shown that an increase of martensite phase on the dual phase steel microstructure decrease the fatigue crack velocity and increase their mechanical strength.

Keywords: Dual Phase Steel, Fracture Toughness, J Integral, Fatigue Strength, XFEM, Paris Law.

Contenido

	Pág.
Resumen	IX
Lista de figuras	XIII
Lista de tablas	XVI
Introducción	1
Antecedentes	3
Justificación	6
Objetivos	9
Objetivo General	9
Objetivos Específicos	9
1. Marco Teórico	11
1.1 Aceros Avanzados de Alta Resistencia.....	11
1.2 Aceros de Fase Dual	12
1.3 Mecánica de la fractura.....	17
1.4 Tenacidad de Fractura.....	20
1.5 Integral J.....	23
1.6 Propagación de Grietas por Fatiga	27
1.7 Mecánica de la Fractura Computacional	30
1.8 Método de los Elementos Finitos	34
1.9 Método de los Elementos Finitos Extendidos (XFEM)	36
2. Trabajo Experimental	41
2.1 Procedimiento Experimental	41
2.1.1 Material	41
2.1.2 Análisis Experimental	42
2.1.3 Preparación de probetas	45
2.1.4 Tratamientos térmicos.....	46
2.1.5 Análisis Microestructural	50
2.1.6 Ensayo de Microdureza.....	50
2.1.7 Ensayo de Tensión	51
2.1.8 Ensayo de tenacidad de fractura.....	54
2.1.9 Ensayo de propagación de grietas	57
2.2.10 Análisis estadístico de resultados	61
2.2 Resultados Experimentales	63

2.2.1	Tratamientos térmicos	63
2.2.2	Dureza	68
2.2.3	Ensayo de Tensión	70
2.2.4	Ensayo de Propagación de Grietas.....	75
2.2.4.1	Procedimiento de análisis	75
2.2.4.2	Resultados	79
2.2.5	Ensayo de Tenacidad de Fractura	85
2.2.5.1	Procedimiento	85
2.2.5.1	Resultados	87
3.	Simulación Computacional	91
3.1	Procedimiento	91
3.2	Convergencia de Malla.....	99
3.3	Sensibilidad de Malla.....	103
3.4	Resultados Computacionales	104
4.	Conclusiones y recomendaciones	111
4.1	Conclusiones.....	111
4.2	Recomendaciones.....	112
A.	Anexo: Dureza obtenida en el material EE y TT.....	114
B.	Anexo: Probetas obtenidas en el ensayo de propagación de grietas.....	116
C.	Anexo: Resultados Ensayo de crecimiento de Grietas por Fatiga	119
D.	Anexo: Resultados de Ensayo de Tenacidad de Fractura.....	123
	Bibliografía	125

Lista de figuras

	Pág
Figura 1-1 Clasificación de los Aceros Avanzados de Alta Resistencia. Adaptado de [17]	12
Figura 1-2 Comparación Grafica esfuerzo-deformación a partir de ensayos de tensión uniaxial para diferentes aceros. Adaptado de [15]	13
Figura 1-3 Microestructura característica de los aceros de fase dual (Ferrita-Martensita). Adaptado de [17].....	14
Figura 1-4 Tratamientos térmicos convencional para obtener aceros de fase dual. Adaptado de [15].....	15
Figura 1-5 Diferentes morfologías de martensita. a) Martensita fibrosa, b) Bloques de martensita. Adaptado de [23].....	16
Figura 1-6 Mecanismo de fractura durante un ensayo de tensión uniaxial. CG) Clivaje en un acero de grano grueso, UFG) Microvacios en un acero de grano ultrafino. Adaptado de [24]	17
Figura 1-7 Modos de deformación de grieta. Adaptado de [27]	18
Figura 1-8 Esfuerzos alrededor del frente de grieta. Adaptado de [27]	19
Figura 1-9 Probetas normalizadas para el ensayo de tenacidad de fractura. Adaptado de [30].....	21
Figura 1-10 Principales tipos de comportamiento Fuerzas vs Desplazamiento. Adaptado de ASTM E-399 [29].....	23
Figura 1-11 Integral de contorno J. Adaptado de [33].....	24
Figura 1-12 Medición del desplazamiento mediante un extensómetro tipo clip. Adaptado de [27]	25
Figura 1-13 Área plástica. Adaptado de [27].....	27
Figura 1-14 Fases de la propagación de grietas por fatiga. Adaptado de [37]	28
Figura 1-15 Probeta CT usada para el ensayo de propagación de grietas por fatiga.....	29
Figura 1-16 Métodos de representación de la grieta en un modelo numérico. Adaptado de [42].....	32
Figura 1-17 a) Proceso de iteración para la simulación del crecimiento de grieta. b) Esquema de la propagación de la grieta desde un instante de tiempo i. Adaptado de [42]	33
Figura 1-18 Discretización de un dominio mediante elementos finitos. Adaptado de [43].	35
Figura 1-19 Descripción geométrica de los elementos QPE. Adaptado de [46].....	35

Figura 1-20 Propagación de una grieta dentro de un tubo mediante el método de los elementos finitos extendidos. Adaptado de [55]	38
Figura 1-21 Esquema del enriquecimiento de nodos para la propagación de una grieta en dos dimensiones (2D). Adaptado de [54]	39
Figura 2-1 Microestructura cerca de la zona de corte.....	46
Figura 2-2 Probeta con recubrimiento antes de realizar el tratamiento térmico	47
Figura 2-3 Horno Thermolyne 21100 modificado.	48
Figura 2-4 Esquema de la curva de del tratamiento térmico usado para el material TT. .	49
Figura 2-5 Microdurómetro LECO M400-G2	51
Figura 2-6 Montaje del ensayo de tensión.....	52
Figura 2-7 Dimensiones de las probetas de tensión usadas.	53
Figura 2-8 Probetas Tratadas térmicamente.	53
Figura 2-9 Probetas en estado de entrega	54
Figura 2-10 Dimensiones probeta usada para los ensayos de tenacidad de fractura	55
Figura 2-11 Visualización mediante el software DinoCapture 2.0.....	56
Figura 2-12 Montaje ensayo de tenacidad de fractura.....	57
Figura 2-13 Dimensiones probeta usada para los ensayos de propagación de grietas. ..	58
Figura 2-14 Montaje Microscopio DinoLite	59
Figura 2-15 Interface DinoCapture 2.0.	60
Figura 2-16 Microestructura del material en estado de entrega.....	63
Figura 2-17 Microestructura del material tratado térmicamente.....	64
Figura 2-18. Diagrama de cajas representando el contenido de martensita para cada uno de los tratamientos.....	66
Figura 2-19 Microestructura del material en estado de entrega – 1	67
Figura 2-20 Microestructura del material en estado de entrega – 2.....	67
Figura 2-21 Dureza en función del contenido de carbono en la martensita [62]	68
Figura 2-22 Curva Esfuerzo vs Deformación para el material en estado de entrega.	71
Figura 2-23 Curva Esfuerzo vs Deformación para el material tratado térmicamente.	71
Figura 2-24 Curvas esfuerzo vs deformación (Ingenieril) para el material en estado de entrega y el material tratado térmicamente	72
Figura 2-25 Diagrama de cajas representando el esfuerzo de fluencia alcanzado en cada uno de los tratamientos.....	73
Figura 2-26 Diagrama de cajas representando el esfuerzo máximo alcanzado en cada uno de los tratamientos.....	73
Figura 2-27 Diagrama de cajas representando el alargamiento alcanzado en cada uno de los tratamientos.....	74
Figura 2-28 Curva m vs a para la probeta en estado de entrega EE6	76
Figura 2-29 Curva del crecimiento de grieta antes y luego de realizar el ajuste propuesto para la probeta EE6	77
Figura 2-30 Curva da/dN vs ΔK a partir de los datos sin tratamiento estadístico para la probeta EE6.....	78
Figura 2-31 Curva da/dN vs ΔK luego del ajuste propuesto para la probeta EE6.....	78

Figura 2-32 Diagrama de cajas representando el número de ciclos resistido en cada uno de los tratamientos. 80

Figura 2-33 Comparación de la tasa de crecimiento de grieta entre el material EE y TT. (Probetas EE1 y TT5)..... 81

Figura 2-34 Diagrama de cajas representando el valor del parámetro m característico para cada uno de los tratamientos..... 84

Figura 2-35 Diagrama de cajas representando el valor del parámetro C característico para cada uno de los tratamientos..... 84

Figura 2-36 Procedimiento para determinar el valor de P_Q 85

Figura 2-37 Area plástica para calcular el valor del parámetro J. 86

Figura 2-38 Rango de valores de tenacidad de fractura para el material EE y TT. 88

Figura 2-39 Diagrama de cajas representando la tenacidad de fractura alcanzada en cada uno de los tratamientos..... 89

Figura 3-1 Ensamble General..... 92

Figura 3-2 Diferentes comportamiento de evolución de daño a) Tabular b) Exponencial c) Lineal. Adaptado de [72]..... 96

Figura 3-3 Diagrama de flujo para la simulación de propagación grieta en mediante XFEM en ABAQUS Standard. Adaptado de [73]. 97

Figura 3-4 Condiciones de carga establecidas 98

Figura 3-5 Zona enriquecida de la probeta para la aplicación del método XFEM. 99

Figura 3-6 Mallas usadas para el analisis a) Estructurada b) Sin estructurar.....100

Figura 3-7 Convergencia de malla no estructurada101

Figura 3-8 Convergencia de malla estructurada102

Figura 3-9 Resultados para el material en estado de entrega (EE) – Malla Sin estructurar104

Figura 3-10 Propagación de la grieta en el material EE para un tamaño de elemento de a) 1 b) 0.9 c) 0.8105

Figura 3-11 Propagación de la grieta en el material EE para la malla estructurada106

Figura 3-12 Resultados para el material tratado térmicamente (TT) – Malla Sin estructura107

Figura 3-13 Propagación de la grieta en el material TT para un tamaño de elemento de a) 1 b) 0,9 c) 0,8108

Figura 3-14 Propagación de la grieta en el material TT para la malla estructurada108

Figura 3-15 Generación del labio de corte durante el ensayo de tenacidad de fractura.110

Lista de tablas

	Pág.
Tabla 2-1 Composición Química del acero DP600 [wt%]	41
Tabla 2-2 Determinación de tamaño de muestra.....	44
Tabla 2-3 Resultados pruebas preliminares	49
Tabla 2-4 Tamaño de grano para cada uno de los materiales.....	65
Tabla 2-5 Porcentaje de martensita en área para cada uno de los materiales	65
Tabla 2-6 Resultados prueba de hipótesis para el porcentaje de martensita.....	66
Tabla 2-7 Resultados de dureza Vickers obtenidos	69
Tabla 2-8 Resultados prueba de hipótesis para la dureza Vickers	69
Tabla 2-9 Propiedades mecánicas del material en estado de entrega.	70
Tabla 2-10 Propiedades mecánicas del material luego del tratamiento térmico	70
Tabla 2-11 Resultados prueba de hipótesis para el esfuerzo máximo, esfuerzo de fluencia y alargamiento.	74
Tabla 2-12 Resultados obtenidos durante el ensayo de propagación de grietas por fatiga	79
Tabla 2-13 Resultados prueba de hipótesis para el numero de ciclos necesarios para iniciar el crecimiento inestable de la grieta.	80
Tabla 2-14 Parámetros de la Ley de Paris para el material en estado de entrega.....	83
Tabla 2-15 Parámetros de la Ley de Paris para el material tratado térmicamente.....	83
Tabla 2-16 Nuevos valores para el material TT luego de la eliminación de datos atípicos.	83
Tabla 2-17 Resultados de Tenacidad de fractura para el material EE.....	87
Tabla 2-18 Resultados de Tenacidad de fractura para el material TT	87
Tabla 2-19 Resultados prueba de hipótesis para la tenacidad de fractura	89
Tabla 3-1 Definición de esfuerzos y deformación plástica verdadera para el material en estado de entrega (EE).	93
Tabla 3-2 Parámetros ingresados para el modelo de daño	95
Tabla 3-3 Resultados de la convergencia para la malla no estructurada.....	101
Tabla 3-4 Resultados de la convergencia para la malla estructurada.....	102
Tabla 3-5 Malla estructuradas de prueba	103
Tabla 3-6 Resultados para la longitud de la grieta.	109

Introducción

El estudio de los aceros avanzados de alta resistencia (AHSS) ha venido siendo foco de estudio en los últimos años, gracias a sus características mecánicas superiores respecto a los aceros convencionales, lo que los ha perfilado como candidatos a una gran cantidad de aplicaciones ingenieriles, como la fabricación de piezas y estructuras más livianas y resistentes.

Los aceros de fase dual (DP) hacen parte de esta gran familia de materiales, y se caracterizan por poseer un microestructura constituida por ferrita y martensita, lo que permite obtener una buena combinación entre ductilidad y resistencia. Sin embargo debido a la gran cantidad de factores que puede llegar a afectar sus propiedades finales, como el contenido de cada una de las fases, su composición química y el método de obtención (tratamientos térmicos o termomecánicos) resulta complejo entender completamente su comportamiento mecánico, como su resistencia ante la presencia y crecimiento de grietas.

De modo que resulta de gran interés evaluar propiedades tan importantes como la tenacidad de fractura y la resistencia a la propagación de grietas por fatiga sobre este material, y además conocer como su microestructura final puede llegar a afectar estas propiedades.

Debido a lo anterior, en este trabajo se tiene como objetivo analizar experimental y computacionalmente el cambio en la tenacidad de fractura y la tasa de crecimiento de grietas bajo fatiga mediante el aumento de martensita, a partir de la aplicación de un tratamiento térmico, en un acero de fase dual comercial DP 600.

El documento presenta al inicio los antecedentes junto con la justificación del trabajo, y el marco teórico, con lo que se expone una revisión bibliográfica de los aceros de fase dual, la mecánica de la fractura y la aplicación de métodos computacionales a los problemas de propagación de grietas. Por otro lado se presentan las principales características del

material de estudio, así como los conceptos básicos de la mecánica de la fractura lineal elástica y elastoplástica, y la mecánica de la fractura computacional.

En el siguiente capítulo se muestra de manera detallada el procedimiento utilizado tanto para los ensayos experimentales como para la simulación realizada. Incluyendo las características de las probetas usadas, la determinación del número de probetas necesarias, características de los equipos y las condiciones de trabajo usadas en cada uno de los ensayos realizados. Se especifica también el procedimiento realizado para lograr la simulación del ensayo de tenacidad de fractura mediante el software ABAQUS.

En el siguiente capítulo se presentan los resultados y análisis respectivo para la microestructura obtenida luego de los tratamiento térmicos, la dureza obtenida, los valores de tenacidad de fractura calculados mediante la aplicación de la integral J, junto con los valores obtenidos para los parámetros de la ley Paris (C y m). Seguido de los resultados obtenidos de la simulación del ensayo de tenacidad de fractura realizado en ABAQUS. Finalmente se presentan las conclusiones y el planteamiento de trabajos futuros a desarrollar.

Antecedentes

La mecánica de la fractura es una rama de la mecánica que estudia los mecanismos y propagación de grietas en sólidos, así como la distribución de tensiones y deformaciones que ocurren en un material que presenta grietas o discontinuidades cuando está sometido a una carga. Sus primeras aproximaciones se dieron hacia finales del siglo XIX cuando luego de la revolución industrial se empezaron a construir estructuras completamente de acero, las cuales fallaban bajo cargas menores a los límites teóricos con los que eran diseñadas, con lo que se comienza a realizar estudios orientados a conocer el por qué ocurrían estos casos (Arana & Gonzales, 2002).

El inicio de su desarrollo se remonta a inicios del siglo XX con el trabajo publicado por Inglis en 1913 [1], en el cual realizó un desarrollo matemático para determinar los esfuerzos alrededor de un agujero con forma elíptica en una lámina, trabajo que luego sería abordado por Griffith, quien planteo sobre el trabajo de Inglis un análisis de esfuerzos detallado para la propagación inestable de una grieta el cual presenta una formulación energética de la mecánica de la fractura [2]. En años posteriores Westergaard [3] desarrollo una solución aplicable directamente sobre una grieta, dejando a un lado la consideración de un agujero con forma de elipse, siendo la solución expresada en coordenadas rectangulares, de manera que resultaba mucho más fácil de interpretar que la solución en coordenadas elípticas planteada en la ecuación de Inglis años atrás. Sin embargo no fue sino hasta el trabajo realizado por Irwin [4], quien presento el factor de intensidad de esfuerzos, que la mecánica de fractura se estableció como uno de los tópicos de mayor desarrollo durante los siguientes años, en los cuales la aparición de los métodos numéricos, como el método de los elementos finitos, permitió comenzar a desarrollar simulaciones computacionales de problemas como el de propagación de grieta.

Tracey [5] presentó uno de los primeros trabajos en el campo de la simulación de problemas de mecánica de la fractura, en este trabajo introduce un nuevo elemento para calcular el factor de intensidad de esfuerzos alrededor del frente de grieta en rango elástico por medio del método de los elementos finitos, el cual se encontraba aún en fase de desarrollo.

[6] presenta el estudio de la propagación de grieta por fatiga en aceros a partir de la modificación del modelo de fractura estática, con lo cual propone una nueva expresión

para la propagación de grieta en estas condiciones a partir de la resistencia teórica de los aceros usados en la industria. Los resultados obtenidos con esta nueva expresión muestran que se ajusta muy bien para velocidades por debajo de 10^{-3} mm/ciclo y que además indica de forma apropiada el efecto de la relación de esfuerzos sobre la velocidad de propagación de grieta.

[7] desarrollan el programa FRANC2D (Franc Analysis Code) para el análisis de problemas de la mecánica de la fractura el cual incorpora el método de los elementos finitos y que se muestra como una aproximación integral para este tipo de problemas. El software además se presenta como uno método adaptativo FEM/BEM, el cual permite que la malla generada sobre la geometría de la pieza a analizar pueda irse modificando alrededor de la punta de grieta durante el proceso de propagación.

[8] en su trabajo presenta el estudio de los mecanismos de propagación de grietas por fatiga en materiales dúctiles y frágiles, haciendo énfasis principalmente en las similitudes y diferencias que presenta el crecimiento de grieta en cada caso. Con lo que se busca presentar una distinción bastante útil de los procesos de propagación de grieta en diferentes materiales y el efecto que tiene sobre cada tipo de material factores como la longitud de grieta y la relación de carga, de modo que es posible analizar el potencial de cada material para aplicaciones estructurales.

[9] estudian en su trabajo la simulación de propagación de grieta en materiales de función gradiente (FGM) a partir de un algoritmo de remallado usado en conjunto con el método de los elementos finitos, el cual solo necesita de un valor mínimo de grieta dado por el usuario al inicio de la simulación. Los resultados obtenidos en cuanto a la trayectoria de la grieta durante la propagación son comparados con resultados experimentales, de manera que el algoritmo implementado muestra muy buenos resultados para este tipo de materiales.

[10] Proponen un malla adaptativa para el método de los elementos finitos para el análisis 2D en problemas de comportamiento lineal elástico, en donde el crecimiento de grieta y la dirección de propagación son determinados a partir de los factores de intensidad de esfuerzos. Se estudian cuatro casos entre los que se incluyen probetas compactas y placas con un agujero en el centro, en las cuales la malla propuesta brinda resultados aceptables

para el modo de fractura I, indicando la aplicabilidad de esta malla en problemas de LEFM en dos dimensiones.

[11] estudian el comportamiento de crecimiento de grieta sobre un acero SAE 1045, en un ensayo de flexión de 4 puntos. Para el desarrollo se traza una sección experimental siguiendo los lineamientos de la norma ASTM E-647, la cual permite obtener la velocidad de crecimiento de grieta, posteriormente se lleva a cabo una simulación computacional que permite establecer el factor de intensidad de esfuerzos por medio del software FRANC2D, el cual permite obtener resultados con un error de menos del 10%.

[12] presentan la simulación de propagación de grietas en láminas de acero de fase dual por medio del método de los elementos finitos, a partir de los criterios de fractura de Mohr-Coulomb modificado y Cockcroft-Latham. La simulación fue ejecutada en el software LS DYNA el cual aplica la técnica de erosión de elementos para permitir la propagación de la grieta en el modelo simulado. Los resultados obtenidos por el método de los elementos finitos son comparados con datos adquiridos de ensayos experimentales cuasi-estáticos, con los cuales se pudo verificar que el modelo propuesto presenta una buena aproximación al fenómeno físico.

[13] Evalúan en su estudio el uso del método de los elementos finitos extendidos mediante el software ABAQUS. De modo que se presentan diferentes casos de estudio para la simulación de propagación de grietas en una probeta compacta CT, donde se varía el modelo de material usado y la malla, y comparando los resultados obtenidos con resultados reportados anteriormente y el uso de un modelo de daño dúctil, obteniendo buenos resultados al contrastar las gráficas de fuerza vs desplazamiento.

[14] Presenta el estudio de la tenacidad de fractura en el material G450 mediante trabajo experimental y computacional. En este caso se realiza una simulación con un modelo de material elastoplástico en el software ABAQUS, de manera que se obtuvo la respuesta para la fuerza y el desplazamiento de la probeta durante la aplicación de la carga de tensión en el ensayo de tenacidad de fractura. Esta información luego fue contrastada contra los resultados experimentales en cuanto a la carga máxima alcanzada y el valor del K_{Ic} calculado, encontrando valores muy cercanos entre sí con errores de no más del 10%.

Justificación

En la actualidad los aceros de fase dual representan uno de los materiales de mayor interés en muchos campos de la industria, siendo la industria del automóvil la más beneficiada con la aplicación de estos materiales, ya que permite la fabricación de piezas más livianas con una gran resistencia, y es por esto entre otras cosas que se han realizado hasta la fecha gran cantidad de estudios sobre este tipo de aceros, no obstante existen tópicos como la resistencia a la fractura que no han tenido el nivel de profundización que se ha tenido en otros aspectos del comportamiento mecánico de los aceros DP.

La tenacidad de fractura y la resistencia al crecimiento de grietas bajo fatiga son dos de las más importantes propiedades que caracterizan la resistencia de un material ante la presencia de grietas. Estas permiten obtener información sobre el comportamiento del material ante el crecimiento de grietas y de esta manera hace posible predecir de forma anticipada una falla ocasional por fractura del material, de modo que es posible estimar de forma apropiada la vida residual de una pieza en servicio, permitiendo tomar medidas preventivas que eviten posibles accidentes que puedan afectar trabajadores o estructuras.

Dado que la aplicación de los aceros de fase dual está en la fabricación de piezas estructurales y automotrices que están sometidas a diferentes condiciones de carga que generan y propagan grietas, resulta de gran interés conocer este par de propiedades en el material, permitiendo estimar la resistencia residual y tamaño crítico de grietas en una pieza antes de presentar una fractura súbita, es decir, evaluar su integridad. No obstante este tipo de análisis puede presentar grandes dificultades cuando se realiza sobre geometrías y condiciones de carga complejas, por lo que la aplicación de herramientas computacionales en este tipo de problemas resulta una gran alternativa para estudios de este tipo, las cuales pueden entregar soluciones muy acertadas a partir de los datos experimentales obtenidos en la caracterización del material.

Objetivos.

Objetivo General

Evaluar de manera experimental y mediante simulación computacional la tenacidad de fractura y propagación de grieta en un acero de fase dual.

Objetivos Específicos

- Determinar la tenacidad de fractura de un acero de fase dual mediante la ejecución del ensayo de flexión en probetas prefisuradas.
- Determinar la velocidad de propagación de grieta en el material.
- Realizar la simulación computacional del fenómeno de propagación de grieta sobre el acero de fase dual.
- Comparar los resultados obtenidos experimentalmente con los resultados obtenidos mediante la simulación computacional.

1.Marco Teórico

En este capítulo se presentan las características de los Aceros de Fase Dual, junto con los principales conceptos aplicados en el desarrollo de este trabajo.

1.1 Aceros Avanzados de Alta Resistencia

Durante mucho tiempo los aceros han sido el material estructural más importante para la humanidad, ya que gracias a él se han podido llevar a cabo diferentes avances tecnológicos en campos como la infraestructura y la industria del automóvil [15]. Durante los últimos años del siglo XX y aun en la actualidad se han demandado mejores características de estos materiales con el fin de poder fabricar piezas cada vez más livianas que conserven unas buenas propiedades de ductilidad, conformabilidad y resistencia, con lo que es posible por ejemplo en el campo automotriz reducir el consumo de combustible de los automóviles y al mismo tiempo poder garantizar seguridad para los pasajeros. Con el objetivo de poder cumplir estos requerimientos se han desarrollado diferentes investigaciones en este campo por parte de fabricantes de autos y en conjunto con ingenieros e investigadores, que han permitido la fabricación de nuevos aceros con propiedades mecánicas superiores a las de los aceros convencionales. Una de estas familias de aceros es la que se conoce como aceros avanzados de alta resistencia, dentro de la cual se encuentran los aceros DP (Dual Phase), aceros TWIP (Twinning Induced Plasticity) y aceros TRIP (Transformation Induced Plasticity), los cuales están compuestos por diferentes fases que principalmente se estructuran en una matriz de fase dúctil en la cual se dispersan otras fases duras como martensita o bainita [16]. En la figura 1-1 se observan las características de los diferentes tipo de aceros como loas aceros HSLA (High Strength Low Alloy), aceros IF (Interstitial Steel), aceros MS (Martensitic Steels) y aceros BH (Bake Hardenable) , en base a su relación entre el porcentaje de elongación y el esfuerzo último a tensión.

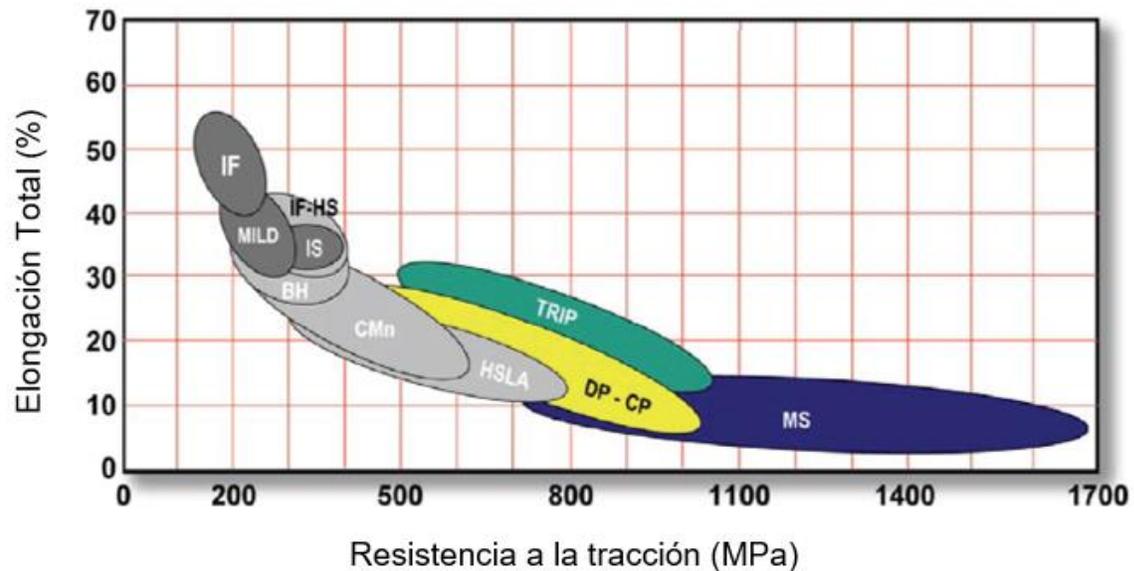


Figura 1-1 Clasificación de los Aceros Avanzados de Alta Resistencia. Adaptado de [17]

1.2 Aceros de Fase Dual

Los aceros de fase dual se encuentran dentro de la familia de los aceros AHSS (Advanced High Strength Steels), y se caracterizan por tener una alta capacidad inicial de endurecimiento por deformación y una buena relación de ductilidad y resistencia [18], como se observa en la figura 1-2, donde es posible evidenciar sus buenas propiedades mecánicas respecto a otros aceros convencionales como los HSLA (High Strength Low Alloy).

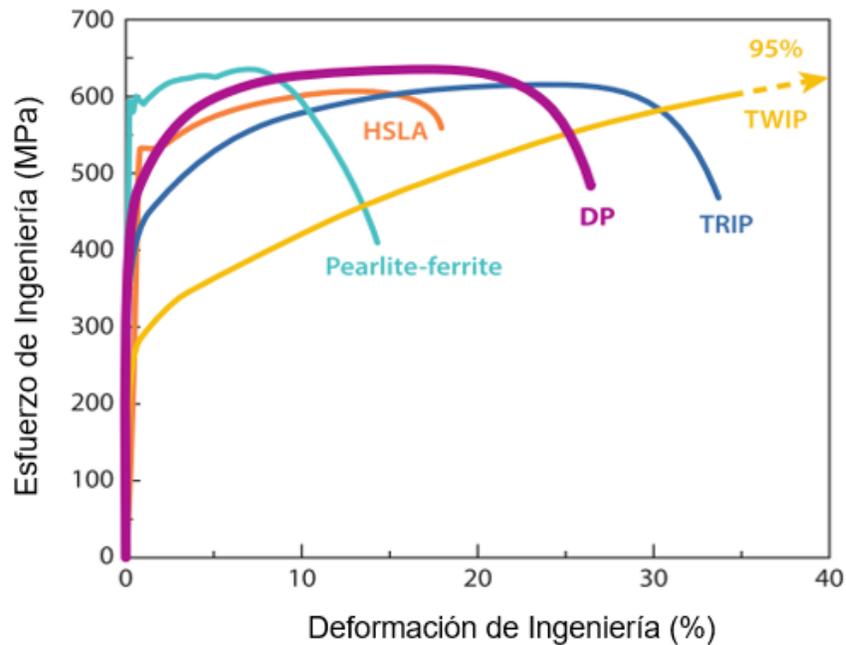


Figura 1-2 Comparación Gráfica esfuerzo-deformación a partir de ensayos de tensión uniaxial para diferentes aceros. Adaptado de [15]

Los primeros estudios próximos a lo que se conoce hoy como aceros DP datan de finales de los años 70 con el trabajo de Hayami [19] quien observó que luego de realizar tratamientos térmicos de temple en aceros desde una temperatura intercrítica se producía en estos una microestructura dual de ferrita – martensita. Esta microestructura clásica de los aceros DP se encuentra constituida por una matriz de ferrita la cual aporta una buena ductilidad, sobre la cual se hallan islas de martensita, fase que contribuye a aumentar su resistencia (figura 1-3).

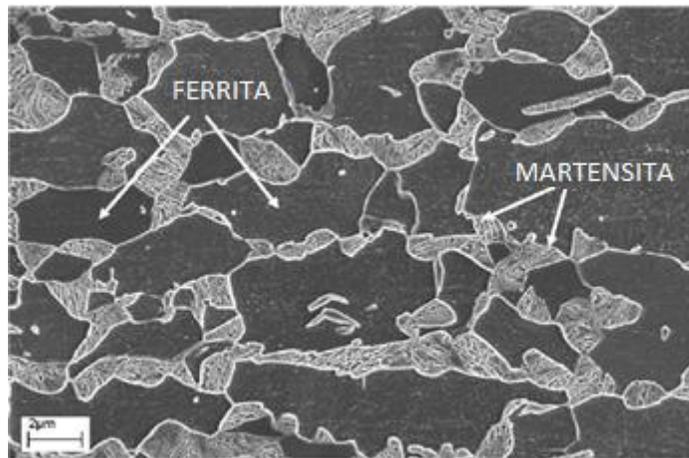


Figura 1-3 Microestructura característica de los aceros de fase dual (Ferrita-Martensita).
Adaptado de [17]

Los aceros de fase dual han sido estudiados especialmente durante la última década debido a sus excelentes propiedades mecánicas, las cuales dependen de una gran cantidad de factores en su microestructura como la fracción volumétrica de martensita, el contenido de carbón en la fase de martensita y el tamaño de grano de cada una de las fases, entre otras, factores que son afectados en gran medida por la composición química del acero base a partir del cual se obtuvo el acero DP [20]. Dichos factores son difíciles de controlar y dependen además de los tratamientos térmicos utilizados durante la obtención del acero DP, por lo que es muy probable que se puedan encontrar fases como bainita o austenita retenida en la microestructura final. Generalmente el tratamiento térmico se inicia con un recocido intercrítico para generar una microestructura compuesta por fases de ferrita y austenita, seguido de un proceso de rápido enfriamiento, generalmente temple, que permite la transformación de la austenita en martensita [21], figura 1-4.

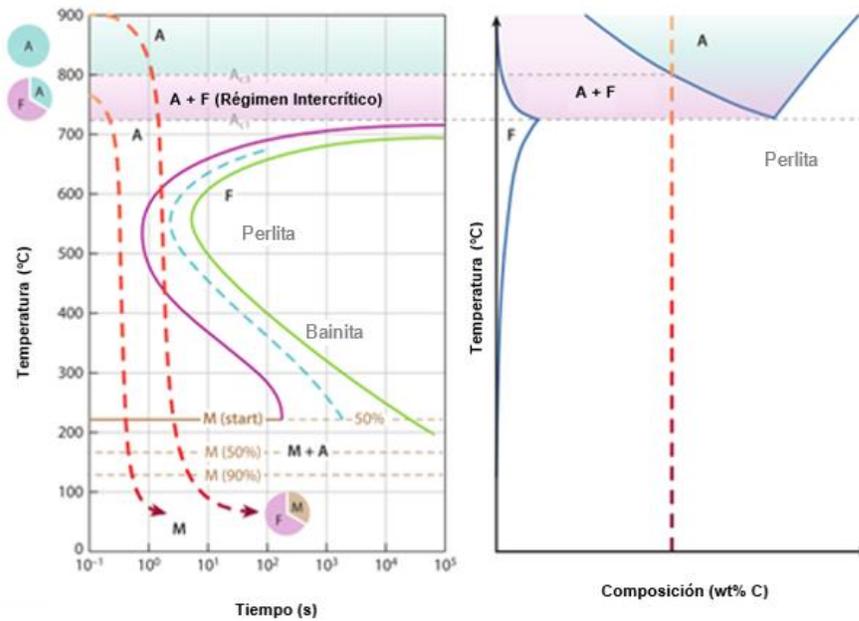


Figura 1-4 Tratamientos térmicos convencional para obtener aceros de fase dual.
Adaptado de [15]

Los aceros de fase dual se caracterizan además por tener una alta capacidad de endurecimiento por deformación, lo que permite que estos materiales posean también una resistencia final muy elevada y un mejor comportamiento al impacto, cualidad muy importante para diversos sectores de la industria. Sin embargo es preciso mencionar que la capacidad de endurecimiento por deformación depende como muchas de las propiedades de los aceros de fase dual de su microestructura, en este caso el aumentar la cantidad de martensita puede a su vez aumentar la capacidad de endurecimiento del material. [22]

De forma general un bajo volumen en fracción de martensita confiere a los aceros de fase dual una muy buena combinación de ductilidad y tenacidad debido a la presencia de la ferrita, de modo que al aumentar la cantidad de martensita y en su defecto disminuir el volumen en fracción de la ferrita el esfuerzo de fluencia y el esfuerzo ultimo a tensión se hacen más grandes, aunque al mismo tiempo se ve disminuida su ductilidad, incrementando la resistencia mecánica del material, sin embargo no solo la cantidad de la segunda fase afecta el comportamiento mecánico de los aceros de fase dual, sino también su morfología. Frecuentemente es posible encontrar en la microestructura de los aceros

de fase dual dos tipos de martensita (figura 1-5), una martensita fina y fibrosa que se distribuye de forma homogénea sobre la matriz de ferrita, y una martensita en forma de bloques o laminas que de igual manera se encuentra de manera uniforme. La primera morfología aporta una mejor combinación de resistencia – ductilidad comparada con la segunda morfología, sin embargo resulta en una disminución del endurecimiento por deformación del material y además conlleva una mayor facilidad en la aparición de grietas dentro de la martensita. [23]

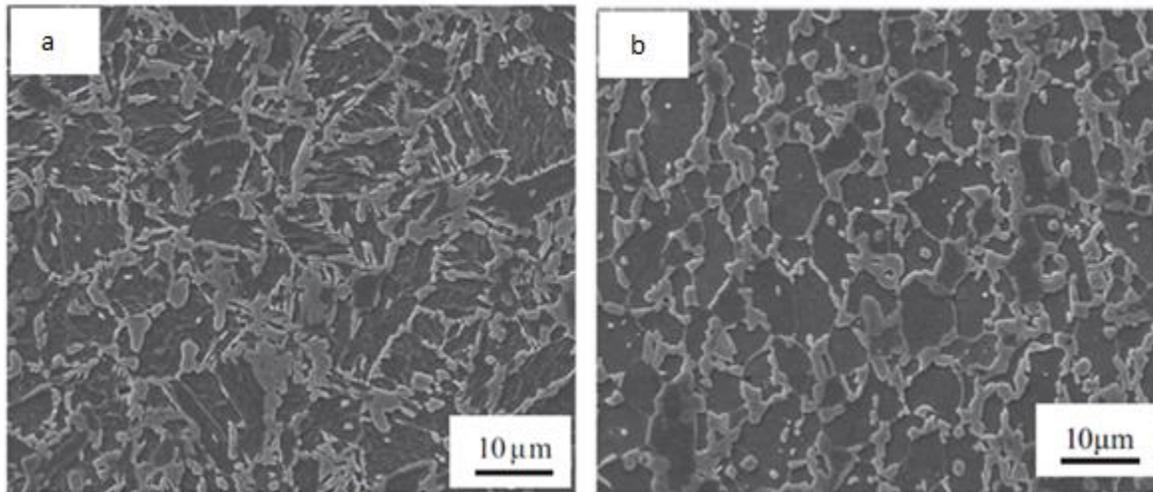


Figura 1-5 Diferentes morfologías de martensita. a) Martensita fibrosa, b) Bloques de martensita. Adaptado de [23]

Los mecanismos de fractura que pueden ser evidenciados en los aceros de fase dual están asociados en un principio con la fase en la que se presenta la falla, de modo que la ferrita exhibe mecanismos de fractura dúctiles como la aparición de microvacíos y la martensita mecanismos de fractura frágil como el clivaje, y además también es posible observar descohesión en las interfaces ferrita-martensita. Sin embargo el tamaño de grano tiene también una gran influencia sobre los mecanismos de fractura en este tipo de materiales, de manera que al obtener un tamaño de grano más fino, de alrededor de 1 μm para el caso de grano de ultrafino (UFS), los mecanismos de fractura que presenta el material son de naturaleza completamente dúctil (figura 1-6), esto debido a que el refinamiento de grano mejora la tenacidad de fractura de la martensita, asimismo mejora su plasticidad y la cohesión en las interfaces [24]. Del mismo modo el refinamiento del grano resulta en una

mayor ductilidad del material, una mejor distribución y una morfología más uniforme de las fases, de manera que se pueden observar esquinas más redondeadas en las islas de martensita, lo que evita la concentración de esfuerzos en estas zonas y promueve la aparición de mecanismos de fractura dúctil [25].

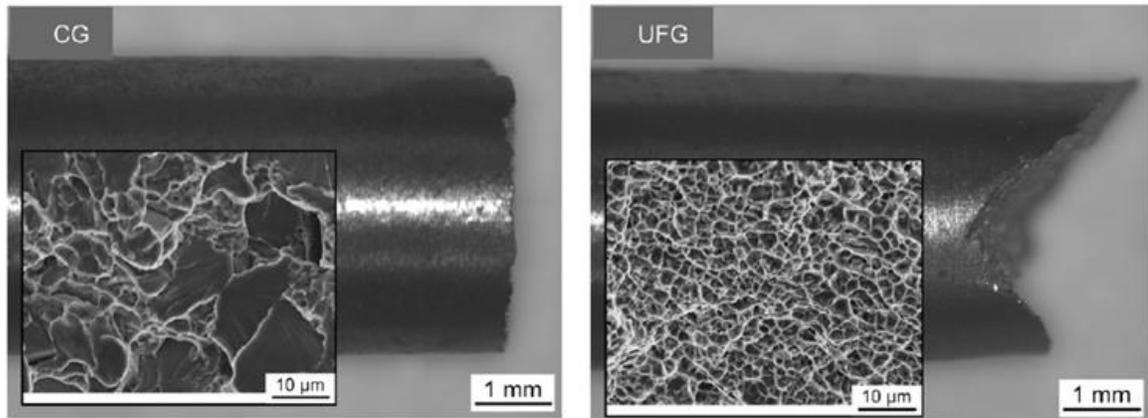


Figura 1-6 Mecanismo de fractura durante un ensayo de tensión uniaxial. CG) Clivaje en un acero de grano grueso, UFG) Microvacíos en un acero de grano ultrafino. Adaptado de [24]

1.3 Mecánica de la fractura

La mecánica de la fractura se presenta como la disciplina que estudia el comportamiento de los materiales bajo la aplicación de una carga cuando estos presentan fisuras o grietas en su estructura. Estas discontinuidades en un principio pueden pasar desapercibidos y generalmente no se consideran dentro del diseño final de un componente, sin embargo con el tiempo de servicio estas discontinuidades comienzan a crecer, generando concentradores de esfuerzos localizados en las puntas de grieta, lo que sin el análisis y mantenimiento adecuado pueden terminar en una fractura total e inesperada del componente.

En la mecánica de fractura el comportamiento de la grieta en un cuerpo es descrito desde un punto de vista macroscópico dentro del contexto de la mecánica del continuo, donde la grieta es idealizada como un corte dentro del cuerpo, lo que básicamente representa una

separación de este. Se asume además que el radio de la grieta en el cuerpo es $\rho=0$, ya que aunque no es posible físicamente alcanzar este parámetro, el radio de la grieta es infinitamente pequeño en comparación con su longitud. Por otro lado se asumen generalmente tres modos de carga que caracterizan el desplazamiento de la grieta, (figura 1-7), los cuales pueden ser superpuestos para describir el mecanismo de propagación de la grieta [26].

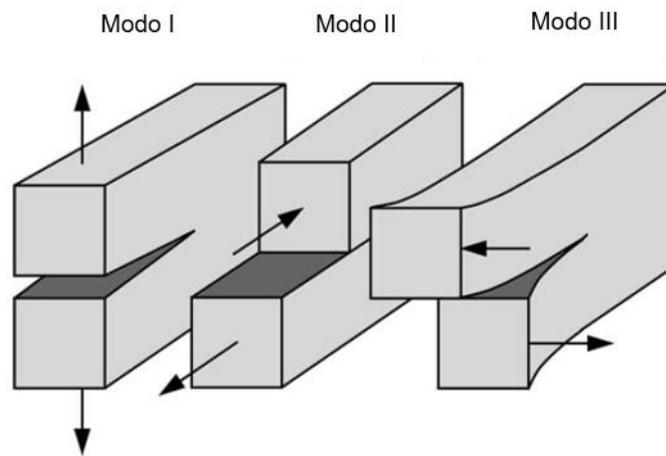


Figura 1-7 Modos de deformación de grieta. Adaptado de [27]

Sobre cada uno de estos modos de carga es posible establecer las expresiones que describen el estado de esfuerzos en el cuerpo en base a la mecánica de fractura lineal elástica, en donde se asume un material isotrópico lineal y elástico para el cual es aplicable la ley de Hook y en el que además la deformación plástica alrededor de la punta de grieta no es considerable. De manera que se establece que el campo de esfuerzos en un cuerpo con estas características en presencia de grietas puede ser obtenido por la ecuación (1).

$$\sigma_{ij} = \left(\frac{k}{\sqrt{r}} \right) f_{ij}(\theta) + \sum_{m=0}^{\infty} A_m r^{\frac{m}{2}} g_{ij}^{(m)}(\theta) \quad (1)$$

Esta ecuación está definida en coordenadas polares (r, θ) (figura 1-8), donde σ_{ij} es el tensor de esfuerzos, k una magnitud con las mismas unidades del factor de intensidad de esfuerzos, f_{ij} una función adimensional de θ en el término principal, y A_m y g_{ij}^m son términos de alto orden que dependen de la geometría del cuerpo a estudiar. Como se puede observar en esta ecuación el tensor de esfuerzos es proporcional al término $1/\sqrt{r}$ dado que r tiende a 0, lo que implica que cuando $r=0$ el campo de esfuerzos alrededor de la punta de grieta tiende a infinito, de manera que se describe una singularidad en los esfuerzos y se establece que este debe ser asintótico a $r=0$.

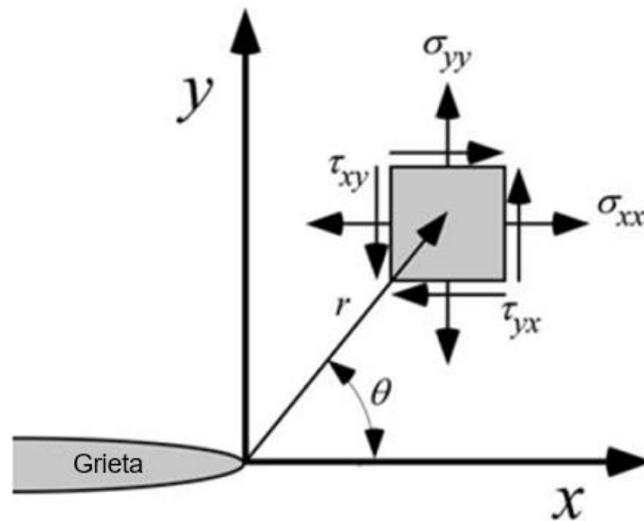


Figura 1-8 Esfuerzos alrededor del frente de grieta. Adaptado de [27]

De esta manera cada modo de carga, del cual dependen las cantidades proporcionales k y f_{ij} , generaran una singularidad del tipo $1/\sqrt{r}$ en la punta de grieta. Con lo que introduciendo en la ecuación el concepto del factor de intensidad de esfuerzos K , el cual denota el modo de carga y donde $K = k\sqrt{2\pi}$, es posible establecer finalmente el campo de esfuerzos para cada uno de los modos de carga evaluando $\lim_{r \rightarrow 0} \sigma_{ij} = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}(\theta)$ para cada modo de fractura, con lo que se obtienen las ecuaciones (2), (3) y (4) para el modo I [27].

$$\sigma_{xx} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[1 - \operatorname{sen}\left(\frac{\theta}{2}\right) \operatorname{sen}\left(\frac{3\theta}{2}\right)\right] \quad (2)$$

$$\sigma_{yy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[1 + \operatorname{sen}\left(\frac{\theta}{2}\right) \operatorname{sen}\left(\frac{3\theta}{2}\right)\right] \quad (3)$$

$$\tau_{xy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \operatorname{sen}\left(\frac{\theta}{2}\right) \cos\left(\frac{3\theta}{2}\right) \quad (4)$$

De esta manera se establece que generalmente un componente estructural puede fallar por fractura, debido comúnmente a la aparición en un principio de grietas en la estructura del material, las cuales pueden ser generadas durante el servicio o como resultado de defectos de fabricación, por ejemplo inclusiones. En las zonas de los extremos de estas grietas se generan campos de esfuerzos que son cuantificados por el factor de intensidad de esfuerzo, de modo que cuando empiezan a crecer las grietas durante la operación del componente se alcanza un valor límite que produce una falla por el crecimiento de grieta, dicho valor límite del factor de intensidad de esfuerzo es lo que se establece como la tenacidad de fractura (K_{IC}) de una material [28]. Parámetro que además puede ser evaluado para diferentes comportamientos de material, como materiales lineal elásticos, elastoplástico y plásticos, para los cuales la teoría y evaluación de tenacidad de fractura puede diferir entre ellos, dado las diferentes características de cada tipo de material, aunque teniendo siempre como base la mecánica de fractura lineal elástica.

1.4 Tenacidad de Fractura

La tenacidad de fractura se define como la resistencia que tiene un material a la propagación de grietas, de modo que este es un parámetro que describe que tan fácil es que una grieta crezca dentro del material, con lo que es posible determinar parámetros tan importantes como la tolerancia al daño y la vida residual de una pieza que se encuentra en servicio, campo de aplicación de la integridad estructural.

El procedimiento para determinar el valor de K_{IC} generalmente usado para materiales frágiles está establecido en la norma ASTM-E399 [29], en la cual se presentan las probetas normalizadas para los ensayos, los cálculos y consideraciones respectivas. Las probetas generalmente usadas en este tipo de ensayo corresponden a probetas compactas CT o probetas de flexión SENB (figura 1-9), las cuales deben cumplir características específicas en cuanto a su geometría y acabado superficial. Es necesario además garantizar que la zona plástica en el frente de grieta sea pequeño respecto a las dimensiones de la probeta, de manera que se garantice una condición de deformación plana, para lo cual debe cumplirse la condición especificada en (5).

$$a, B \geq 2.5 \left(\frac{K_{IC}}{\sigma_y} \right)^2 \quad (5)$$

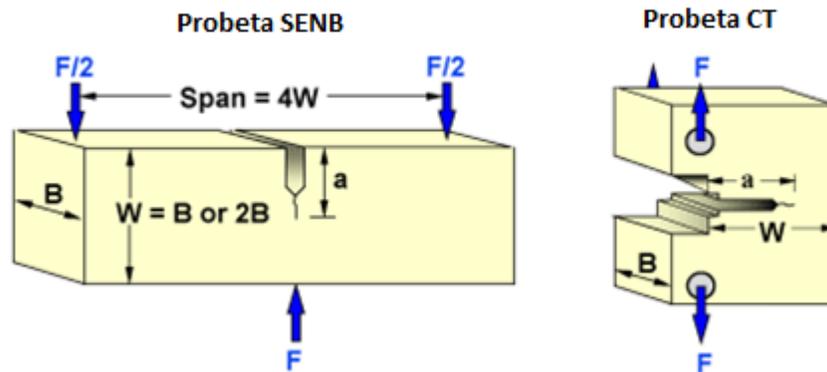


Figura 1-9 Probetas normalizadas para el ensayo de tenacidad de fractura. Adaptado de [30]

Para la ejecución del ensayo es necesario realizar un preagrietamiento de la probeta en la zona donde está ubicada la entalla, la cual generalmente se genera mediante fatiga, con el objetivo de obtener una punta de grieta aguda. De manera que luego la probeta es sometida a cargas de flexión o tensión como se indica en la figura 1-9, con lo que es posible obtener una gráfica de fuerza vs desplazamiento (P vs v) adquirida mediante una máquina de ensayos universal y un extensómetro tipo clip, donde v corresponde al desplazamiento relativo entre dos puntos localizados simétricamente en lados opuestos del plano de grieta.

Luego para calcular el valor de K_{IC} es necesario primero establecer un valor condicional K_Q , el cual se obtiene mediante las ecuaciones (6) y (7) para el caso de probetas compactas CT, y para el cual debe determinarse si es constante con el tamaño y el esfuerzo de fluencia de la muestra.

$$K_Q = \frac{P_Q}{\sqrt{BB_N}\sqrt{W}} f\left(\frac{a}{W}\right) \quad (6)$$

$$f\left(\frac{a}{W}\right) = \frac{\left(2 + \frac{a}{W}\right) \left[0.886 + 4.64\frac{a}{W} - 13.32\left(\frac{a}{W}\right)^2 + 14.72\left(\frac{a}{W}\right)^3 - 5.6\left(\frac{a}{W}\right)^4\right]}{\left(1 - \frac{a}{W}\right)^{3/2}} \quad (7)$$

Para determinar la validez de este valor K_Q es necesario trazar una línea secante OP sobre la gráfica de fuerza vs desplazamiento obtenida anteriormente, dicha secante define una carga P en su intersección con esta curva de manera que pueden presentarse tres diferentes escenarios que determinan distintos valores de P_Q como se puede observar en la figura 1-10. Con esta información se calcula luego el valor del cociente P_{max}/P_Q , donde P_{max} corresponde a la carga máxima. Si este valor está por debajo de 1.10, entonces $K_Q = K_{IC}$, de modo que calculando el valor de K_Q se obtiene el valor de la tenacidad de fractura del material estudiado. Por otro lado si el valor del cociente P_{max}/P_Q es mayor a 1.10, se determina que la prueba realizada no es válida dentro del ensayo descrito por la norma ASTM E-399, debido a que probablemente las características del material correspondan a un comportamiento elastoplástico.

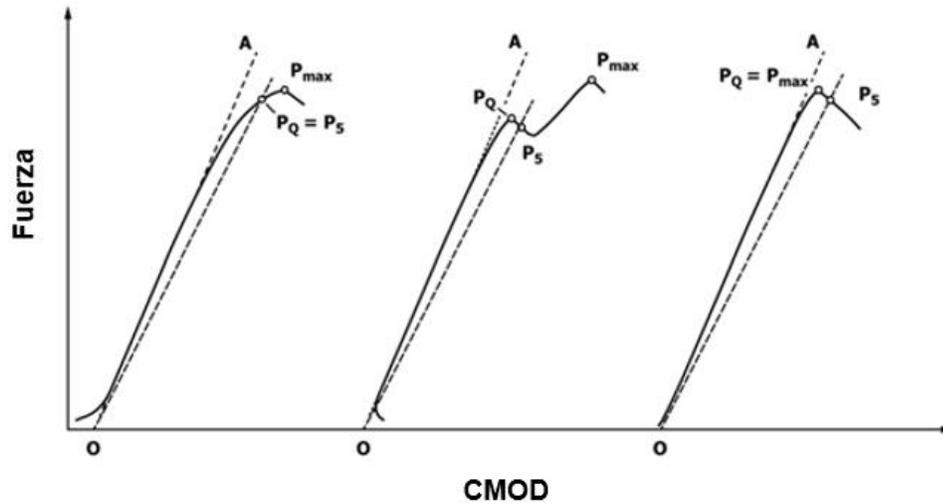


Figura 1-10 Principales tipos de comportamiento Fuerzas vs Desplazamiento. Adaptado de ASTM E-399 [29]

1.5 Integral J

Cuando durante la propagación de una grieta en un material, este comienza a evidenciar zonas plásticas considerables en la punta de grieta, como en el caso de la mayoría de materiales dúctiles, su comportamiento ya no puede ser analizado mediante la mecánica de la fractura lineal elástica, dado que el parámetro G (Tasa de liberación de energía) deja de ser válido y se hace necesario tener en cuenta el comportamiento no lineal que se presenta. De modo que es necesario aplicar otro tipo de análisis enfocado a los materiales elastoplásticos, campo que se conoce como mecánica de la fractura elastoplástica, en la cual se considera que generalmente para este tipo de materiales se evidencian zonas con deformaciones plásticas que generan un enroscamiento en la punta de grieta, fenómeno que además termina aumentando la tenacidad de fractura final del material.

Dado que el parámetro K está asociado generalmente a un comportamiento lineal elástico, como el que se puede observar en materiales cerámicos, este deja de ser apropiado para evaluar la tenacidad de fractura en materiales elastoplásticos. Por lo que se plantean otros parámetros como el CTOD (Crack Tip Opening Displacement) o la integral J , siendo este último uno de los más usados en la actualidad. Este concepto fue propuesto por Rice [31] como un parámetro de caracterización mecánica en el comportamiento de materiales

elásticos no lineales. El cual representa la liberación energética, que bajo un estado de tensión determinado, acompañaría a la propagación de la grieta, aun cuando la plasticidad en el frente de la grieta fuera apreciable [32].

La integral de contorno J se puede establecer dentro de cualquier curva Γ que encierre la punta de grieta partiendo desde la parte inferior de esta y terminando en la parte superior, como se observa en la figura 1-11, y se define de acuerdo a la ecuación (8), donde la energía por unidad de volumen es $W = \int_0^{\varepsilon_{ij}} \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij}$ y el vector de tracción es $T_i = \sigma_{ij}\eta_{ij}$.

$$J = \int_{\Gamma} \left[W dy - T \frac{\partial u_i}{\partial x} ds \right] \quad (8)$$

Una particularidad de la integral de contorno J es que la diferencia entre dos caminos Γ_1 y Γ_2 que rodean la zona plástica es cero, de modo que cualquiera que sea el camino, la integral J, igual a la liberación de energía elástica y el trabajo de las fuerzas normales al contorno cuando se extiende la grieta una cantidad da , es independiente del camino recorrido.

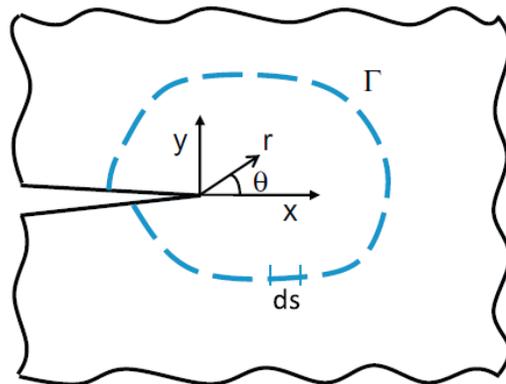


Figura 1-11 Integral de contorno J. Adaptado de [33]

Los primeros avances en cuanto al procedimiento experimental para medir el parámetro J fueron propuestos por Begley y Landes [34] con la desventaja de necesitar una gran cantidad de probetas, seguido del trabajo presentado por Rice [35], el cual permite trabajar con una única probeta. Actualmente la norma ASTM E1820 [36] describe el procedimiento experimental general para determinar la tenacidad de fractura en materiales elastoplásticos mediante el uso de del parámetro J . El ensayo es similar al descrito para el parámetro K , en el que debe registrarse la información respectiva a la carga y el desplazamiento, este último mediante un extensómetro tipo clip ubicado en la entalla de la probeta (figura 1-12).

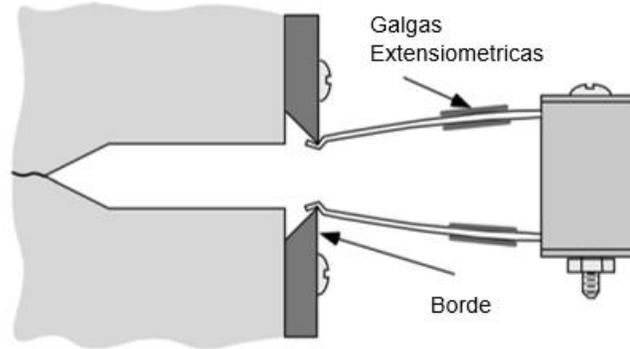


Figura 1-12 Medición del desplazamiento mediante un extensómetro tipo clip. Adaptado de [27]

A partir de la información registrada es luego necesario realizar un tratamiento a los datos obtenidos para obtener el parámetro J , donde el valor total de J es una suma de sus componentes elástico y plástico, como se presenta en la ecuación (9)

$$J = J_{el} + J_{pl} \quad (9)$$

Debido a que dentro del comportamiento elástico lineal $J=G$, es posible establecer una relación entre el parámetro J y K , de modo que la componente elástica de J se define de acuerdo a la ecuación (10), donde $K = \frac{P}{\sqrt{B}B_N W} f(a/W)$.

$$J_{el} = \frac{K^2(1 - \nu^2)}{E} \quad (10)$$

Del otro lado el componente plástico se define de acuerdo a la ecuación (11), donde el factor geométrico η para probetas compactas (CT) es $\eta = 2 + 0.522 \frac{b_0}{W}$, siendo b_0 la longitud la zona no agrietada ($W-a$).

$$J_{pl} = \frac{\eta A_{pl}}{B_N b_0} \quad (11)$$

Finalmente es necesario a partir de la gráfica obtenida determinar el valor del área bajo la curva A_{pl} (figura 1-13) para hallar el valor total de J , el cual corresponde al valor de J_{IC} si se cumple la relación señalada en la ecuación (12), la cual además permite evidenciar una de las ventajas de usar el parámetro J , dado que la restricción de espesor de la probeta a usar en el ensayo es mucho menos severa respecto al caso de análisis exclusivamente elástico (ecuación 5).

$$B, (W - a) > 25 \left(\frac{J_Q}{\sigma_Y} \right) \quad (12)$$

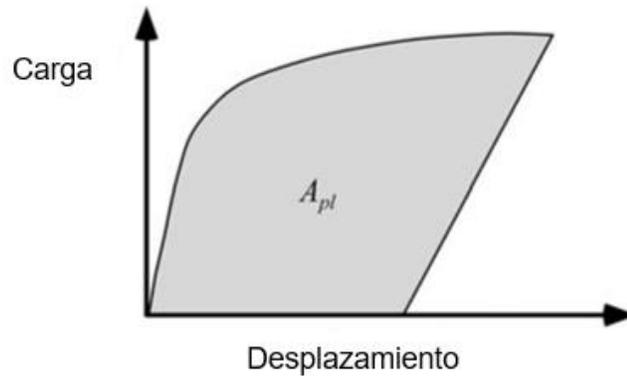


Figura 1-13 Área plástica. Adaptado de [27]

1.6 Propagación de Grietas por Fatiga

En general, el daño por fatiga corresponde a un tipo de falla que se presenta cuando un componente está sometido a esfuerzos fluctuantes dentro de un cierto periodo de tiempo y el cual normalmente aparece cuando se presentan esfuerzos de tensión durante el ciclo de carga, con una amplitud de esfuerzos superior a un valor mínimo conocido como K_{th} (Umbral) y un número suficiente de ciclos. Durante este proceso el material acumula daño internamente y se genera el crecimiento de grietas que llevan a la fractura cuando se alcanza un tamaño crítico. De modo que es posible aplicar la mecánica de fractura para estudiar la propagación de grietas por fatiga, a partir de los valores de las cargas de aplicación y la relación entre las cargas máximas y mínimas a las que está sometido el material (relación de cargas R), lo que implícitamente incluye el rango del factor de intensidad de esfuerzos en la punta de grieta y cómo este se incrementa a medida que el tamaño de la grieta va creciendo.

En principio las grietas pueden aparecer como defectos propios de la pieza debido a los procesos de fabricación usados o como defectos generados por el movimiento de dislocaciones en el material, y pueden o no propagarse durante los ciclos de carga. Dicho comportamiento dependerá del valor umbral (K_{th}), el cual representa el mínimo valor que debe tener el factor de intensidad de esfuerzos para generar la propagación de grieta, este

parámetro puede ser influenciado por la relación de cargas R o por otros fenómenos asociados a lo que se conoce como el cerramiento de grieta (Crack Closure) [27].

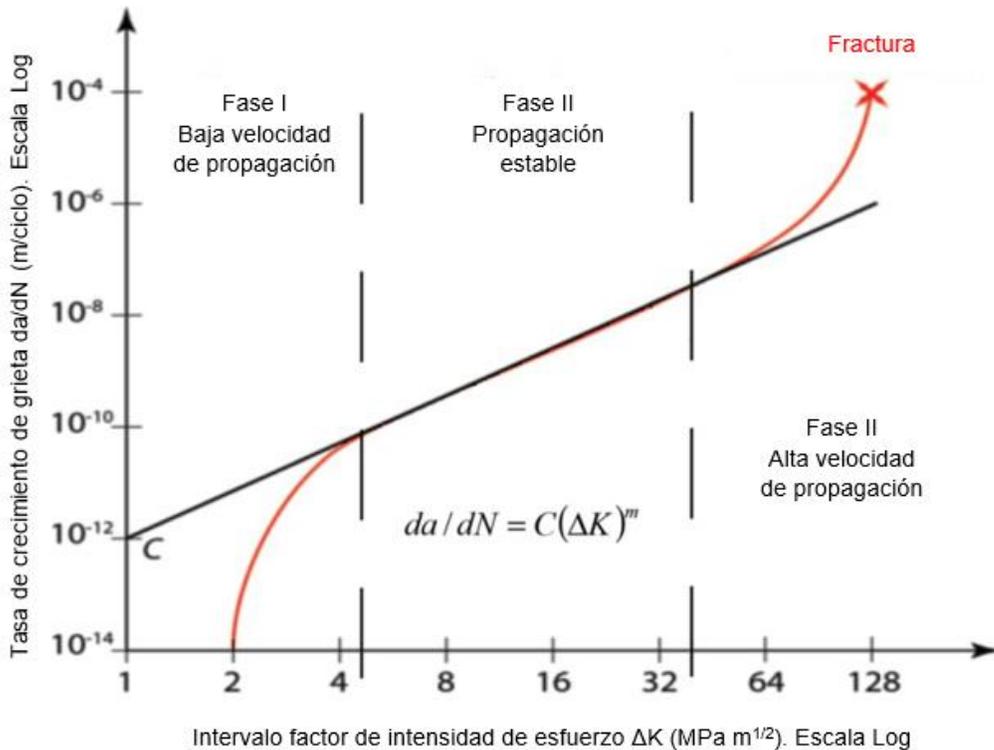


Figura 1-14 Fases de la propagación de grietas por fatiga. Adaptado de [37]

El proceso de fatiga puede ser caracterizado generalmente en tres regiones (figura 1-14), siendo la primera región una etapa en la cual la propagación de grietas se da a lo largo de los planos cristalinos y siendo altamente sensible a la microestructura del material. Una segunda región, habitualmente la región de mayor interés y conocida como la región de Paris, la cual presenta un crecimiento estable, es relativamente insensible a la microestructura y está caracterizada por la ecuación de Paris [38], la cual determina una relación entre el número de ciclos, el tamaño de la grieta y el factor de intensidad de esfuerzos en la punta de grieta, como se establece en la ecuación (13), donde los parámetros c y m son hallados experimentalmente y por ende varían de un material a otro, siendo entre 2 y 5 el rango en el que varía generalmente el valor de m . Y por último una tercera región en la cual se alcanzan las mayores velocidades de propagación de grieta y

la fractura final del componente, siendo esta también muy sensible a la microestructura presente.

$$\frac{da}{dN} = c\Delta K^m \quad (13)$$

Para determinar los parámetros de la ecuación de Paris en un material es necesario realizar un trabajo experimental en el cual se deben registrar los valores del crecimiento de grieta y el número de ciclos en paralelo, bajo un valor de cargas establecido que permita la propagación de grietas, dicho procedimiento se encuentra establecido en la norma ASTM 647 [39], la cual sugiere el uso de probetas compactas CT (Compact Tension), probetas de tensión MT (Middle Tension) y probetas tipo ESET, siendo la probeta compacta el tipo de espécimen más frecuente (figura 1-15), las cuales son sometidas en un comienzo a un proceso de preagrietamiento en el que se busca garantizar una punta de grieta aguda. En general, se busca registrar el cambio del tamaño de grieta, ya sea mediante métodos ópticos (Microscopio digital) o mediante cambios de potencial adquiridos del montaje de un circuito eléctrico que incluye la probeta ensayada, siendo este último el método más recomendado dada su alta sensibilidad.

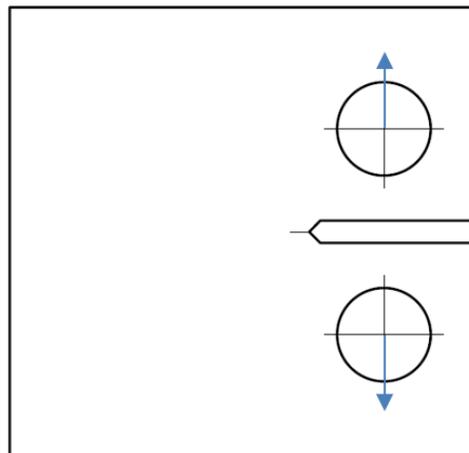


Figura 1-15 Probeta CT usada para el ensayo de propagación de grietas por fatiga.

El estudio de la propagación de grietas por fatiga en aceros de fase dual ha sido un tema de gran interés debido a que la propagación de grietas en este tipo de materiales depende en gran medida de la microestructura que exhibe, de modo que se hace importante conocer cómo las diferentes fases influyen en este comportamiento y de esa manera modificar su microestructura para mejorar su resistencia en este tipo de problemas. Uno de los primeros trabajos en este tema fue realizado por V.B.Dutta [40], en el que se concluye que la velocidad de propagación en este tipo de aceros se ve reducida cuando se exhibe una microestructura que contiene estructuras de martensita globular finas o gruesas sobre una matriz de ferrita de grano grueso, ya que este tipo de estructuras mostraron tasas de crecimiento entre 10 y 20 veces menores que las que se presentaron en aceros con microestructuras de grano más fino. Este fenómeno se atribuye a la reducción de la fuerza motriz efectiva debido al fenómeno del cerramiento de grieta inducido por la rugosidad presente en las caras de la grieta, asociado a la aparición de islas de martensita en el recorrido de la grieta. Conclusiones similares han sido encontradas en el otros trabajos como el presentado por S. Li [41], en el que se evidencia que el contenido de martensita en aceros de fase dual retarda el crecimiento de la grieta y además incrementa el valor del (K_{th}), de modo que es necesario valores de carga más altos para iniciar la propagación de grieta.

1.7 Mecánica de la Fractura Computacional

Aunque la mecánica de fractura empezó a ser abordada de manera analítica y experimental durante la primera parte del siglo XX, con la aparición de los métodos numéricos hacia los años 60's para la solución de problemas de ingeniería, la mecánica de la fractura comenzó a desarrollarse de gran manera gracias a la aplicación de métodos como los elementos finitos o elementos de borde en este tipo de problemas, dando pie al inicio de la disciplina conocida como la mecánica de fractura computacional. La cual de forma general busca obtener los campos de desplazamientos, esfuerzos y deformaciones a través de simulaciones computacionales con el fin de estudiar el fenómeno de

propagación de grietas en un cuerpo, de forma que sea posible calcular de manera muy aproximada parámetros tan importantes como el factor de intensidad de esfuerzos.

En la actualidad son muchos los métodos numéricos propuestos para la simulación de este tipo de problemas (figura 1-16), como los métodos de elementos finitos enriquecidos o los métodos atomísticos. Generalmente pueden clasificarse en dos grandes grupos en función de la representación de la grieta. En el primer caso la grieta es considerada como una entidad geométrica y esta es incluida explícitamente en la geometría del modelo, métodos de este tipo son el método de los elementos finitos y el método de elementos de borde con característica de remallado. Del otro lado se encuentran los métodos en los cuales no hay una representación geométrica de la grieta, sino que esta puede ser representada por ejemplo en el modelo constitutivo del material o en un modelo cinemático como una deformación localizada, dentro de este grupo se encuentran los métodos de extinción de elementos y el método de los elementos finitos extendidos. De manera que estas diferencias fundamentales en los esquemas de representación de la grieta resultan en marcadas diferencias en cuanto al programa a usar en cada una de las aproximaciones [42].

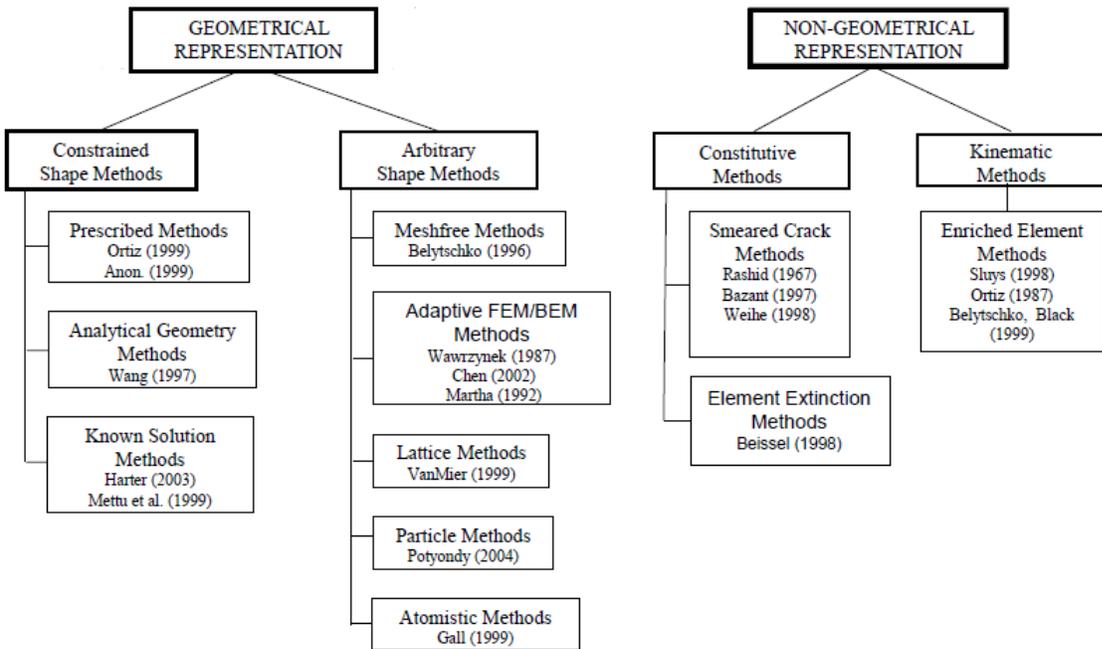


Figura 1-16 Métodos de representación de la grieta en un modelo numérico. Adaptado de [42]

En general el modelo conceptual de simulación del crecimiento de grieta es el mismo para los diferentes métodos, en donde la simulación del crecimiento de grieta es un proceso incremental que repite una serie de pasos, donde cada incremento de la simulación se basa en los resultados obtenidos anteriormente para representar la configuración actual de la grieta.

Este proceso se compone de forma general de tres grupos principales de datos que siguen una secuencia para cada incremento de tiempo (figura 1-17). Un primer grupo llamado R el cual contiene la descripción de la geometría del sólido y el cual puede o no contener una grieta, la descripción de las condiciones de contorno y las propiedades del material, las cuales nuevamente pueden o no reflejar la existencia de una grieta. Este grupo seguido de un proceso de discretización D, el cual incluye una función de mallado M, entrega como resultado un segundo grupo de datos A, quien posee una descripción aproximada del cuerpo, debido a la discretización. Esta información es luego sometida a un proceso de solución S, que resulta en un último grupo de datos E, el cual incluye un grupo de variables

que describe los desplazamientos o esfuerzos que definen la solución, en este caso específico del problema de propagación de grieta contiene también los valores del factor de intensidad de esfuerzos en la punta de grieta.

Finalmente R es actualizado por una función U con el fin de crear una nueva representación del modelo, es decir R en el siguiente paso de tiempo R_{i+1} . Es importante notar que es la función C , asociada a U , quien determina la dirección y la longitud del incremento durante el crecimiento de grieta. Esencialmente este proceso se repite de forma cíclica hasta que las condiciones adecuadas se logren, por ejemplo hasta que el factor de intensidad de esfuerzos (K_I) sea igual o mayor al valor de tenacidad de fractura del material (K_{IC}), condición en la cual se genera la falla [42].

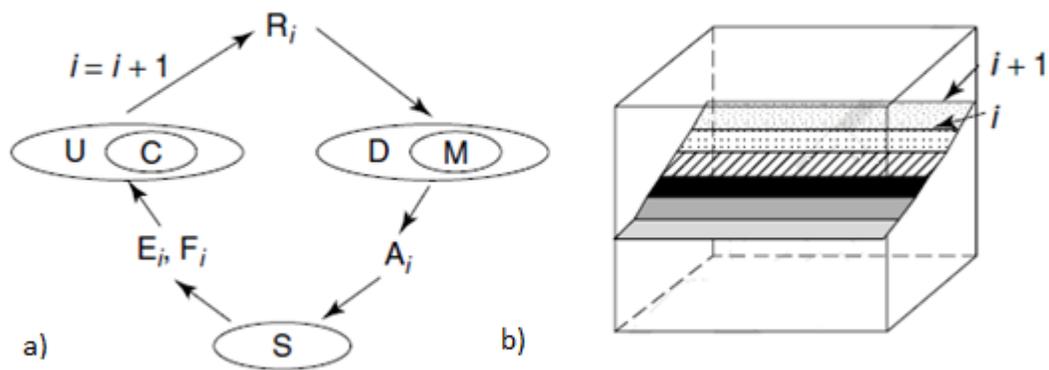


Figura 1-17 a) Proceso de iteración para la simulación del crecimiento de grieta. b) Esquema de la propagación de la grieta desde un instante de tiempo i . Adaptado de [42]

Los métodos usados para el proceso de solución mencionado anteriormente pueden ser muy variados, uno de los más usados y útiles es el método de los elementos finitos, el cual permite determinar el campo de desplazamientos en cada elemento generados durante el proceso de mallado, mediante funciones de interpolación que permiten definir un sistema

de ecuaciones $AX=B$, el cual se soluciona para cada uno de los elementos que en conjunto logran la solución global del problema.

1.8 Método de los Elementos Finitos

Con base en el desarrollo tecnológico alcanzado durante la primera parte del siglo XX en el ámbito computacional, años después fue propuesto el método de los elementos finitos como una herramienta para la solución de problemas aplicados al análisis estructural gracias a los trabajos realizados por Zienkiewicz, Argyris, Wilson y Bathe entre otros. El método permitía realizar de manera muy aproximada predicciones sobre los estados de esfuerzo y deformación sobre componentes estructurales (no necesariamente prismáticos), lo que permitía obtener información sobre su comportamiento bajo diferentes condiciones de cargas (combinadas y/o complejas), evitando en muchas ocasiones un trabajo experimental extenso o disminuyendo el tiempo de diseño de muchos de estos componentes, por lo que rápidamente comenzó a gozar de una gran popularidad en aplicaciones de problemas en el ámbito mecánico, civil y aeronáutico, que además ha ido aumentando hasta el día de hoy gracias al desarrollo computacional que ha permitido trabajar con problemas cada vez más complejos.

El método de los elementos finitos plantea discretizar el dominio analizado en una serie de elementos finitos unidos mediante nodos (figura 1-18), de manera que se describe el comportamiento de cada uno de estos elementos mediante un conjunto de funciones de interpolación que permiten conocer el valor de diferentes variables de campo como esfuerzos o deformaciones a partir de la información obtenida en los nodos gracias a la solución de sistemas de ecuaciones algebraicas, lo que permite al final juntar la información de cada uno de estos elementos para hallar una solución global para el dominio.

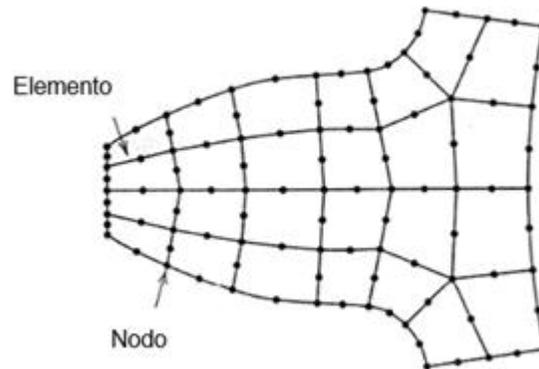


Figura 1-18 Discretización de un dominio mediante elementos finitos. Adaptado de [43].

Inicialmente el MEF (por sus siglas en español) presentaba inconvenientes para hallar la solución de problemas de la mecánica de la fractura debido a la singularidad que se presenta cuando el esfuerzo se acercan a la punta de grieta, lo que generaba que el uso de elementos isoparamétricos convencionales desencadenara en soluciones que divergían de la respuesta teórica o analítica cuando la malla era refinada. Sin embargo con el desarrollo de los QPE (Quarter Point Elements) (figura 1-19) por Henshell y Shaw [44] y de manera paralela por Barsoum [45] fue posible usar de manera más confiable y exacta el método de los elementos finitos en problemas de propagación de grieta, ya que la disposición de los nodos en este tipo de elementos permiten modelar de manera exacta la singularidad presente en la punta de grieta, por lo que generalmente son colocados alrededor de la punta de grieta sin importar si los elementos usados para el resto de la geometría son diferentes.

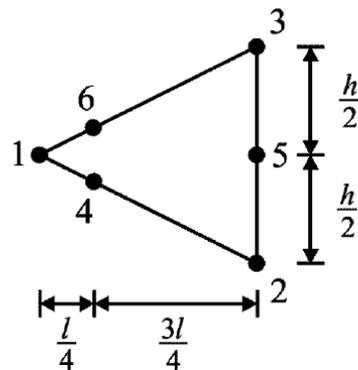


Figura 1-19 Descripción geométrica de los elementos QPE. Adaptado de [46]

Actualmente existe una gran variedad de técnicas que usan el método de los elementos finitos para obtener valiosa información en los problemas de mecánica de la fractura, como el factor de intensidad de esfuerzos. Generalmente son clasificadas en dos grupos, aproximaciones directas y aproximaciones energéticas, siendo estas últimas preferiblemente usadas y más exactas, sin embargo las aproximaciones directas presentan la ventaja de ser mucho más sencillas, de modo que permite obtener resultados de manera más rápida. Dentro del conjunto de aproximaciones directas podemos encontrar técnicas como el método de correlación de desplazamientos propuesto por Chan [47]. Mientras dentro del grupo de aproximaciones energéticas se presentan métodos como el método de extensión de grieta virtual (Virtual Crack Extension Method) propuesto por Parks [48] y Hellen [49], el MCCI (Modified Crack Closure Integral) propuesto por Rybicki y Kanninen [50] y el contorno de integral J planteado por Rice [31]. Todos estos métodos permiten obtener el factor de intensidad de esfuerzos con el fin de analizar diferentes configuraciones geométricas que analíticamente son complejas de estudiar, lo que significa una herramienta muy útil dentro del campo del análisis estructural, en la búsqueda de determinar parámetros como la vida residual de un componente.

1.9 Método de los Elementos Finitos Extendidos (XFEM)

Desde las primeras aplicaciones del método de los elementos finitos en la solución de problemas de ingeniería, la mecánica de la fractura ha sido un tópico de constante desarrollo en el campo de la mecánica computacional, dado que la solución analítica a este tipo de problemas es bastante complejo cuando se trata de analizar geometrías o condiciones no convencionales. En un principio el método de los elementos finitos ofrece muy buenos resultados cuando se trata de determinar parámetros como el factor de intensidad de esfuerzos para una grieta estacionaria, sin embargo cuando el objetivo se centra en la propagación de la grieta durante la aplicación de una carga, este método empieza a mostrar ciertas limitaciones, debido principalmente a la necesidad de remallado sobre la zona de propagación en cada paso de tiempo, la imposibilidad de una propagación arbitraria de la grieta, ya que esta solo puede propagarse a lo largo de los bordes de los elementos, y un alto refinamiento de malla alrededor de la punta de grieta, lo que aumenta el costo computacional de la simulación.

Hacia 1999 un nuevo método conocido como el método de los elementos finitos extendidos (XFEM) es propuesto por Belytschko [51] y Moes [52] con el fin de abordar problemas complejos de la mecánica como campos discontinuos, deformaciones localizadas y por supuesto mecánica de la fractura (figura 1-20). Básicamente el XFEM busca enriquecer la malla de elementos finitos convencional mediante la adición de grados de libertad en los nodos de los elementos que están intersectados por la grieta de manera que estos puedan representar la discontinuidad y mejorar la representación de la singularidad en la cabeza de grieta. Para esto y en base al trabajo realizado por Babuska y Melenk [53] sobre el método de la partición de la unidad (Partition of Unity) se usa una función discontinua como la base de una función de forma con el objetivo de capturar el salto en las variables de campo como el desplazamiento dentro del dominio computacional. De manera que en los cálculos, la descripción del campo discontinuo es totalmente independiente de la malla [54]. Esto le permite de forma general tener algunas ventajas frente al método de los elementos finitos convencional como las que se mencionan a continuación:

1. El método de los elementos finitos extendidos permite la propagación de grietas dentro de los elementos, de modo que por ejemplo en geometrías complejas modeladas mediante mallas estructuradas la grieta puede crecer a través de cada elemento sin necesidad de realizar un proceso de remallado, lo cual resulta en una disminución del costo computacional de la simulación.
2. Los elementos que contienen las superficies y puntas de grieta son enriquecidas con grados de libertad adicionales, por lo que una función de forma discontinua es usada para emular la singularidad del campo de esfuerzos cerca de la cabeza de grieta. Esto permite obtener soluciones muy precisas aun usando mallas gruesas

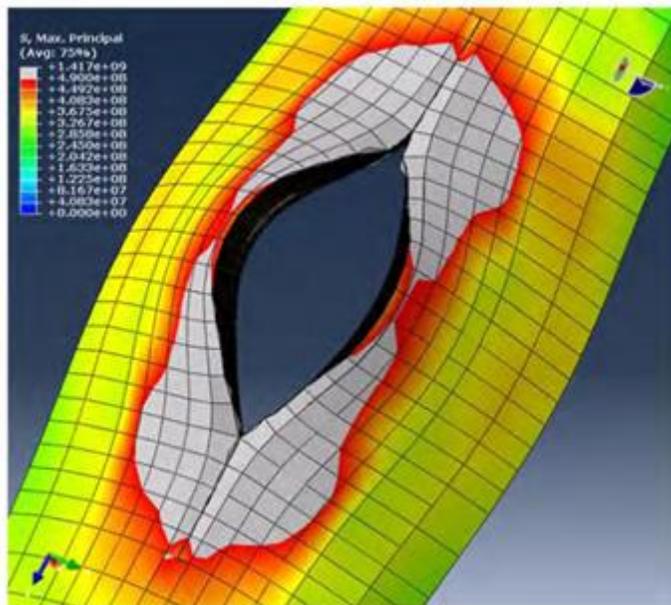


Figura 1-20 Propagación de una grieta dentro de un tubo mediante el método de los elementos finitos extendidos. Adaptado de [55]

Las funciones enriquecidas para el planteamiento del problema mediante el método de los elementos finitos extendidos dependerá en un comienzo del tipo de discontinuidad que se presente, las cuales pueden ser discontinuidades fuertes o discontinuidades débiles, donde la primera está asociada a discontinuidades en la variable solución, por ejemplo desplazamientos, y la segunda a cambios de la variable solución respecto a otra variable, como el caso de la deformación. De modo que las discontinuidades fuertes generalmente están asociadas a discontinuidades como grietas y agujeros, mientras las discontinuidades débiles a particularidades como inclusiones e interfaces de materiales (bimateriales).

La forma general de la ecuación usada en el método de los elementos finitos extendidos es expresada en la ecuación (14), en donde la componente izquierda de la ecuación corresponde al planteamiento convencional del método de los elementos finitos, mientras la sección derecha corresponde al término enriquecido adicionado a la aproximación general, siendo u la respuesta global de los desplazamientos y u_i los desplazamientos locales de un nodo. Es preciso indicar que en el término enriquecido el coeficiente q_i denota los nuevos grados de libertad adicionados al nodo del elemento, los cuales no tienen un

significado físico real, sino que más bien tienen como objetivo ajustar de mejor manera la función enriquecida $\varphi(x)$ con el fin de obtener la mejor aproximación al campo de desplazamientos. Además la función $\varphi(x)$ deberá ser distinta para cada problema en específico, dado que esta función debe contener información de la solución real de los desplazamientos. Finalmente las funciones de forma N_j pueden ser diferentes de las funciones N_i , sin embargo generalmente son iguales con el objetivo de facilitar la solución. [54]

$$u = \sum_i N_i(x) u_i + \sum_j N_j(x) \varphi(x) q_j \quad (14)$$

Dado que la grieta se propaga sobre una cierta zona del dominio total, es preciso mencionar que generalmente el enriquecimiento se aplica de forma local, es decir sobre los nodos de los elementos que estarán interactuando con la grieta, en este caso los nodos de los elementos que son atravesados por la grieta y los nodos de los elementos que se encuentran alrededor de la punta de grieta, donde se presenta una singularidad (figura 1-21). Además debido a que el comportamiento de cada grupo de nodos será diferente se hace necesario usar distintas funciones de enriquecimiento para cada grupo de nodos.

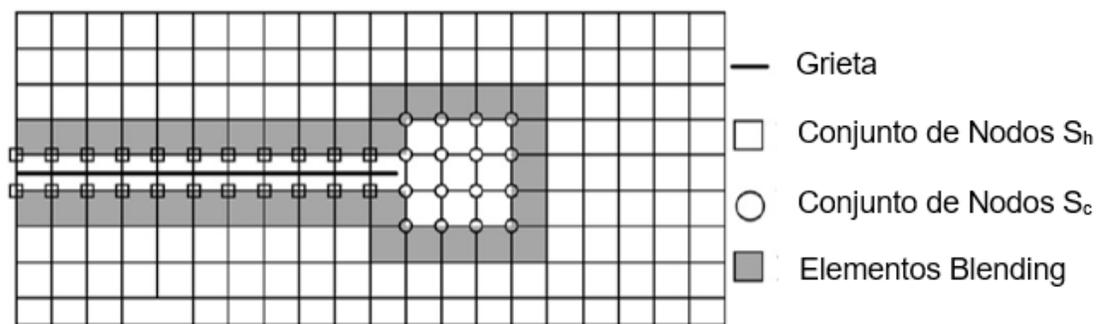


Figura 1-21 Esquema del enriquecimiento de nodos para la propagación de una grieta en dos dimensiones (2D). Adaptado de [54]

Para el grupo de nodos pertenecientes a los elementos que son atravesados por la grieta durante su propagación se hace uso de la función Heavyside, la cual permite captar la

naturaleza del problema debido a que es una función discontinua, y se expresa como sigue en la ecuación (15).

$$H(x) = \begin{cases} 1 & x \geq 0 \\ -1 & x < 0 \end{cases} \quad (15)$$

El grupo de nodos que se encuentra alrededor de la punta de grieta generalmente es enriquecido mediante una función $\phi(x)$ que es una combinación lineal de otras funciones base como se indica en la ecuación (16). Es importante mencionar que estas funciones base usadas precisamente corresponden a los términos de la solución analítica para el campo de desplazamientos en la punta de grieta planteado en la mecánica de la fractura lineal elástica, donde r y θ corresponden a los parámetros de posición usados en coordenadas polares.

$$\phi(x) = \left[\sqrt{r} \sin \frac{\theta}{2}, \sqrt{r} \sin \frac{\theta}{2} \sin \theta, \sqrt{r} \cos \frac{\theta}{2}, \sqrt{r} \cos \frac{\theta}{2} \sin \theta \right] \quad (16)$$

Finalmente la forma general para la solución del campo de desplazamientos mediante el método de los elementos finitos extendidos para el caso de la propagación de una grieta se expresa en la ecuación (17), donde a_j y b_k son los grados de libertad adicionales a los nodos.

$$u(x) = \sum N_i(x)u_1 + \sum N_j(x)H(F(x))a_j(t) + \sum N_k(x)\phi(x)b_k(t) \quad (17)$$

2. Trabajo Experimental

En este capítulo se describe de forma detallada cada uno de los ensayos y pruebas realizadas en el presente trabajo. Lo que incluye la realización de los ensayos de tensión, microdureza, tenacidad de fractura y propagación de grietas por fatiga, además del análisis metalográfico, así como los resultados obtenidos en cada uno de ellos junto con su análisis respectivo.

2.1 Procedimiento Experimental

2.1.1 Material

El material empleado (Material en estado de entrega EE) para el presente trabajo fue obtenido de una lámina de dimensiones 1200x1500x3.4 mm laminada en caliente. La composición química se muestra en la tabla 2-1 a partir de los resultados obtenidos en el espectrómetro de chispa UV-VIS BAIRD ubicado en el laboratorio de metalografía de la Universidad Nacional de Colombia.

Composición Química										
C	Mn	P	S	Si	Cu	Ni	Cr	Mo	W	Al
0.079	1.28	0.019	0.01	0.929	0.005	0.011	0.159	0.017	0.017	0.052

Tabla 2-1 Composición Química del acero DP600 [wt%]

2.1.2 Análisis Experimental

El análisis usado para determinar el tamaño de muestra necesario para los ensayos de tenacidad de fractura y propagación de grietas se fundamentó en el estudio de la potencia, mediante el planteamiento de diseño experimental ANOVA de acuerdo a [56] y [57]. De modo que se considera una prueba de hipótesis como sigue a continuación:

$$\begin{cases} H_0 : \alpha_1 = \alpha_2 = \alpha_i = 0 \\ H_A : \text{Al menos un } \alpha_i \neq 0 \text{ para } i = 1, 2, I \end{cases}$$

Donde:

H_0 = Hipótesis nula

H_A = Hipótesis alternativa

i = i -ésimo tratamiento.

La potencia de una prueba de hipótesis se define como la probabilidad de rechazar H_0 cuando esta es falsa, de tal manera que se describe como:

$$Pr\{\text{Rechazar } H_0 \text{ cuando } H_0 \text{ es falsa}\} = 1 - \beta$$

$$\beta = \text{Pr Error Tipo II}$$

Donde el Error Tipo II describe la probabilidad de aceptar H_0 cuando H_0 es falsa.

Para este diseño se tiene que la prueba de hipótesis asociada a la Tabla de Análisis de Varianza viene dada como se muestra a continuación:

$$\begin{cases} H_0 : \alpha_1 = \alpha_2 \\ H_A : \alpha_1 \neq \alpha_2 \end{cases}$$

Esta prueba de hipótesis se prueba con el estadístico de prueba F_0 , el cual se define como:

$$F_0 = \frac{CM \text{ Tratamientos}}{CM \text{ Error}}$$

Donde el CM Tratamientos es el cuadrado medio del modelo y CM Error es el cuadrado medio del error. La región de rechazo viene dada por la expresión:

$$F_0 > F_{(1-\alpha, l-1, n-l)}$$

Donde:

α = Nivel de significancia

l = Numero de tratamientos

n = Numero de observaciones

De forma general se sabe que cuando H_0 es verdadera F_0 sigue una distribución F central, mientras que cuando H_0 es falsa el estadístico F se distribuye como una F no central con un parámetro de no centralidad λ el cual se define como:

$$\lambda = \frac{nm^2}{2\sigma^2} \quad (18)$$

Donde m se define como la diferencia mínima que se quiere detectar. Es importante mencionar que no existe una forma única para denotar el parámetro de no centralidad, ya que la forma en que se expresa a consideración de cada autor, por lo que pueden encontrarse diferentes expresiones para este parámetro [57].

Finalmente la potencia de prueba de acuerdo a la cantidad de tratamientos, que en este caso son 2 (Estado de entrega EE y Tratado térmicamente TT) puede definirse como:

$$Potencia = \Pr(F_{(1,n-2,\lambda)} > Valor \text{ Critico de rechazo})$$

Dado que en un principio no se conoce la varianza, se propone que $m = k\sigma$, donde k hace referencia al número de desviaciones estándar, siendo λ redefinido como:

$$\lambda = 0.5nk^2 \quad (19)$$

Ya que la solución a este problema es un proceso iterativo, este proceso de solución se llevó a cabo mediante la herramienta computacional R. Los parámetros usados para realizar el cálculo obedecen a un nivel de significancia del 99%, es decir un valor de $\alpha=0.01$ para un número de dos (2) tratamientos, como se mencionó anteriormente. De acuerdo a los cálculos obtenidos el número de probetas necesario para lograr valores de potencia de 99.6% con un margen de error de 1% y una diferencia máxima significativa de 3 veces la desviación estándar es 7, como se muestra en la tabla 2-2.

<i>Valor de la Potencia</i> <i>Replicaciones</i>	<i>Valor de K</i>			
	1	2	3	4
2	4.0%	15.7%	37.8%	63.4%
3	6.6%	31.3%	68.8%	92.4%
4	9.7%	47.7%	87.4%	99.0%
5	13.2%	62.3%	95.6%	99.9%
6	17.0%	73.9%	98.6%	100.0%
7	21.0%	82.6%	99.6%	100.0%

$\alpha=0.01$

Tabla 2-2 Determinación de tamaño de muestra.

2.1.3 Preparación de probetas

Dado que para el presente trabajo se realizaron tres diferentes ensayos mecánicos, fue necesario obtener tres diferentes tipos de probetas para cada uno de las pruebas. Las probetas fueron obtenidas mediante la combinación de corte láser y corte por hilo.

Es importante señalar que el corte por láser afecta térmicamente la superficie de la probeta cortada, de modo que para garantizar que la zona afectada térmicamente es lo suficientemente pequeña para no influir en los resultados de los ensayos mecánicos, se realizó una inspección mediante microscopia óptica alrededor de la zona cortada. Como se puede observar en la figura 2-1, la zona afectada directamente por el láser presenta un cambio en la microestructura del material, es posible observar que la estructura equiaxial del material deja de existir en esta zona, en donde además se presenta un aumento de la segunda fase (Martensita/Bainita), fragilizando en este punto el material. Sin embargo el tamaño de esta zona afectada por el láser es bastante pequeña respecto a las dimensiones finales de cada probeta, dado que alcanza un tamaño aproximado de 100 μm , de modo que se consideró que la afectación térmica producida por el corte no afecta de manera significativa las propiedades finales del material.

Finalmente siguiendo las recomendaciones de las normas ASTM E399 y ASTM 1820 para los ensayos de propagación de grietas por fatiga y tenacidad de fractura respectivamente, las entallas de las probetas se realizaron mediante corte por hilo, de manera que se garantice la menor afectación al material en la zona de concentración de esfuerzos, ya que será esta zona donde se inicie la propagación de la grieta.

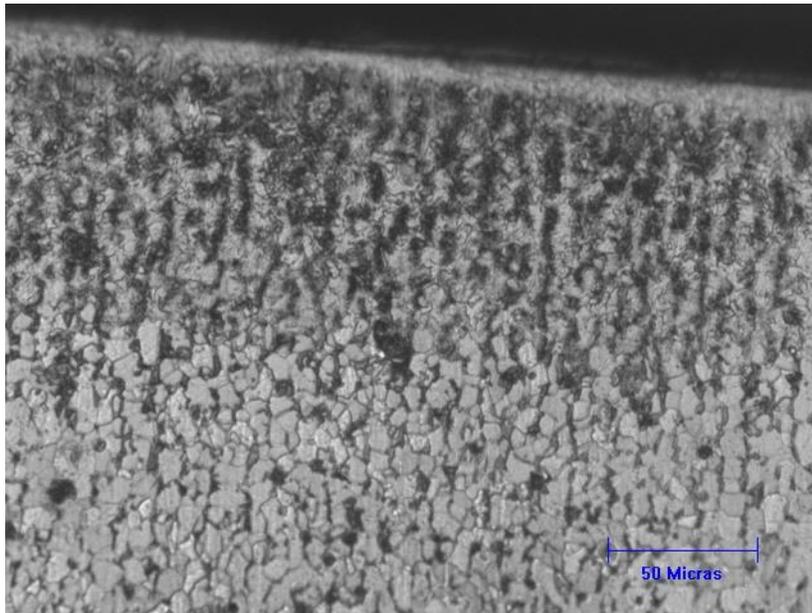


Figura 2-1 Microestructura cerca de la zona de corte

2.1.4 Tratamientos térmicos

Se realizaron sobre el material base tratamientos térmicos de austenización y temple con el fin de modificar la microestructura inicial, específicamente se aumentó la cantidad de martensita para evaluar como esta fase afecta las propiedades mecánicas del acero de fase dual (Material TT).

Debido a que los tratamientos térmicos realizados a las probetas se realizaron en un horno que no cuenta con una atmosfera controlada, fue necesario aplicar sobre las muestras un recubrimiento protector para disminuir la oxidación y descarburación que se presentan sobre este tipo de materiales cuando son sometidos a altas temperaturas. Para esto todas las probetas que fueron tratadas debieron ser limpiadas y lijadas con lijas semifinas (320 – 600) con el fin de obtener la mejor adherencia de los recubrimientos. Posteriormente se les aplicó el recubrimiento sobre toda su superficie, el cual fue aplicado en dos capas con el fin de evitar que quedaran zonas descubiertas (figura 2-2).

El recubrimiento usado es una pintura a base de agua que contiene Si y O principalmente, y Al en menor proporción. Esta pintura luego de secarse completamente forma un recubrimiento cerámico sobre la superficie de la probeta, de modo que puede soportar altas temperaturas (mitigando el efecto de difusión de carbón). Estos recubrimientos fueron adquiridos gracias a la empresa Advanced Technical Products, quienes asesoraron y donaron para este proyecto el recubrimiento ATP-641, adecuado para trabajar en aceros con bajo de carbono.



Figura 2-2 Probeta con recubrimiento antes de realizar el tratamiento térmico

Los tratamientos térmicos se realizaron en un horno tubular Thermolyne 2100 (figura 2-3), el cual debió ser modificado para poder ubicar el tubo de manera vertical, esto con el fin de lograr un rápido enfriamiento de las probetas, ya que al colocar el tubo horizontal no era posible una rápida colocación de las probetas en el medio del temple.



Figura 2-3 Horno Thermolyne 21100 modificado.

De acuerdo a la composición química del material las temperaturas intercríticas del acero de fase dual estudiado son $A_{c1}=726.26\text{ }^{\circ}\text{C}$ y $A_{c3}=895.{}^{\circ}\text{C}$, al ser empleada la ecuación empírica de Andrews [58], con lo que en un principio se propuso realizar tratamientos térmicos a temperaturas dentro de este rango con tiempos de sostenimientos de 10 a 15 minutos, sin embargo fue evidente que los recubrimientos aplicados sobre las probetas funcionan como resistencias térmicas, lo que causó que fuera necesario trabajar con temperaturas por encima de la zona intercrítica.

$$A_{c1} = 723 - 20.7Mn - 6.9Ni + 29.1Si + 16.9Cr + 290As - 6.38W \quad (20)$$

$$A_{c3} = 910 - 203C^{\frac{1}{2}} - 15.2Ni + 44.7Si + 104V + 31.5Mo + 13.1W \quad (21)$$

Finalmente se determinó trabajar con una temperatura de 950 °C con un tiempo de sostenimiento de 30 minutos para cada probeta, y con salmuera con 10% de concentración como medio de temple, como se observa en la figura 2-4. El tratamiento escogido se definió a partir de una serie de pruebas con diferentes combinaciones de temperatura y tiempo, en la cuales se observó el contenido de martensita alcanzado para determinar la mejor combinación, de acuerdo a los resultados mostrados en la tabla 2-3 el tratamiento que aumentaba de mayor manera el contenido de martensita en el material fue el realizado con 950°C y 20 minutos, sin embargo con el objetivo de lograr al menos un 40% de martensita se decidió aumentar el tiempo a 30 minutos, teniendo en cuenta además que al ingresar la probeta al horno la temperatura lograba disminuir al menos entre 15 y 20°C. Es importante también mencionar que los tratamientos térmicos se realizaron de manera individual, es decir, solo una probeta a la vez.

Temperatura [C°]	Tiempo [min]	Martensita [%]
925	25	32.586
950	15	34.154
950	20	37.101

Tabla 2-3 Resultados pruebas preliminares

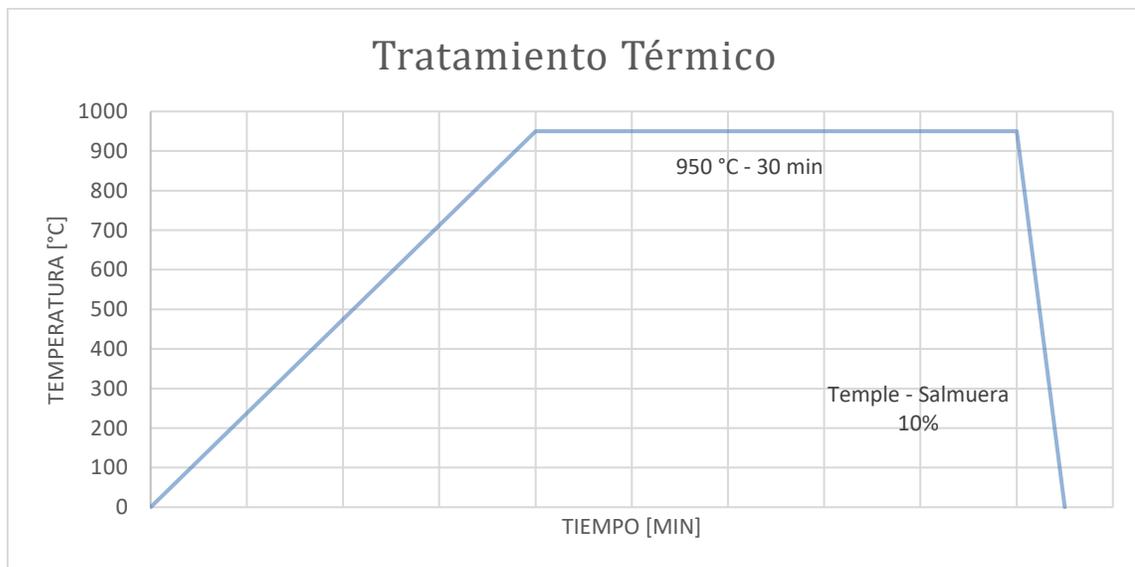


Figura 2-4 Esquema de la curva de del tratamiento térmico usado para el material TT.

2.1.5 Análisis Microestructural

Para realizar el análisis microestructural del material en estado de entrega y luego de ser tratado se realizó el corte de una sección transversal ubicada en la parte central de la probeta, para luego ser montada en baquelita, según la norma ASTM E3-11[59]. La muestra fue pulida hasta obtener un acabado espejo mediante el uso de lijas (100 – 2500) y la pulidora Buehler MetaServ a la que se le adicionó alúmina (3 μ m). La microestructura de los materiales se estudió mediante el uso de microscopía óptica y microscopía electrónica de barrido (SEM).

La toma de imágenes (10000X) mediante microscopía electrónica de barrido (SEM) se realizó en un microscopio marca Tescan Vega 3 SB ubicado en la facultad de Ciencias de la Universidad Nacional de Colombia. Mientras las micrografías se realizaron con el microscopio óptico Leco situado en el laboratorio de tratamientos térmicos de la Universidad Nacional de Colombia, en el que se tomaron imágenes a 800 X y 2000X.

2.1.6 Ensayo de Microdureza

El ensayo de microdureza se realizó en el equipo LECO M400-G2 (figura 2-5) ubicado en el laboratorio de tratamientos térmicos de la Universidad Nacional de Colombia. Para cada uno de los materiales a estudiar, EE y TT, se realizó un total de 20 indentaciones distribuidas en diferentes zonas de cada una de las muestras, y se usó una carga de 500 g por un tiempo de 10 segundos para cada una de las indentaciones Vickers.



Figura 2-5 Microdurómetro LECO M400-G2

2.1.7 Ensayo de Tensión

El ensayo se realizó en la máquina universal de ensayos Shimadzu 500 kNI ubicada en el laboratorio de ensayos mecánicos de la Universidad Nacional de Colombia, la cual es de operación hidráulica con control por carga y soporta una carga máxima de 500kN (Figura 2-6). La velocidad a la cual se realizó el ensayo fue de 1mm/min y la adquisición de datos de deformación se realizó mediante un extensómetro marca Epsilon (25mm).



Figura 2-6 Montaje del ensayo de tensión.

Las dimensiones de las probetas usadas se muestran en la figura 2-7, las cuales se determinaron de acuerdo a la normal ASTM E8 [60]. Con el fin de evitar posible complicaciones en la ejecución del ensayo asociadas al corte laser, todas las probetas fueron lijadas en sus contornos hasta eliminar todas las marcas generadas en el corte.

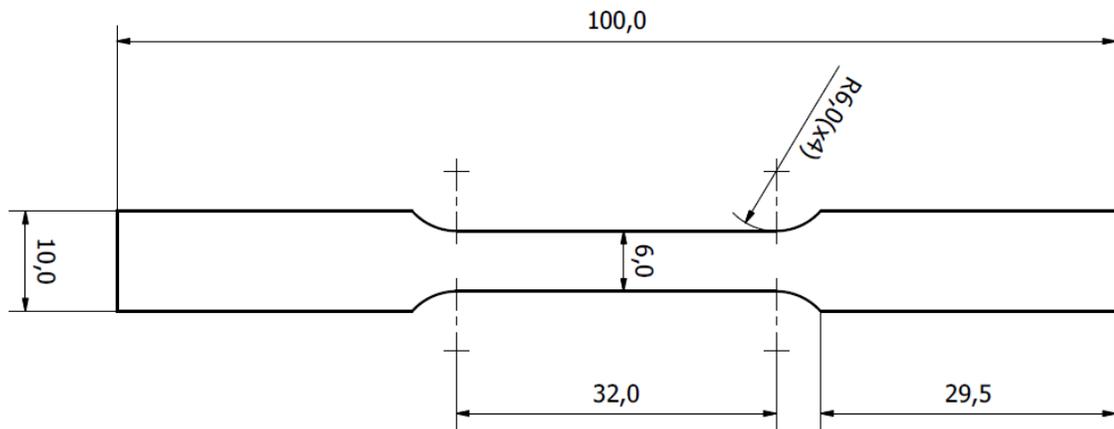


Figura 2-7 Dimensiones de las probetas de tensión usadas.

Se ensayaron un total de 6 probetas, tres (3) del material en estado de entrega y tres (3) con el material tratado térmicamente.



Figura 2-8 Probetas Tratadas térmicamente.



Figura 2-9 Probetas en estado de entrega

2.1.8 Ensayo de tenacidad de fractura

El ensayo se realizó en la máquina universal de ensayos Shimadzu 500 kNI ubicada en el laboratorio de ensayos mecánicos de la universidad Nacional de Colombia, la cual es de operación hidráulica y soporta una carga máxima de 500kN. Para poder realizar el montaje de las probetas compactas CT en la máquina fue necesario fabricar un dispositivo adicional que permitiera sujetar con las mordazas el clevis, dispositivo usado para la realización de este tipo de ensayos. La geometría y dimensiones de las probetas usadas se describen en la figura 2-10, de acuerdo a la norma ASTM 1820. Teniendo en cuenta estas dimensiones, se realizó el montaje de las probetas de acuerdo a la norma ASTM E1820 para las 14 probetas a ensayar, siete (7) del material en estado de entrega y siete (7) tratadas térmicamente.

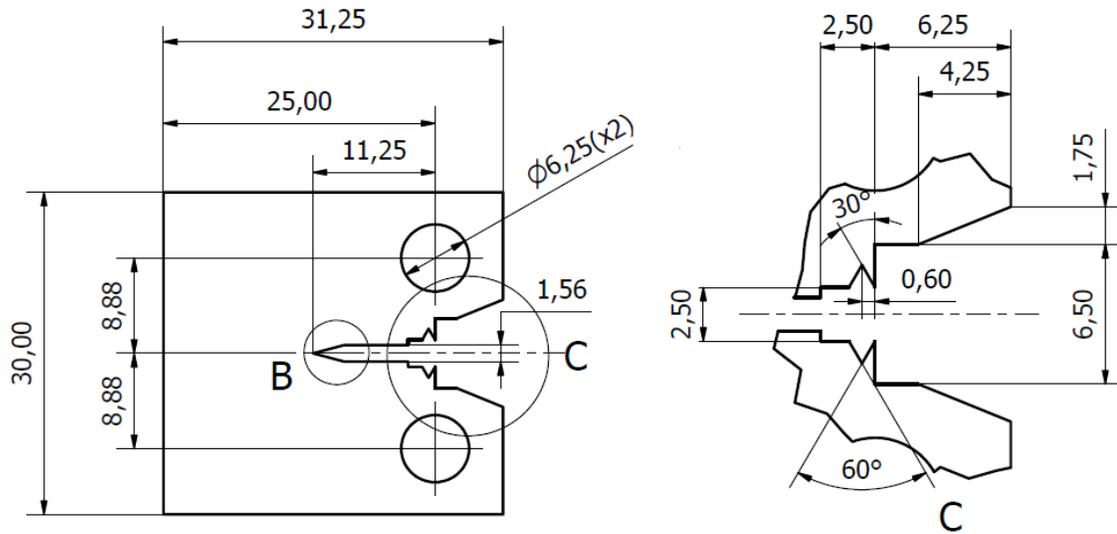


Figura 2-10 Dimensiones probeta usada para los ensayos de tenacidad de fractura

Antes de someter las probetas a tensión de acuerdo al ensayo de tenacidad de fractura es necesario generar sobre su entalla un preagrietamiento, el cual garantiza una punta de grieta aguda, para esto cada una de las probetas fue sometida previamente a cargas cíclicas (Fatiga) en la máquina de fatiga Baldwin SF-U-10, en la cual se determinó usar una carga dinámica de 100 kgf y una carga estática de 120 kgf, lo cual permitió obtener una longitud de grieta de aproximadamente 1.25 mm en aproximadamente 10 – 15 minutos (8000-12000 Ciclos), para este nivel de carga el factor de intensidad de esfuerzo fue de $K_I = 39MPa\sqrt{m}$, el cual no excede el 60% del valor de la tenacidad de fractura estimada para este material, la cual está entre 160 y $200MPa\sqrt{m}$ de acuerdo a [61]. La longitud de la grieta final fue determinada de acuerdo a la norma. Es importante tener en cuenta que debe trabajarse con cargas que permiten un crecimiento de grieta estable lo suficientemente lento para poder observar cuando es necesario detener el preagrietamiento, sin llegar a velocidades muy bajas que necesiten una gran cantidad de ciclos para lograr la longitud deseada. Para observar de manera clara cuándo se lograba la longitud de grieta determinada se utilizó un microscopio digital DINO LITE AM7115MZT el cual se ubicó frente a la probeta con un aumento de 35X, además gracias al software DinoCapture 2.0 que incluye el equipo fue posible introducir una cota con la medida deseada sobre la imagen registrada en tiempo real, facilitando el proceso de preagrietamiento figura 2-11.

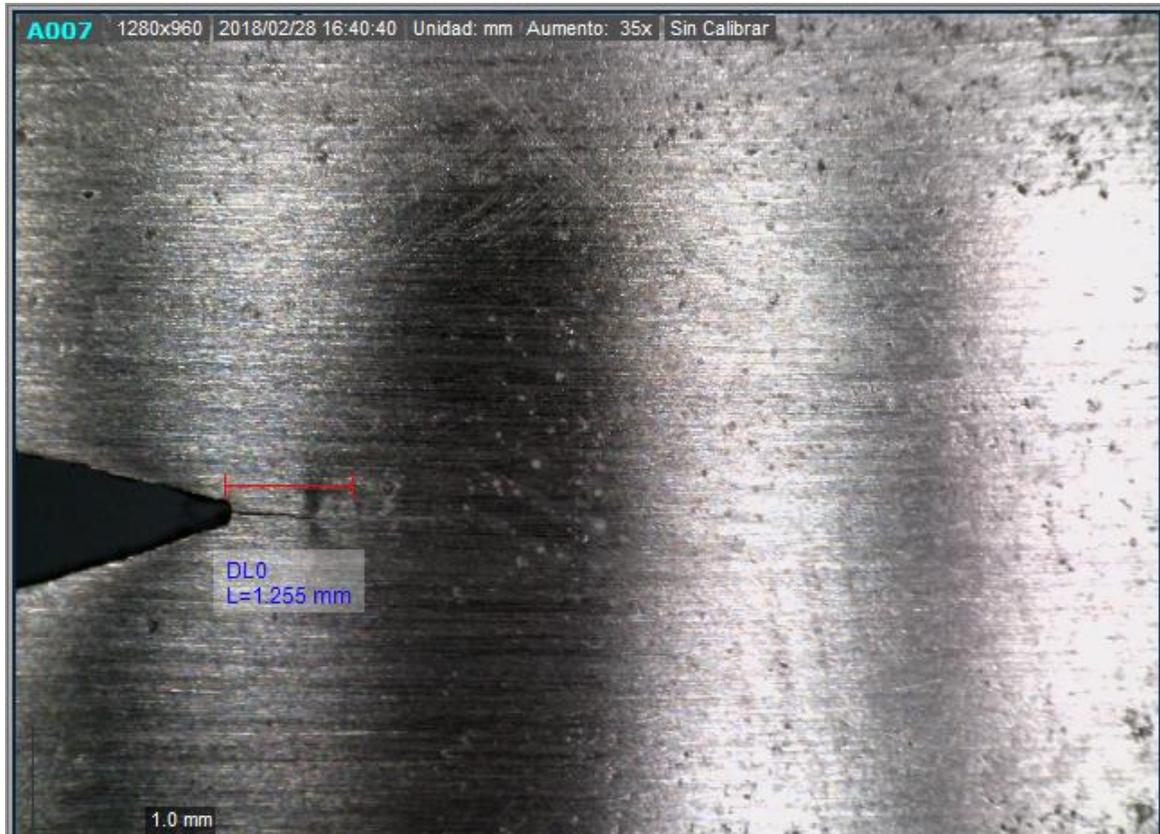


Figura 2-11 Visualización mediante el software DinoCapture 2.0

Para registrar el desplazamiento durante el ensayo se usó un extensómetro tipo clip marca Epsilon (COD Gage 3541-020M-040M-ST), el cual presenta un rango máximo de medida de 2.5mm. Para el crecimiento inicial de la grieta durante el ensayo se usó una velocidad de 0.5 mm/min, aumentando esta cuando el clip llegaba a su abertura máxima, momento en el cual la velocidad se aumentaba a 15mm/min, esto debido a que la información de interés es la almacenada por el clip, por lo que luego de que este era retirado era posible aumentar la velocidad para finalizar el ensayo de forma más rápida. El montaje realizado para la prueba en la maquina universal se puede observar en la Figura 2-12.

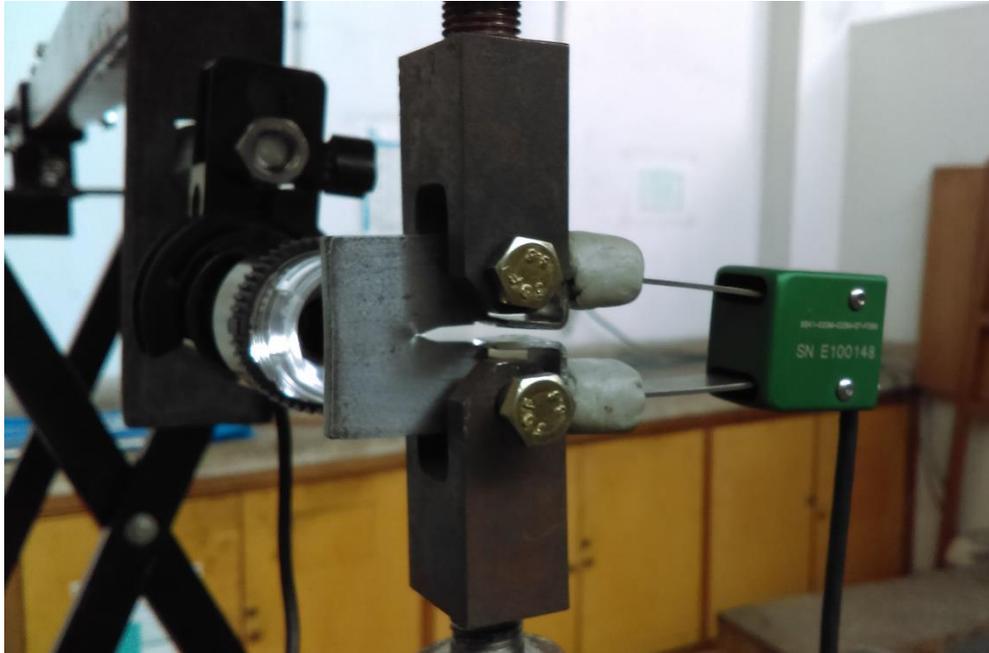


Figura 2-12 Montaje ensayo de tenacidad de fractura

2.1.9 Ensayo de propagación de grietas

Los ensayos de propagación de grietas por fatiga se realizaron en la maquina Baldwin SF-U-10, en la cual de acuerdo a los cálculos realizados se aplicó una carga dinámica de 140 kgf y 114 kgf de carga estática, de modo que se garantiza una relación de carga $R=0.1$, la cual se recomienda para la realización de ensayos según la norma ASTM-647. Las dimensiones de las probetas usadas se indican en la figura 2-13.

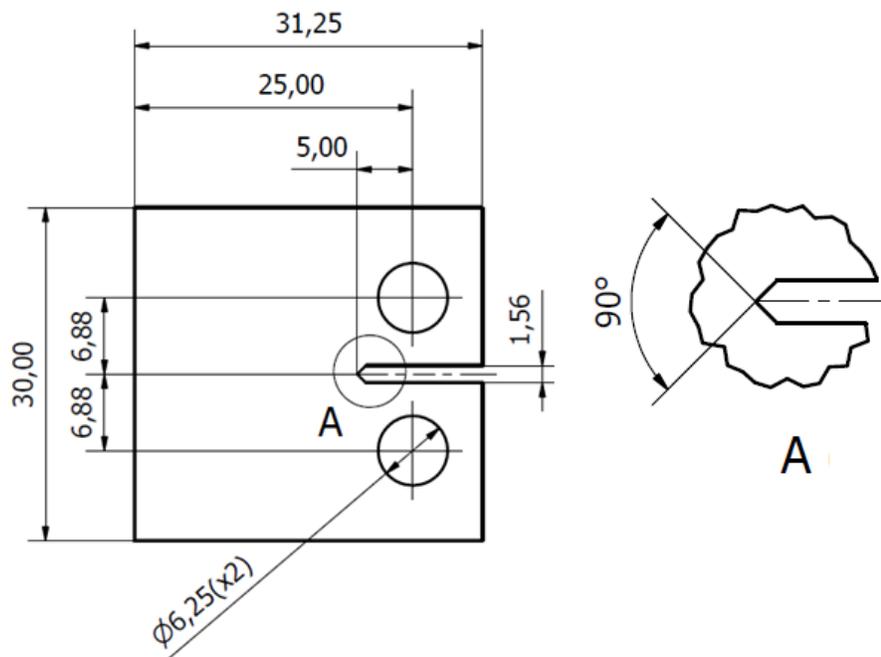


Figura 2-13 Dimensiones probeta usada para los ensayos de propagación de grietas.

Para registrar los datos de propagación de la grieta durante el ensayo se usó un microscopio digital DINO LITE AM7115MZT el cual cuenta con una resolución de 5 MP, un rango de magnificación óptica de 10-230X y luz polarizada, la cual evita que se presente reflexión de luz. El microscopio fue montado sobre un soporte que permite el movimiento de este en dirección horizontal y vertical, de manera que sea posible buscar la mejor posición del dispositivo para registrar el crecimiento de la grieta (figura 2-14). De acuerdo a las dimensiones de las probetas usadas se estimó un crecimiento estable de grieta hasta alrededor de 10 mm, de modo que se usó una magnificación de 35x, el cual tiene un campo de trabajo de aproximadamente 9.8 mm x 7.8 mm.



Figura 2-14 Montaje Microscopio DinoLite

El registro de crecimiento de la grieta se realizó mediante la toma de fotografías cada 5 segundos, proceso que puede ser realizado de forma automática por el microscopio, el cual va dejando registrada cada una de la fotografías en el disco duro del computador, lo que permite obtener una gran cantidad de información. El tratamiento de imágenes se realizó en el software Dino Capture 2.0, el cual está incluido con el microscopio y permite realizar mediciones sobre las imágenes tomadas de acuerdo a la cantidad de aumentos con los que se hayan trabajado, el procedimiento para determinar la longitud de la grieta en este ensayo se describe a continuación:

1. Al abrir el software DinoCapture 2.0 se observaran todas las fotografías tomadas, así que resulta importante clasificar inicialmente cada una de las probetas dentro de la carpeta **DigitalMicroscope/Default/Picture**, de modo que dentro de esta última solo estén las fotos que corresponden a una única probeta, los archivos almacenados en las carpetas que se crean internamente no aparecerán en el Software, por lo que basta únicamente con extraer las fotos de las carpetas internas nuevamente en la careta Picture.
2. Luego de que las fotografías han sido clasificadas internamente, se procede a abrir el Software DinoCapture 2.0. Para luego realizar el primer ajuste que corresponde a los

aumentos usados en la serie de fotografías, de modo que se define una escala real para realizar la medición.

3. Finalmente se procede a realizar la medición de la longitud de la grieta mediante la herramienta Línea, como se muestra en la figura 2-15.

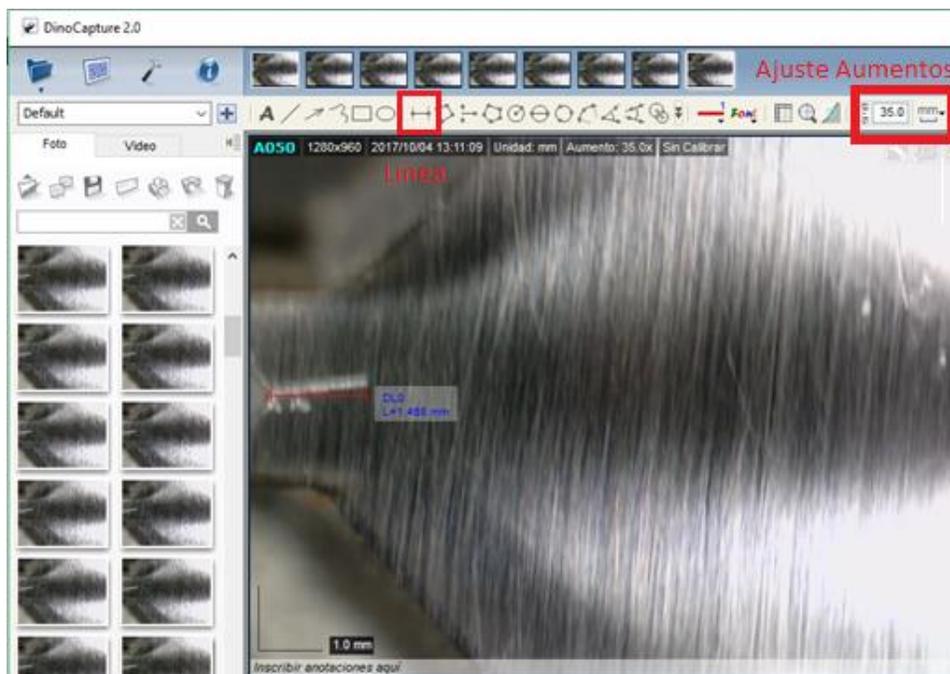


Figura 2-15 Interface DinoCapture 2.0.

Es importante mencionar que la grieta no será apreciable o medible hasta después de una cantidad de fotos determinada, de tal manera que antes de realizar la medición es necesario definir desde cual imagen se comenzara a tomar medidas. Además debido a la gran cantidad de fotografías que se tomaron para cada probeta, aproximadamente entre 200 y 300, y con el fin de poder apreciar de manera más significativa se decidió medir la grieta cada 3 o 4 fotos, es decir 15 – 20 segundos respectivamente.

Resulta preciso aclarar que en ocasiones las fotografías no resultaron con una gran calidad o nitidez, haciendo complejo realizar la medición de la grieta; situaciones como que la foto

se haya realizado cuando la probetas se encontraba en compresión, la falta de luz, o leves de la probeta durante el ensayo son algunas de las razones que pueden ocasionar este tipo de problemas.

2.2.10 Análisis estadístico de resultados

Inicialmente con el objetivo de observar la distribución de los datos obtenidos en cada experimento se realizaron diagramas de cajas, los cuales son una herramienta muy útil para determinar datos atípicos que deben ser excluidos del análisis estadístico final de un grupo de datos. Los diagramas en este caso fueron elaborados en el programa estadístico R.

Para determinar si las diferencias encontradas en los diferentes parámetros evaluados entre cada uno de los tratamientos, material en estado de entrega (EE) y material tratado térmicamente (TT), son estadísticamente significativas se realizó una prueba de hipótesis de medias, para la cual se planteó en cada uno de los casos las siguientes hipótesis:

$$H_0 : \alpha_1 = \alpha_2$$

$$H_A : \alpha_1 \neq \alpha_2$$

Donde α_1 y α_2 representan el valor medio de cada uno de los parámetros evaluados antes y luego del tratamiento térmico respectivamente. Para realizar la comparación entre las dos muestras se utilizó la prueba t Student, la cual es aplicada para estudiar poblaciones normalmente distribuidas. La expresión utilizada por la t de Student para comparar dos medias se define de la siguiente manera:

$$t_{n+m-2} = \frac{\bar{X}_1 - \bar{X}_2}{EEDM} \quad (22)$$

Donde EEDM corresponde al error estándar de la diferencia de medias y se calcula de acuerdo a la ecuación (23), en la cual S_p corresponde a la desviación estándar ponderada, la cual es determinada a partir de la varianza ponderada S_p^2 que se define de acuerdo a la

ecuación (24), finalmente n y m hacen referencia al número de datos de cada una de las muestras.

$$EEDM = S_p \sqrt{\frac{1}{n} + \frac{1}{m}} \quad (23)$$

$$s_p^2 = \frac{(n-1)s_1^2 + (m-1)s_2^2}{(n-1) + (m-1)} \quad (24)$$

Luego de determinar el valor de t , este debe ser comparado con el valor de t_0 el cual puede ser extraído de la tabla de la distribución t de Student, de acuerdo al número de grados de libertad, el cual se expresa como $GDL = n + m - 2$, y el nivel de significancia dado, que en este caso es 0.05. Si el valor calculado es superior al valor tabulado, es posible determinar que la diferencia entre las dos muestras es significativa, es decir que la hipótesis nula es rechazada, de lo contrario la diferencia encontrada no es estadísticamente significativa y no es posible desestimar que los resultados obtenidos puedan deberse al azar.

Debido a que la prueba de t Student solo es aplicable a muestras que muestren una distribución normal fue necesario primero determinar esta condición en cada uno de los grupos de datos mediante la prueba de Shapiro-Wilks. Para esto se organizan los datos de mayor a menor en cada uno de los casos, para obtener un nuevo vector muestral $(x_{(1)}, x_{(2)}, \dots, x_{(n)})$, siendo $x_{(j)}$ el j -ésimo valor muestral tras la ordenación, y a continuación se calcula el estadístico de contraste mediante la siguiente ecuación:

$$W = \frac{1}{ns^2} \left(\sum_{j=1}^h a_{jn} (x_{n-i+1} - x_i) \right)^2 \quad (25)$$

Siendo s^2 la varianza muestral, y donde h puede tomar el valor de $\frac{n}{2}$ si n es par o $\frac{n-1}{2}$ es impar. Adicionalmente los valores de a_{jn} son determinados a partir de la tabla de distribución del estadístico de Shapiro-Wilks. De forma similar en este caso se compara el

valor de W calculado y el valor de W_0 hallado en las tablas, de modo que si $W > W_0$ es posible afirmar que la muestra sigue una distribución normal. Si esta condición se cumple para las dos muestras es entonces posible utilizar la prueba t Student.

2.2 Resultados Experimentales

En el presente numeral se exponen los resultados obtenidos para cada uno de los ensayos experimentales realizados. Junto con su respectivo análisis.

2.2.1 Tratamientos térmicos

De acuerdo a lo indicado en el procedimiento experimental, luego de realizar la debida preparación de las probetas estas fueron analizadas mediante microscopia electrónica de barrido y microscopia óptica. Para realizar el estudio mediante microscopia óptica las probetas fueron sumergidas en Nital al 2% durante 10 segundos con el fin de revelar su microestructura, y los resultados tanto para el material en estado de entrega y el material tratado térmicamente se muestran en las figuras 2-16 y 2-17.

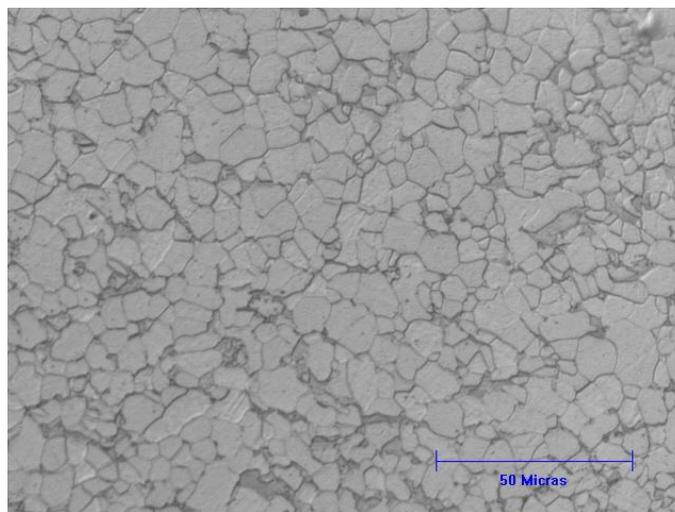


Figura 2-16 Microestructura del material en estado de entrega

La microestructura del material en estado de entrega exhibe una estructura ordenada con un tamaño de grano uniforme, y es evidente además la diferenciación de las fases ferrita y martensita contenidas en su microestructura. Es posible observar que la cantidad de

martensita (Zona Oscura) se encuentra distribuida de forma muy homogénea aunque en una pequeña proporción, alrededor del 20% en área (Tabla 2-5), de acuerdo a lo determinado con la ayuda del software ImageJ. Lo que en un comienzo sugiere una alta ductilidad del material.

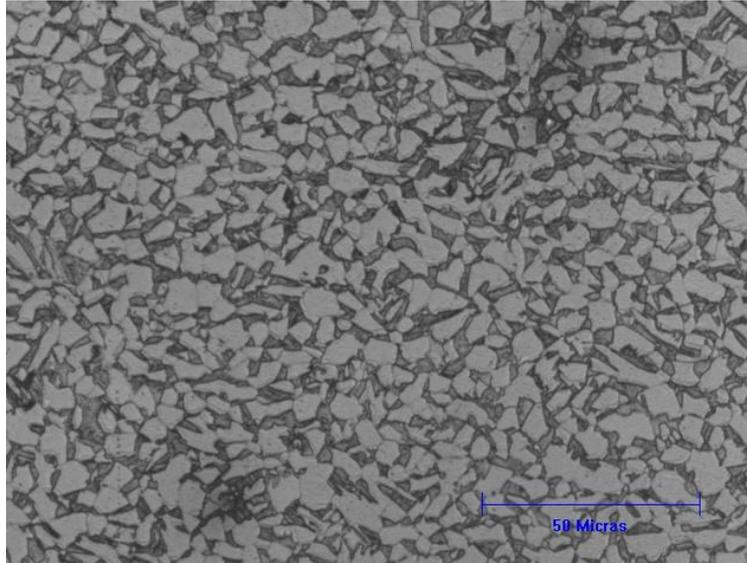


Figura 2-17 Microestructura del material tratado térmicamente

Luego de que el material en estado de entrega es tratado térmicamente, es posible observar que se mantiene en su estructura un tamaño de grano pequeño, como puede observarse en la tabla 2-4 donde se reporta el tamaño de grano encontrado mediante el método de intersecciones desarrollado en ImageJ, aunque menos equiaxiales respecto al encontrado en estado de entrega, y lo más importante la cantidad de la segunda fase aumenta considerablemente, hasta un valor aproximado de 40% en área (Tabla 2-5). Lo que indica un aumento en la resistencia del material y la disminución de su ductilidad, debido al carácter frágil de la martensita.

Medición	EE	TT
	Tamaño [μm]	Tamaño [μm]
1	5.861	5.304
2	6.336	5.254
3	6.312	5.363
Promedio	6.170	5.307
Desviación	0.268	0.054

Tabla 2-4 Tamaño de grano para cada uno de los materiales

% Martensita		
Medición	EE	TT
1	20.504	37.279
2	17.602	39.227
3	18.863	41.937
4	18.457	39.43
5	19.242	41.36
Promedio	18.934	39.847
Desviación	1.068	1.858

Tabla 2-5 Porcentaje de martensita en área para cada uno de los materiales

De acuerdo a lo observado en las la tabla 2-5, el aumento de martensita en porcentaje de área fue de alrededor del 100%, esta gran diferencia es posible observarla de manera gráfica en la figura 2-18, además de que resulta de gran utilidad para determinar que el valor de la primera medición para el material EE (20.504 %) puede ser determinado como un valor atípico, por lo que no debe considerarse dentro de los datos a analizar para la realización de la prueba de hipótesis.

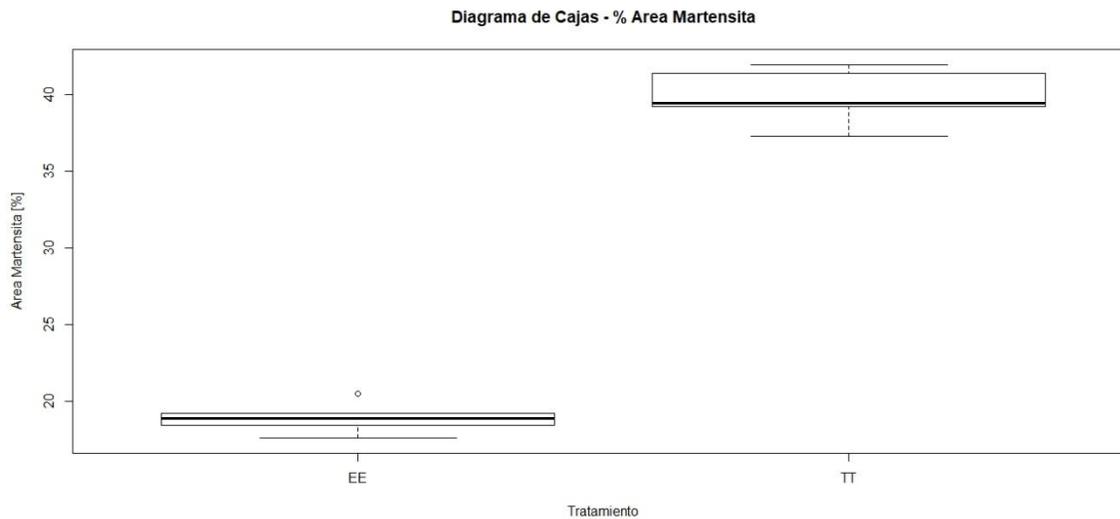


Figura 2-18. Diagrama de cajas representando el contenido de martensita para cada uno de los tratamientos.

% Martensita		
	EE	TT
Promedio	18.54	39.85
Desviación	0.70	1.86
Varianza	0.49	3.45
n	4	5
Sp ²		3.46
Sp		1.86
t		-17.08
t		17.08
GDL		7
t0		2.36
Existe una diferencia Significativa		

Tabla 2-6 Resultados prueba de hipótesis para el porcentaje de martensita

La prueba de hipótesis realizada de acuerdo al procedimiento mencionado en el subcapítulo 2.1.10 se resume en la tabla 2-6, donde es posible observar que efectivamente existe una diferencia significativa en el porcentaje de martensita entre los dos materiales, por lo que se puede atribuir este aumento al tratamiento térmico realizado.

Con el propósito de definir correctamente que la segunda fase presente en el material tratado térmicamente corresponde a martensita y no a otras fases que pueden aparecer durante el tratamiento, como perlita o bainita, las cuales son fases mucho más blandas, se realizaron análisis mediante microscopia electrónica de barrido (SEM), figuras 2-19 y 2-20.

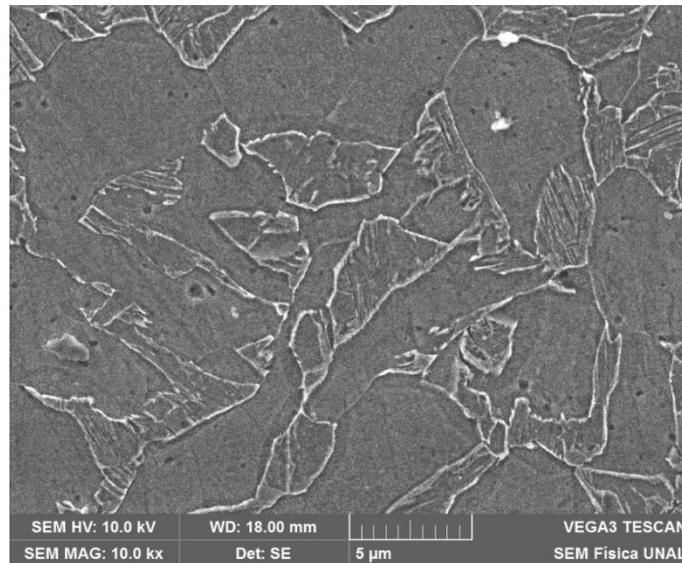


Figura 2-19 Microestructura del material en estado de entrega – 1

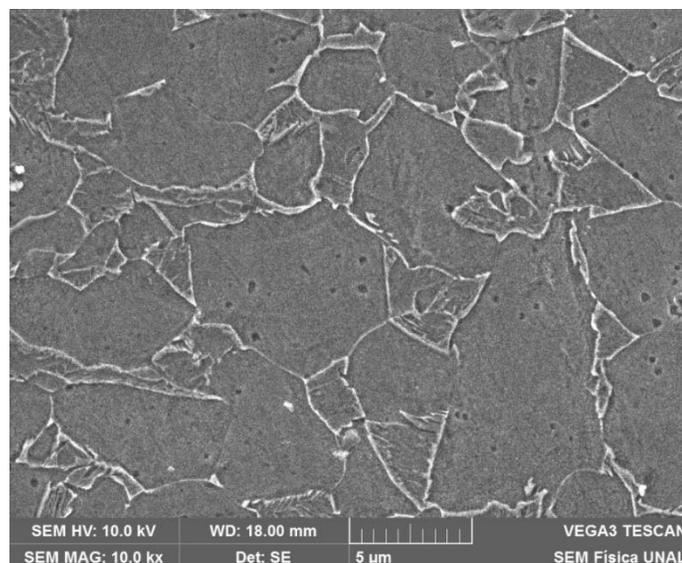


Figura 2-20 Microestructura del material en estado de entrega – 2

En las imágenes obtenidas mediante SEM es posible observar que la estructura de la segunda fase corresponde a la de la martensita, dado que generalmente la bainita se caracteriza por presentarse en forma acicular o de agujas. Además fue posible comparar la morfología de la martensita obtenida con la alcanzada en otros trabajos como el de [23], quien estudia el efecto de la morfología de la martensita en las propiedades mecánicas de los aceros de fase dual. En este caso la martensita muestra una estructura en forma de bloque característica de los aceros de fase dual producidos a altas temperaturas intercríticas.

2.2.2 Dureza

Los valores de dureza evidencian que el material tratado térmicamente presenta una mayor dureza Vickers que el material en estado de entrega. Sin embargo la dureza que se puede llegar a alcanzar en el material está dado por la cantidad de carbono que posee en su composición química, dado que en este caso el contenido de carbono es bastante bajo $\approx 0.079\%$, la máxima dureza que puede alcanzarse en la martensita es de máximo 300 HV aproximadamente como puede evidenciarse en la figura 2-21. Básicamente el tener una mayor cantidad de martensita, la cual es una fase dura, eleva la dureza de forma global en el material.

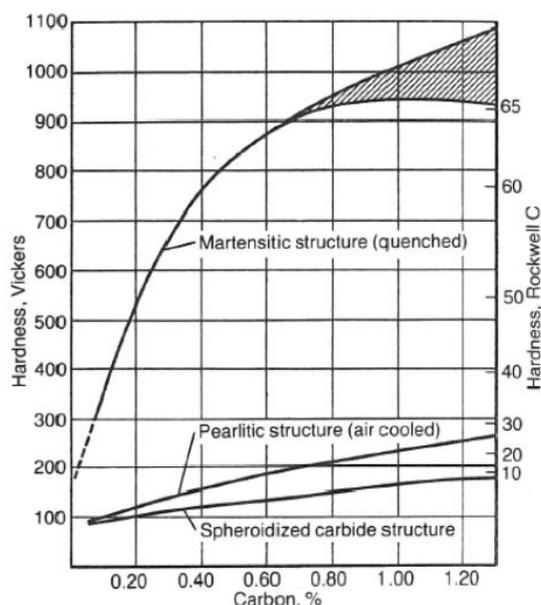


Figura 2-21 Dureza en función del contenido de carbono en la martensita [62]

Los resultados obtenidos en la tabla 2-7 muestran el aumento de dureza debido al incremento de la segunda fase luego del tratamiento térmico. El material en estado de entrega exhibe una dureza promedio de 197.69 HV mientras que el material tratado térmicamente aumenta su dureza hasta 260.37 HV, lo cual es acorde a lo mostrado en la anterior figura 2-21. Es importante mencionar que las durezas reportadas corresponden a la dureza global del material a partir de un muestreo de las dos fases, la totalidad de los datos se muestran en el anexo A.

Material	Dureza Promedio [HV]	Desviación Estándar
TT	260.25	12.82
EE	197.65	18.37

Tabla 2-7 Resultados de dureza Vickers obtenidos

Los resultados de la prueba de hipótesis para determinar si la diferencia evidenciada entre los dos tratamientos es significativa se resume en la tabla 2-8, donde puede concluirse que el incremento en la dureza Vickers obtenida luego del tratamiento térmico si es estadísticamente significativo.

	Dureza	
	EE	TT
Promedio	197.65	260.25
Desviación	12.82	18.37
Varianza	164.34	337.46
n	20	20
Sp²		3291.28
Sp		57.37
t		-3.45
 t 		3.45
GDL		38.00
t0		2.04
Existe una diferencia Significativa		

Tabla 2-8 Resultados prueba de hipótesis para la dureza Vickers

2.2.3 Ensayo de Tensión

Los resultados obtenidos para el ensayo de tensión son presentados en las tablas 2-8 y 2-9, mientras las gráficas de esfuerzo-deformación de ingeniería se presentan en las figuras 2-22 Y 2-23.

Nombre	Esfuerzo Máximo [MPa]	Esfuerzo de Fluencia [MPa]	Alargamiento [%]
DP1	684.419	542.107	31.6
DP2	680.7	547.598	35.2
DP3	679.253	516.493	32
Promedio	681.457	535.399	32.933
Desviación	2.665	16.602	1.973

Tabla 2-9 Propiedades mecánicas del material en estado de entrega.

Nombre	Esfuerzo Máximo [MPa]	Esfuerzo de Fluencia [MPa]	Alargamiento [%]
DPT1	820.975	449.409	12.4
DPT2	909.417	540.426	23.4
DPT3	887.376	539.609	24.52
Promedio	872.589	509.815	20.107
Desviación	46.038	52.314	6.698

Tabla 2-10 Propiedades mecánicas del material luego del tratamiento térmico

De forma general los aceros de fase dual se caracterizan por tener un alto endurecimiento por deformación, alta ductilidad y una fluencia continua. Sin embargo puede observarse en los resultados obtenidos para el material en estado de entrega (figura 2-22) un punto de fluencia bastante marcado, esta característica se debe en este caso al bajo contenido de martensita que contiene, el cual es de menos del 20% como se observó en las micrografías y además al poco contenido de carbono el cual es de menos del 0.1 % como se muestra en la composición química del material [63]. Además el material exhibe un comportamiento dúctil, característico de aceros de fase dual con un alto contenido de ferrita.

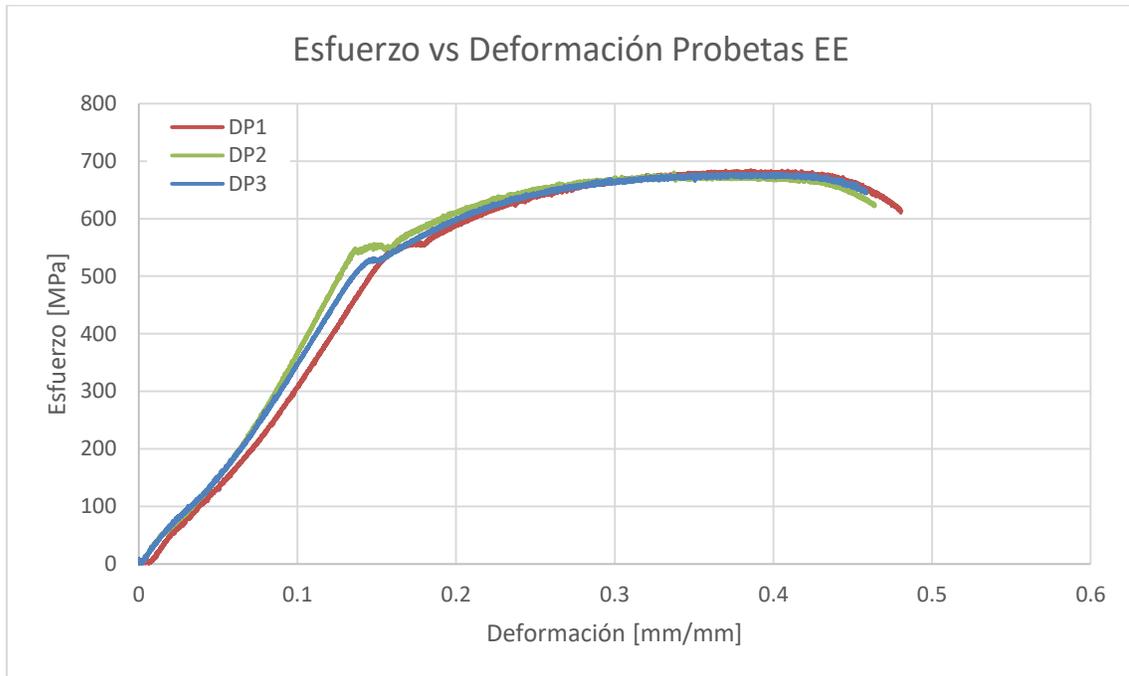


Figura 2-22 Curva Esfuerzo vs Deformación para el material en estado de entrega.

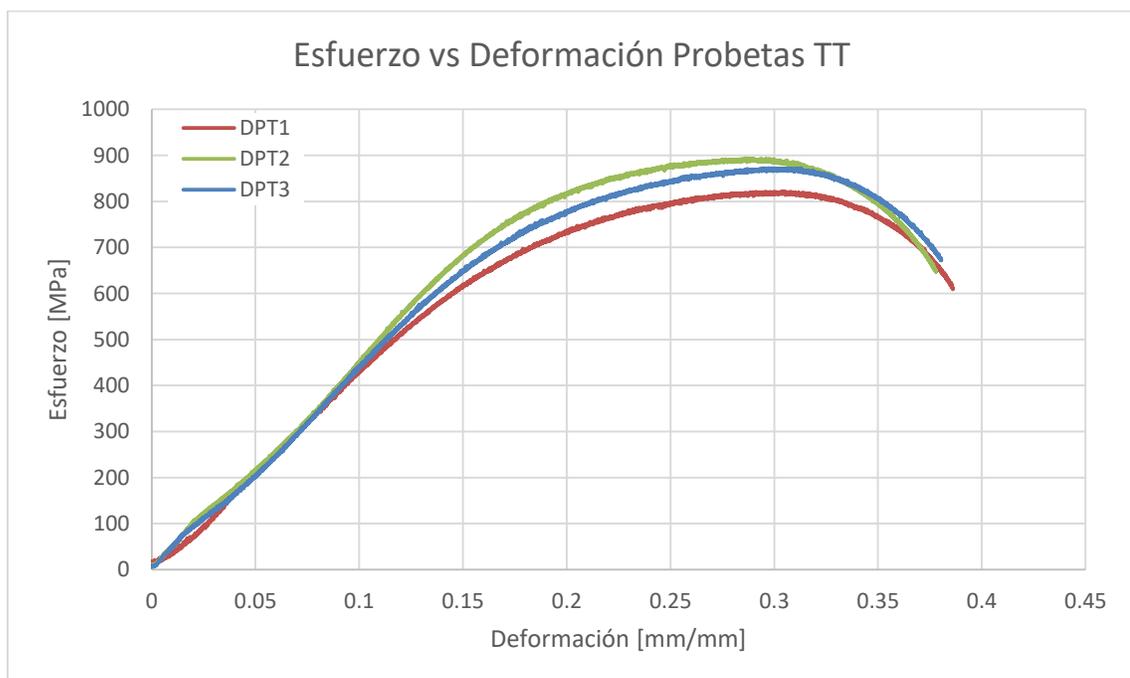


Figura 2-23 Curva Esfuerzo vs Deformación para el material tratado térmicamente.

Luego de realizar el tratamiento térmico el contenido de martensita aumentó como se pudo evidenciar en su microestructura, por lo que presenta una menor ductilidad y un esfuerzo máximo mayor que el del material inicial, además se observa una fluencia continua a diferencia del material en estado de entrega (Figura 2-23). La comparación entre los dos materiales puede observarse en la figura 2-24, en donde se evidencia de forma clara las características anteriormente mencionadas para cada uno de los materiales. Es importante mencionar que se esperaba aumentar aún más la resistencia del material, sin embargo el bajo contenido de carbono genera que la martensita generada durante el temple contenga también pequeñas cantidades de carbono, lo que genera que la dureza y la resistencia de esta fase sea menor a la que puede encontrarse en aceros de fase dual con altos contenidos de carbono.

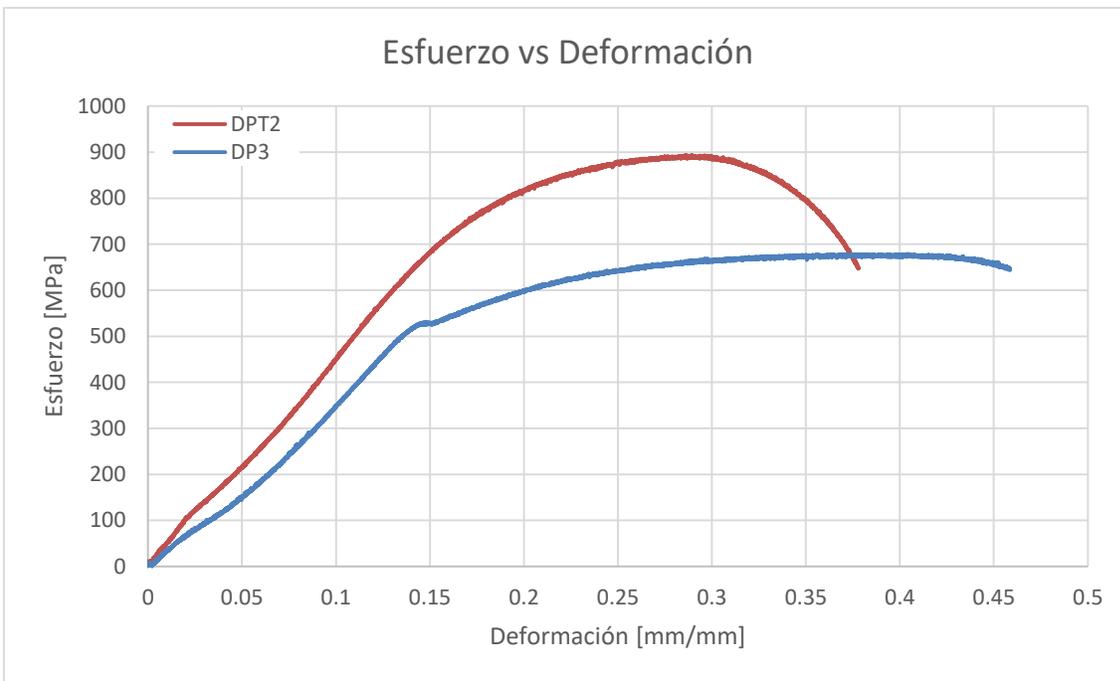


Figura 2-24 Curvas esfuerzo vs deformación (Ingenieril) para el material en estado de entrega y el material tratado térmicamente

La distribución de los datos para los diferentes parámetros comparados entre el material EE y el material TT se muestran en las figuras 2-25, 2-26 y 2-27, donde es posible observar

además las diferencias encontradas para el esfuerzo máximo y el alargamiento, así como que entre los dos materiales no se evidencia una diferencia clara para el valor del esfuerzo de fluencia y puede determinarse que el valor es muy similar antes y después del tratamiento térmico.

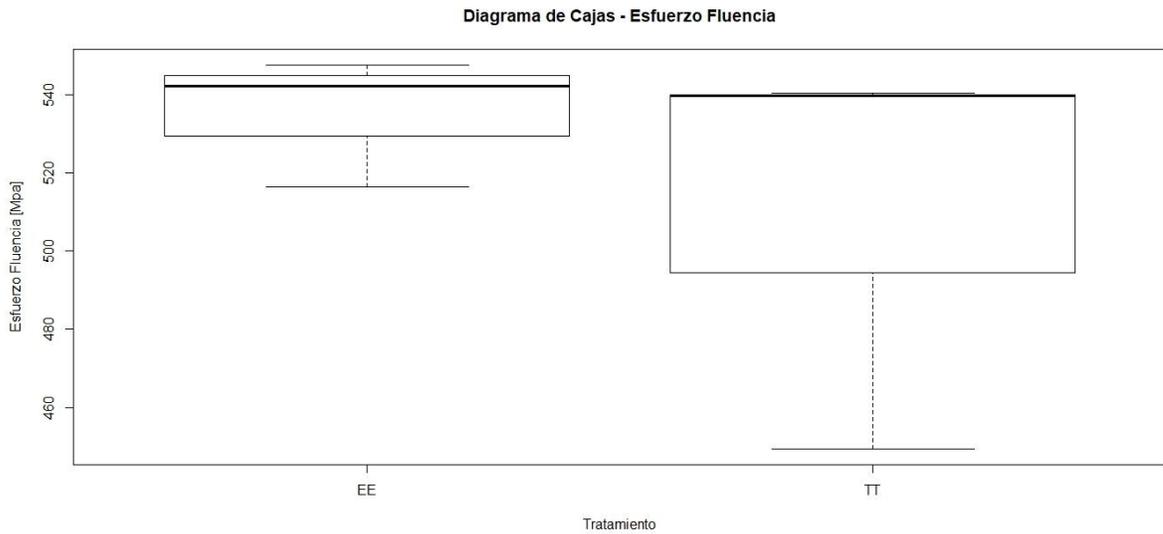


Figura 2-25 Diagrama de cajas representando el esfuerzo de fluencia alcanzado en cada uno de los tratamientos.

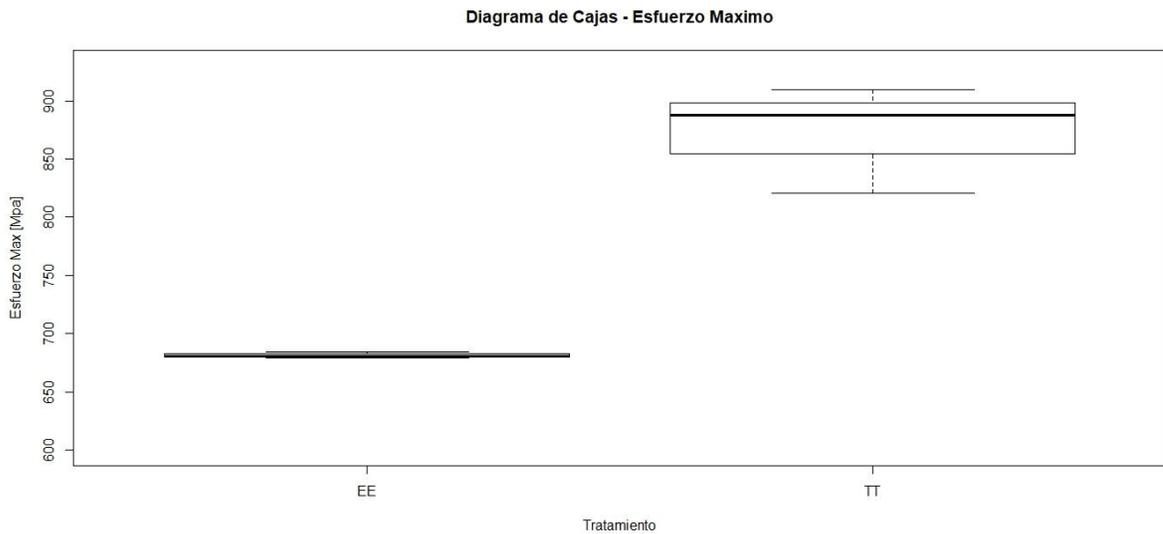


Figura 2-26 Diagrama de cajas representando el esfuerzo máximo alcanzado en cada uno de los tratamientos.

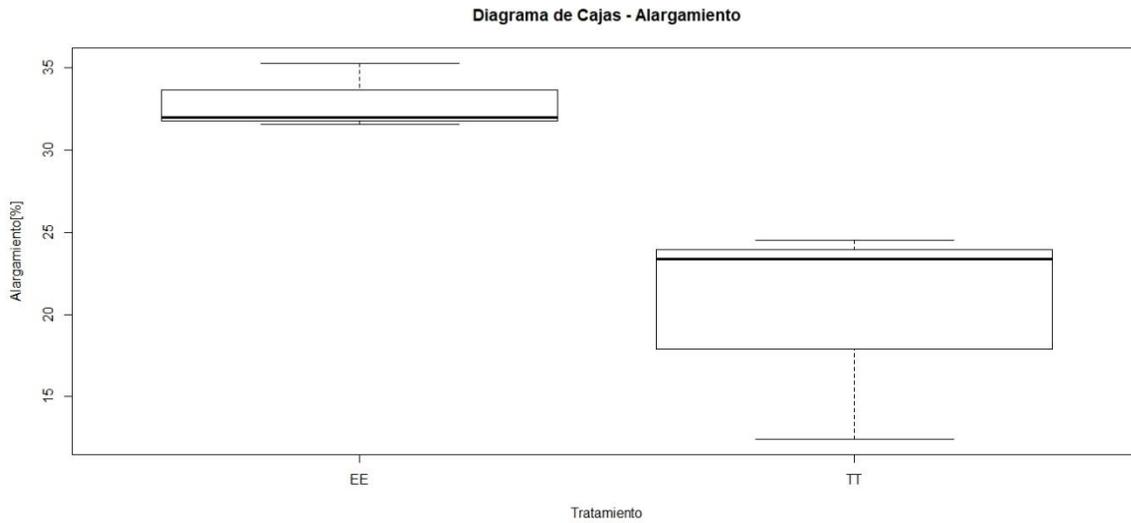


Figura 2-27 Diagrama de cajas representando el alargamiento alcanzado en cada uno de los tratamientos.

Los resultados de las pruebas de hipótesis realizadas para estos parámetros se observan en la tabla 2-11, donde se confirma que el tratamiento térmico logra incrementar el esfuerzo máximo y disminuye su ductilidad respecto al material de entrega, mientras que no existe una diferencia significativa entre los dos materiales para el esfuerzo de fluencia.

	Esfuerzo Máximo		Esfuerzo de Fluencia			Alargamiento		
	EE	TT	EE	TT	EE	TT		
Promedio	681.46	872.59	Promedio	535.40	509.81	Promedio	32.93	20.11
Desviación	2.66	46.04	Desviación	16.60	52.31	Desviación	1.97	6.70
Varianza	7.10	2119.48	Varianza	275.62	2736.80	Varianza	3.89	44.86
n	3	3.00	n	3	3	n	3	3
Sp²		1073.94	Sp²		1919.65	Sp²		30.22
Sp		32.77	Sp		43.81	Sp		5.50
t		-7.14	t		0.72	t		2.86
 t 		7.14	 t 		0.72	 t 		2.86
GDL		4.00	GDL		4	GDL		4
t0		2.78	t0		2.78	t0		2.78
	Existe una diferencia Significativa		No existe una diferencia Significativa			Existe una diferencia Significativa		

Tabla 2-11 Resultados prueba de hipótesis para el esfuerzo máximo, esfuerzo de fluencia y alargamiento.

2.2.4 Ensayo de Propagación de Grietas

2.2.4.1 Procedimiento de análisis

A partir de los datos registrados se determinó la tasa de crecimiento de grieta da/dN de acuerdo a la ecuación 27, y el valor del cambio del factor de intensidad de esfuerzos ΔK , el cual aumenta a medida que la grieta incrementa, ecuación 28.

$$\frac{da}{dN} = \frac{a_{i+1} - a}{N_{i+1} - N} \quad (27)$$

$$\Delta K = \frac{\Delta P}{B\sqrt{W}} \frac{(2 + \alpha)}{(1 - \alpha)^{\frac{3}{2}}} (0.886 + 4.64\alpha - 13.32\alpha^2 + 14.72\alpha^3 - 5.6\alpha^4) \quad (28)$$

$$\alpha = a/W$$

Es preciso mencionar que al graficar da/dN vs ΔK se presenta una gran dispersión de datos, lo cual es asociado a la misma naturaleza del fenómeno de crecimiento de grieta y la sensibilidad del equipo usado, lo que ocasiona que el ajuste potencial simple realizado para determinar los valores de las constantes de Paris C y m no sea lo suficientemente preciso, presentando valores que pueden no ser los indicados para estos parámetros. Por esta razón la norma ASTM 647[39] recomienda realizar un tratamiento estadístico a los datos de modo que se disminuya la dispersión y se logre determinar valores más precisos.

Para el análisis de los datos se utilizó una función exponencial de acuerdo A [64]. Esta técnica alternativa plantea el hecho de que el crecimiento de la grieta tiene una naturaleza de tipo exponencial, de modo que puede definirse una relación entre el número de ciclos y el crecimiento de la grieta con una ecuación de la forma:

$$a_j = a_i e^{m_{ij}(N_j - N_i)} \quad (29)$$

Donde a corresponde a la longitud de la grieta, N al número de ciclos, m a la tasa de crecimiento específico e i el paso de tiempo. El factor más importante en este

planteamiento resulta ser m , el cual relaciona la tasa de crecimiento de grieta y la tasa de incremento del número de ciclos mediante de la siguiente ecuación:

$$m_{ij} = \frac{\ln\left(\frac{a_j}{a_i}\right)}{(N_j - N_i)} \quad (30)$$

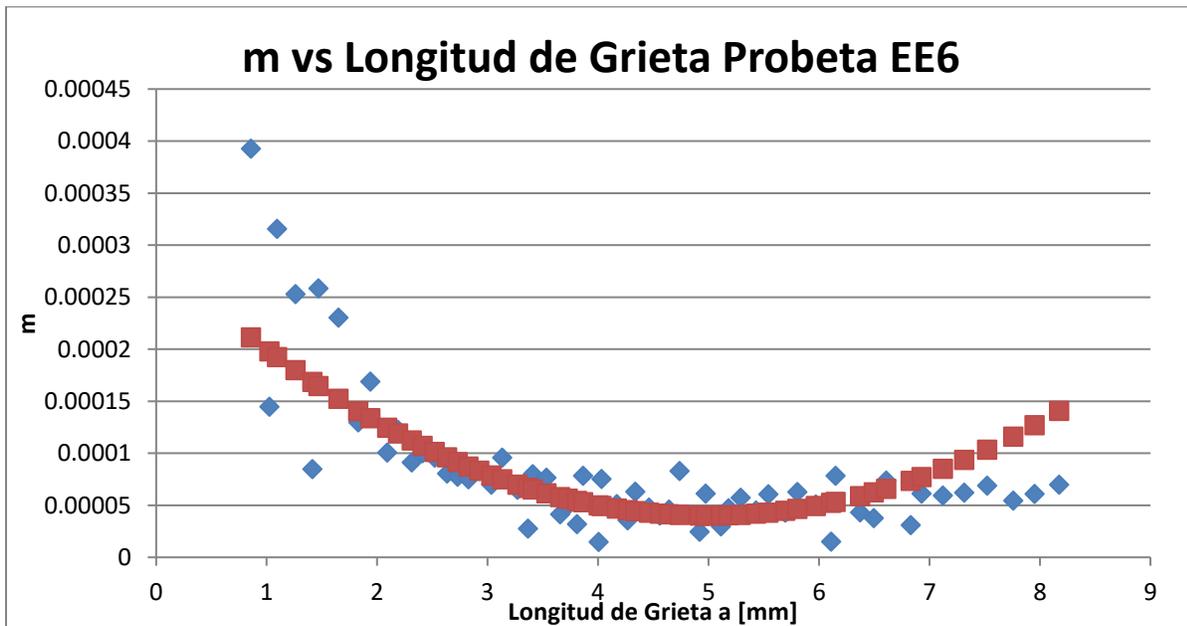


Figura 2-28 Curva m vs a para la probeta en estado de entrega EE6

Inicialmente debe calcularse el valor del parámetro m a partir de los datos registrados para la longitud de la grieta y el número de ciclos en cada paso de tiempo, el cual indica la relación que existe entre los dos parámetros. Como se mencionó anteriormente en este tipo de ensayos se presenta una alta dispersión entre los datos y es lo que puede observarse sobre este parámetro (Figura 2-28), de modo que resulta necesario ajustarlo mediante una función polinomial. Luego de realizar el ajuste de este parámetro, se calcula un nuevo número de ciclos para cada delta de longitud de grieta como se muestra en la

figura 2-29, de modo que se garantiza una relación exponencial entre a y N , mediante el uso de la siguiente ecuación:

$$N_j = \frac{\ln\left(\frac{a_j}{a_i}\right)}{m_{ij}} + N_i \quad (31)$$

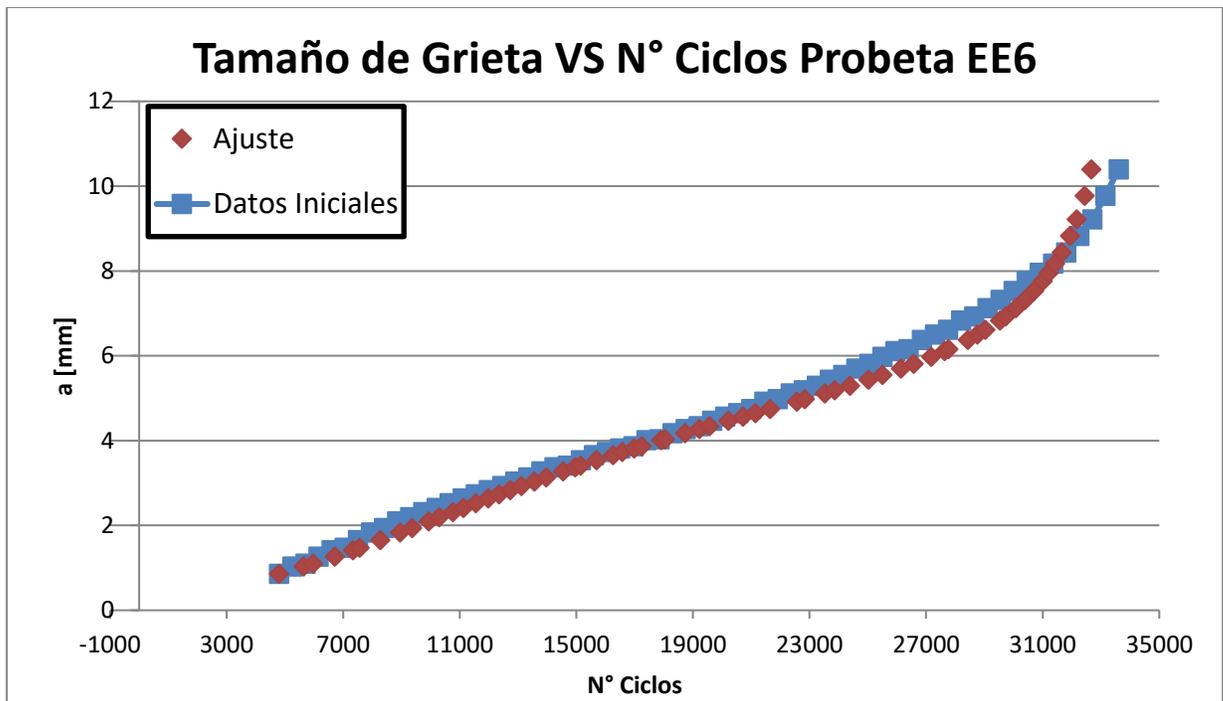


Figura 2-29 Curva del crecimiento de grieta antes y luego de realizar el ajuste propuesto para la probeta EE6

Finalmente es con estos nuevos valores que se calcula el valor de da/dN para cada paso de tiempo, y puede graficarse frente al factor de intensidad de esfuerzos ΔK , como puede observarse las figuras 2-30 y 2-31 la dispersión disminuye considerablemente respecto a los valores iniciales, y es posible obtener un ajuste potencial mucho mejor, el cual permite obtener unos valores más adecuados para los parámetros c y m .

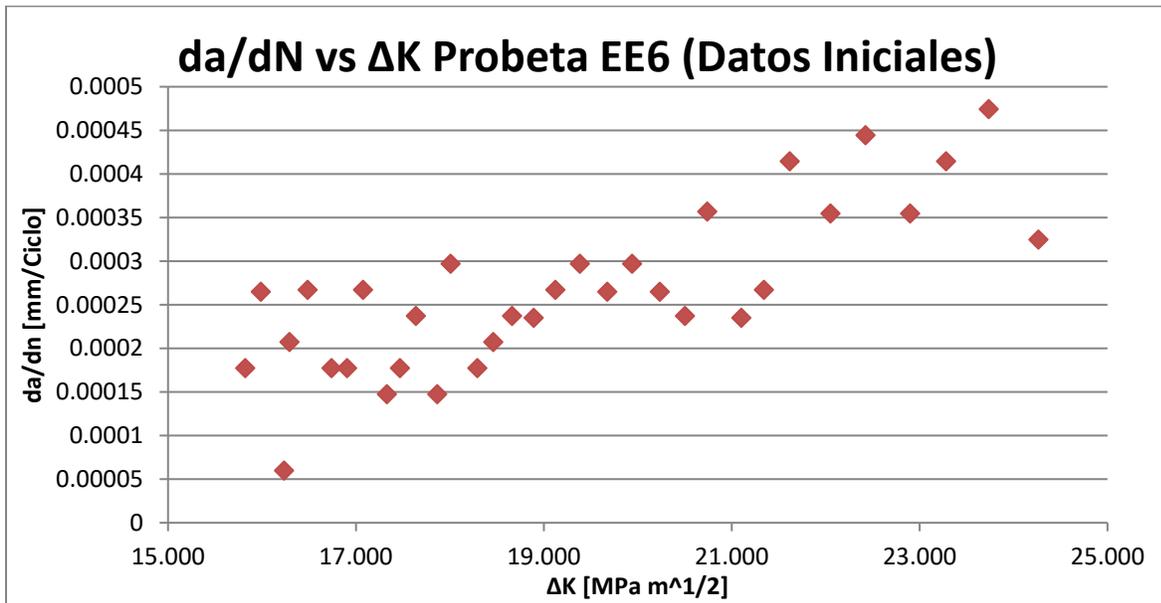


Figura 2-30 Curva da/dN vs ΔK a partir de los datos sin tratamiento estadístico para la probeta EE6

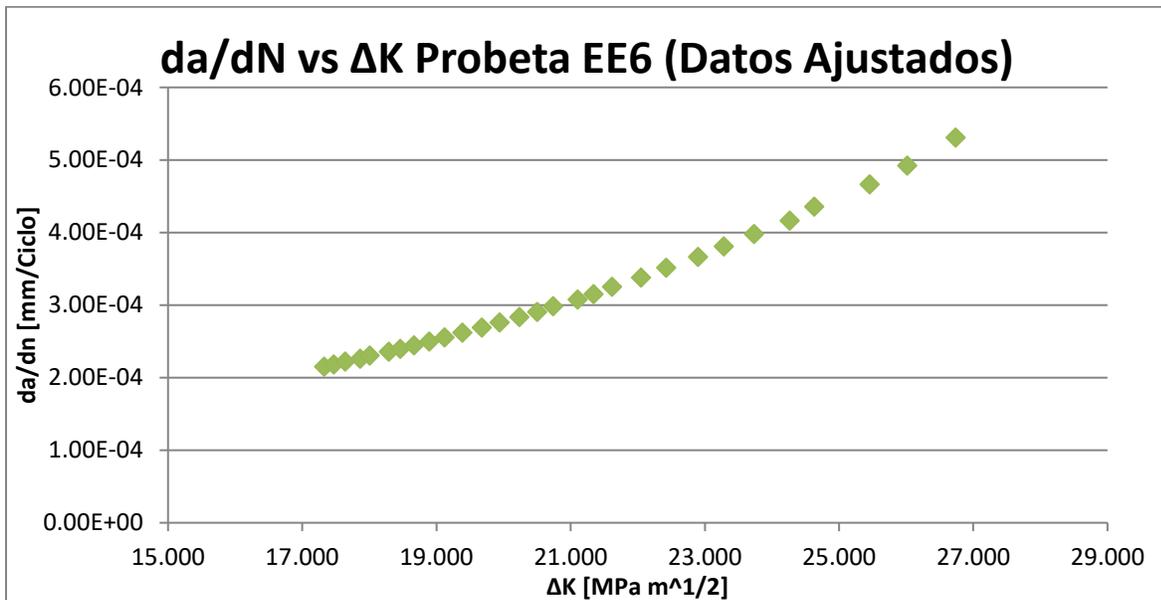


Figura 2-31 Curva da/dN vs ΔK luego del ajuste propuesto para la probeta EE6

Es importante mencionar además que la ecuación de Paris aplica en la zona lineal de la gráfica $\log da/dN$ vs $\log \Delta K$, por lo que es necesario separar los datos de interés para realizar el ajuste exponencial.

2.2.4.2 Resultados

De acuerdo a las gráficas obtenidas para el crecimiento de grieta, el tener una mayor cantidad de martensita eleva la resistencia del material a la propagación de grieta. Las probetas del material en estado de entrega presentaron un promedio de cerca de 27000 ciclos hasta el crecimiento inestable, mientras las probetas de material TT presentan un promedio de aproximadamente 45000 ciclos como se observa en los resultados presentados en la tabla 2-12. Esto inicialmente sugiere que es necesario alcanzar una cantidad de ciclos mayor para llevar el material tratado hasta la rotura bajo cargas de fatiga.

Valores obtenidos en el Ensayo de Propagación de Grietas					
Probetas en Estado de Entrega			Probetas Tratadas		
Probeta	Tamaño final a [mm]	N° Ciclos	Probeta	Tamaño final a [mm]	N° Ciclos
EE1	11	35000	TT1	12.926	37000
EE2	17.128	31000	TT2	13	37000
EE3	10.39	33000	TT3	11.126	43000
EE4	10.919	35000	TT4	11.778	42000
EE5	10.514	31000	TT5	11.1	49000
EE6	9.231	32000	TT6	12	53000
EE7	10.803	22000	TT7	11	53000
Promedio	11.426	27042.86	Promedio	11.847	44857.14

Tabla 2-12 Resultados obtenidos durante el ensayo de propagación de grietas por fatiga

En el diagrama de cajas (figura 2-32) realizado para el número de ciclos se puede observar que existe una pequeña diferencia para este parámetro entre los dos materiales evaluados, lo cual se confirma al realizar la prueba de hipótesis correspondiente, en la cual se determina que existe una diferencia significativamente estadística, como puede resumirse en la tabla 2-13, es importante mencionar además que para esta prueba de hipótesis fue necesario la eliminación de uno de los datos del grupo del material EE, esto debido a que

en el diagrama de cajas fue posible evidenciar que este dato (22000 ciclos) representaba un valor atípico que se encuentra por fuera de la distribución de los datos.

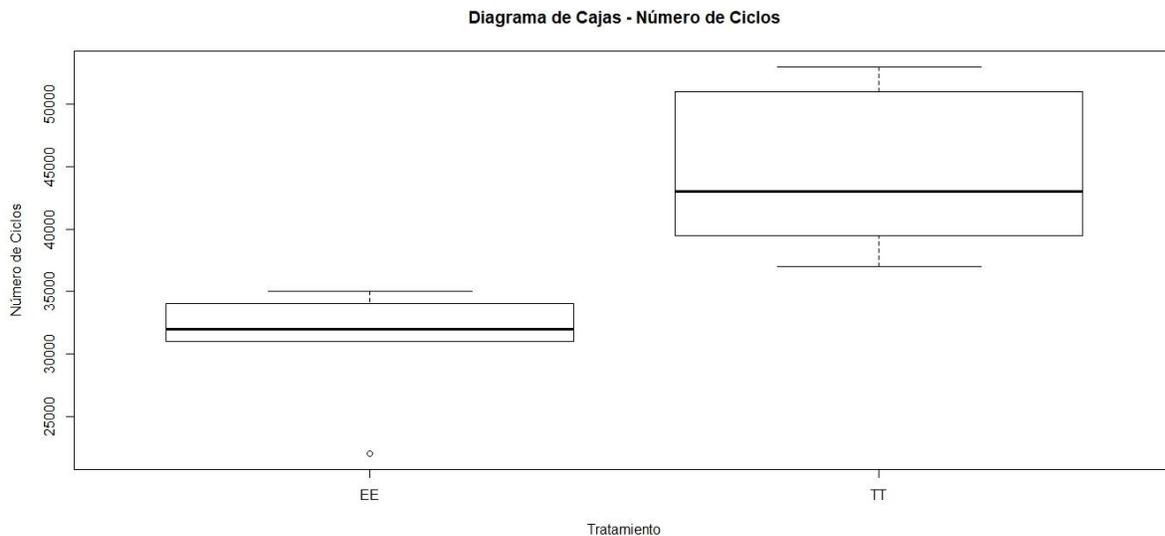


Figura 2-32 Diagrama de cajas representando el número de ciclos resistido en cada uno de los tratamientos.

N° Ciclos		
	EE	TT
Promedio	32833.33	44857.14
Desviación	1834.85	6890.30
Varianza	3366666.67	47476190.48
n	6	7
Sp²		42729437.23
Sp		6536.78
t		-3.31
 t 		3.31
GDL		11
t0		2.2
Resultado		Si
Existe una diferencia Significativa		

Tabla 2-13 Resultados prueba de hipótesis para el número de ciclos necesarios para iniciar el crecimiento inestable de la grieta.

Este fenómeno ha sido observado por otros autores quienes atribuyen este resultado principalmente al aumento de martensita en la microestructura producido luego de la aplicación de un tratamiento térmico, en la cual puede ser posible encontrar una mayor cantidad de martensita, la cual para este caso dado el contenido de carbono puede presentar una mayor tenacidad como lo menciona [41] en su estudio. Este comportamiento puede también atribuirse al fenómeno de cerramiento de grieta (Crack Closure), el cual genera en la punta de grieta que esta tienda a cerrarse, de modo que es necesario alcanzar una mayor carga para que la propagación de la grieta continúe; En este caso este efecto esta atribuido a las irregularidades de la superficie que se genera en la martensita durante la propagación, de modo que para esta resulta más difícil propagarse como lo reporta [40], además esto puede generar que cuando la grieta encuentra una isla de martensita la propagación se produzca alrededor de la isla, esto debido a que encuentra una menor resistencia en la interfaz ferrita-martensita, sin embargo en este caso la distancia que debe recorrer la grieta es mayor, de tal manera que le tomara más tiempo alcanzar la longitud critica en la cual se llega a una propagación inestable como lo menciona [65].

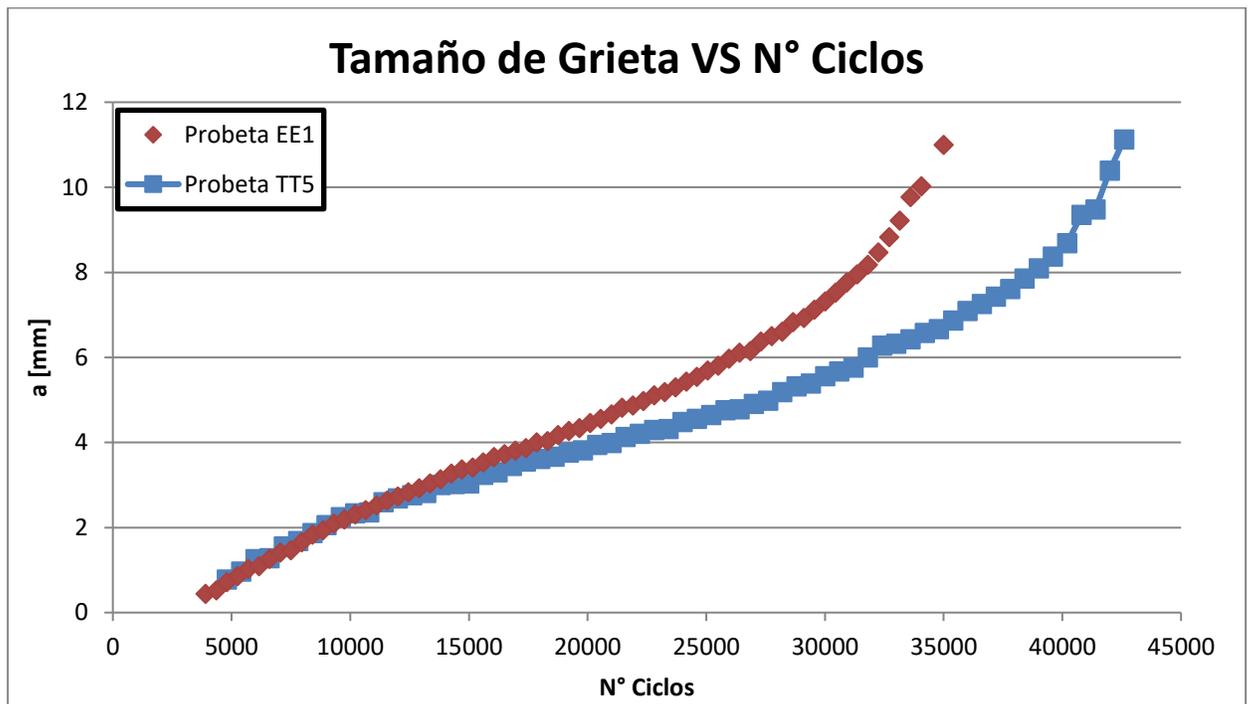


Figura 2-33 Comparación de la tasa de crecimiento de grieta entre el material EE y TT. (Probetas EE1 y TT5)

Se evidencio además que el crecimiento de la grieta en el material tratado sufre una disminución en su velocidad (Crack Arrest) luego de que la tasa de crecimiento inicial de la grieta tiene un comportamiento muy similar al que presenta el material en estado de entrega, sin embargo en el material TT esta tasa de crecimiento disminuye respecto al material EE, para luego aumentar nuevamente hacia el final del ensayo, cerca del crecimiento inestable de la grieta (figura 2-33)

Un comportamiento diferente al observado en este estudio es reportado por [66], quien en su trabajo concluye que es una mayor cantidad de ferrita y una disminución en la fase de martensita lo que permite alcanzar una mayor resistencia a la propagación de grieta bajo fatiga, sin embargo en su estudio se menciona también la posibilidad de encontrar el caso encontrado en el estudio presente, es decir lograr una mayor resistencia con un aumento de la cantidad de martensita en la microestructura del acero de fase dual.

Los parámetros de Paris encontrados para los dos materiales se indican en las tablas 2-14 y 2-15, donde es posible evidenciar las diferencias encontradas entre los dos grupos de materiales, en donde el material TT exhibe valores más altos para m y valores más pequeños para C respecto al material EE, lo que indica precisamente un aumento en la resistencia a la propagación de grietas por fatiga. Además los valores de C y m encontrados para el material TT pueden ser contrastados por los resultados presentados por [41], quien reporta para un acero de fase dual tratado térmicamente valores de 6.216×10^{-12} y 8.440×10^{-13} para C y 5.074 y 5.193 para m , mientras el material en estado de entrega exhibe valores de 4.671×10^{-8} para C y 2,491 para m . Es importante mencionar que aunque los resultados son comparados con otros aceros de fase dual, la composición química y microestructura es diferente, sin embargo evidencian el aporte de la presencia de martensita en la resistencia a la fatiga. Los resultados detallados para cada una de las probetas ensayadas se muestran en los anexos B y C.

Probeta	Parámetros	
	C	m
EE1	1.65E-09	4.72
EE2	9.85E-09	3.353
EE3	2.72E-10	4.739
EE4	2.68E-08	2.928
EE5	1.85E-07	2.39
EE6	6.21E-07	2.042
EE7	1.47E-09	3.896
Promedio	1.21E-07	3.438
Desviación	2.305E-07	1.069

Tabla 2-14 Parámetros de la Ley de Paris para el material en estado de entrega

Probeta	Parámetros	
	C	m
TT1	3.27E-12	6.072
TT2	9.37E-12	5.634
TT3	4.76E-13	6.519
TT4	1.86E-11	5.361
TT5	7.66E-12	5.709
TT6	2.02E-14	7.464
TT7	1.77E-11	5.401
Promedio	8.1566E-12	6.023
Desviación	7.648E-12	0.753

Tabla 2-15 Parámetros de la Ley de Paris para el material tratado térmicamente

Para observar de mejor manera las diferencias encontradas entre los dos materiales para los dos parámetros de Paris se utilizaron los diagramas de cajas de las figuras 2-34 y 2-35, donde además se evidencio que el dato que corresponde a un valor de 7.464 para el parámetro m en el material TT representa un valor atípico y por ende deber ser eliminado el análisis, de modo que el nuevo promedio y desviación estándar para los parámetros C y m del material TT se muestran la tabla 2-16.

TT	C	m
Promedio	9.5E-12	5.783
Desviación	7.4E-12	0.442

Tabla 2-16 Nuevos valores para el material TT luego de la eliminación de datos atípicos.

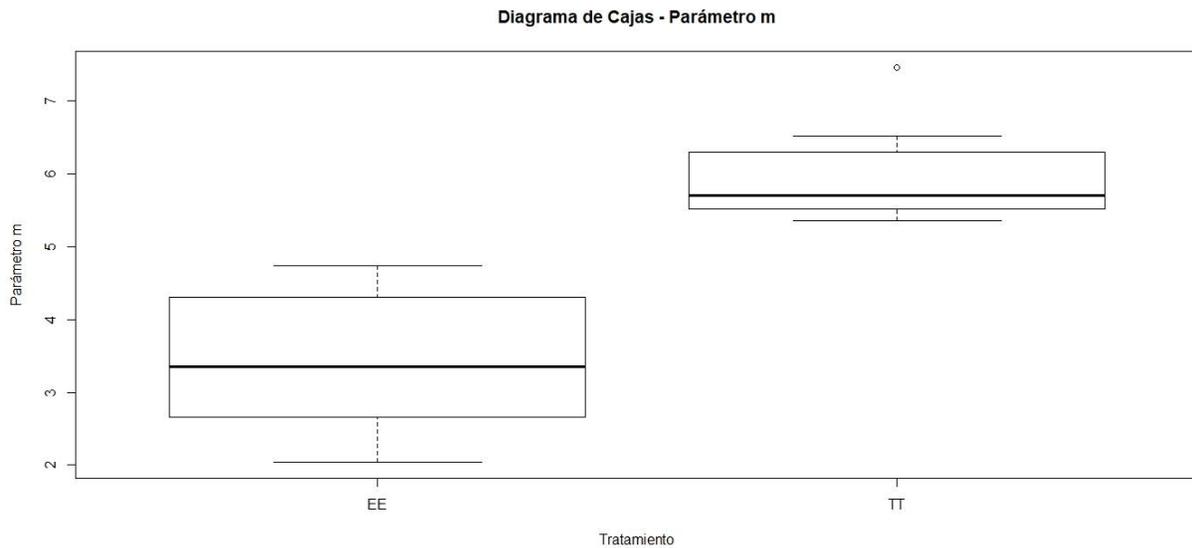


Figura 2-34 Diagrama de cajas representando el valor del parámetro m característico para cada uno de los tratamientos.

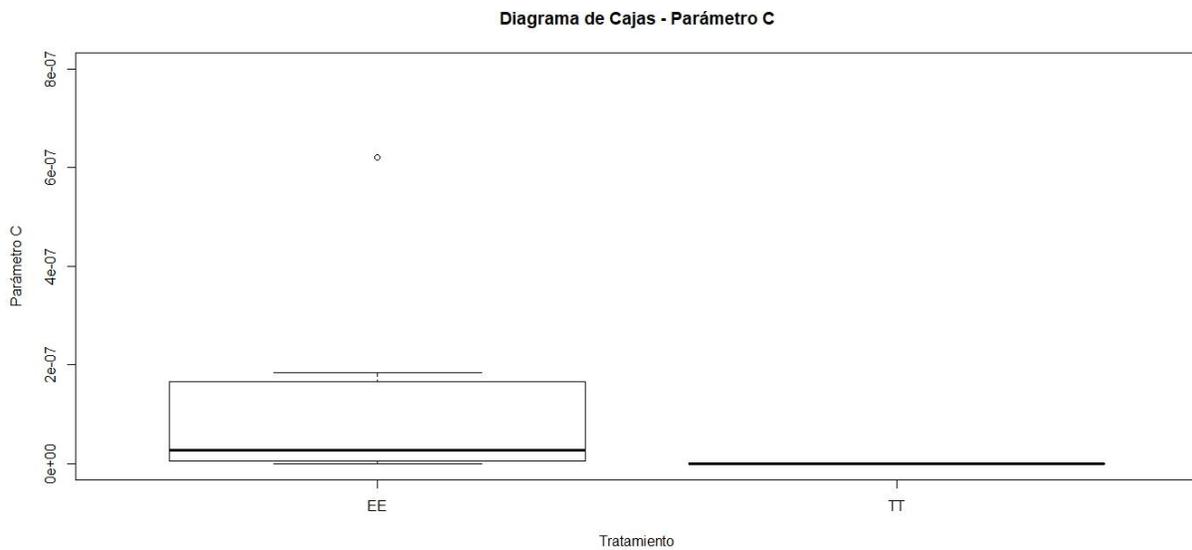


Figura 2-35 Diagrama de cajas representando el valor del parámetro C característico para cada uno de los tratamientos.

2.2.5 Ensayo de Tenacidad de Fractura

2.2.5.1 Procedimiento

Para determinar la tenacidad de fractura en este caso dado el comportamiento elastoplástico del material se usó el procedimiento descrito por la norma ASTM 1820, de modo que se halló el valor de la integral J para cada uno de las probetas ensayadas a partir de las componentes elástica y plástica como se definió en la ecuación (9).

El valor de la componente elástica de acuerdo a la ecuación (10) depende de las propiedades mecánicas del material, el factor geométrico de la probeta y la carga aplicada P_Q , siendo esta diferente a la carga máxima alcanzada durante el ensayo. Para determinar esta carga fue necesario trazar una recta secante al 5% a partir de la pendiente de la recta inicial de la gráfica fuerza - desplazamiento, donde este último hace referencia al desplazamiento registrado por el extensómetro tipo clip (DLL), de manera que el valor de P_Q es el punto de intersección entre la recta secante y la curva, como se puede observar en la figura 2-36.

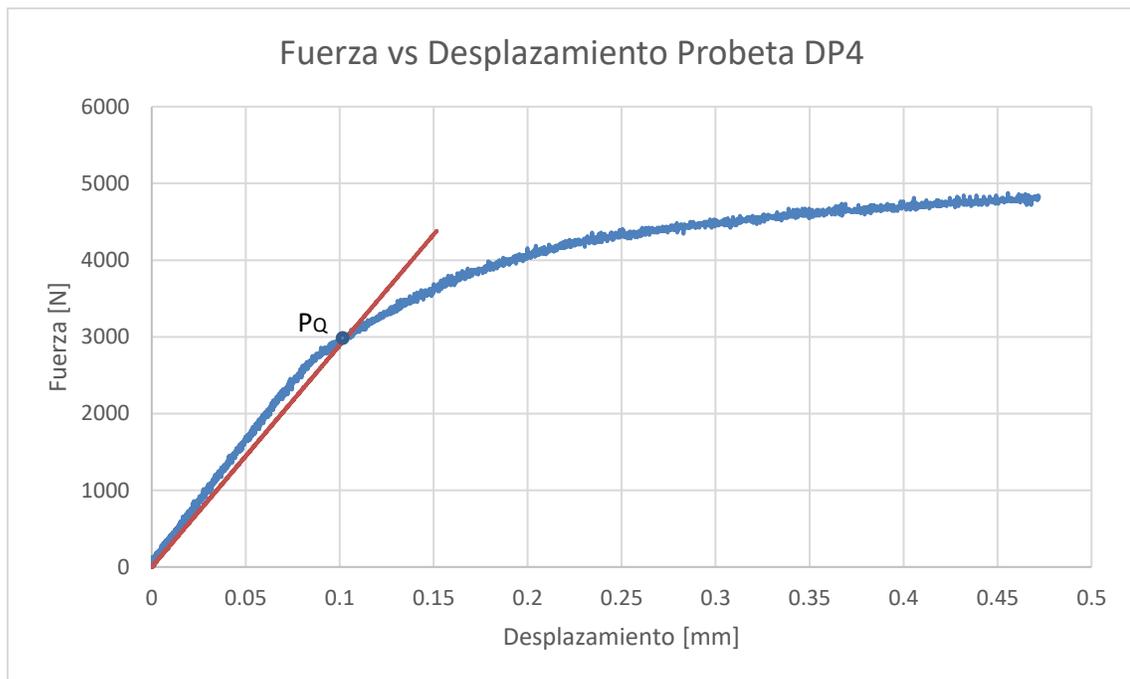


Figura 2-36 Procedimiento para determinar el valor de P_Q

Por otro lado la componente plástica J_{pl} se determinó a partir de la ecuación (11), en donde es evidente que este componente es calculado a partir de parámetros geométricos y el valor del área plástica A_{pl} . Dicha área corresponde al área bajo la curva de la gráfica fuerza-desplazamiento resultante en el ensayo como se definió en la Figura 1-13, para determinar esta área en los ensayos realizados se trazó inicialmente una recta con la misma pendiente de la parte inicial de la curva, de modo que esta corta el punto final, delimitando el área de interés. Finalmente para calcular esta área se realizó un ajuste a la curva mediante una función polinomial de 7° orden, de tal manera que luego de calcular la integral definida entre 0 y 2.5mm (Máximo desplazamiento del Clip) se obtuvo el área total bajo la curva, sin embargo dado que A_{pl} no corresponde al área total, fue necesario restar luego el área del triángulo formado por la recta inicialmente sobrepuesta, obteniendo finalmente el área plástica en [N.mm], como se observa en la figura 2-37. El procedimiento para cada una de las probetas es detallado en el anexo D. Por otro lado es importante mencionar que el extensómetro tipo clip utilizado solo podía registrar un desplazamiento de 2.5 mm, de modo que en las gráficas fuerza-desplazamiento obtenidas no se obtuvo el área plástica total.

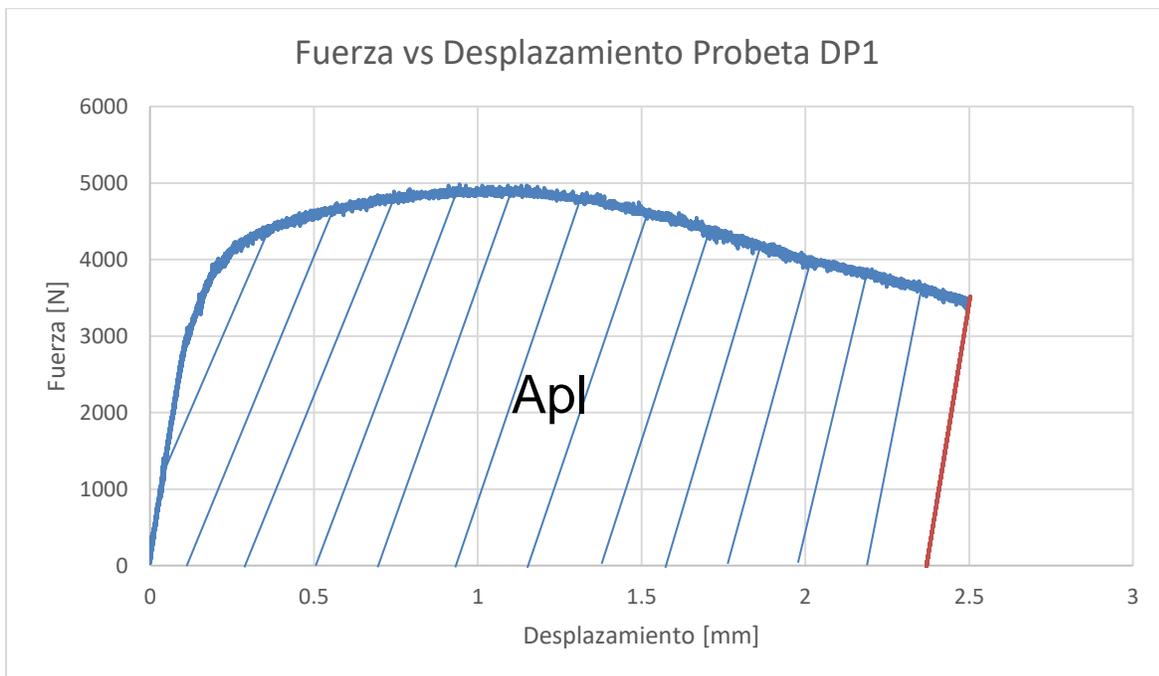


Figura 2-37 Área plástica para calcular el valor del parámetro J.

2.2.5.1 Resultados

En los resultados conseguidos se observa que el material TT presenta en promedio un ligero aumento en la tenacidad de fractura, lo que a priori se traduce en el aumento del valor del parámetro J para este grupo de probetas, como se observa en las tablas 2-17 y 2-18, y en la figura 2-38 donde se presenta los rangos de tenacidad de fractura que se logran para cada material. Una característica propia de los aceros de fase dual es la ausencia de punto de fluencia, debido a la combinación de altos esfuerzos residuales y una alta densidad de dislocaciones móviles en la ferrita, lo que causa que se presente flujo plástico aun con bajas deformaciones plásticas [67], esta característica contribuye a eliminar la formación de bandas de Lüders garantizando un buen acabado superficial, contribuyendo a incrementar la tenacidad de fractura en este tipo de materiales. Esto añadido al hecho de que una alta ductilidad es asociada a una mejor tenacidad de fractura sugiere que en estos materiales una disminución del volumen de martensita en la microestructura produce una alta tenacidad de fractura, sin embargo esta propiedad también es dependiente de diferentes características microestructurales como el tamaño de grano y la morfología de cada una de las fases [68].

Probeta	J Total [N/mm]
DP1	519
DP2	527
DP3	463
DP4	542
DP5	429
DP6	534
DP7	499
Promedio	501.975
Desviación	41.635

Tabla 2-17 Resultados de Tenacidad de fractura para el

Probeta	J Total [N/mm]
DPT1	497
DPT2	557
DPT3	524
DPT4	597
DPT5	515
DPT6	459
DPT7	594
Promedio	534.789
Desviación	50.759

Tabla 2-18 Resultados de Tenacidad de fractura para el material TT

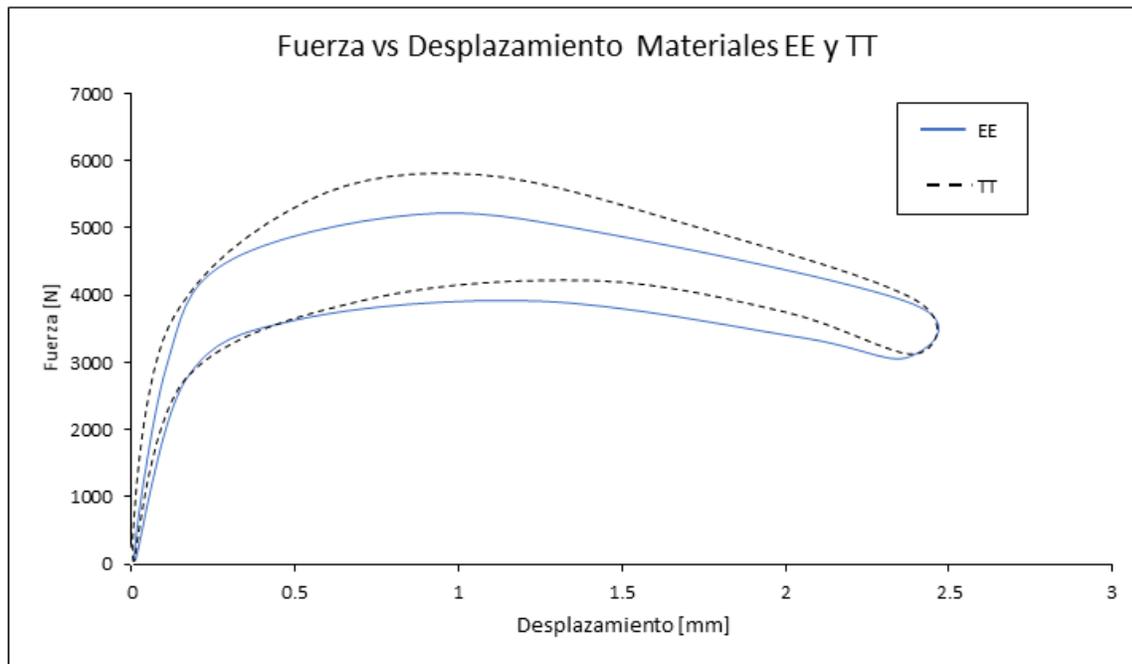


Figura 2-38 Rango de valores de tenacidad de fractura para el material EE y TT.

Sin embargo el diagrama de cajas (figura 2-38) muestra que la distribución de los datos se encuentra en un rango muy similar por lo que puede luego deducir que en las diferencias verdaderamente no es importante y la tenacidad de fractura luego del tratamiento térmico puede llegar a mantenerse muy parecida a la del material EE. Esto, se confirma al realizar la prueba de hipótesis de medias respectiva para los dos materiales (tabla 2-19), donde queda evidenciado que efectivamente no existe una diferencia significativa para este parámetro y no es posible asegurar con total certeza que la ligera diferencia encontrada se debe exclusivamente al tratamiento térmico, el cual en este caso se tradujo principalmente un aumento de la cantidad de martensita presente en la microestructura.

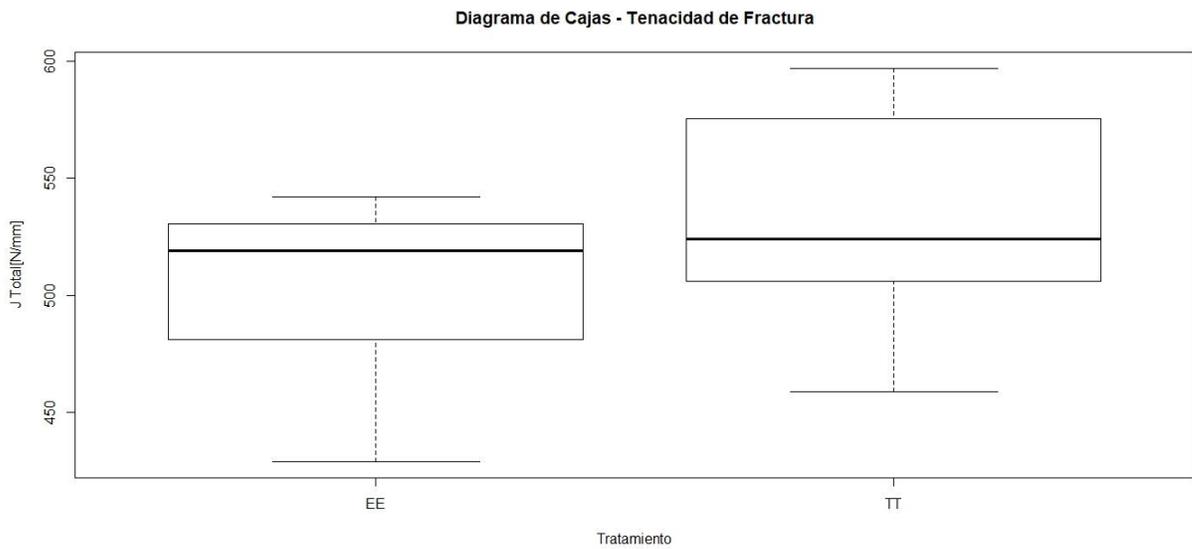


Figura 2-39 Diagrama de cajas representando la tenacidad de fractura alcanzada en cada uno de los tratamientos.

Tenacidad de Fractura		
	EE	TT
Promedio	501.86	534.71
Desviación	41.63	50.91
Varianza	1732.81	2591.57
N	7	7
Sp²		11692.64
Sp		108.13
t		-0.57
 t 		0.57
GDL		12
t0		2.18
No existe una diferencia significativa		

Tabla 2-19 Resultados prueba de hipótesis para la tenacidad de fractura

Otros autores reportan que el aumento de la martensita si logra un aumento en la tenacidad de fractura del material TT, como el caso de Aleneme [69] quien reporta que el mejor valor de tenacidad de fractura se encontró en un acero de fase dual con un contenido de martensita de $\approx 65\%$, tendiendo valores muy cercanos con un contenido de $\approx 38\%$, y cayendo cuando el contenido es bastante alto $\approx 80\%$. Sin embargo como ya se ha

mencionado la tenacidad de fractura no depende únicamente de la cantidad de martensita presente en la microestructura, sino de otros factores como la composición química, su tamaño de grano y morfología, de modo que los valores para la tenacidad de fractura pueden variar bastante, además teniendo en cuenta que la mayor parte de trabajos realizados para determinar la tenacidad de fractura con parámetros como el K_{IC} no han sido realizados a partir de la aplicación directa de las normas ASTM E399 o ASTM 1820 si no a través de aproximaciones que parten de valores de ensayos de tensión o impacto, o el uso de probetas alternativas, como el trabajo de [61] y [70].

3. Simulación Computacional

En este capítulo se presenta de forma detallada el procedimiento usado en la simulación computacional de propagación de grieta en el material. Lo que incluye los parámetros usados en el software ABAQUS. Finalmente se muestran los resultados obtenidos en la simulación y el análisis realizado sobre estos al ser comparados con los resultados experimentales.

3.1 Procedimiento

La simulación se realizó en el software comercial ABAQUS, el cual cuenta con un módulo de mecánica de la fractura que permite determinar los factores de intensidad de esfuerzos y el uso del método de los elementos finitos extendidos (XFEM), el cual puede usarse en la aplicación de problemas de propagación de grietas bajo diferentes condiciones de carga. En este caso se simuló un ensayo de tenacidad de fractura, en el que una probeta compacta es sometida a una carga de tensión. A partir de la simulación fue extraída la respuesta del material en términos de fuerza – desplazamiento y el comportamiento de la propagación de la grieta a lo largo de la probeta, información que luego fue contrastada con los datos experimentales obtenidos en los ensayos realizados.

Para la simulación se creó un conjunto de tres (3) partes, la probeta, el pin y la grieta, las cuales tienen asociadas diferentes características (Figura 3-1). La probeta y la grieta fueron creadas como un sólido deformable, donde esta última es representada por un plano con el mismo espesor de la grieta y longitud acorde al tamaño inicial de la grieta según la norma ASTM 1820. Por otro lado el pin fue establecido como un sólido no deformable debido a que las deformaciones producto de la fuerza de contacto con el agujero de la probeta son despreciables.

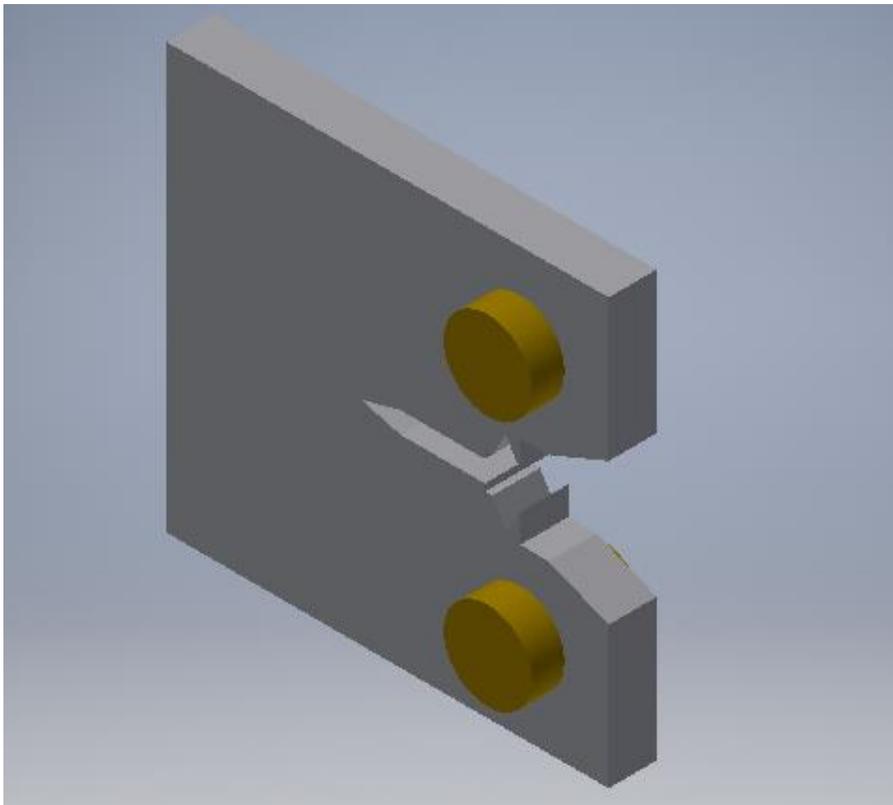


Figura 3-1 Ensamble General

El modelo de material usado fue un modelo de plasticidad Multilineal (Tabla 3-1), el cual tiene como información de entrada los datos obtenidos en un ensayo de tensión uniaxial, es decir los puntos de la curva esfuerzo –deformación. Para este modelo se introducen dos grupos de parámetros, unos que corresponden al comportamiento elástico del material, que en este caso son el módulo de elasticidad (E) y el coeficiente de Poisson (ν), los cuales para este caso fueron $E = 210000 \text{ MPa}$ (De acuerdo a la información de la ficha técnica del material) y $\nu = 0.3$. El componente plástico se define a partir de los esfuerzos y deformaciones verdaderas obtenidos, a partir de lo cual es posible determinar la deformación plástica (Plastic Strain) mediante la ecuación (32). Estos valores se definen desde el punto de fluencia y luego son ingresados en forma de tabla como se indica en la figura 3-2 para el material en estado de entrega.

$$\varepsilon_{pl} = \varepsilon_{true} - \left(\frac{\sigma_{true}}{E}\right) \quad (32)$$

Esfuerzo Verdadero [MPa]	Deformación Plástica
636.6600	0.0000
644.6019	0.0025
649.9648	0.0056
657.0773	0.0082
660.7577	0.0116
677.5083	0.0119
687.3810	0.0138
700.8257	0.0149
709.0676	0.0171
721.7823	0.0183
732.7991	0.0199
742.0969	0.0218
753.2394	0.0233
760.8970	0.0257
772.1082	0.0271
777.1315	0.0301
785.7150	0.0320
796.2746	0.0337
802.2484	0.0363
809.1151	0.0386
817.9153	0.0406
825.8817	0.0427
827.2973	0.0464
839.9474	0.0473
842.3193	0.0507
852.2418	0.0523
858.4225	0.0547
861.7154	0.0578

Esfuerzo Verdadero [MPa]	Deformación Plástica
869.8938	0.0598
872.2989	0.0631
877.5863	0.0657
885.7892	0.0676
891.1173	0.0702
893.4834	0.0733
895.8415	0.0765
903.0469	0.0785
907.3799	0.0811
911.6654	0.0838
914.0280	0.0869
920.3127	0.0890
925.6739	0.0914
929.9924	0.0939
934.3718	0.0965
934.7172	0.1001
939.0423	0.1026
943.4296	0.1051
944.7054	0.1083
949.0413	0.1108
952.4106	0.1136
955.7798	0.1163
958.0593	0.1192
960.3852	0.1222
960.5644	0.1256
964.9617	0.1280
966.1620	0.1312

Tabla 3-1 Definición de esfuerzos y deformación plástica verdadera para el material en estado de entrega (EE).

Para permitir la propagación de la grieta es necesario definir el modelo de daño, el cual en este caso corresponde al modelo “Damage for Traction Separation Law”, para el que es necesario indicar los parámetros de iniciación y evolución del daño. Para este caso se usó el criterio Maxps Damage (Maximum Principal Stress) para el inicio del daño en la región enriquecida, es decir en la zona donde los elementos son enriquecidos al obtener grados de libertad adicionales que les permiten representar la discontinuidad generada por la propagación de la grieta. Este criterio se describe de acuerdo a la ecuación (33), donde σ_{max}^0 es el máximo esfuerzo principal admisible, el cual será el valor a definir, de modo que el daño iniciara cuando f sea igual a 1, momento en el cual la grieta comienza a propagarse.

$$f = \left\{ \frac{\langle \sigma_{max} \rangle}{\sigma_{max}^0} \right\} \quad (33)$$

El valor de este parámetro se estableció para cada uno de los dos materiales a partir del valor del último esfuerzo a tensión (UTS) [71]. Por otro lado la evolución de daño puede ser basada en el desplazamiento efectivo o en la energía de fractura, siendo este último el criterio usado para el modelo debido a que puede ser obtenido del valor de tenacidad de fractura determinado directamente de los resultados experimentales. De forma general este parámetro puede ser estimado a partir del valor de tenacidad de fractura K_{IC} , el cual puede ser hallado experimentalmente y se relaciona con G_c como se define en la ecuación 34.

$$G_{IC} = \frac{K_{IC}^2}{E} \quad (34)$$

Sin embargo el parámetro K_{Ic} es válido para materiales con un comportamiento elástico lineal, por lo que para el acero DP no es aplicable, dado el comportamiento elastoplástico del material. De tal manera que es necesario aplicar el parámetro J, el cual es usado para materiales que exhiben un comportamiento no lineal. Dentro de la mecánica de fractura el valor del parámetro J es igual al valor de G ($J = G_c$) solo para un comportamiento elástico lineal, sin embargo dentro del modelo cohesivo es posible afirmar que $G_c \approx J_i$ [26]. De acuerdo a esto los valores usados para cada material se indican en la tabla 3-2, los cuales fueron determinados experimentalmente a partir de los ensayos de tenacidad de fractura y tensión. Adicionalmente se usó además para la evolución de daño un comportamiento lineal.

Material	Esfuerzo Máximo Principal [MPa]	Energía de Fractura [N/mm]
EE	680	500
TT	870	535

Tabla 3-2 Parámetros ingresados para el modelo de daño

La evolución del daño dada por este parámetro puede tener diferentes comportamientos según se especifique, como se observa en la figura 3-2. Puede ser lineal, exponencial o tabular, de tal manera que cada uno de estos define ya sea una respuesta lineal o exponencial para la variable de daño en el material para los dos primero casos, o definida directamente de forma tabular a partir de la información obtenida a partir de los parámetros de daño

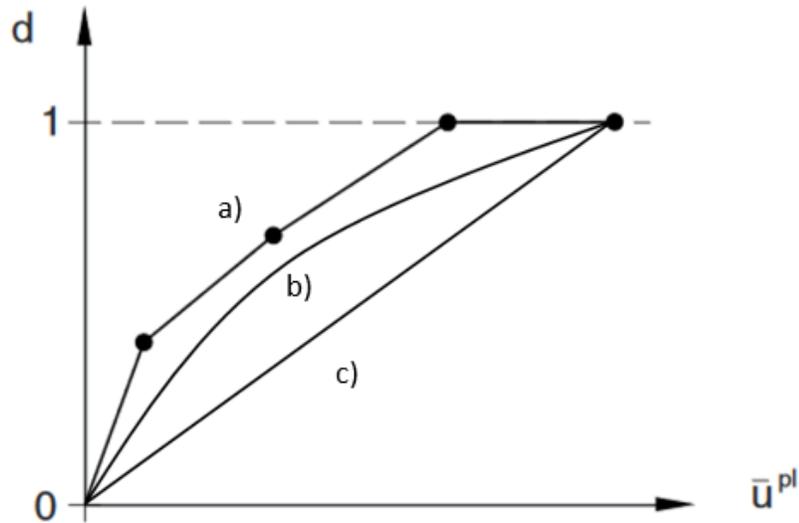


Figura 3-2 Diferentes comportamiento de evolución de daño a) Tabular b) Exponencial c) Lineal. Adaptado de [72]

En la figura 3-3 se especifica el diagrama de flujo que sigue ABAQUS para permitir la propagación de la grieta mediante el uso XFEM. Para permitir esta propagación es necesario adicionar algunos pasos al procedimiento estándar usado en el análisis mediante el método de elementos finitos convencional, lo cual incluye incorporar nuevas variables de salida asociadas al método XFEM (STATUS, STATUSXFEM, PHILSM, PSILSM), definir la grieta inicial, si es el caso, y el dominio en el cual se permite la propagación de esta grieta, además de especificar que el análisis a realizar será de tipo discontinuo.

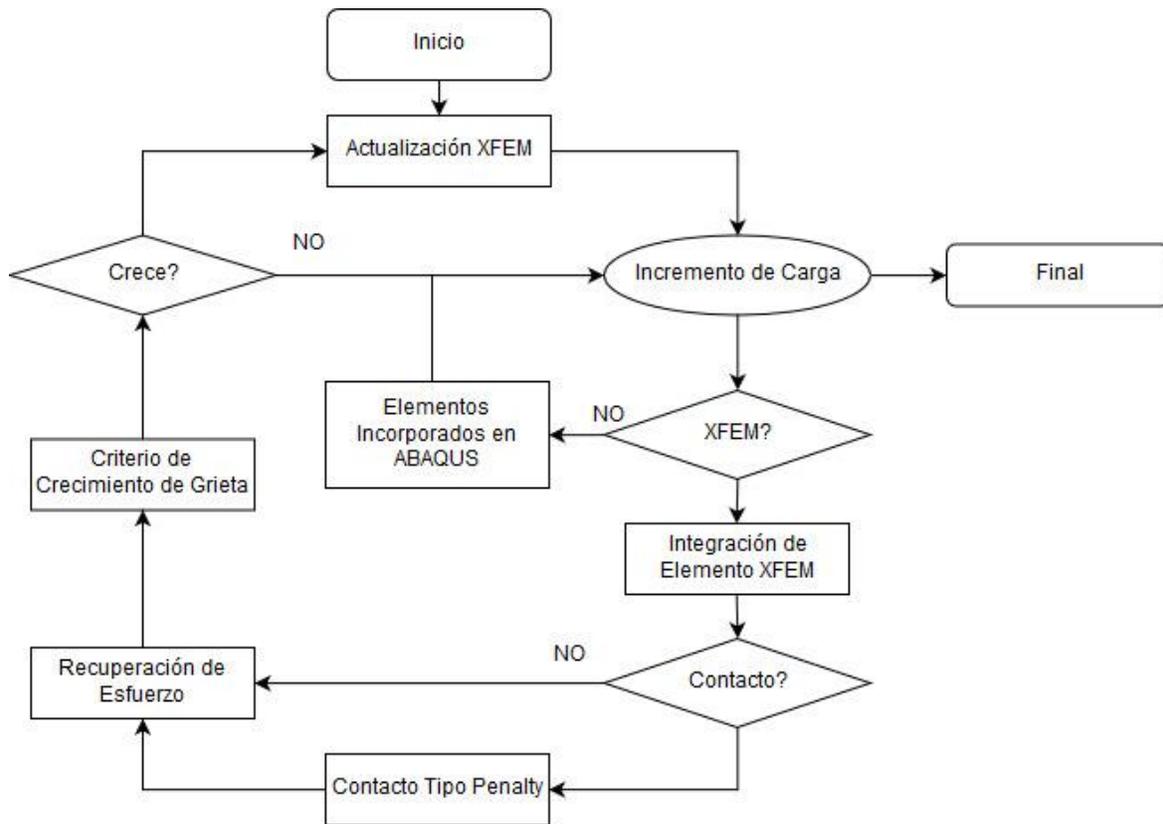


Figura 3-3 Diagrama de flujo para la simulación de propagación grieta en mediante XFEM en ABAQUS Standard. Adaptado de [73].

Por otro lado es necesario también definir el contacto entre el pin y el agujero de la probeta, el cual se caracteriza por la interacción de fuerzas normales y cortantes sobre su interface, comportamiento que es representado por la fricción que existe entre los cuerpos en contacto, por lo que para este modelo se utilizó una interacción de contacto “Tangential Behavior”. Además con el fin de disminuir la penetración del pin en la superficie del agujero, ya que esto puede evitar la transferencia de esfuerzos a través de la interface, se definió una segunda característica de contacto “Hard-Contact” considerado dentro la interacción “Normal Behavior”. (Abaqus. 2014)]

Posteriormente se definen las condiciones de carga sobre el modelo. En este caso se restringió por completo el movimiento del pin inferior (0 grados de libertad) y se limitó el movimiento del pin superior solo al movimiento en la dirección Y, mientras el desplazamiento fue aplicado en el pin superior como se observa en la figura 3-4. Para garantizar este comportamiento las restricciones y el desplazamiento se aplicaron sobre el punto de referencia asociado al pin, el cual al ser definido como un cuerpo rígido encuentra su movimiento totalmente controlado por este punto (Abaqus, 2014).

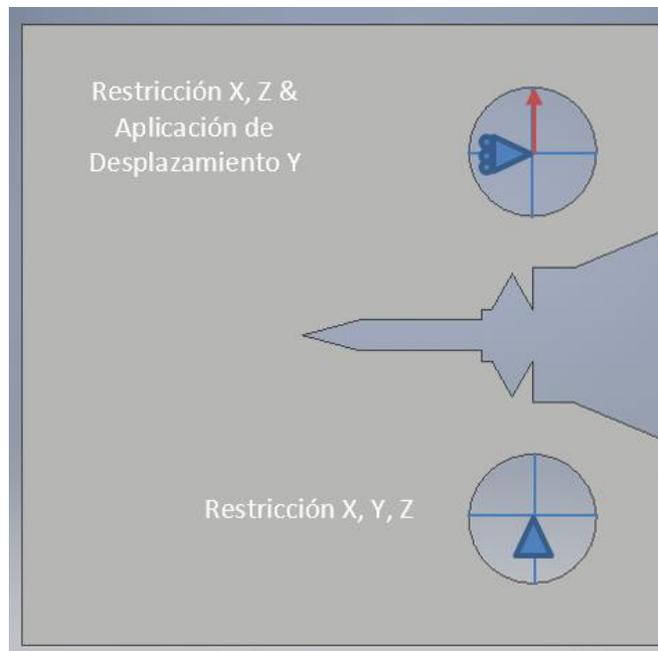


Figura 3-4 Condiciones de carga establecidas

Finalmente con el fin de disminuir el costo computacional de la simulación solo la zona próxima a la propagación de la grieta fue enriquecida, es decir que solo esta sección fue

definida para permitir la propagación mediante el método XFEM, para esto inicialmente se creó una partición en la probeta como se observa en la figura 3-5.

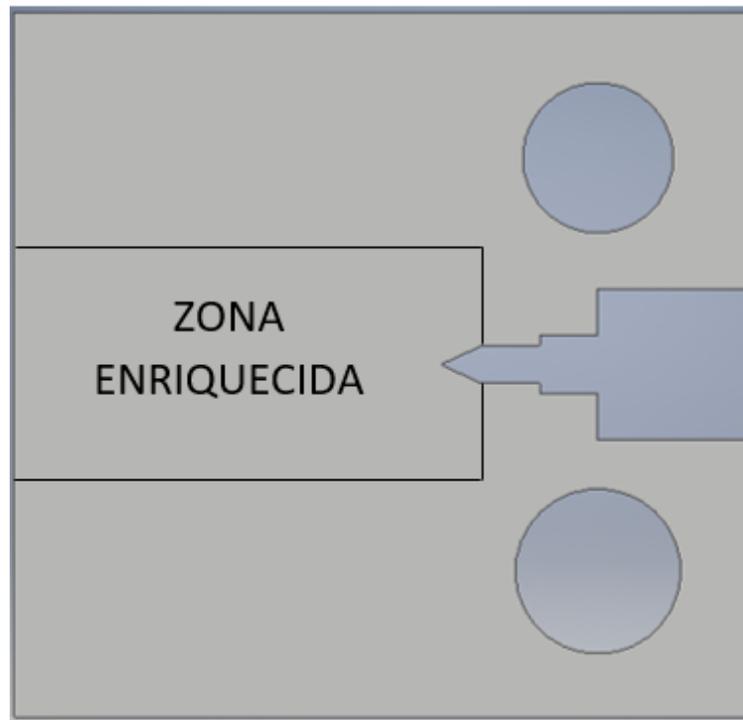


Figura 3-5 Zona enriquecida de la probeta para la aplicación del método XFEM.

3.2 Convergencia de Malla

Con el fin de determinar el tamaño de malla apropiado para realizar la simulación computacional se realizó un análisis de convergencia. Para este caso el parámetro a evaluar fue el esfuerzo máximo de Von Mises y el esfuerzo máximo principal. El objetivo de realizar un análisis de convergencia se debe a que generalmente al disminuir el tamaño del elemento, es decir al realizar un refinamiento en la malla, se logran soluciones más precisas, sin embargo este refinamiento produce un alto costo computacional ocasionando un tiempo de solución mucho más alto. Por lo que en lo posible se busca una malla que

pueda garantizar buenos resultados sin aumentar de manera crítica el tiempo de análisis, el estudio de convergencia de malla permite precisamente conocer cuándo es posible lograr una buena precisión en los resultados sin necesidad de realizar un refinamiento innecesario.

El análisis de convergencia de malla se realizó en un modelo que no incluía el uso de XFEM, es decir, no se iniciaba propagación grieta, lo cual es válido debido a que se quiere verificar si se obtiene el valor correcto para el máximo esfuerzo principal sobre la punta de grieta, el cual en el modelo de daño iniciara la propagación de la grieta en el material.

Para este estudio se utilizó un elemento C3D8R, el cual es un elemento rectangular de 8 nodos que cuenta con integración reducida y "Hourglass Control" lo cual favorece a reducir el tiempo de análisis necesario.

Debido a que en este trabajo se realizó un estudio sobre la sensibilidad del método de los elementos finitos extendidos respecto a la malla, se trabajaron dos tipos de malla, una malla estructurada y una malla sin estructurar, por lo cual se hizo un análisis de convergencia para cada uno de los dos tipos (Tabla 3-3), los cuales se observan en la figura 3-6.

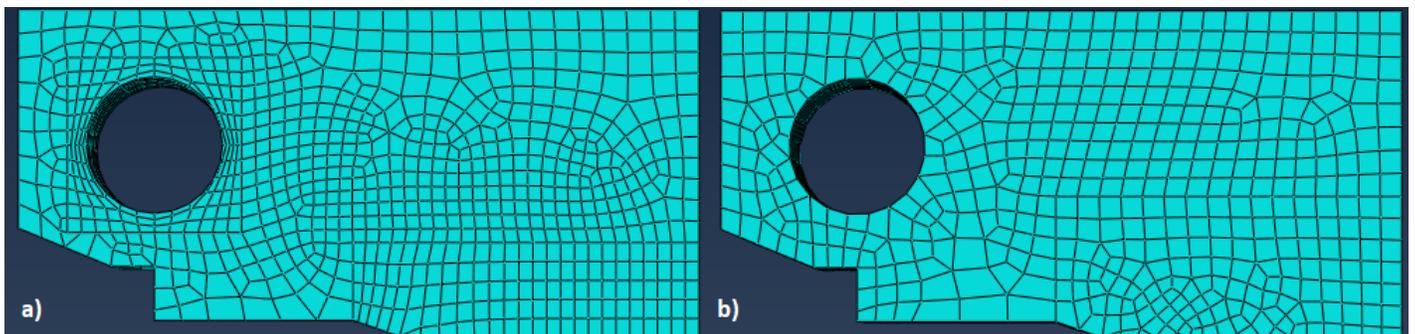


Figura 3-6 Mallas usadas para el analisis a) Estructurada b) Sin estructurar

Malla No Estructurada				
	Esf Max [Mpa]	Esf Max Principal [Mpa]	Error Esf Max [%]	Error Esf Max Principal [%]
Prueba 1	1001.69	1667.67	100.0	100.0
Prueba 2	984.37	1473.94	1.7	11.6
Prueba 3	1001.69	1550.86	0.0	5.2
Prueba 4	1001.69	1557.28	0.0	0.4

Tabla 3-3 Resultados de la convergencia para la malla no estructurada

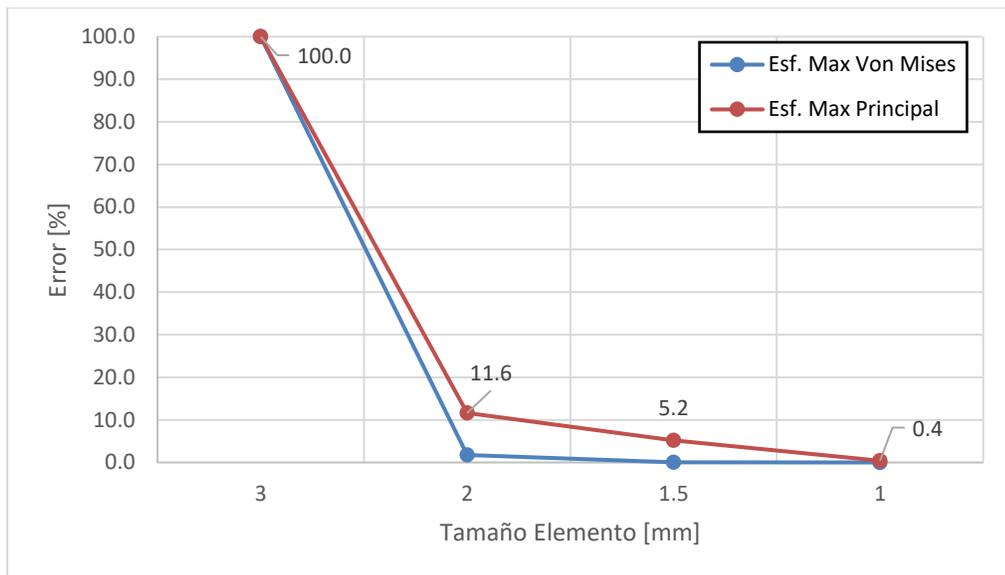


Figura 3-7 Convergencia de malla no estructurada

Para la malla sin estructurar se puede evidenciar que con un tamaño de elemento de 1 se alcanza convergencia para los dos parámetros de esfuerzo planteados, como puede observarse en la tabla 3-4 y figura 3-7, de modo que fue con este tamaño de elemento que se realizó la simulación en XFEM.

La malla estructurada tuvo como áreas de interés los agujeros de la probeta y la zona ubicada al frente de la punta de grieta, de modo que sobre estas zonas se crearon secciones que permitieran el uso de este tipo de malla. En este caso se definió realizar un mallado semi-fino sobre los agujeros que no se modificó, en su lugar la zona de la propagación fue la determinada como la zona de interés y por ende fue modificada y refinada en distintas pruebas para lograr convergencia, la cual se logró en la cuarta prueba como se muestra en la tabla 3-5 y la figura 3-8, en la cual se cuenta con número de elementos de 13592, las características de las demás mallas probadas se especifican en la tabla 15.

Malla Estructurada				
Prueba	Esf Max [Mpa]	Esf Max Principal [Mpa]	Error Esf Max [%]	Error Esf Max Principal [%]
1	1001.69	1476.64	100.0	100.0
2	1001.69	1436.37	0.0	2.7
3	1001.69	1503.45	0.0	4.7
4	1001.69	1523.6	0.0	1.3

Tabla 3-4 Resultados de la convergencia para la malla estructurada

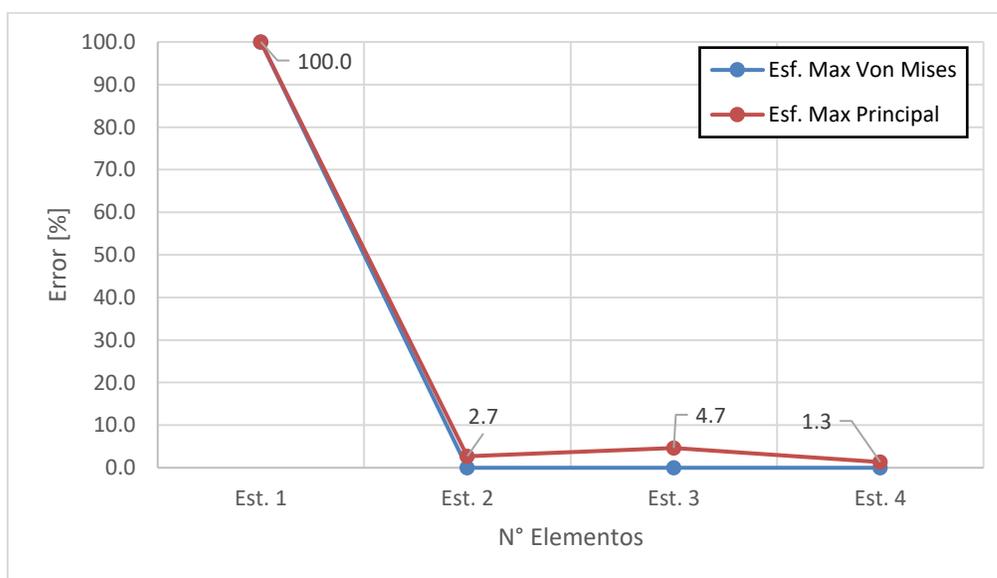


Figura 3-8 Convergencia de malla estructurada

Malla	N° Elementos
Prueba 1	9080
Prueba 2	9800
Prueba 3	11680
Prueba 4	13592

Tabla 3-5 Malla estructuradas de prueba

3.3 Sensibilidad de Malla

De forma general en el método de los elementos finitos el usar mallas cada vez más finas resulta en resultados más precisos, sin embargo para el método de los elementos finitos extendidos (XFEM) esta condición no aplica completamente. Para evaluar la sensibilidad de la malla en este método se usó la malla sin estructurar, en la cual automáticamente esta se densifica sobre zonas donde se presentan cambios de secciones, es decir los agujeros y la entalla de la probeta. Se partió de la malla definida durante el análisis de convergencia y se realizó sobre esta un cambio en el tamaño del elemento, se refinó a un tamaño de elemento 0.9 mm y 0.8 mm, para observar como la trayectoria de la grieta y la respuesta fuerza-desplazamiento puede cambiar, aun con cambios tan pequeños.

3.4 Resultados Computacionales

Los resultados para el material EE se muestran en la figura 3-9, donde se observa que el modelo propuesto se ajusta de buena manera a los resultados experimentales para las simulaciones realizadas con una malla estructurada y sin estructurar. Sin embargo puede evidenciarse en los resultados obtenidos que el tamaño de elemento usado puede tener un alto impacto en los resultados, principalmente en la trayectoria de la propagación de la grieta. Es interesante observar que el uso de un tamaño de elemento de 0,8mm da como resultado un comportamiento completamente inexacto para el material EE, se puede evidenciar la generación de dos grietas que producen en el diagrama fuerza – desplazamiento una carga que tiende al infinito como se observa en la gráfica, mientras los tamaños de malla 0.9mm y 1mm muestran resultados muy similares, los cuales se encuentran dentro de la zona de datos experimentales, sin embargo es posible observar una gran diferencia en la forma como se propaga la grieta (Figura 3-10).

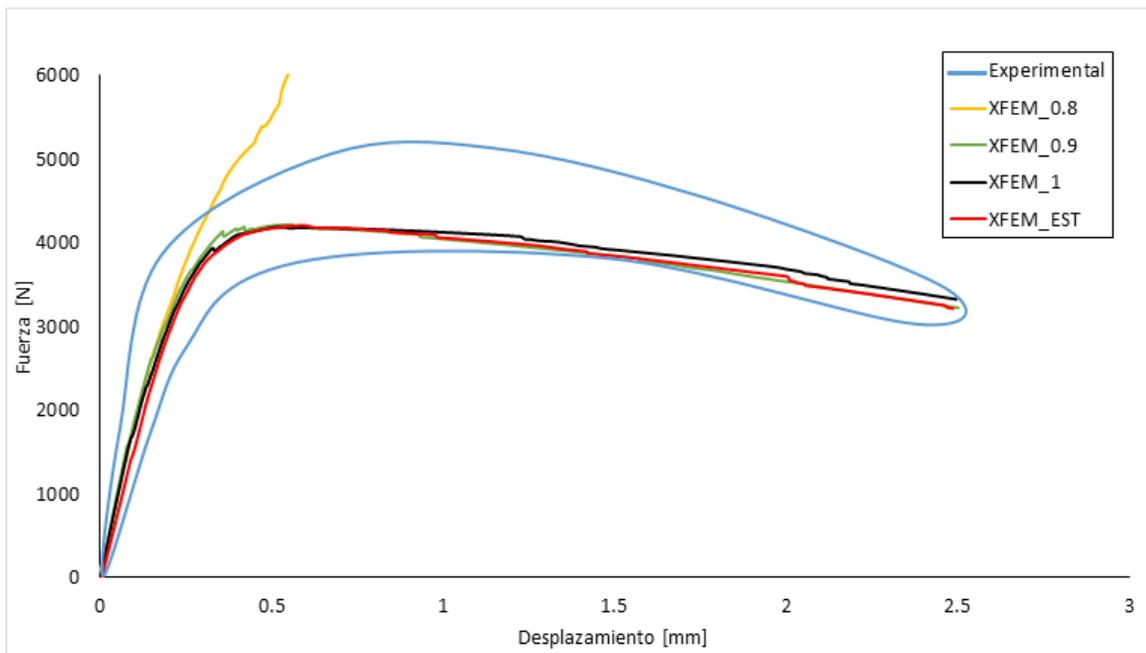


Figura 3-9 Resultados para el material en estado de entrega (EE) – Malla Sin estructurar

Para la simulación realizada con una malla estructurada se puede evidenciar que los resultados obtenidos para la gráfica fuerza – desplazamiento aún se encuentran dentro de la zona de resultados experimentales, de modo que no se observa una diferencia significativa entre la malla estructurada y lo no estructurada. Otra característica evidenciada con la aplicación de este tipo de mallas es la forma en que se genera la trayectoria de la grieta (figura 3-11), la cual en este caso se muestra casi completamente recta y mucho menos tortuosa, a diferencia de lo observado en la malla sin estructurar, este comportamiento también ha sido observado en otros trabajos como el realizado por [74].

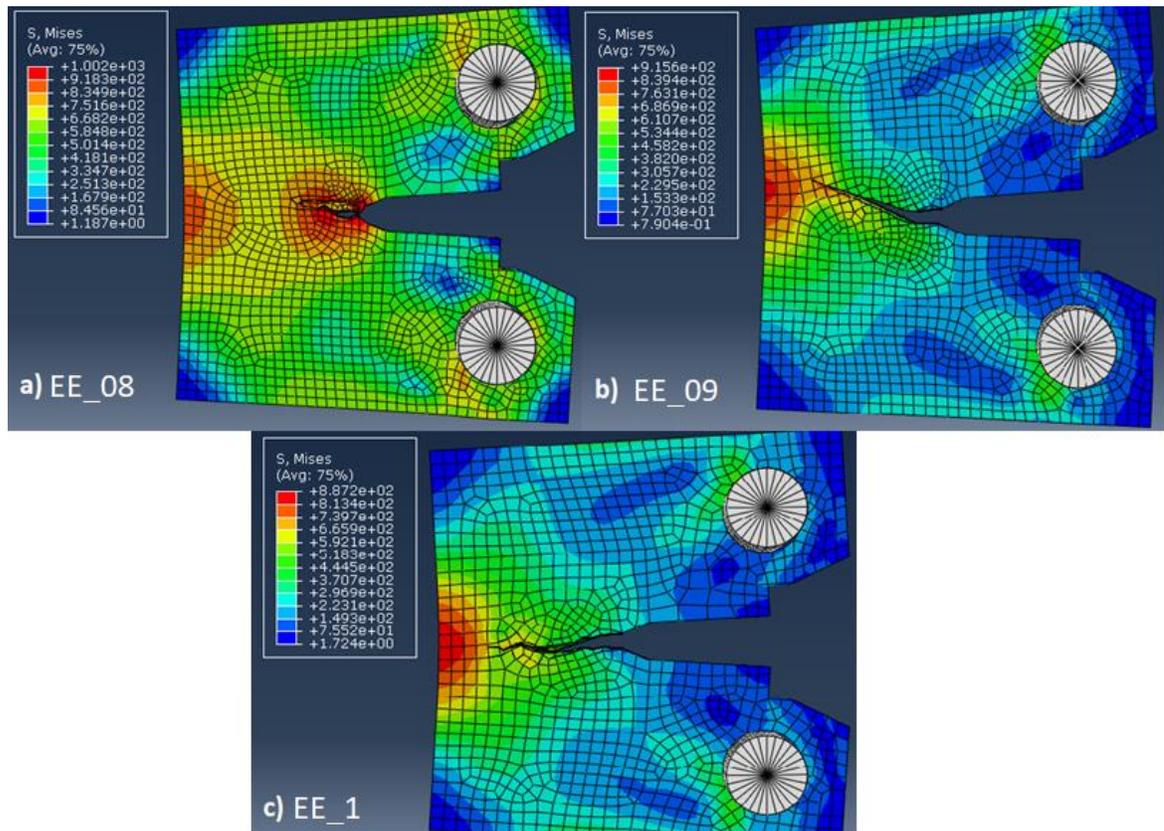


Figura 3-10 Propagación de la grieta en el material EE para un tamaño de elemento de a) 1 b) 0.9 c) 0.8

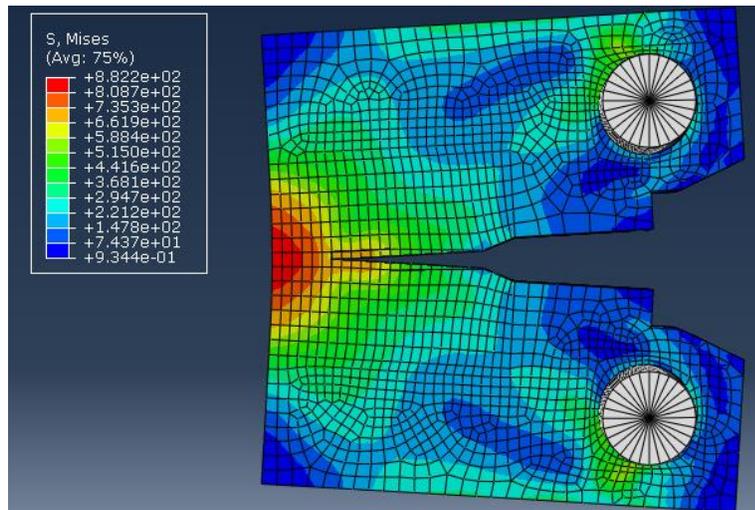


Figura 3-11 Propagación de la grieta en el material EE para la malla estructurada

Para el material TT puede observarse un comportamiento similar al notado en los resultados para el material EE, de manera que el uso de mallas no estructuradas resultan en un buen ajuste a los resultados experimentales, sin embargo se logra evidenciar que la parte inicial de la gráfica excede la zona de datos experimentales, además se exhibe el mismo efecto del tamaño del elemento sobre la trayectoria de la grieta y los resultados de carga-desplazamiento, en donde la trayectoria es distinta para cada tamaño de elemento usado, aun cuando la diferencia entre cada uno es de solo 0.1mm. En cuanto a los resultados obtenidos es importante mencionar que en este caso la simulación con un tamaño de elemento de 0.8mm no presentó una respuesta de carga con tendencia al infinito, sin embargo la respuesta obtenida con este tamaño de elemento se encuentra fuera del rango de resultados experimentales, lo que sugiere un resultado inexacto. Finalmente el resultado obtenido con un tamaño de 0.9mm muestra una respuesta fuera del rango de resultados experimentales hacia la parte final de la gráfica fuerza-desplazamiento, lo cual apunta a que este tamaño de elemento tampoco es el más apropiado para trabajar con este material.

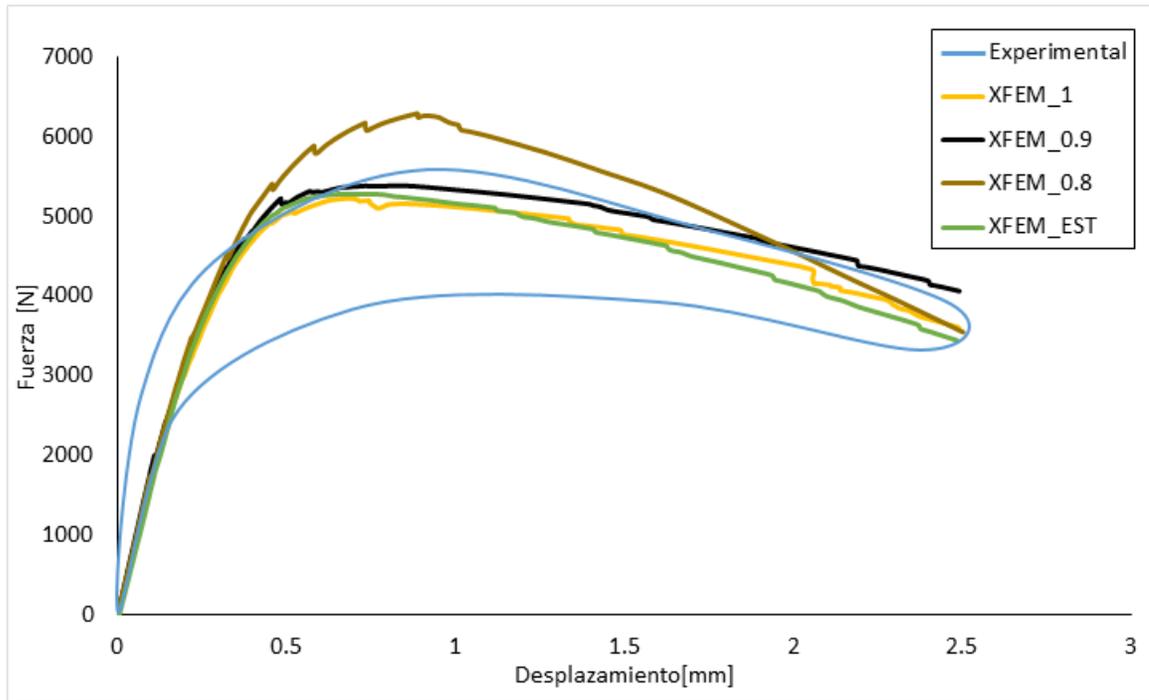


Figura 3-12 Resultados para el material tratado térmicamente (TT) – Malla Sin estructura

El uso de la malla estructurada en este caso resultó en un resultado que se encuentra totalmente dentro de la zona de datos experimentales, como lo observado con la malla no estructurada con un tamaño de elemento de 1mm. Por otro lado el comportamiento en la forma como se propaga de la grieta se mantiene acorde a lo observado en el material EE, donde la grieta se propaga de manera casi totalmente recta siguiendo la trayectoria de la entalla inicial

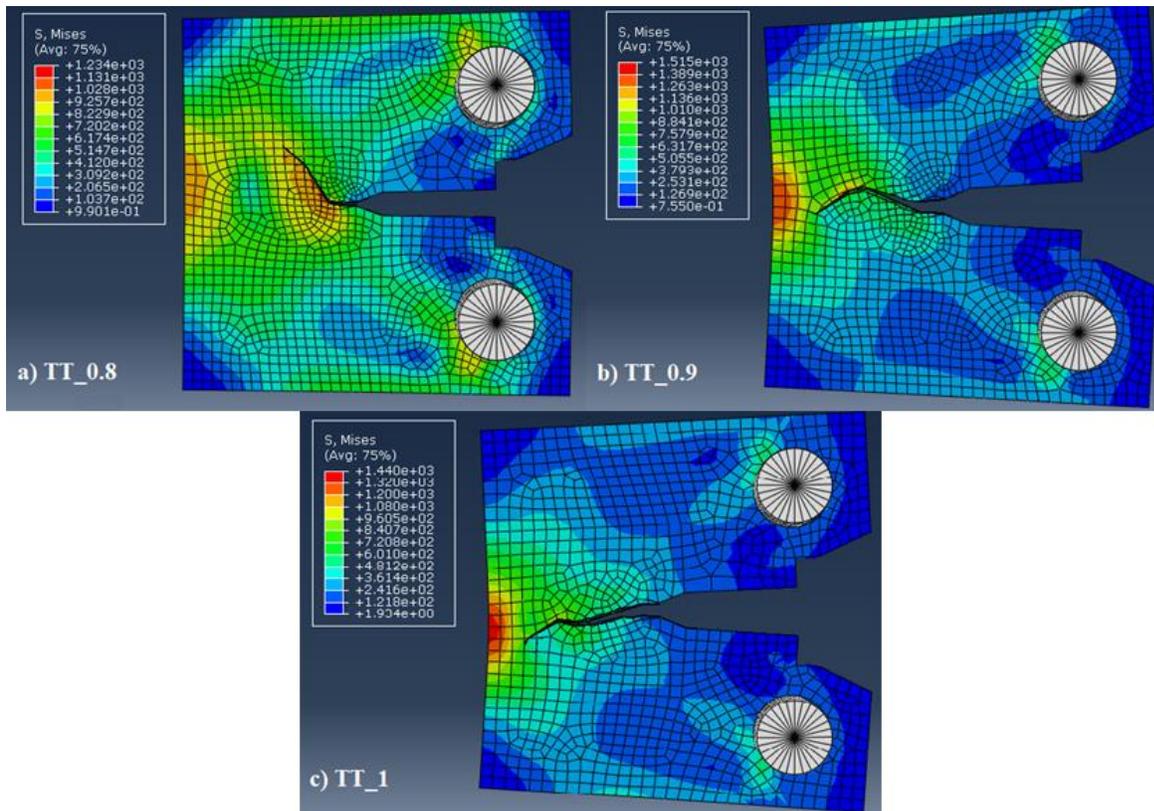


Figura 3-13 Propagación de la grieta en el material TT para un tamaño de elemento de a) 1 b) 0,9 c) 0,8

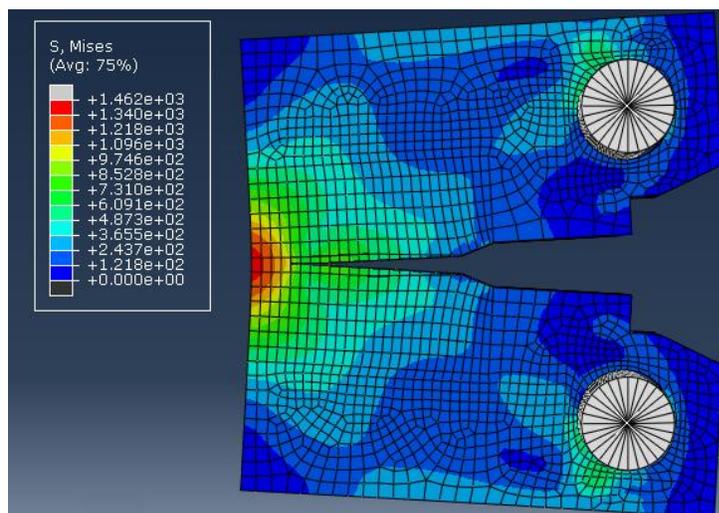


Figura 3-14 Propagación de la grieta en el material TT para la malla estructurada

Estas particularidades aquí observadas, en el cual la propagación de la grieta es tan sensible al tipo de malla y al tamaño del elemento de la malla es también reportado por [75], quien en su trabajo realiza un estudio sobre la sensibilidad del método de los elementos finitos extendidos a diferentes parámetros como la aplicación de la carga, el tipo de malla y el uso de diferentes particiones en el modelo

Otro parámetro a evaluar en los resultados obtenidos en la simulación fue la longitud de la grieta alcanzada, de modo que se comparó con las longitudes halladas experimentalmente, específicamente la longitud final y la longitud en el punto de máxima carga. En la tabla 3-6 se observan los resultados obtenidos para cada una de las simulaciones realizadas. Es posible observar que de forma general en todas las simulaciones las longitudes de la grieta están bastante por encima de los valores experimentales con diferencias de hasta más del 100%.

Simulación	Longitud Carga Max [mm]	Longitud Final [mm]	Error Longitud Carga Max [%]	Error Longitud Final [%]
Malla No Est. EE_0.8	4.57	4.57	100.35	10.27
Malla No Est. EE_0.9	8.29	10.59	263.44	107.93
Malla No Est. EE_1	7.47	9.35	227.49	83.59
Malla No Est. TT_0.9	8.29	11.74	128.63	102.94
Malla No Est. TT_1	8.17	11.13	125.32	92.39
Malla Est EE1	8	9.96	250.72	95.56
Malla Est TT1	9.45	11.24	160.62	94.30

Tabla 3-6 Resultados para la longitud de la grieta.

Esta gran diferencia puede deberse principalmente a que el modelo no es capaz de captar la formación de los labios como se observa en la figura 3-15, la cual es una característica de las probetas CT durante los ensayos de tenacidad de fractura en materiales elastoplásticos, la cual es generada por la acumulación de deformación plástica cerca de la punta de la grieta. Esta situación no ocurre en la simulación donde la grieta crece automáticamente cuando se alcanza el esfuerzo máximo definido y no genera una acumulación de deformación plástica que resulta luego en una fractura de este tipo.



Figura 3-15 Generación del labio de corte durante el ensayo de tenacidad de fractura

4. Conclusiones y recomendaciones

El actual trabajo presenta el análisis del comportamiento de propagación de grietas en un acero de fase dual con dos condiciones diferentes, específicamente con un contenido de martensita en su microestructura distinto. Este análisis se realizó computacional y experimentalmente.

4.1 Conclusiones

- Fue posible obtener un aumento en la cantidad de la fase martensita en la microestructura del acero de fase dual usando un único tratamiento térmico de temple, con el cual fue posible observar además una microestructura con un tamaño de grano y estructura equiaxial muy similar a la del material en estado de entrega.
- Debido al aumento de la cantidad de martensita en la microestructura del material se evidenció un cambio en el comportamiento mecánico en el acero de fase dual, exhibiendo un aumento en su resistencia y una disminución en su ductilidad.
- El aumento de martensita evidenció un ligero incremento en la tenacidad de fractura del material, el cual luego de realizar un análisis estadístico se considera que no es estadísticamente.
- Los resultados obtenidos en los ensayos de propagación de grietas muestran que luego del tratamiento térmico de temple el material exhibe una mejor resistencia, lo cual puede deberse al efecto de cerramiento de grieta generado por la rugosidad de las caras de grieta en la martensita, como lo reportan otros autores.

- Se observó que la simulación con un tamaño de malla de 1mm presenta resultados que se ajustan a lo observado experimentalmente para la gráfica fuerza-desplazamiento obtenida en los ensayos de tenacidad de fractura.
- Se evidencia que los resultados obtenidos mediante el uso del método XFEM son altamente sensibles al tamaño del elemento usado en la simulación, de modo que pequeñas modificaciones pueden ocasionar resultados poco precisos.
- Se observó que no existe una diferencia significativa en los resultados obtenidos entre la malla estructurada y no estructurada para la gráfica fuerza-desplazamiento, las cuales para ambos materiales se encuentran dentro de la zona de los resultados experimentales.
- La longitud y la trayectoria de la grieta durante la propagación, son las características que presentan una mayor sensibilidad al tamaño del elemento.
- El modelo propuesto ignora durante la simulación la formación de los labios de corte característicos en las probetas CT durante los ensayos de tenacidad de fractura, lo que puede estar relacionado con las grandes diferencias encontradas entre la longitud de grieta obtenida en la simulación y el ensayo experimental.

4.2 Recomendaciones

- Evaluar las mismas propiedades mecánicas expuestas en este trabajo para una mayor cantidad de microestructuras con diferentes porcentajes de martensita, de modo que puede determinarse cuál puede ser el porcentaje que ofrece una mejor resistencia a la propagación de grietas en este tipo de materiales.

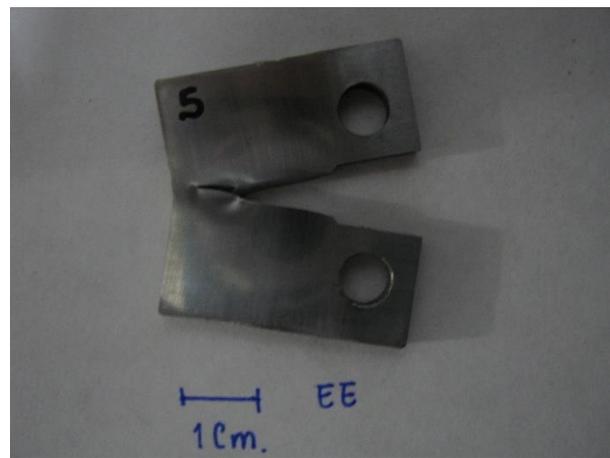
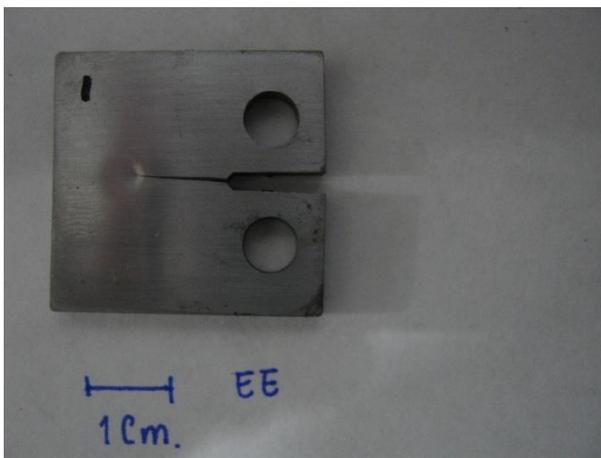
-
- Construir las curvas de resistencia J-R para los materiales ensayados, ya que de esta manera podría obtenerse mayor información sobre la tenacidad de fractura en el material al conocer el valor de J para diferentes longitudes de grieta.
 - Aunque los resultados en los ensayos propagación de grietas obtenidos mediante un registro óptico muestran un buen comportamiento, la implementación de un sistema eléctrico que pueda medir la caída de potencial en la probeta durante la propagación puede proporcionar datos más precisos, teniendo en cuenta que generalmente este tipo de ensayos presenta una alta dispersión.
 - Debido a la sensibilidad de malla observada en el método XFEM, se hace necesario evaluar la influencia de los diferentes parámetros usados en la simulación, con el fin de observar su impacto en los resultados finales.
 - El uso de modelos multiescala, en los cuales es posible definir las características de cada una de las fases del material y su interacción, podría permitir una mejor aproximación en cuanto a la longitud y trayectoria de la grieta durante la propagación.

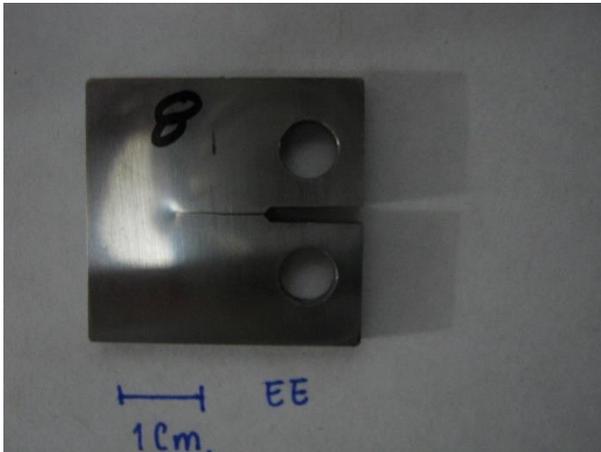
A. Anexo: Dureza obtenida en el material EE y TT.

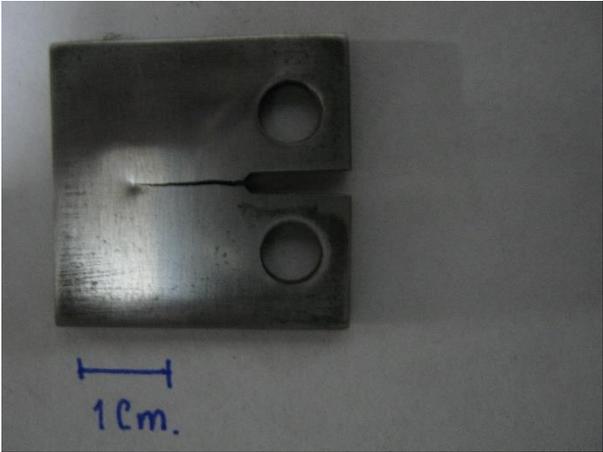
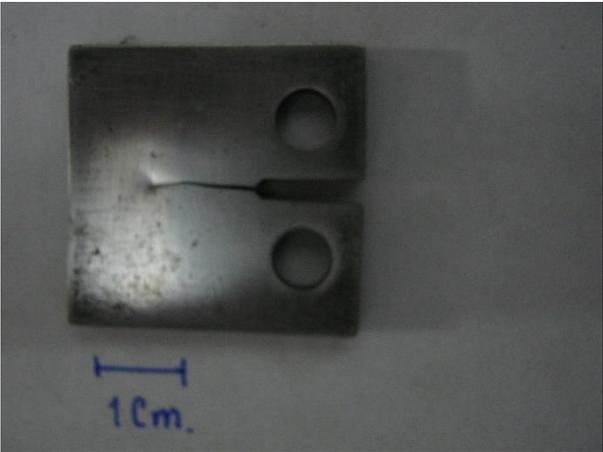
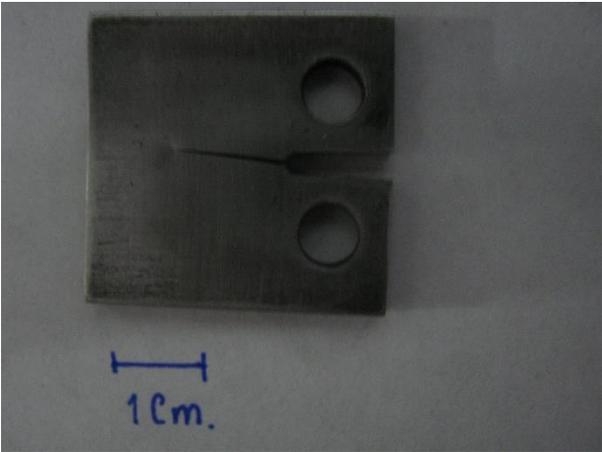
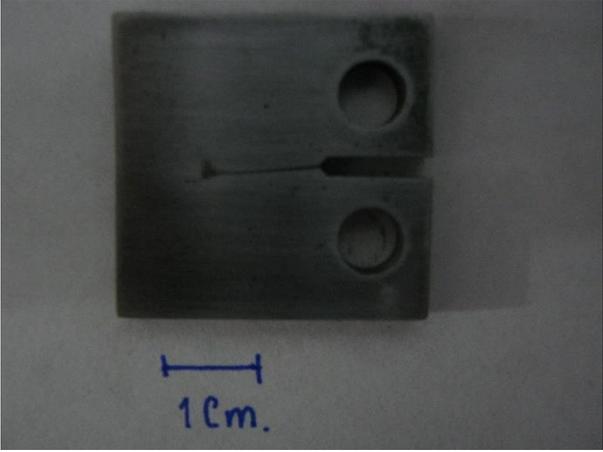
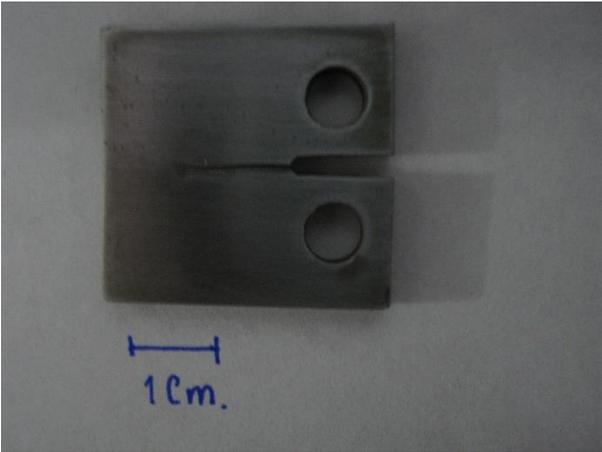
Material Tratado Térmicamente						
#	d1 [μm]	d2 [μm]	HV - M	d [μm]	d [mm]	HV - C
1	64.2	60.3	239	62.25	0.06225	239.27
2	59.9	62	250	60.95	0.06095	249.59
3	59.1	58.8	267	58.95	0.05895	266.81
4	58.7	58.3	270	58.5	0.0585	270.93
5	59.5	59	264	59.25	0.05925	264.12
6	59.3	58.9	265	59.1	0.0591	265.46
7	58.6	60.7	261	59.65	0.05965	260.59
8	60.9	60.2	253	60.55	0.06055	252.90
9	60	59.9	258	59.95	0.05995	257.99
10	63	61.7	238	62.35	0.06235	238.51
11	63.8	62.7	232	63.25	0.06325	231.77
12	62.1	62.9	237	62.5	0.0625	237.36
13	63.1	61.7	238	62.4	0.0624	238.12
14	59.4	59.3	263	59.35	0.05935	263.23
15	58.6	57.2	277	57.9	0.0579	276.58
16	55.6	55.5	300	55.55	0.05555	300.47
17	60.2	61.5	250	60.85	0.06085	250.41
18	58.2	56.1	284	57.15	0.05715	283.88
19	57.6	58.1	277	57.85	0.05785	277.06
20	58.2	56.4	282	57.3	0.0573	282.40
			260.25			260.37

Material en Estado de Entrega						
#	d1 [μm]	d2 [μm]	HV - M	d [μm]	d [mm]	HV - C
1	68.3	71	191	69.65	0.06965	191.13
2	68.6	71.3	189	69.95	0.06995	189.50
3	70.4	70.2	188	70.3	0.0703	187.61
4	69.2	72.5	185	70.85	0.07085	184.71
5	70	72	184	71	0.071	183.93
6	67.9	69	198	68.45	0.06845	197.89
7	69.9	70.1	189	70	0.07	189.22
8	70.8	73	179	71.9	0.0719	179.36
9	68.5	70.8	191	69.65	0.06965	191.13
10	67.2	71.2	194	69.2	0.0692	193.62
11	66.1	70.7	198	68.4	0.0684	198.18
12	65.6	69.6	203	67.6	0.0676	202.90
13	68.8	71.3	189	70.05	0.07005	188.95
14	70	69.2	191	69.6	0.0696	191.41
15	67.3	69.6	198	68.45	0.06845	197.89
16	64.7	66.6	215	65.65	0.06565	215.13
17	63.8	66.8	217	65.3	0.0653	217.44
18	64.1	65.4	221	64.75	0.06475	221.15
19	64.1	66.3	218	65.2	0.0652	218.11
20	64	67.5	215	65.75	0.06575	214.48
			197.65			197.69

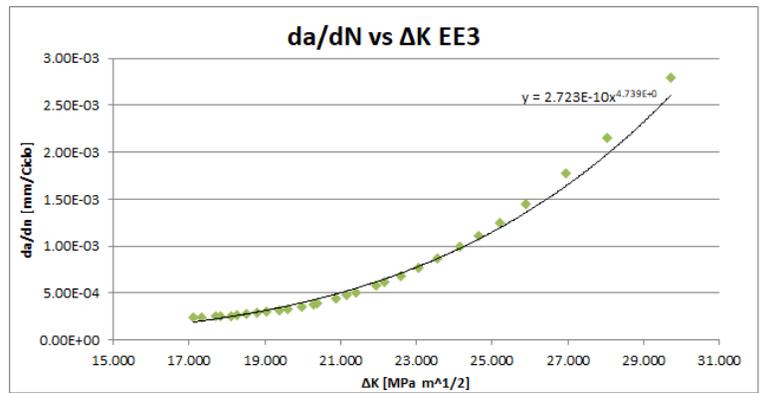
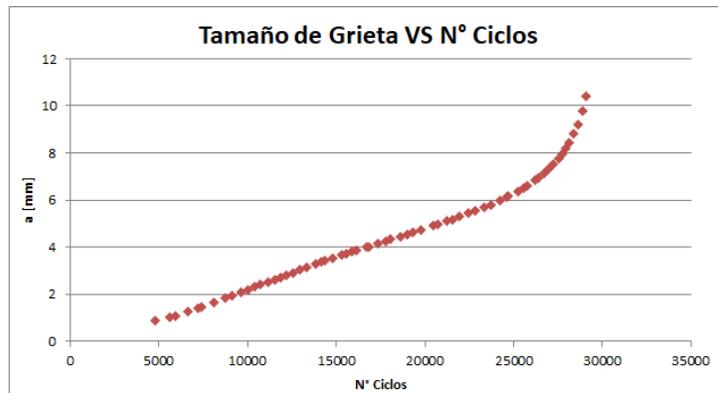
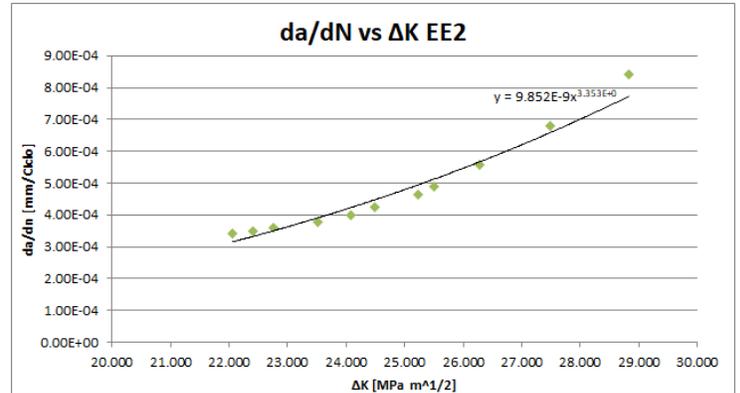
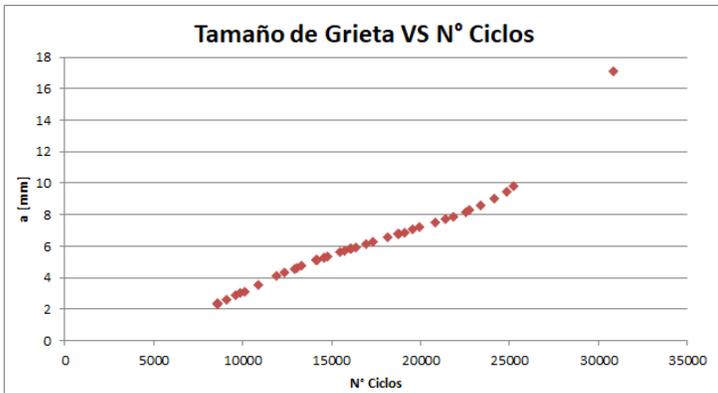
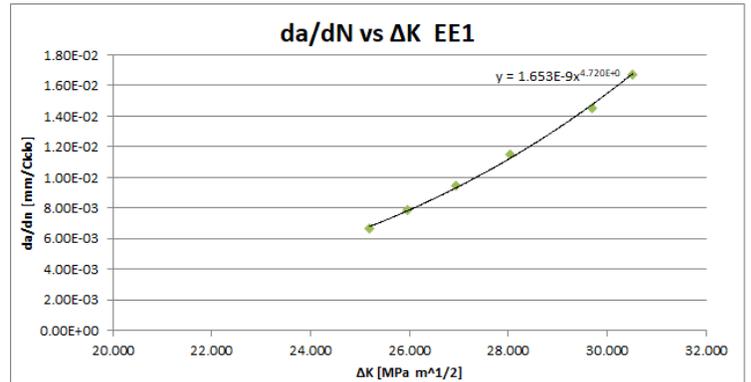
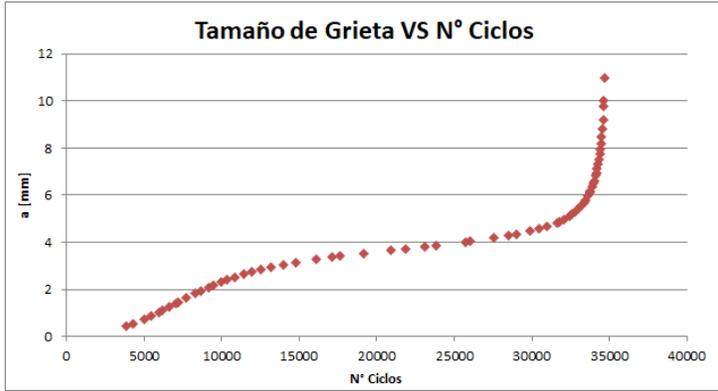
B. Anexo: Probetas obtenidas en el ensayo de propagación de grietas

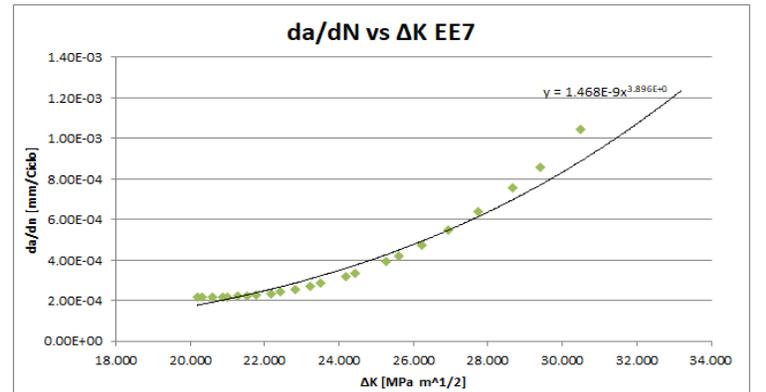
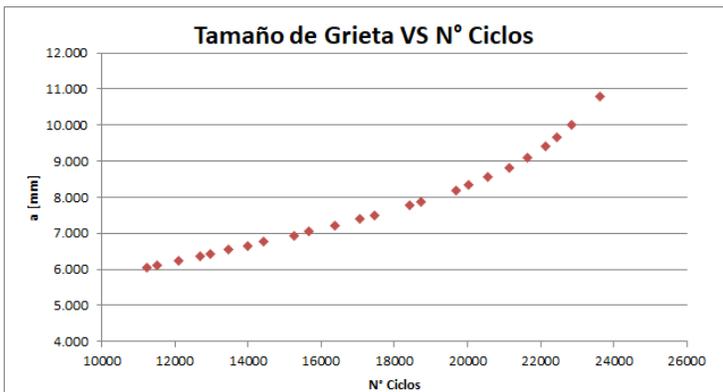
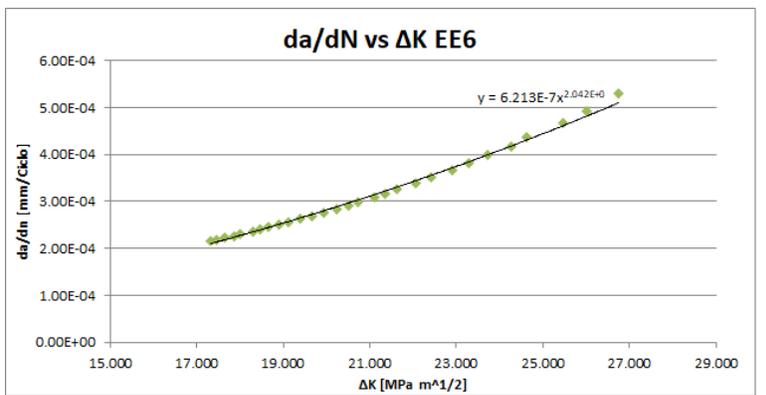
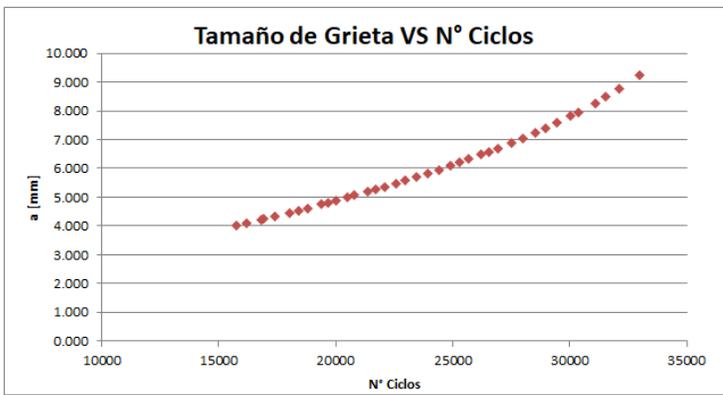
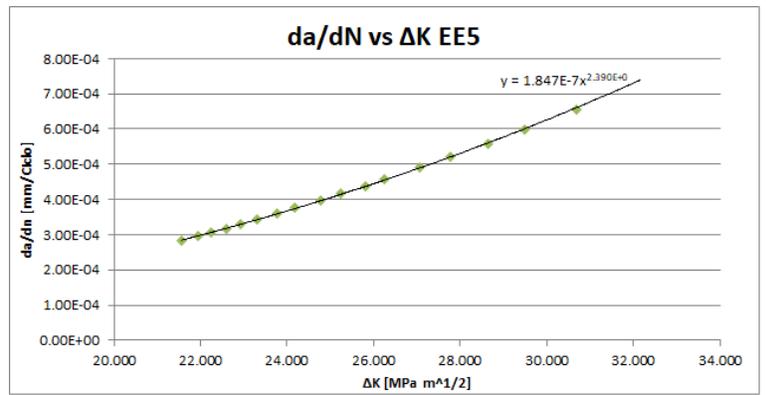
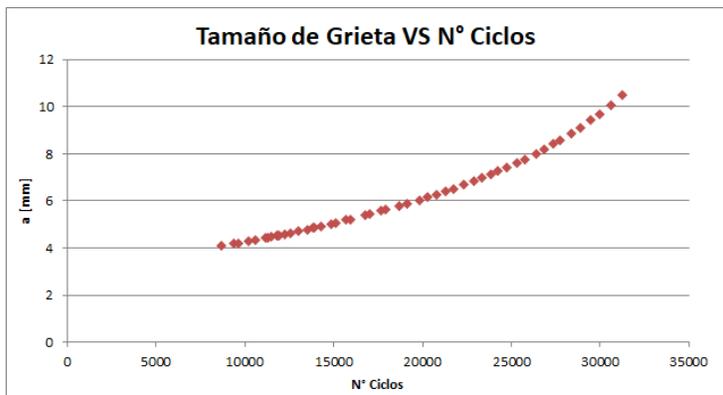
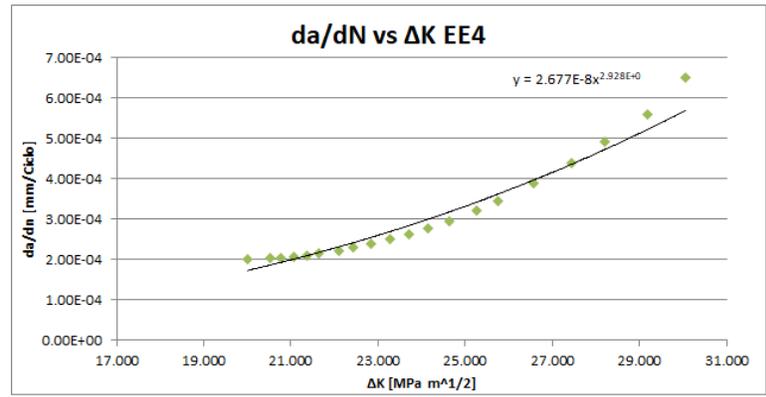
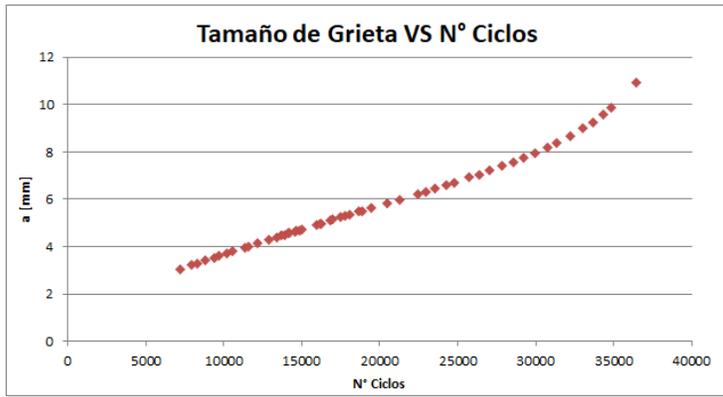


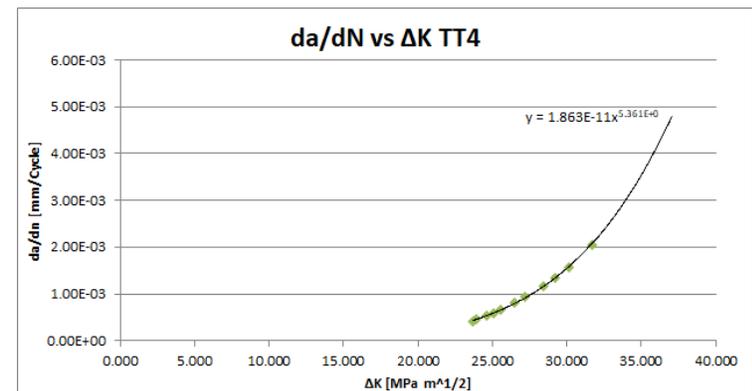
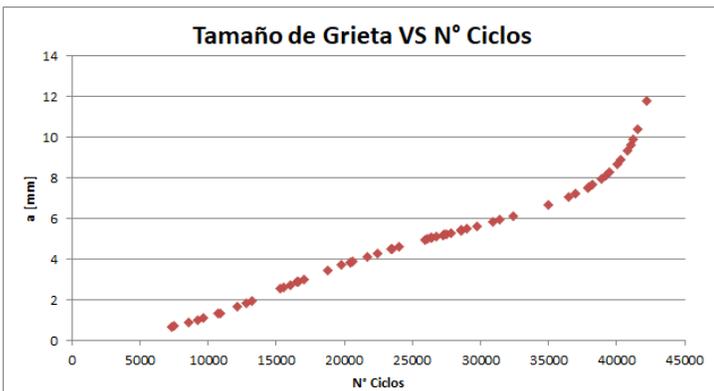
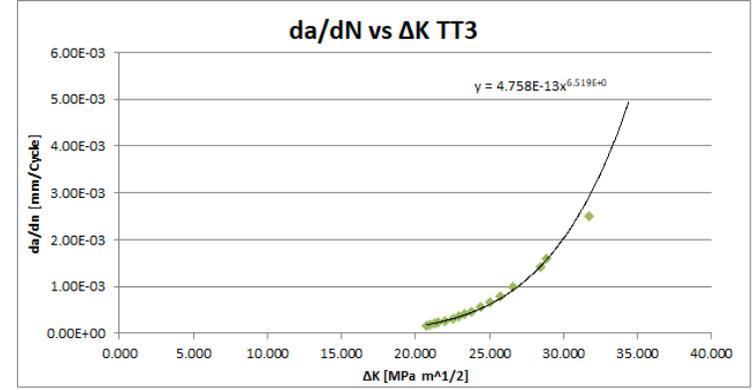
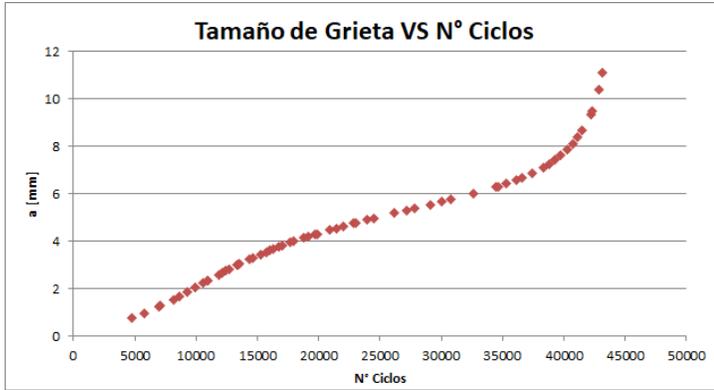
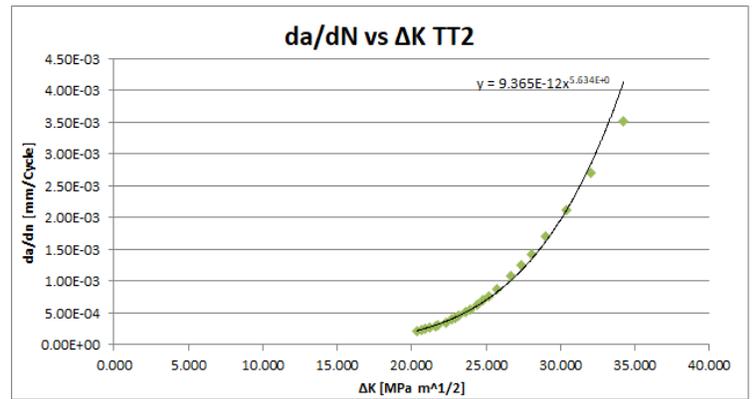
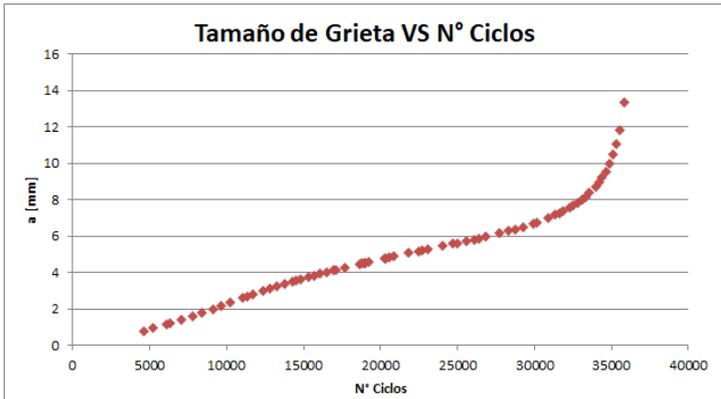
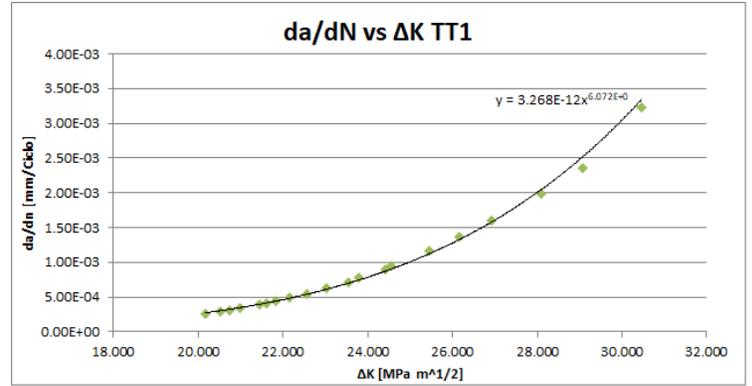
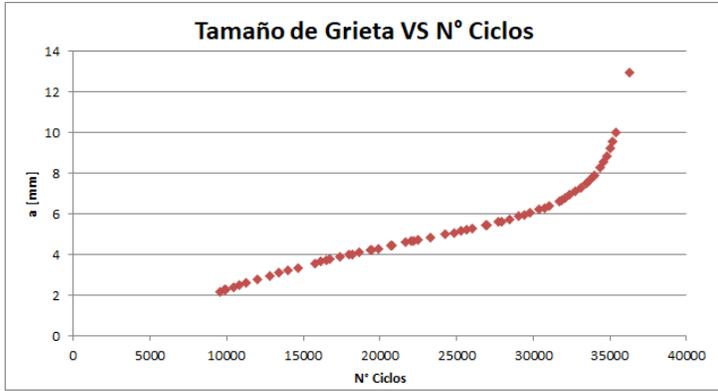


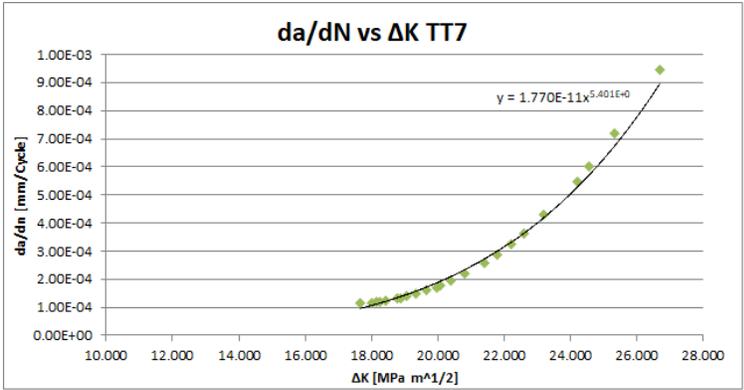
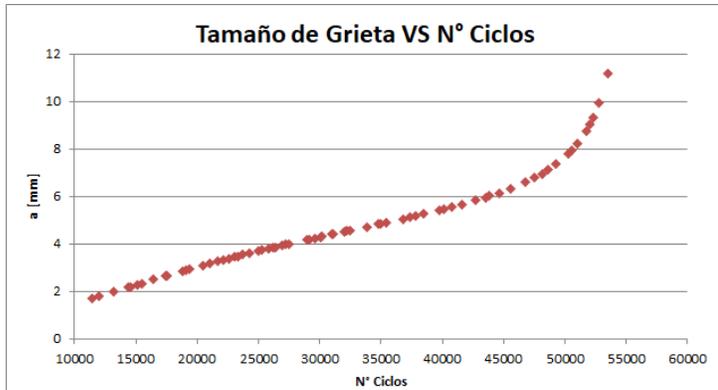
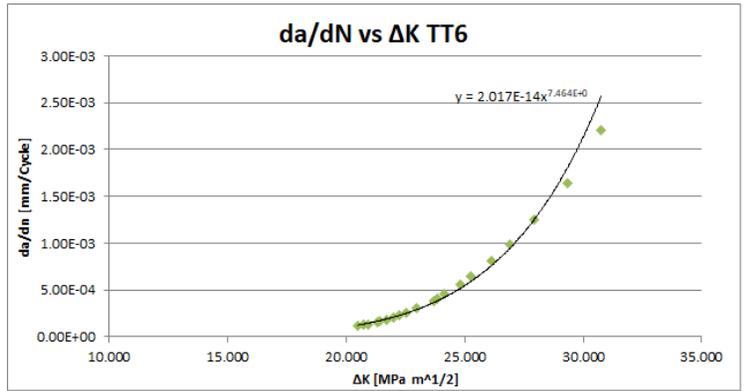
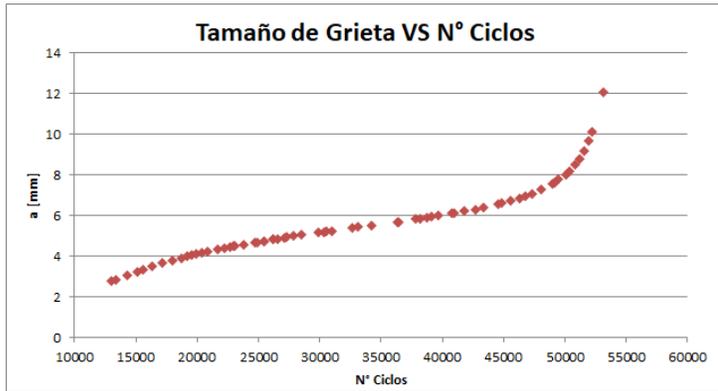
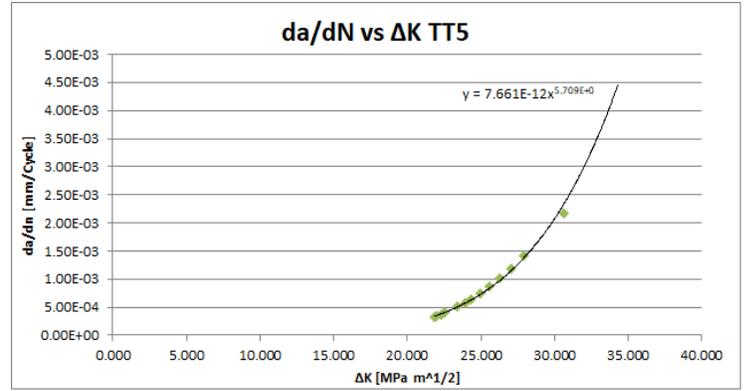
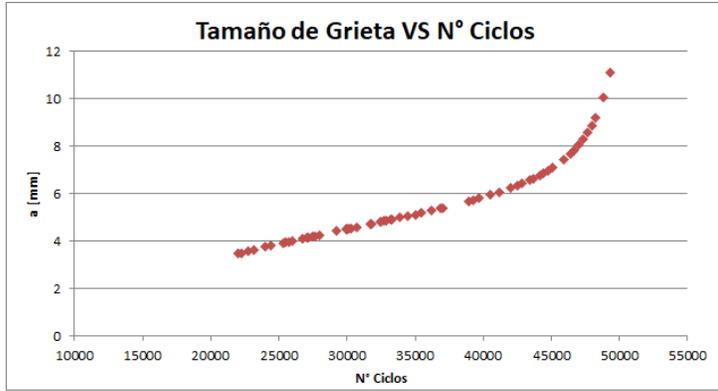


C. Anexo: Resultados Ensayo de crecimiento de Grietas por Fatiga

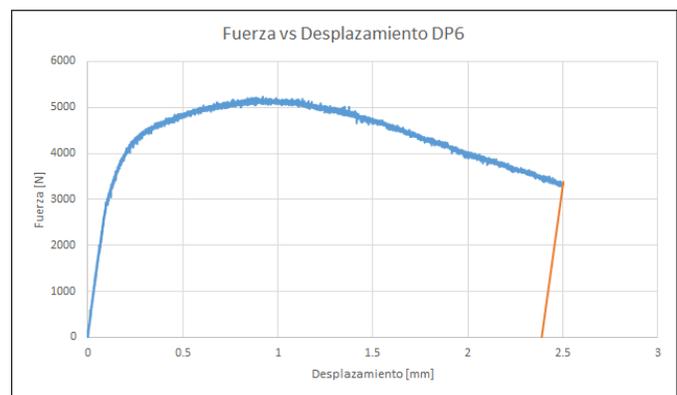
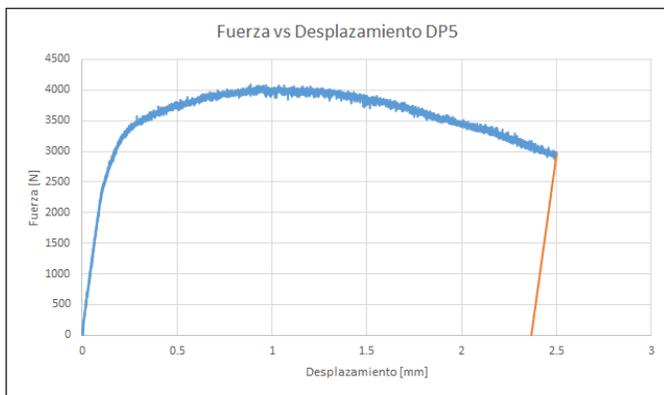
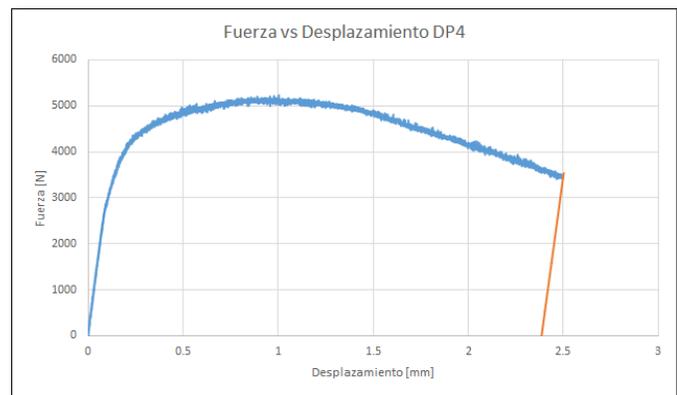
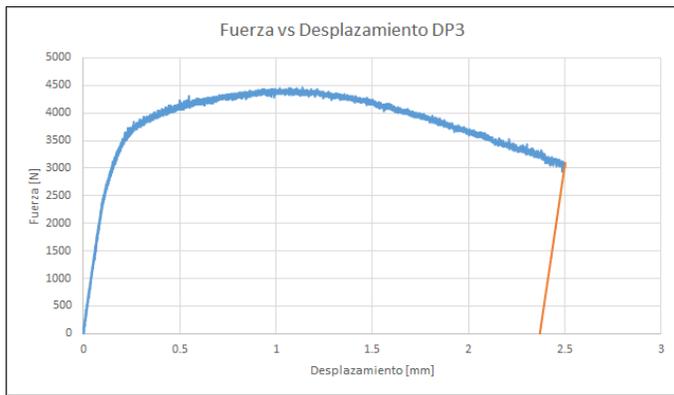
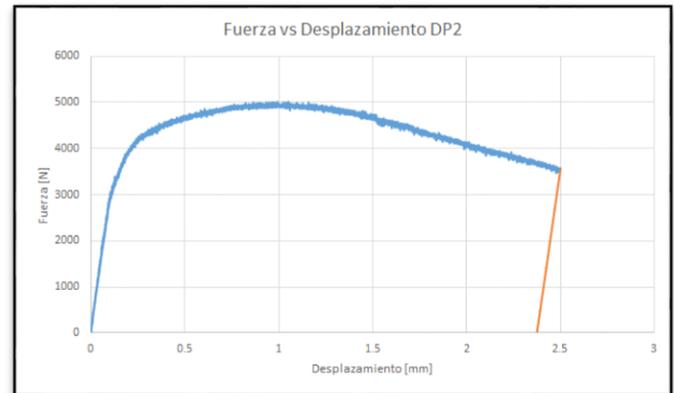
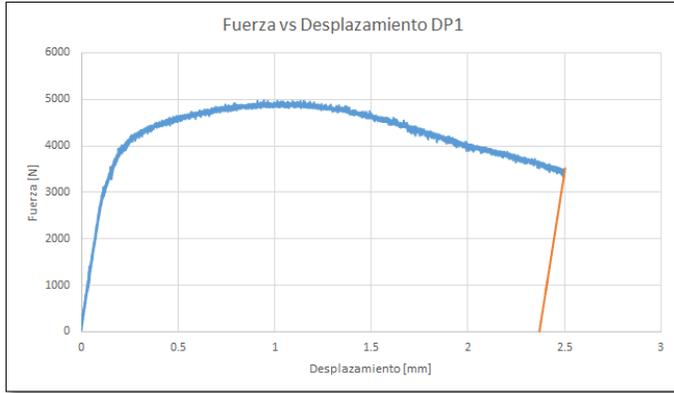


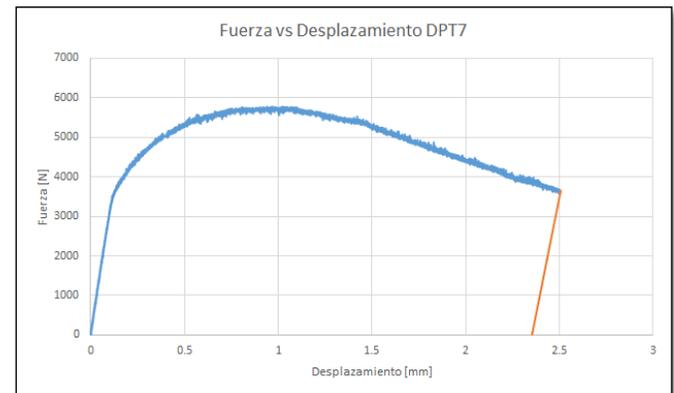
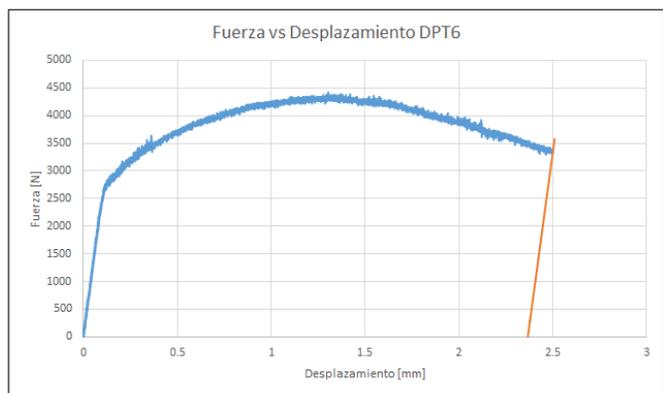
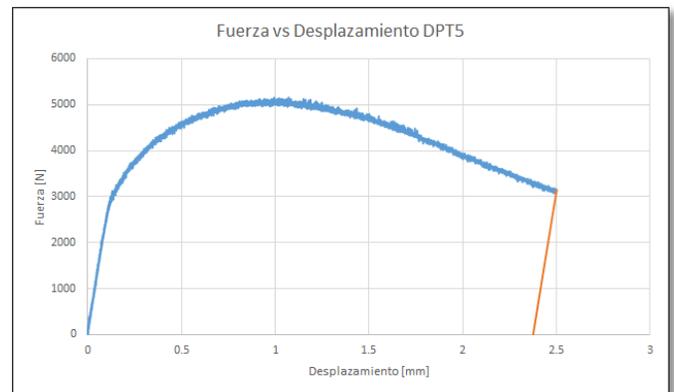
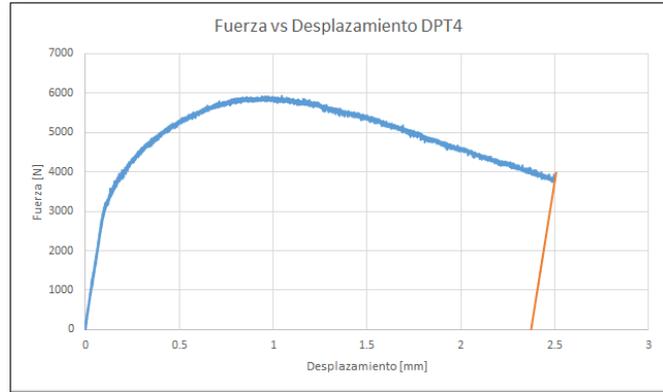
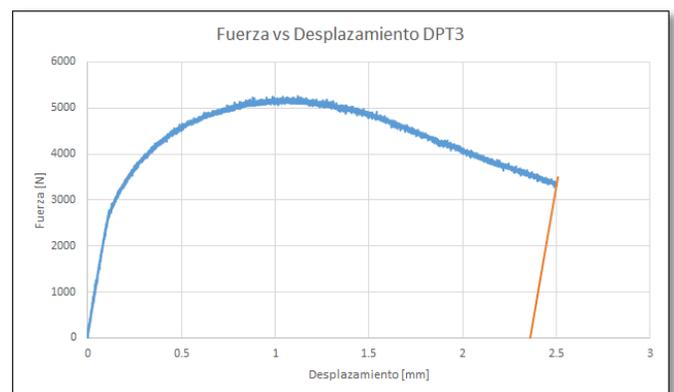
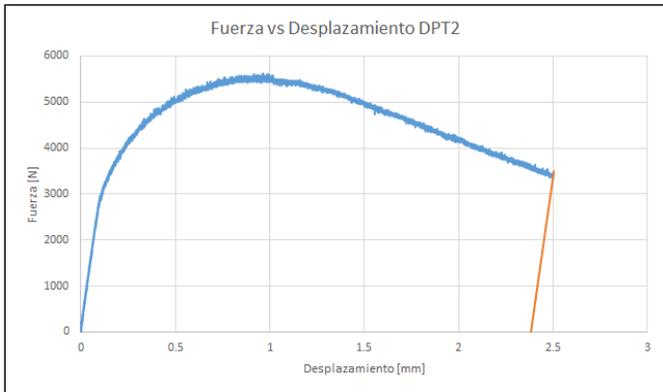
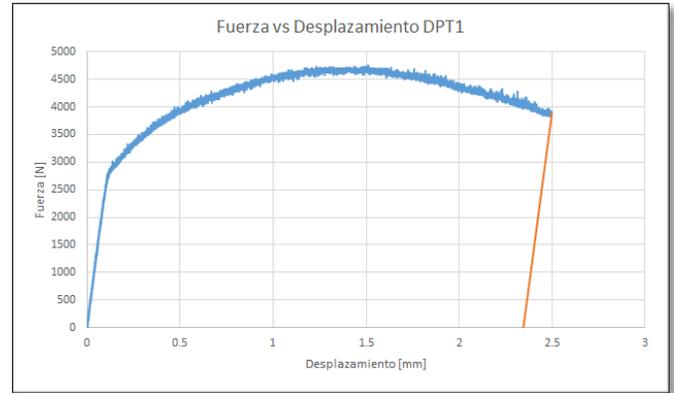
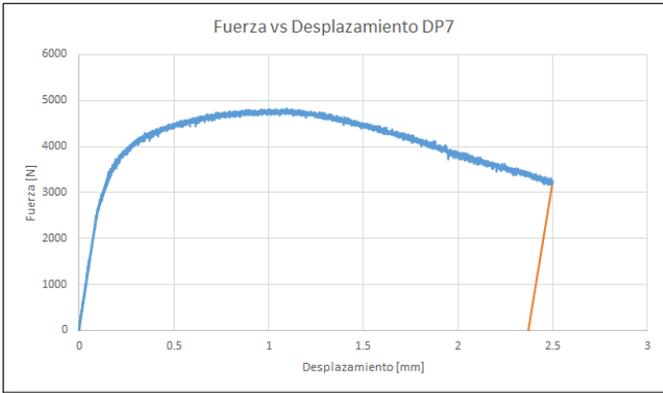






D. Anexo: Resultados de Ensayo de Tenacidad de Fractura





Bibliografía

- [1] C. E. Inglis, "Stresses in a plate due to the presence of cracks and sharp corners," *Trans. I.N.A.*, vol. XLIV. p. 15, 1913.
- [2] A. A. Griffith, "The Phenomena of Rupture and Flow in Solids," *Philosophical Transactions of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, vol. 221, no. 582–593. pp. 163–198, 1921.
- [3] H. M. Westergaard, "Bearing pressures and cracks," *Journal of Applied Mechanics*, vol. 61. pp. A49–A53, 1939.
- [4] G. R. Irwin, "Analysis of Stresses and Strains Near the End of a Crack Traversing a Plate," *Journal of Applied Mechanics*, vol. 24, no. September. pp. 361–364, 1957.
- [5] D. M. Tracey, "Finite elements for determination of crack tip elastic stress intensity factors.," *Eng. Fract. Mech.*, vol. 3, no. 3, pp. 255–265, 1971.
- [6] Z. Xiulin and M. A. Hirt, "Fatigue crack propagation in steels," *Eng. Fract. Mech.*, vol. 18, no. 5, pp. 965–973, 1983.
- [7] P. A. Wawrzynek and A. R. Ingraffea, "Interactive finite element analysis of fracture processes: An integrated approach," *Theor. Appl. Fract. Mech.*, vol. 8, no. 2, pp. 137–150, 1987.
- [8] R. O. Ritchie, "Mechanisms of Fatigue-Crack Propagation in Ductile and Brittle Solids," *Int. J. Fract.*, vol. 100, pp. 55–83, 1999.
- [9] J.-H. Kim and G. H. Paulino, "Simulation of Crack Propagation in Functionally Graded Materials Under Mixed-Mode and Non-Proportional Loading," *Int. J. Mech. Mater. Des.*, vol. 1, no. 1, pp. 63–94, 2004.
- [10] A. M. Alshoabi, M. S. a. Hadi, and a. K. Ariffin, "An adaptive finite element procedure for crack propagation analysis," *J. Zhejiang Univ. Sci. A*, vol. 8, no. 2, pp. 228–236, 2007.
- [11] H. Zhang and A. Fatemi, "Short fatigue crack growth from a blunt notch in plate specimens," *Int. J. Fract.*, vol. 170, no. 1, pp. 1–11, 2011.
- [12] G. Gruben, O. S. S. Hopperstad, and T. Børvik, "Simulation of ductile crack propagation in dual-phase steel," *Int. J. Fract.*, vol. 180, no. 1, pp. 1–22, 2012.
- [13] A. Riccio, U. Caruso, A. Raimondo, and A. Sellitto, "Robustness of XFEM Method for the Simulation of Cracks Propagation in Fracture Mechanics Problems," no. 2001, 2016.
- [14] C. H. Pham, D. K. Phan, M. T. Huynh, and G. J. Hancock, "Fracture Toughness of

- G450 Sheet Steels at Ambient Temperature Subjected to Tension,” *ISTRUC*, vol. 1039, pp. 1–8, 2016.
- [15] C. C. Tasan, M. Diehl, D. Yan, M. Bechtold, F. Roters, L. Schemmann, C. Zheng, N. Peranio, D. Ponge, M. Koyama, K. Tsuzaki, and D. Raabe, “An Overview of Dual-Phase Steels: Advances in Microstructure-Oriented Processing and Micromechanically Guided Design,” *Annu. Rev. Mater. Res.*, vol. 45, no. 1, p. 150504161757009, 2014.
- [16] P. Tsipouridis, “Mechanical properties of Dual-Phase steels,” p. 122, 2006.
- [17] Y. Granbom, *Structure and mechanical properties of dual phase steels – An experimental and theoretical analysis*. 2010.
- [18] Q. Lai, O. Bouaziz, M. Gouné, L. Brassart, M. Verdier, G. Parry, A. Perlade, Y. Bréchet, and T. Pardoen, “Damage and fracture of dual-phase steels: Influence of martensite volume fraction,” *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 646, pp. 322–331, 2015.
- [19] Y. Hayami, Sathiro. Furukawa, Takashi. Takeoka, “Method For Producing a Steel Sheet with Dual Phase Structure Composed of Ferrite and Rapidly Cooled Transformed Phases,” 1977.
- [20] V. L. de la Concepción, H. N. Lorusso, and H. G. Svoboda, “Effect of Carbon Content on Microstructure and Mechanical Properties of Dual Phase Steels,” *Procedia Mater. Sci.*, vol. 8, pp. 1047–1056, 2015.
- [21] M. K. Manoj, V. Pancholi, and S. K. Nath, “Mechanical Properties and Fracture Behavior of Medium Carbon Dual Phase Steels,” vol. 2, no. 4, 2014.
- [22] M. Pouranvari, “Work Hardening Behavior of Fe-0.1 C Dual Phase Steel,” *BHM Berg-und Hüttenmännische Monatshefte*, vol. 157, no. 1, pp. 44–47, 2012.
- [23] J. Zhang, H. Di, Y. Deng, and R. D. K. Misra, “Materials Science & Engineering A Effect of martensite morphology and volume fraction on strain hardening and fracture behavior of martensite – ferrite dual phase steel,” *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 627, pp. 230–240, 2015.
- [24] M. Calcagnotto, Y. Adachi, D. Ponge, and D. Raabe, “Deformation and fracture mechanisms in fine- and ultrafine-grained ferrite / martensite dual-phase steels and the effect of aging,” *Acta Mater.*, vol. 59, no. 2, pp. 658–670, 2011.
- [25] N. Saeidi, F. Ashra, and B. Niroumand, “Materials Science & Engineering A Development of a new ultra fine grained dual phase steel and examination of the effect of grain size on tensile deformation behavior,” vol. 599, pp. 145–149, 2014.
- [26] M. Kuna, *Finite Elements in Fracture Mechanics*. 2013.
- [27] T. L. Anderson, *Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications*. 2005.
- [28] M. E. Hernández, A. H., Espejo, *Mecánica de Fractura y Análisis de Falla*. 2002.

- [29] ASTM Int., "Standard Test Method for Linear-Elastic Plane-Strain Fracture Toughness K_{IC} E399," pp. 1–33, 2015.
- [30] J. Bris and L. Llanes, "Evaluación de la tenacidad de fractura en aceros sinterizados de alta densidad," 2006.
- [31] J. R. Rice, "A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks," *J. Appl. Mech.*, vol. 35, no. 2, p. 379, 1968.
- [32] J. L. Arana and J. J. Gonzales, *Mecánica de Fractura*. 2002.
- [33] X.-K. Zhu and J. A. Joyce, "Review of fracture toughness (G, K, J, CTOD, CTOA) testing and standardization," *Eng. Fract. Mech.*, vol. 85, pp. 1–46, 2012.
- [34] J. Begley and J. Landes, "The J integral as a fracture criterion," *Astm Stp 514*, pp. 1–23, 1972.
- [35] J. R. Rice, P. C. Paris, and J. G. Merkle, "Some Further Results of J-Integral Analysis and Estimates," in *Progress in Flaw Growth and Fracture Toughness Testing*, 1973, pp. 231–245.
- [36] ASTM Int., "Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness E1820," no. April 2000, pp. 1–56, 2001.
- [37] P. Taylor and A. A. Jaoude, "Systems Science & Control Engineering : An Open Analytic and linear prognostic model for a vehicle suspension system subject to fatigue," no. January, pp. 37–41, 2015.
- [38] P. Paris and F. Erdogan, "A Critical Analysis of Crack Propagation Laws," 1963.
- [39] ASTM Int., "Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates E647," vol. i, pp. 1–48, 2016.
- [40] V. B. Dutta, S. Suresh, and R. O. Ritchie, "Fatigue Crack Propagation in Dual-Phase Steels " Effects of Ferritic-Martensitic Microstructures on Crack Path Morphology," vol. 15, no. June, pp. 1193–1207, 1984.
- [41] S. Li, Y. Kang, and S. Kuang, "Effects of microstructure on fatigue crack growth behavior in cold-rolled dual phase steels," *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 612, pp. 153–161, 2014.
- [42] A. R. Ingraffea, "Chapter 0: Computational Fracture Mechanics," no. 2002, 2007.
- [43] R. D. Cook, "Finite Element Modeling for Stress Analysis." Jhon Wiley & Sons, Inc., p. 320, 1995.
- [44] R. D. Henshell and K. G. Shaw, "Crack tip finite elements are unnecessary," *Int. J. Numer. Methods Eng.*, vol. 9, no. 3, pp. 495–507, 1975.

- [45] R. S. Barsoum, "On the use of isoparametric finite elements in linear fracture mechanics," *Int. J. Numer. Methods Eng.*, vol. 10, no. 1, pp. 25–37, 1976.
- [46] I. Milne, *Comprehensive Structural Integrity: Fracture of Materials from Nano to Macro*. 2003.
- [47] S. K. Chan, I. S. Tuba, and W. K. Wilson, "On the finite element method in linear fracture mechanics," *Eng. Fract. Mech.*, vol. 2, no. 1, pp. 1–17, 1970.
- [48] D. M. Parks, "A stiffness derivative finite element technique for determination of crack tip stress intensity factors," *Int. J. Fract.*, vol. 10, no. 4, pp. 487–502, 1974.
- [49] T. K. Hellen, "On the method of virtual crack extensions," *Int. J. Numer. Methods Eng.*, vol. 9, no. 1, pp. 187–207, 1975.
- [50] E. F. Rybicki and M. F. Kanninen, "A finite element calculation of stress intensity factors by a modified crack closure integral," *Eng. Fract. Mech.*, vol. 9, no. 4, pp. 931–938, 1977.
- [51] T. Belytschko and T. Black, "Elastic crack growth in finite elements with minimal remeshing," *Int. J. Numer. Methods Eng.*, vol. 45, no. 5, pp. 601–620, 1999.
- [52] N. Moës, J. Dolbow, and T. Belytschko, "A finite element method for crack growth without remeshing," *Int. J. Numer. Methods Eng.*, vol. 46, no. 1, pp. 131–150, 1999.
- [53] J. M. Melenk and I. Babuška, "The partition of unity finite element method: Basic theory and applications," *Comput. Methods Appl. Mech. Eng.*, vol. 139, no. 1–4, pp. 289–314, 1996.
- [54] Z. Zhuang, Z. Liu, and B. Cheng, *Extended Finite Element Method*. 2014.
- [55] S. Mohanty, S. Majumdar, and K. Natesan, "Modeling of Steam Generator Tube Rupture Usin Extended Finite Element Method," 2013.
- [56] D. Montgomery, "Diseño y análisis de experimentos," *Limusa Wiley*. pp. 21–692, 2004.
- [57] E. Menendez. and L. O. Jamed., "Una propuesta para el cálculo de la potencia en el anova," vol. 27, no. 2, pp. 194–205, 2006.
- [58] K. W. Andrews, "Empirical formulae for the calculation of some transformation temperatures," *Journal of the iron and steel Institute*, no. July. pp. 721–727, 1965.
- [59] ASTM Int., "Preparation of Metallographic Specimens E3," *Area*, vol. 03, no. July, pp. 1–17, 2001.
- [60] ASTM Int., "Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials E8," *Astm*, no. C, pp. 1–27, 2009.
- [61] Y. J. Chao, J. D. Ward, and R. G. Sands, "Charpy impact energy, fracture

- toughness and ductile-brittle transition temperature of dual-phase 590 Steel,” *Mater. Des.*, vol. 28, no. 2, pp. 551–557, 2007.
- [62] G. Krauss, “Steels: heat treatment and processing principles,” *ASM Int.* 1990, p. 497, 1990.
- [63] E. Pan, H. Di, G. Jiang, and C. Bao, “Effect of heat treatment on microstructures and mechanical properties of hot-dip galvanized DP steels,” *Acta Metall. Sin. (English Lett.)*, vol. 27, no. 3, pp. 469–475, 2014.
- [64] J. R. Mohanty, B. B. Verma, and P. K. Ray, “Determination of fatigue crack growth rate from experimental data: a new approach,” *Int. J. Microstruct. Mater. Prop.*, vol. 5, no. 1, p. 79, 2010.
- [65] K. Sudhakar and E. Dwarakadasa, “A study on fatigue crack growth in dual phase martensitic steel in air environment,” *Bull. Mater. Sci.*, vol. 23, no. 3, pp. 193–199, 2000.
- [66] R. Idris and Y. Prawoto, “Influence of ferrite fraction within martensite matrix on fatigue crack propagation : An experimental verification with dual phase steel,” *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 552, pp. 547–554, 2012.
- [67] G. R. Speich, “Properties and Selection: Irons Steels and High Performance Alloys Vol 1,” *Technology*, no. Dual Phase Steels, p. 3470, 2001.
- [68] Z. Sami, S. Tahar, and H. Mohamed, “Materials Science & Engineering A Microstructure and Charpy impact properties of ferrite – martensite dual phase API X70 linepipe steel,” *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 598, pp. 338–342, 2014.
- [69] K. K. Alaneme, “Fracture Toughness (K_{1C}) Evaluation for Dual Phase Medium Carbon Low Alloy Steels Using Circumferential Notched Tensile (CNT) Specimens,” vol. 14, no. 2, pp. 155–160, 2011.
- [70] S. Ulu, H. Aytekin, and G. Said, “An alternative Approach to the Fracture Toughness of Dual Phase Steels,” vol. 31, no. May, pp. 360–370, 2014.
- [71] D. G. Lyonel Reinhardt, J.A. Cordes, “Using Co-Simulation to Extend the Usage of XFEM,” pp. 1–17, 2011.
- [72] Abaqus, “Abaqus 6.14 Abaqus Analysis,” vol. IV, 2014.
- [73] J. Shi, J. Lua, H. Waisman, P. Liu, T. Belytschko, N. Sukumar, and Y. Liang, “X-FEM toolkit for automated crack onset and growth prediction,” no. April, pp. 2008–2008, 2008.
- [74] X. T. Miao, C. Y. Zhou, and X. H. He, “Analysis of Limit Loads for CT Specimens with Cracks Based on Extended Finite Element Method,” *Procedia Eng.*, vol. 130, pp. 763–774, 2015.

-
- [75] S. P. Kumar, "Parametric Sensitivities of XFEM Based Prognosis for Quasi-static Tensile Crack Growth Parametric Sensitivities of XFEM Based Prognosis for Quasi-static Tensile Crack Growth," 2017.