

INSTITUTO POLITÉCNICO NACIONAL

ESCUELA SUPERIOR DE INGENIERÍA QUÍMICA E INDUSTRIAS
EXTRACTIVAS

**EVALUACIÓN DE LA TENACIDAD A
LA FRACTURA EN LA DIRECCIÓN
CORTA EN TUBERÍAS DE
CONDUCCIÓN DE
HIDROCARBUROS**

T E S I S
QUE PARA OBTENER EL GRADO DE
Doctor en Ciencias en
Metalurgia y Materiales

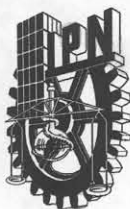
P R E S E N T A :
M. en C. Jorge Terán Guillén

Director de Tesis:
Dr. Jorge Luis González Velázquez



México D.F.

Octubre de 2007.



INSTITUTO POLITECNICO NACIONAL SECRETARIA DE INVESTIGACION Y POSGRADO

ACTA DE REVISION DE TESIS

En la Ciudad de México, D.F., siendo las 12:00 horas del día 26 del mes de Junio del 2007 se reunieron los miembros de la Comisión Revisora de Tesis designada por el Colegio de Profesores de Estudios de Posgrado e Investigación de La ESQIE para examinar la tesis de grado titulada:

"EVALUACION DE LA TENACIDAD A LA FRACTURA EN LA DIRECCION CORTA EN TUBERIAS DE CONDUCCION DE HIDROCARBUROS"

Presentada por el alumno:

TERAN

Apellido paterno

GUILLEN

materno

JORGE

nombre(s)

Con registro: A

9	8	0	1	1	5
---	---	---	---	---	---

Aspirante al grado de:

DOCTOR EN CIENCIAS EN METALURGIA Y MATERIALES

Después de intercambiar opiniones los miembros de la Comisión manifestaron **SU APROBACION DE LA TESIS**, en virtud de que satisface los requisitos señalados por las disposiciones reglamentarias vigentes.

LA COMISION REVISORA

Director de Tesis

DR. JORGE LUIS GONZALEZ VELAZQUEZ

DR. JOSÉ MANUEL HALLEN LOPEZ

DR. JESÚS GILBERTO GODINEZ SALCEDO

DR. MIGUEL MARTINEZ MADRID

DR. VICTOR MANUEL LOPEZ HIRATA

ALEXANDER S. BALANKIN



EL PRESIDENTE DEL COLEGIO

DR. JOSÉ JACQUES CASTRO ARELLANO

ESCUELA SUPERIOR DE INGENIERIA QUIMICA E INDUSTRIAS EXTRACTIVAS SECCION DE ESTUDIOS DE POSGRADO E INVESTIGACION



INSTITUTO POLITECNICO NACIONAL
SECRETARIA DE INVESTIGACIÓN Y POSGRADO

CARTA CESION DE DERECHOS

En la Ciudad de México, Distrito Federal, el día 7 del mes de septiembre del año 2007, el que suscribe Terán Guillén Jorge, alumno del Programa de Doctorado en Ciencias en Metalurgia y Materiales con número de registro A980115, adscrito a la Sección de Estudios de Posgrado e Investigación de la ESIQIE, manifiesta que es el autor intelectual del presente Trabajo de Tesis, bajo la Dirección del Dr. Jorge Luis González Velázquez, cede los derechos del trabajo de tesis "EVALUACIÓN DE LA TENACIDAD A LA FRACTURA EN LA DIRECCIÓN CORTA EN TUBERÍAS DE CONDUCCIÓN DE HIDROCARBUROS", al Instituto Politécnico Nacional para su difusión, con fines académicos y de investigación.

Los usuarios de la información no deben reproducir el contenido textual, gráficas o datos del trabajo sin permiso expreso del autor y/o director del trabajo. Este puede ser obtenido escribiendo a la siguiente dirección: jteran@imt.mx.

Si el permiso se le otorga, el usuario deberá dar agradecimiento correspondiente y citar la fuente del mismo.

M. en C. Jorge Terán Guillén

A mis hijos:

Iskra Alicia

Marcos

A mi compañera, amiga y esposa:

María Guadalupe

A mis padres:

Alicia Guillén

Mauro Terán

A mis hermanos:

Marquina

Ana Alicia

Patricia

Silvia

Bruno

Lupita

Marcela

AGRADECIMIENTOS

Al Dr. Jorge Luis González Velázquez por ser director de esta tesis, por su interés y orientación en los momentos que buscaba la luz. Así como brindarme su confianza y amistad de varios años.

Al Dr. José Manuel Hallen López por su desinteresada ayuda, amistad y consejos durante el desarrollo de este trabajo.

Al Dr. Miguel Martínez Madrid, Coordinador de Ingeniería Vehicular e Integridad Estructural del Instituto Mexicano del Transporte, por preocuparse de que terminara este trabajo, por darme su confianza y la oportunidad de conocerlo como ser humano.

A los doctores Víctor Manuel López Hirata, Alexander S. Balankin y Jesús Godínez, que amablemente aceptaron formar parte del comité revisor de este trabajo, por sus comentarios y sugerencias que me permitieron mejorar este trabajo.

Al Instituto Mexicano del Transporte por apoyarme y desarrollar este proyecto

Al Consejo Nacional de Ciencia y Tecnología por la beca que me otorgó para realizar mis estudios de doctorado.

A mis compañeros y amigos del Instituto Mexicano del Transporte: M.C. David Vázquez Vega, Dr. Manuel de Jesús Fabela, Dra. Angélica del Valle, Dr. Andrés Torres, M.C. José Ricardo Jiménez M.C. José Trinidad Pérez, M.C. Juan Quintana, Ing. Andrés Hernández, ing. Guadalupe Lomelí, Sra. Rogelia Zea y Don Rodolfo Jiménez. A todos ellos por el apoyo brindado durante la realización de este trabajo

APORTACIONES

- Se demostró la capacidad de la utilización de probetas miniatura para la evaluación de propiedades mecánicas y de mecánica de fractura en las diferentes orientaciones de laminación de placa de acero en forma de tubo tipo API 5L.
- Se obtuvieron por primera vez, considerando lo publicado en la literatura científica, las curvas CTOD-R en probetas compactas de tensión miniatura, en las diferentes orientaciones de un tubo de acero API-5L.
- Se obtuvo una función de calibración de la complianza en probetas compactas de tensión miniatura.
- Se señalan y explican las diferencias en los valores de las propiedades de tensión y de mecánica de fractura de las probetas miniatura con las probetas estándar, considerando simultáneamente el efecto del tamaño y la orientación.
- Se demuestra que las propiedades en tensión en probetas miniatura son mas altos que en las probetas estándar.
- Se señalan y explican las diferencias entre la tenacidad a la fractura medida en probetas miniatura cuando se determina por medio de la curva R y el método de la zona Stretch.
- Se obtuvieron los factores de escala a partir de una función potencia que ajusta la curva CTOD-R experimental para estimar la tenacidad a la fractura en la dirección corta de tubo de acero API-5L.

ÍNDICE GENERAL

Contenido	Página
ÍNDICE GENERAL	i
ÍNDICE DE TABLAS	iv
ÍNDICE DE FIGURAS	v
NOMENCLATURA	viii
RESUMEN	
ABSTRACT	
I. INTRODUCCIÓN	1
II. ANTECEDENTES	5
2.1 Especificaciones de los aceros API-5L para tubería	5
2.1.1 Fabricación	5
2.1.2 Composición química	7
2.1.3 Contenido de inclusiones	7
2.1.4 Microestructura	7
2.2 Propiedades mecánicas de los aceros API 5L	8
2.2.1 Propiedades en tensión	8
2.2.2 Propiedades de impacto	8
2.2.3 Tenacidad a la fractura	9
2.3 Problemas de los de aceros API-5L en medios amargos	11
2.3.1 Agrietamiento en direcciones cortas en tubos	11
2.3.1.1 Agrietamiento inducido por hidrógeno	11
2.3.1.2 Agrietamiento bajo esfuerzos por sulfuros	13
2.3.1.3 Agrietamiento por hidrógeno en soldadura	14
2.3.2 Fatiga	15
2.4 Mecánica de fractura en tubos a presión interna	16
2.4.1 Recipientes sometidos a presión	17
2.4.2 Aproximación por mecánica de fractura lineal elástica	18
2.4.3 Aproximación por mecánica de fractura elastoplástica (J_{IC})	22
2.4.3.1 Integral J	22
2.4.3.2 Desplazamiento de la abertura de la grieta, CTOD	24
2.4.4 Constricción plástica	25
2.4.5 Determinación de la tenacidad a la fractura	26
2.4.5.1 K_{IC}	26

2.4.5.2	J_{IC}	28
2.4.5.3	δ_{IC}	31
2.4.5.4	Zona de stretch	34
2.5	Factores que afectan la tenacidad a la fractura	37
2.5.1	Efecto del espesor y ancho de la probeta	37
2.5.2	Efecto del tamaño de probeta	38
2.5.3	Efecto de la temperatura	39
2.5.4	Efecto del conformado mecánico	39
2.6	Teoría de modelos	41
2.6.1	Similitud	41
2.6.2	Relación entre el análisis dimensional y similitud	41
2.6.3	Ley de potencia	42
2.6.4	Método de elementos finitos	43
2.6.4.1	Tipos de análisis	44
2.6.4.2	Elementos singulares en mecánica de fractura	44
2.6.4.3	Determinación del factor de intensidad de esfuerzos	45
2.6.4.4	Ansys	48
III.	DESARROLLO EXPERIMENTAL	50
3.1	Materiales y métodos	50
3.2	Análisis químico y metalografía	52
3.3	Pruebas de tensión	52
3.4	Simulación numérica	53
3.5	Compliance de las probetas compactas de tensión	55
3.6	Curvas CTOD-R	56
3.7	Fractografía	59
IV.	RESULTADOS	61
4.1	Análisis químico	61
4.2	Metalografía	61
4.2.1	Análisis cuantitativo de inclusiones	62
4.3	Pruebas mecánicas	65
4.3.1	Tensión uniaxial	65
4.3.2	Compliance	67
4.3.3	Tenacidad a la fractura	70
4.3.3.1	Curvas carga vs. desplazamiento	70

4.3.3.2	Curvas CTOD-R	72
4.3.3.3	Fractografía de la zona stretch	81
4.3.3.4	Factor de escala	85
V.	DISCUSIÓN DE RESULTADOS	90
5.1	Pruebas de tensión uniaxial	90
5.1.1	Efecto de tamaño	90
5.1.2	Efecto de la orientación	90
5.2	Complianza	92
5.3	Tenacidad a la fractura	93
5.3.1	Efecto de tamaño	93
5.3.2	Efecto de la orientación	96
5.4	Fractografía	98
5.5	Factor de escala	99
VI.	CONCLUSIÓN	100
VII.	BIBLIOGRAFÍA	102

ÍNDICE DE TABLAS

TABLA	Página
I. Composición química del acero para tubería.	7
II. Tratamiento térmicos y microestructura requerida en los tubos API 5L	7
III. Valores de las propiedades mecánicas en tensión	8
IV. Valores mínimos de temperatura de prueba y energía absorbida	9
V. Valores de los diámetros y espesores de los tubos a ensayar	10
VI. Requisitos y condiciones para la prueba de desgarramiento por caída de peso	10
VII. Composición química del tubo API-5L	61
VIII. Resultados de las mediciones de las inclusiones en las distintas direcciones	63
IX. Propiedades mecánicas en tensión del acero API-5L empleado en la experimentación	66
X. Prueba t para dos muestras independientes del punto de fluencia (σ_0) con $\alpha_1=0,05$	66
XI. Prueba t para dos muestras independientes de resistencia última (σ_U) con $\alpha_1=0,05$	66
XII. Resultados de las longitudes de grieta corregidos por curvatura de las probetas compactas de tensión miniatura	68
XIII. Valores promedios de la tenacidad a la fractura obtenida en las probetas estándar y miniatura por la curva R	77
XIV. Prueba de una cola para dos muestras independientes de tenacidad a la fractura $K_{IC}(MPa \sqrt{m})$ con $\alpha_1=0,05$	81
XV. Resultados de las mediciones de la longitudes de grieta por MEB y curva R. I	82
XVI. Resultados del escalamiento de las probetas miniaturas	88
XVII. Resumen de valores promedio de tenacidad a la fractura escalada	89

ÍNDICE DE FIGURAS

Figuras	Página
1. Representación esquemática de la disponibilidad del material	3
2. Procesos de fabricación de tuberías API 5L	5
3. Diagrama esquemático de la forma de soldar los tubos de API 5L	6
4. Probeta típica para una prueba de desgarramiento por caída de peso (DWTT)	9
5. Difusión del hidrógeno atómico en el acero	12
6. Configuración esquemática de daño en servicio	14
7. Comportamiento típico de crecimiento de grietas por fatiga en metales	16
8. Esfuerzos en un recipiente cilíndrico con presión interna	17
9. Diagrama esquemático de la curva R	19
10. . Modos de carga en un material agrietado	20
11. Campo de esfuerzos alrededor de la punta de grieta	21
12. Comba del área agrietada de un recipiente presurizado que tiene una grieta longitudinal	22
13. Contorno alrededor de la punta de la grieta	23
14. El desplazamiento de la abertura de la grieta en la punta de la grieta	25
15. Geometría de las probetas para realizar una prueba K_{IC}	26
16. Tres tipos de comportamiento en una prueba K_{IC}	27
17. Geometría de la probeta compacta para realizar una prueba J_{IC}	28
18. Método de complianza de descarga para medir el crecimiento de la grieta	29
19. Determinación de J_Q a partir de una curva J-R	31
20. Diferentes tipos de comportamiento de fuerza contra el desplazamiento de la abertura de la grieta medida con el extensómetro	32
21. Determinación de δ_Q a partir de una curva δ -R	33
22. Relaciones entre los tres parámetros de la mecánica de fractura	34
23. Región de transición del perfil de la zona stretch subcrítica	35
24. Representación esquemática de la variación de los esfuerzos principales a través del espesor de una probeta	37
25. Código de orientación del plano de la grieta	40
26. Placa con una grieta lateral de longitud a	45
27. Orientación de las probetas de mecánica de fractura y de tensión	50
28. Geometría y dimensiones de la probeta estándar y miniatura	50

29. Dimensiones de la probeta compacta de tensión estándar	51
30. Dimensiones de la probeta compacta de tensión miniatura	51
31. Sistema de analizador de imagenes	52
32. Probetas de tensión miniatura montada y probetas de tensión estándar ensayadas	53
33. Modelo de elementos finitos y condiciones de frontera para la probeta compacta de tensión miniatura	54
34. Máquina servohidráulica con sus componentes	56
35. Diagrama de flujo de la metodología	58
36. Probetas compactas de tensión estándar teñidas y fracturadas	59
37. Estereoscopio	60
38. Microestructura del acero API-5L tomada en las diferentes orientaciones de la placa	62
39. Microestructura de las inclusiones del acero API-5L tomada en las diferentes orientaciones de la placa	63
40. Histograma de la longitud y ancho de la inclusión en las distintas orientaciones de laminación	64
41. Curvas de tensión de probetas estándar y miniatura	65
42. Gráfica comparativa de complianza obtenida por diferentes métodos	69
43. Gráfica de los coeficientes de la complianza experimental	70
44. Curva carga versus desplazamiento de la probeta estándar en la dirección longitudinal (CL)	71
45. Curva carga versus desplazamiento de la probeta miniatura en la dirección longitudinal (CL)	71
46. Curva CTOD-R de probetas estándar en la dirección longitudinal (CL)	73
47. Curva CTOD-R de probetas estándar en la dirección circunferencial (LC)	73
48. Curva CTOD-R de probetas miniatura en la dirección longitudinal (CL)	74
49. Curva CTOD-R de probetas miniatura en la dirección circunferencial (LC)	74
50. Curva CTOD-R de probetas miniatura en la dirección radial longitudinal (RL)	75
51. Curva CTOD-R de probetas miniatura en la dirección radial longitudinal (RC)	75
52. Superficie de fractura de la probeta compacta de tensión miniatura	76
53. Gráfica mostrando la relación de δ_{IC} vs. r_y	78
54. Gráfica mostrando la relación de δ_{IC}/B vs. r_y/b_0	79
55. Gráfica mostrando la relación de δ_{IC}/B vs. $\sigma_0 W/EB$	80

56. Fractografía del par estereoscópico de la probeta compacta de tensión estándar en la dirección transversal (LC3)	83
57. Fractografía del par estereoscópico de la probeta compacta de tensión miniatura en la dirección corta (RL2)	83
58. Superficie de fractura de la zona stretch de las probetas ensayadas	84
59. Curva CTOD-R de probeta miniatura y estándar en la dirección longitudinal CL)	86
60. Curva CTOD-R de probeta miniatura y estándar en la dirección circunferencial (LC)	86
61. Curva CTOD-R de probeta miniatura con la línea de ajuste escalada (RL7)	87
62. Curva CTOD-R de probeta miniatura con la línea de ajuste escalada (RC2)	87
63. Esquema de la posición de las inclusiones con respecto a la carga	91
64. Esquema de la posición de las inclusiones y bandas de perlita con respecto a la orientación de las probetas compactas de tensión estándar y miniatura	97

NOMENCLATURA

a	Longitud de grieta
a_0	Longitud de grieta inicial
Δa	Extensión de grieta
b_0	Ligamento inicial definido por $b_0 = W - a_0$
B	Espesor total de probeta
B_{eff}	Espesor efectivo de la probeta CT: $B_{eff} = B - (B - B_N)^2$
B_N	Espesor neto de la probeta ($B_N = B$ si no presenta muescas laterales)
C_1	Valor de la ordenada al origen de la regresión lineal de los valores experimentales de la prueba CTOD
C_2	Valor de la pendiente de la regresión lineal de los valores experimentales de la prueba CTOD
CTOD	Desplazamiento de la abertura de la grieta por sus siglas en inglés
% C.V.	Coefficiente de variación definida por: %C.V. = (Desviación estándar/media)*100
E	Modulo de Young
E'	$E' = E$ para esfuerzo plano; $E' = \frac{E}{1 - \nu^2}$ para deformación plana
F_0	Valor estimado de la distribución F a partir de los resultados por medio de una formula
F_C	Valor crítico de la distribución F estimado en tablas
K	Factor de intensidad de esfuerzos con $a = a_0$
K_{IC}	Tenacidad a la fractura
$K_{\delta IC}$	Valor de tenacidad a la fractura obtenido a partir del valor de δ
ΔK	Amplitud del factor de intensidad de esfuerzos: $\Delta K = K_{max} - K_{min}$
m	Factor de constricción plástica
n	Número de probetas
P	Probabilidad al nivel de significancia de $\alpha_1 = 0,05$
P_i	Carga
P_m	Propiedad de la probeta miniatura
P_s	Propiedad de la probeta estándar
P	Presión interna

r_p	Factor de rotación plástica = $0.4(1+\alpha_2)$.
	$\alpha_2 = 2 \left[\left(\frac{a_0}{b_0} \right)^2 + \frac{a_0}{b_0} + \frac{1}{2} \right]^{\frac{1}{2}} - 2 \left(\frac{a_0}{b_0} + \frac{1}{2} \right)$
r	Radio del tubo
r_y	Tamaño de la zona plástica
s	Desviación estándar
SZW	Ancho de la zona de stretch o de deformación en la punta de la grieta
t_0	Valor estimado de la distribución t a partir de los resultados por medio de una formula
t_c	Valor crítico de la distribución t estimado en tablas
t	Espesor del tubo
U_x	Función de transferencia: $\frac{1}{\sqrt{\frac{B_{eff} E V}{P} + 1}}$
V	Desplazamiento de la abertura de grieta
V_{pl}	Desplazamiento plástico en la abertura de la grieta
W	Ancho de la probeta CT
\bar{x}	Valores promedios para la prueba de tensión
z	Distancia del punto de medición donde se coloca el extensómetro a la línea de carga.
α_1	Nivel de confianza
β	Angulo de la Zona Stretch
β_1	Razón de proporción
δ	CTOD
δ_Q	Valor provisional de tenacidad a la fractura
δ_{IC}	CTOD crítico de acuerdo a la norma ASTM E-1820
μ	Valores promedios para la prueba t de student
ν	Relación de Poisson = 0,3
σ_F	Esfuerzo de flujo que se define como el promedio de σ_0 y σ_{UTS}
σ_0	Resistencia de fluencia al 0,2%
σ_{UTS}	Resistencia última
φ	Grados de libertad para las pruebas de hipótesis
u	Desplazamiento

RESUMEN

Se desarrolló un estudio experimental para determinar las propiedades en tensión y de tenacidad a la fractura de una placa de acero en distintas orientaciones de laminación. Se utilizaron probetas estándar y miniatura para evaluar dichas propiedades. Para obtener las curvas CTOD-R de probetas miniatura fue necesario conocer la función complianza a partir de la medición de la función carga versus desplazamiento para tamaños específicos de grieta en ciclos de tensión-tensión de la probeta miniatura. El desplazamiento de la abertura de la grieta se midió con un extensómetro colocado en la cara frontal de la probeta. Los resultados muestran que el error relativo entre la medición de la longitud de la grieta en la probeta y la medición obtenida con el método de la complianza, es menor al 2,5%. Se demostró estadísticamente un efecto de tamaño tanto en la dirección longitudinal de propiedades en tensión como en la tenacidad a la fractura en la dirección CL. Asimismo, se determinó una relación empírica de escalamiento para corregir el efecto de tamaño entre las probetas miniatura y las de tamaño normalizado para conocer la tenacidad a la fractura en la dirección corta.

ABSTRACT

An experimental study was developed to determine the tensile strength and fracture toughness of a steel plate in different orientations. Several standard and miniature specimens were used to evaluate these properties. It was necessary to know the compliance function from the load function versus the displacement for specific crack sizes in tension-tension cycles of the miniature sample to obtain the CTOD-R curves from the miniature specimens. The crack opening displacement was measured with an extensometer placed in the frontal face of the specimen. The results showed that the average of relative error between the measurement of the longitude of the crack in the sample and the measurement obtained by the compliance method is less than 2,5%. A size effect on longitudinal directional tension properties and CL orientation fracture toughness were statistically proven. Also an empirical scaling relation was determined to correct the effect of size between both miniature and standard specimens to know the fracture toughness in the short direction

I. INTRODUCCIÓN

El transporte de hidrocarburos, en especial de gas amargo, se realiza por medio de tuberías fabricadas a partir de un acero dúctil previamente laminado en caliente hasta el espesor deseado. En el servicio se presenta una interacción química entre el fluido y el medio de transporte cuando reacciona el ácido sulfhídrico y el acero en presencia de agua. Uno de los productos de esta reacción es el hidrógeno, que se difunde a través del acero y se colecta en las inclusiones no metálicas. Las altas presiones que produce el hidrógeno en la interfase de la inclusión no metálica y el metal generan grietas internas conocidas como delaminaciones, que se propagan tanto en la dirección longitudinal como en la dirección circunferencial del tubo. La susceptibilidad del acero al agrietamiento por hidrógeno es influenciada por la forma y distribución de las inclusiones no metálicas y las segregaciones metálicas^[1,2,3]. Cuando se detectan este tipo de grietas es necesario evaluar la aptitud para el servicio del tubo dañado, lo que se hace por medio de la mecánica de fractura; ésta nos permite conocer la resistencia residual y la vida remanente del tubo ante la presencia de la grieta.

La evaluación por mecánica de fractura de la severidad de grietas radiales en tuberías sometidas a presión interna, requiere del conocimiento de la tenacidad a la fractura en las orientaciones donde se presentan estos daños. La tenacidad a la fractura se define como la capacidad del material para resistir la fractura y depende de la geometría del espécimen, carga y propiedades del material. Existen varios procedimientos de prueba para determinar la tenacidad a la fractura en materiales metálicos. El procedimiento consiste en tener una probeta de dimensiones conocidas, la cual se preagrieta por fatiga para tener un radio suficientemente agudo en la punta de la grieta. Posteriormente se aplica la carga hasta que haya un crecimiento de la grieta, obteniéndose una gráfica de la curva de carga contra el desplazamiento de la abertura de la grieta, el área debajo de esta curva representa el trabajo o energía necesaria para fracturar el espécimen. Lo común en todos los procedimientos de prueba es que el tamaño del espécimen sea lo suficientemente grande para obtener resultados dependientes únicamente de las propiedades del material y no de la geometría o del tamaño del espécimen. El requerimiento de tamaño mínimo generalmente se expresa como la razón de la tenacidad a la fractura a la resistencia de fluencia, multiplicada por alguna constante, esto es:

$$MK_C/\sigma_0. \quad (1)$$

Donde:

M= Constante

K_C = Tenacidad a la fractura

σ_0 = Resistencia de fluencia

La razón para este requerimiento es lograr que la deformación plástica se limite a una zona pequeña en la punta de la grieta, de tal forma que la aplicación del criterio de fractura sea válido. Esta condición es generalmente conocida como fluencia a pequeña escala en comparación de la fluencia a gran escala. Bajo condiciones de fluencia a gran escala las fronteras del espécimen (efectos de borde) afectan el campo de esfuerzos en la punta de la grieta, relajando el nivel de triaxialidad de esfuerzos e incrementando aparentemente la tenacidad a la fractura. A este fenómeno se le conoce como el efecto de constricción plástica, que fue reconocido primero por Irwin^[4].

Los problemas que se presentan con los requerimientos del tamaño son generalmente grandes en materiales de baja resistencia debido a la alta tenacidad a la fractura y, por consiguiente, el tamaño mínimo de probeta requerido para la prueba puede ser demasiado grande. Por ejemplo, en un acero templado y revenido el espesor requerido es de 1,65 mm mientras que para un acero estructural es 2100 mm. Adicionalmente, el tamaño del espécimen es limitado por la geometría del cuerpo del que se extraerá la muestra. Este problema es especialmente grave en el caso de los tubos de conducción de hidrocarburos, donde para obtener la tenacidad a la fractura en la dirección corta transversal (R-C)¹ y la dirección corta longitudinal (R-L), que son las direcciones con las dimensiones más pequeñas del tubo, el tamaño del espécimen es mucho menor que el requerido por los estándares de prueba. Debido a lo anterior, las pruebas de especímenes cuyos resultados se saben válidos en las direcciones donde no hay limitaciones para obtenerlos, son imprácticas o imposibles en las direcciones cortas. Por lo tanto, los especímenes pequeños tienen que ser probados para obtener una idea de la tenacidad a la fractura en esas direcciones, como se ilustra en la figura 1. Sin embargo, esto trae como consecuencia el problema de obtener resultados válidos e independientes de la geometría con tales probetas miniatura.

¹ Las letras R,L,C denota las direcciones radial, longitudinal y circunferencial respectivamente. Se requiere dos letras para indicar la orientación de una probeta de mecánica de fractura, la primera letra indica la dirección de los esfuerzos, que es siempre perpendicular al plano de la grieta, la segunda letra denota la dirección de la propagación de la grieta.

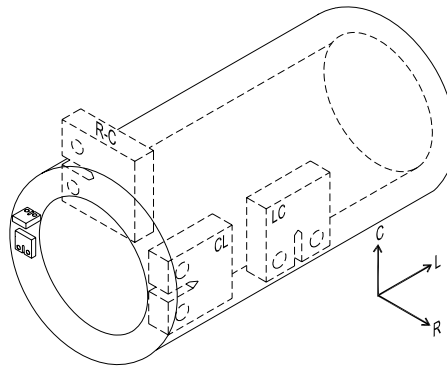


Figura 1.- Representación esquemática de la disponibilidad de material para la obtención de probetas compactas de tensión estándar para la prueba de tenacidad a la fractura.

En resumen, los problemas se reducen a dos casos. Por los valores de las propiedades mecánicas del acero API5L, se requiere de un espesor muy grande de probeta y las limitaciones dimensionales por falta de material en el tubo impiden obtener una probeta normalizada. En el primer caso, se han realizados estudios para corregir la limitante del espesor de las diferentes geometrías de probeta mediante la utilización de parámetros de constricción^[5,6,7]. En el segundo caso, investigaciones realizadas en probetas miniatura han encontrado^[8,9] que si se modifica la geometría de la muesca de las probetas para incrementar triaxialidad, se puede determinar la tenacidad a la fractura. Otro estudio^[10] muestra que los resultados experimentales de las pruebas dinámicas tipo Charpy miniatura, se pueden adaptar a una curva de resistencia a la fractura, o bien, se pueda escalar los valores característicos de las pruebas de tamaño miniatura a partir de la energía total de fractura y la energía consumida hasta la máxima carga. Otras investigaciones determinan los parámetros característicos de un modelo de micromecánica, conocido como modelo de Gurson^[11,12], a partir de probetas de tensión miniatura o probetas tipo Charpy miniatura. Con estos parámetros se predice por medio del método de elementos finitos, la curva JR como si fueran probetas normalizadas.

Una alternativa diferente a las anteriores consiste en determinar la tenacidad a la fractura mediante la curva R^[13], e introducir el efecto de la geometría y del tamaño utilizando el concepto de similitud^[14,15]. El concepto establece que una propiedad medida en probetas de tamaño diferente puede definirse en términos de dos funciones escalares $F_1(x,y,z)$ y $F_2(x',y',z')$, la función F_2 es similar a la función F_1 , con tal que la razón sea constante, $F_2/F_1=K_F$, llamada factor de escala para la función F_1 ^[17]. En fenómenos de fractura la función que mejor

describe el factor de escala es la ley de potencia ^[14,15,18]. Para realizar un análisis de similitud es necesario comparar los valores de tenacidad medidos en la probeta miniatura con los medidos en probetas de tamaño estándar. La regla básica que debe de seguirse en el escalamiento es que cualquier propiedad que describa la probeta miniatura deben de tener una relación con la propiedad en la probeta estándar que se describa por:

$$P_m = \beta \times P_s \quad (2)$$

Donde:

P_m = Propiedad de la probeta miniatura

P_s = Propiedad de la probeta estándar

β = Factor de escala

La hipótesis de este trabajo de investigación consiste en que se puede diseñar una prueba en la que se utilice una probeta con un tamaño limitado, cuyos resultados puedan convertirse mediante una correlación en resultados válidos en la dimensión real. Al demostrar esto, el objetivo principal es determinar la tenacidad a la fractura en las direcciones cortas de un tubo de acero API 5L. Para lograr este fin se diseñaron pruebas en probetas miniaturas para evaluar las propiedades en tensión y de mecánica de fractura en las distintas orientaciones del tubo. Las propiedades de mecánica de fractura se evaluaron a través de la obtención de las curvas CTOD-R por el método de una sola probeta, para el cual fue necesario primero conocer los coeficientes de la complianza. Una vez conocidas las propiedades en probetas miniatura y estandarizadas, se analizó el efecto de tamaño de probeta en la tenacidad a la fractura y se estableció una relación de escalamiento.

II. ANTECEDENTES

2.1 Especificaciones los aceros API-5L para tubería

2.1.1 Fabricación

El instituto norteamericano del petróleo (American Petroleum Institute, API por sus siglas en inglés), denomina a los tubos que se utilizan para transportar gas como 5L, clasificándose en varios grados; A25, A, B, X42, X52, X56, X60, X65, X70². La fabricación de un tubo de acero API 5L, básicamente consta de tres pasos^[19,20] ilustrados en la figura 2. Primero: Se parte de un planchón laminado en caliente hasta el espesor deseado. Segundo: La placa es doblada para formar una "U", y después cerrarla por medio de un conformado continuo hasta formar una "O". Tercero: El tubo ya formado se expande en frío. Existen diferentes procesos de unión, que en esencia se dividen en dos grandes grupos: tubos sin costuras y tubos con costura. El primer grupo consiste en formar el tubo sin la ayuda de algún proceso de soldadura. El segundo grupo utiliza la soldadura para formar el tubo y puede ser con o sin la aplicación de metal de aporte y con o sin el empleo de presión, figura 3.

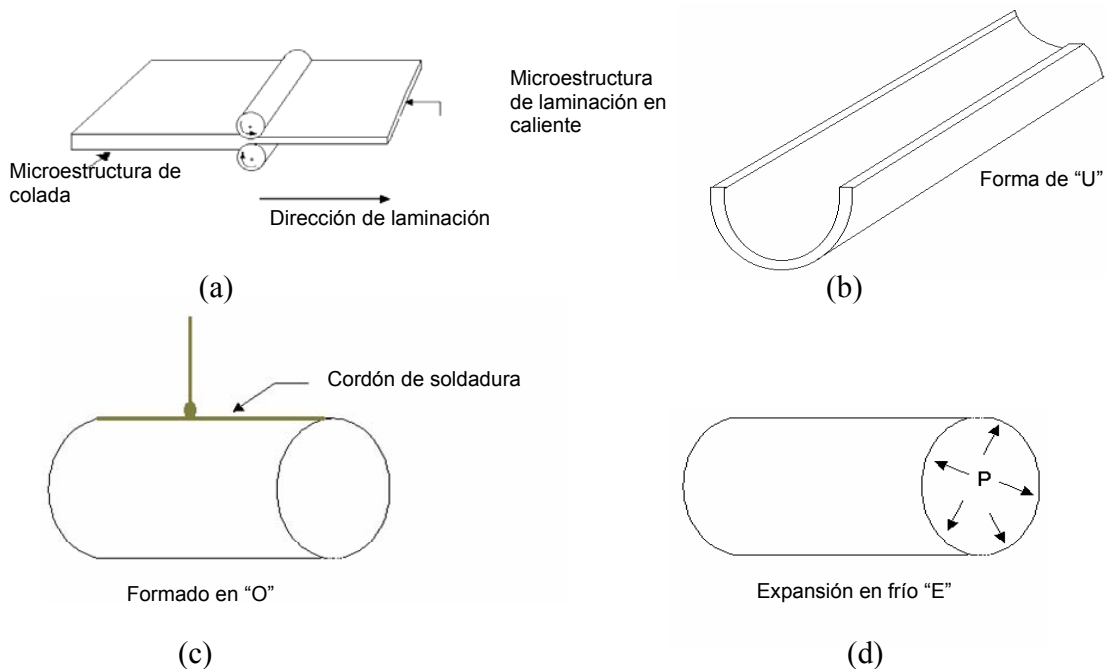


Figura 2. Procesos de fabricación de tuberías API 5L.

² La letra A o X seguido por dos dígitos que especifican la resistencia a la fluencia mínima en ksi. Las letras A o B no incluye ninguna referencia a la resistencia mínima.

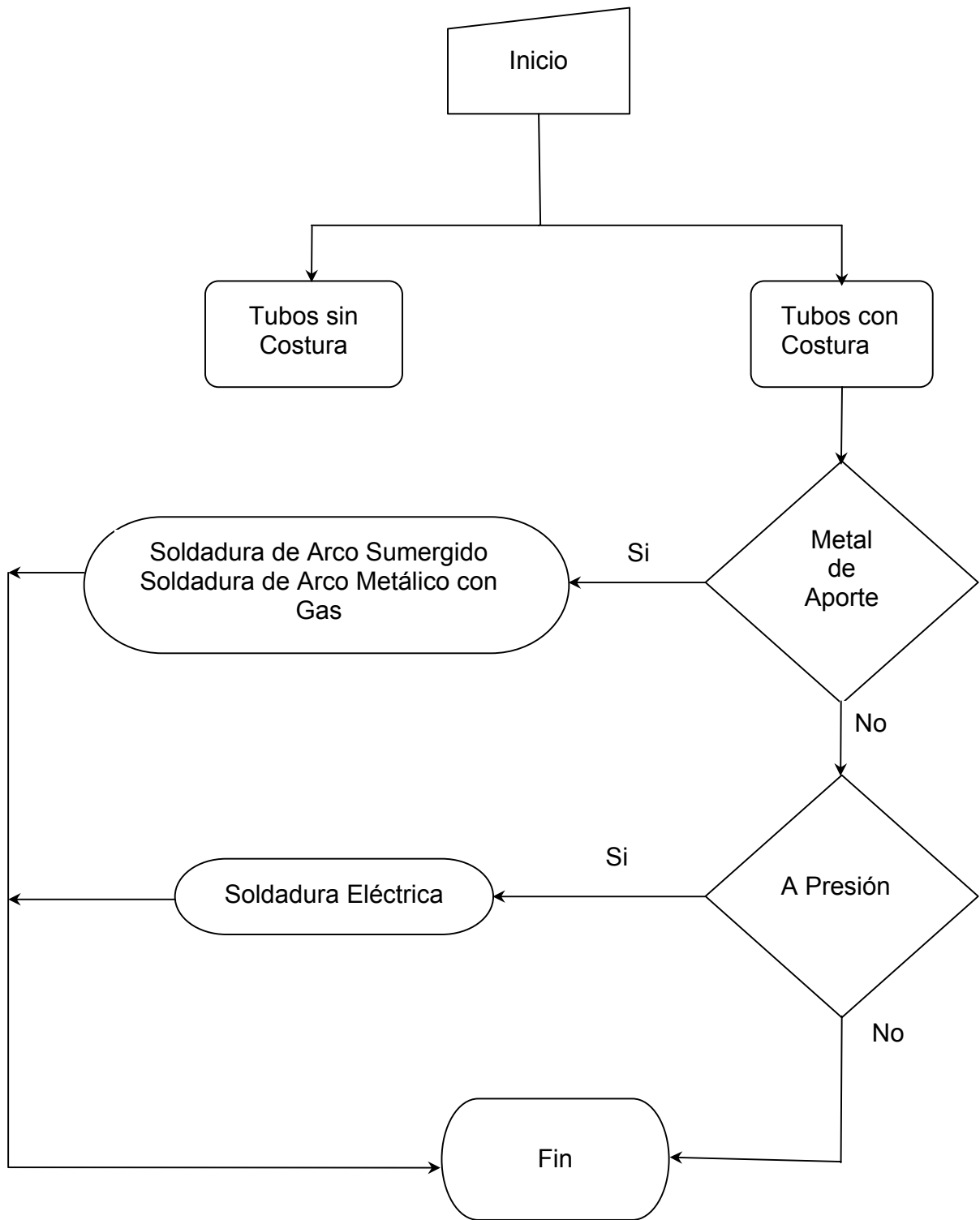


Figura 3. Diagrama esquemático de la forma de soldar los tubos de API 5L

2.1.2 Composición química

La composición química requerida del acero utilizado en la fabricación de la tubería dada en la siguiente tabla:

Tabla I. Composición química del acero para tubería.

Elemento	Grado X52	Grado X60
	Porcentaje (%máx.)	
C	0,28	0,26
Mn	1,25	1,35
S	0,030	0,030
P	0,030	0,030

2.1.3 Contenido de inclusiones

El contenido de inclusiones permitido en el acero para tubería es el siguiente:

Tipo A: 0,5 máx. serie fina, 0 en la serie gruesa

Tipo B: 1,0 máx. serie fina, 0 en la serie gruesa

Tipo C: 0,5 máx. serie fina, 0 en la serie gruesa

Tipo D: 1,5 máx. serie fina, 0,5 máx. serie gruesa

2.1.4 Microestructura

Los tubos API 5L debe presentar la siguiente microestructura constituida de grano fino, tratado térmicamente en las condiciones especificadas en la siguiente tabla:

Tabla II. Tratamientos térmicos y microestructura requerida en los tubos API 5L.

Grado	Tuberías con costura	Tuberías sin costuras
X-52	Laminación controlada	Normalizada o temple y revenido
X-60	Laminación controlada y/o enfriamiento acelerado	Temple y revenido

2.2 Propiedades mecánicas de los aceros API 5L

2.2.1 Propiedades en tensión

Las pruebas de tensión se realizan de acuerdo a la norma ASTM E 8M^[21] y sirven para determinar las propiedades en tensión como la resistencia a la fluencia (σ_0), la resistencia a la tracción (σ_{UTS}), el punto de ruptura del material (σ_F), así como la reducción de área. El procedimiento en general se realiza a temperatura ambiente, aplicando la carga de tracción lentamente hasta la ruptura del material. El acero suministrado para fabricar los tubos debe de cumplir con las propiedades indicadas en la tabla III. Además, la resistencia última y la resistencia de fluencia no deben ser mayores de 103 MPa del mínimo establecido, y la razón límite elástico - resistencia última no debe ser mayor de 0,93.

Tabla III. Valores de las propiedades mecánicas en tensión.

Grado	Resistencia a la fluencia Mínima		Resistencia última Mínima	
	PSI	MPa	PSI	MPa
X52	52 000	358	66 000	455
X60	60 000	413	75 000	517

2.2.2 Propiedades de impacto

Las pruebas de impacto son utilizadas para determinar la energía absorbida en la fractura de un material. Esto es importante porque un material puede comportarse como un material dúctil o frágil dependiendo del ambiente, microestructura y cargas aplicadas en el material. Por lo tanto, es importante determinar la temperatura de transición entre una fractura frágil y una dúctil. La determinación correcta de la temperatura de transición es importante para evitar situaciones en las cuales la temperatura de transición sea la misma con la temperatura de servicio de la estructura o componente. La principal desventaja que tiene la prueba de impacto es que sus resultados son difíciles de usar en el diseño porque la energía absorbida no se mide en términos del nivel de esfuerzos y no hay una correlación con el tamaño del defecto.

Para el acero API 5L se debe efectuar las pruebas de impacto Charpy "V", tanto en metal base, como en soldadura y línea de fusión. La ubicación de las probetas de impacto debe de

estar entre la superficie externa y el centro, cuando el espesor de la muestra lo permita, en caso contrario, a través de todo el espesor de pared.

Los valores de la temperatura de prueba y la energía absorbida deben ser como mínimo los que se indica en la tabla siguiente:

Tabla IV. Valores mínimos de temperatura de prueba y energía absorbida.

Temperatura de la prueba en °C	Probeta (mm)	Energía Absorbida mínima por probeta individual (Joules)	Energía Absorbida mínima. Promedio de 3 probetas (Joules)
-10,0	10x10	22	26

2.2.3 Tenacidad a la fractura

La prueba de desgarramiento por caída de peso (DWTT) es muy similar a la prueba Charpy, excepto que las dimensiones de las probetas son muy grandes. Este método utiliza especímenes de flexión en tres puntos, que son impactados por un péndulo en caída libre. Las dimensiones típicas de las probetas se dan en la figura 4. La energía de impacto se mide de una manera semejante a la prueba Charpy, con la diferencia de que los especímenes son impactados por masas en caída libre mucho mayores que en las probetas Charpy, ya que la energía necesaria para fracturar el espécimen es mucho mayor, requiriendo una máquina de prueba que pueda dar la energía necesaria para fracturar la probeta.

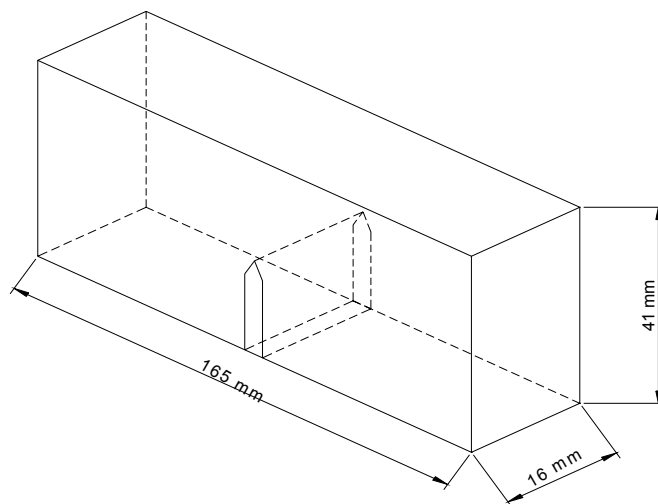


Figura 4. Probeta típica para una prueba de desgarramiento por caída de peso (DWTT).

Esta prueba cuantifica la tenacidad a través de la apariencia de la superficie de fractura, también determina la región de transición dúctil-frágil y la temperatura de nula ductilidad. El porcentaje de “desgarramiento” en la superficie de fractura, se reporta cuando la así llamada fractura por desgarramiento es por coalescencia de microhuecos. En forma similar a la prueba Charpy, esta prueba no da información acerca del esfuerzo de fractura o el tamaño de grieta crítico que pueda tener un componente estructural.

Esta prueba se realiza en tuberías con diámetros y espesores especificados en la tabla V y los requisitos y condiciones de prueba se dan en la tabla VI.

Tabla V. Valores de los diámetros y espesores de los tubos a ensayar.

Pruebas de desgarramiento por caída de peso (DWTT)	
Ø Tubería mm (pulg.)	Espesor de pared mm (pulg.)
≥508(20)	Cualquier espesor
<508 (20)	≥12,7 (0.5)

Tabla VI. Requisitos y condiciones para la prueba de desgarramiento por caída de peso.

Temperatura de prueba °C	Área de Fractura Dúctil por Ensayo % Mínimo
- 10,0	85

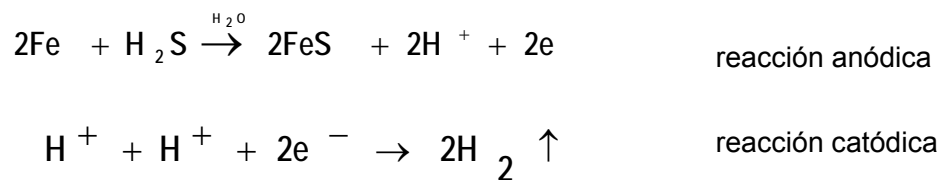
2.3 Problemas de los tubos de aceros API-5L en medios amargos

2.3.1 Agrietamiento en direcciones cortas en tubos

Los problemas que presentan los tubos de acero API 5L son: agrietamiento inducido por hidrogeno, agrietamiento bajo esfuerzos por sulfuros y agrietamiento por hidrógeno en soldaduras. La característica de estas formas de agrietamiento es que las grietas se orientan paralelamente al plano de laminación, que esta asociado con las inclusiones y bandas de segregación. Típicamente, la punta de la grieta esta en la dirección corta del tubo.

2.3.1.1 Agrietamiento inducido por hidrógeno

El agrietamiento inducido por hidrógeno (AIH), se encuentra principalmente en aceros de baja resistencia, típicamente con resistencia a la tensión menores que 550 MPa (80 ksi)^[22]. Este tipo de daño comienza con una reacción entre el acero y el ácido sulfhídrico (H₂S) en presencia de agua, formándose hidrógeno atómico, éste se difunde a través del acero, colectándose en los defectos internos donde éste se combina para formar hidrógeno molecular. Ver figura 5.



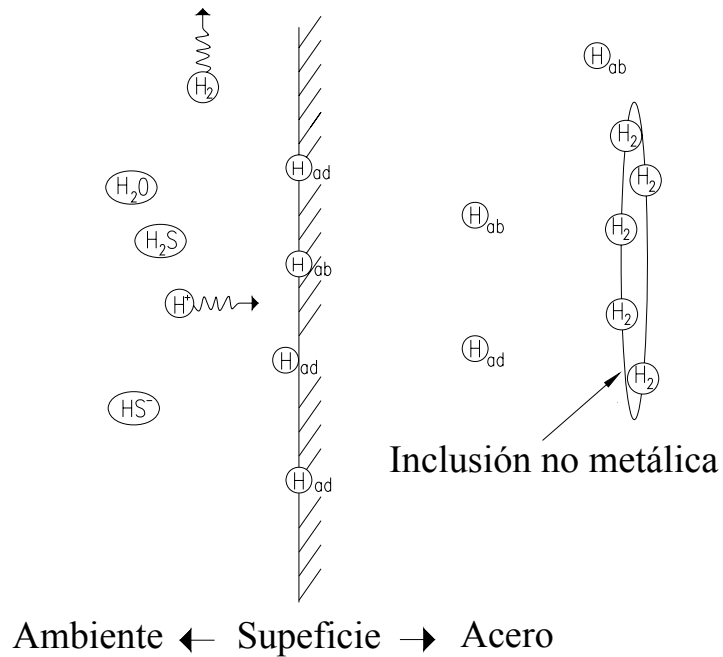


Figura 5. Difusión del hidrógeno atómico en el acero.

Los defectos internos pueden ser zonas de alta dureza de productos de transformación de baja temperatura o laminaciones. Sin embargo, las inclusiones de sulfuro de manganeso son los sitios principales para que esto ocurra. Estas inclusiones tienden a elongarse durante la manufactura del tubo y cuando el gas de hidrógeno se acumula en la punta de la inclusión se genera altas presiones que darán como resultado grietas internas conocidas como delaminaciones o ampollas. Estas se presentan en tuberías expuestas a medios amargos^[23], figura 6.

Una manera de controlar el AIH es dentro del proceso del acero que se utiliza para fabricar los tubos, controlando la forma de las inclusiones de sulfuro; quizá, la mejor manera para minimizar la tendencia hacia el AIH en aceros. La adición de calcio o tierras raras en el acero hace los sulfuros esféricos y, debido a su dureza, permanecen esféricos después del procesamiento^[2]. La reducción del contenido de azufre o la adición de cobre al menos del 0.25% son benéficas, pues el primero reduce la formación de inclusiones de sulfuro de manganeso y el segundo reduce la penetración del hidrógeno. La adición de cobre hasta un 1.7% incrementa el punto de fluencia y disminuye la temperatura de transición dúctil-frágil,

pero a mayor contenido de cobre, alrededor del 2%, eleva la temperatura de transición porque se precipita el cobre durante el enfriamiento después de laminado en caliente^[24].

2.3.1.2 Agrietamiento bajo esfuerzos por sulfuros

El agrietamiento bajo esfuerzo por sulfuro (AES) puede ocurrir cuando el H₂S está presente en el gas amargo sometido a una presión interna dentro del tubo y en contacto con el acero. El AES es un fenómeno de fragilización en el cual la falla puede ocurrir con esfuerzos que se encuentran por debajo de la resistencia de fluencia del material. Para que el SSC se presente es necesario que se reúnan las siguientes tres condiciones^[25]:

- a) Que exista un esfuerzo de tensión superficial, recordando que el esfuerzo de tensión puede ser residual o aplicado.
- b) Que el material utilizado sea susceptible
- c) Que exista un agente fragilizante - en el caso del AES, el ácido sulfhídrico debe de estar presente en el ambiente.

El AES es básicamente un fenómeno de fragilización por hidrógeno. El hidrógeno es generado en la superficie del acero a partir de una reacción de corrosión. El hierro reacciona con el H₂S para formar sulfuro de hierro e hidrógeno. Este hidrógeno es generado en forma atómica en la superficie del acero, donde puede combinarse para formar hidrógeno molecular y salir a la superficie como burbuja o difundirse dentro del acero, figura 6. Este último proceso puede también producir fragilización. El ácido sulfhídrico evita la recombinación del hidrógeno y por consiguiente promueve la entrada del hidrógeno atómico dentro del acero. Es importante notar que el agua debe estar presente para que este mecanismo ocurra, de lo contrario, el AES no se lleva a cabo, porque es requerida la ionización del ácido sulfhídrico.

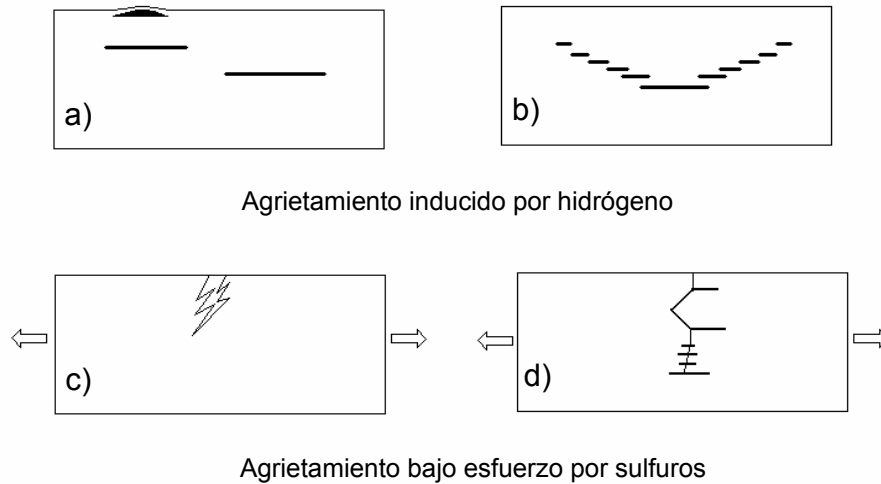


Figura 6. Configuración esquemática de daño en servicio^[27]; a) Ampollas y grietas rectas, b) Agrietamiento escalonado, c) y d) SSC.

2.3.1.3 Agrietamiento por hidrógeno en soldadura

El agrietamiento por hidrógeno en soldadura se presenta en la zona afectada por el calor (ZAC) del metal base y corre paralelo a la línea de fusión. Ya que el agrietamiento por hidrógeno puede ocurrir horas o días después de soldado, también se conoce como agrietamiento retardado. Los parámetros que controlan este tipo de agrietamiento son: hidrógeno disuelto, esfuerzos de tensión y microestructura de baja ductilidad, como la martensita^[26,27]. El hidrógeno puede ser proporcionado por la contaminación de las partes a soldar con aceite, grasa y humedad o por la atmósfera del arco protector, pues se utiliza un electrodo recubierto con fúndente. Hay dos tipos generales de recubrimiento de electrodos: uno que tiene aglomerantes tipo celulosa que contiene hidrógeno y el otro libre de celulosa que casi no contiene hidrógeno. Esto no quiere decir que el último tipo de electrodo no proporciona hidrógeno, ya que puede ocurrir que el electrodo sea expuesto al aire con alta humedad relativa en un tiempo relativamente corto, 2 ó 4 horas^[28].

La humedad o los compuestos de hidrógeno son disociados por la temperatura del arco resultando hidrógeno atómico, que es fácilmente disuelto en el material de aporte. También el vapor de agua puede disolverse directamente en el acero fundido con muy poca disociación. La solubilidad del hidrógeno y vapor de agua en el acero disminuyen

abruptamente (de 4 a 1 para el hidrógeno) cuando la fase fundida se enfría. Una disminución adicional de la solubilidad del hidrógeno ocurre cuando la austenita se transforma en ferrita o en martensita, que dependerá del contenido de los elementos aleantes y de la rapidez de enfriamiento. La abrupta caída de la solubilidad del hidrógeno acompañado por cambios de volumen debido a la transformación de fase puede inducir esfuerzos internos significativos. Este estado de esfuerzos puede generar grietas que no se forman inmediatamente, sino después de una inspección final, porque la austenita retenida se transforma isotérmicamente a martensita y el exceso de hidrógeno se precipita en las regiones de mayor deformación donde la transformación tiene lugar.

2.3.2 Fatiga

Esta forma de agrietamiento, la fatiga, se da cuando un número suficiente de ciclos de presión en el tubo inicia una grieta en sitios preferenciales como los defectos superficiales o concentradores de esfuerzos^[29]. La fatiga se define como el agrietamiento permanente, progresivo y localizado que ocurre en un material sujeto a esfuerzos y deformaciones cíclicas fluctuantes, teniendo un valor máximo menor a la resistencia a la tensión del material. El resultado de estos esfuerzos cíclicos es la formación de una grieta que eventualmente se propaga hasta que la pieza se fractura. La fatiga en las tuberías a presión se debe a los grandes esfuerzos estáticos generados por la presión de los gases y líquidos que transportan o por desalineación de los componentes, así como esfuerzos residuales durante el soldado. La variación cíclica de estos esfuerzos se debe a las vibraciones de equipos asociados, pulsaciones de un compresor o ciclos térmicos^[26]. La fatiga necesita de tres condiciones para que ocurra: (1) un esfuerzo de tensión suficientemente alto pero menor que la resistencia última del material, (2) esfuerzos fluctuantes o cíclicos superiores al límite de fatiga (3) un número suficiente de ciclos de carga^[30].

Una forma de evaluar la fatiga es por el método de la mecánica de fractura, que permite obtener información acerca de la propagación de grietas por fatiga (PGF) Este método considera que la fatiga se propaga a partir de un defecto del material y predice el tiempo invertido en el crecimiento del defecto a un tamaño final, el cual puede ser, por ejemplo, el tamaño crítico para la propagación inestable o el tamaño que puede ser detectado mediante inspección en servicio, ver figura 7. Actualmente es aceptado que la PGF ocurre en tres etapas^[28,31].

- ETAPA I - Nucleación y crecimiento lento

- ETAPA II - Propagación estable
- ETAPA III - Propagación rápida y falla final

En las tres etapas, la rapidez de crecimiento de grieta esta en función del número de ciclos que depende de la magnitud de la variación de los esfuerzos en la punta de la grieta, definido por el factor de intensidad de esfuerzos (K), que se explicará más adelante.

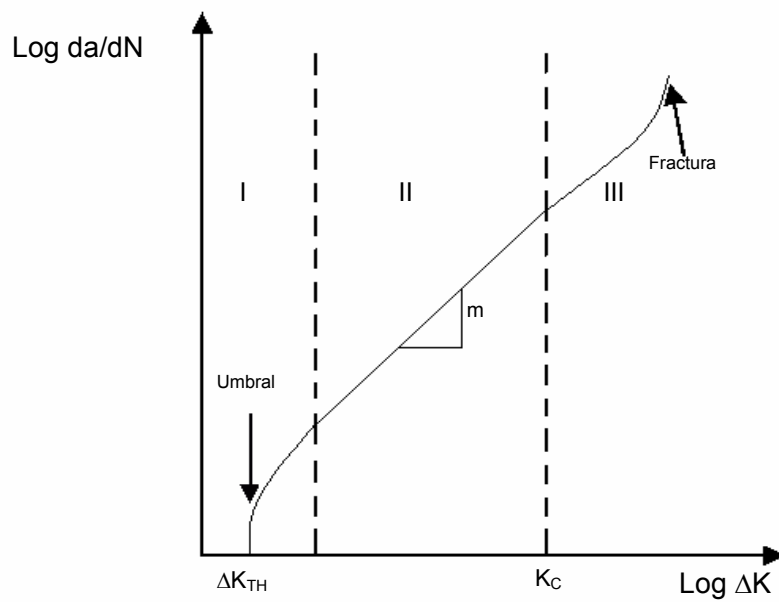


Figura 7. Comportamiento típico de crecimiento de grietas por fatiga en metales.

2.4 Mecánica de fractura en tubos a presión interna

2.4.1 Recipientes sometidos a presión

Los recipientes a presión comúnmente tienen forma de esfera, cilindro, elipsoide o una combinación de éstas. En la práctica, los recipientes están compuestos de un cascarón totalmente presurizado, así como una abertura en la pared, junto con anillos de brida y dispositivos de sujeción para conectar y asegurar piezas de acoplamiento. Los recipientes o cascarones se denominan de membrana o pared delgada cuando se consideran formados por una placa en la cual el espesor es pequeño comparado con las otras dimensiones. Esta forma ofrece poca resistencia a la flexión perpendicular a su superficie por lo que la presión interna debe ser mayor que la externa; si no, el cascarón puede fallar por colapso debido al pandeo de su superficie^[29]. En el caso de recipientes cilíndricos de pared delgada y presión interna, como las tuberías, los esfuerzos normales σ_1 y σ_2 que actúan sobre las caras laterales representan los esfuerzos de membrana. El esfuerzo principal σ_1 se denomina esfuerzo circunferencial o esfuerzo tangencial; en forma similar, σ_2 es el esfuerzo longitudinal o esfuerzo axial, figura 8.

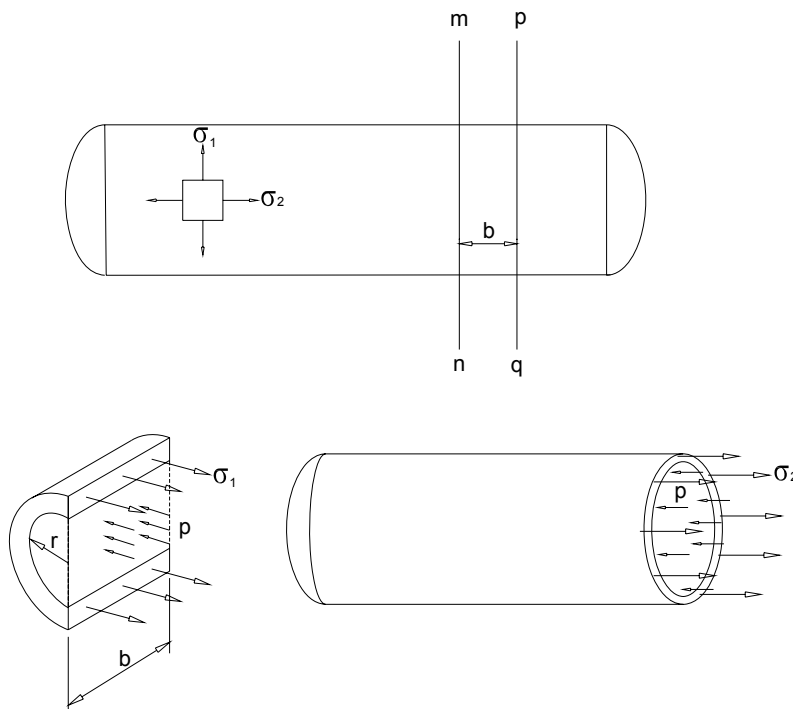


Figura 8. Esfuerzos en un recipiente cilíndrico con presión interna

Para estimar ambos esfuerzos se utilizan las siguientes expresiones:

$$\sigma_1 = \frac{pr}{t}, \sigma_2 = \frac{pr}{2t} \quad (3)$$

Donde p es la presión interna, r y t son el radio y el espesor del tubo respectivamente.

2.4.2 Aproximación por mecánica de fractura lineal elástica

La mecánica de fractura es el análisis matemático con el cual se introduce el efecto de una grieta en la resistencia de un cuerpo deformable, se determinan las máximas deformaciones que pueda soportar y, bajo ciertas condiciones, el límite de vida de éste. Esto implica que se pueden hacer consideraciones de diseño, selección de materiales, análisis de falla y predicción de vida remanente de materiales y componente estructurales, basándose en conceptos de mecánica de fractura. Cuando el análisis se basa en un comportamiento lineal elástico, es decir, cuando el tamaño de la zona plástica en la punta de la grieta es pequeño se conoce como mecánica de fractura lineal elástica (MFLE). Cuando el tamaño de la zona plástica se extiende a regiones que sobrepasen la longitud de la grieta, el análisis se considera no lineal, por lo que se aplica la mecánica de fractura elastoplástica (MFEP)^[30].

La mecánica de fractura busca responder las siguientes preguntas:

- 1) ¿Cuál es la resistencia residual en función del tamaño de grieta?
- 2) ¿Qué tamaño de grieta puede ser tolerado bajo una carga dada,?
- 3) ¿Cuánto tiempo tarda en ocurrir la fractura?

Irwin definió una rapidez de liberación de energía, G, que es una medida de la energía disponible para un incremento en la longitud de la grieta^[31], expresado mediante:

$$G = \frac{\pi\sigma^2 a}{E} \quad (4)$$

Donde “a” es el tamaño de grieta, E el modulo de Young y σ es el esfuerzo aplicado o remoto. También propuso que la rapidez de liberación de energía en un cuerpo agrietado alcanza un valor crítico que debe igualar a la energía consumida en la propagación, indicado

por R y es llamado resistencia al agrietamiento, para que la grieta se propague de manera espontánea y a una velocidad tal que fuera imposible detenerla; es decir:

$$G_c = \frac{dW_s}{dA} = 2\gamma = R \quad (5)$$

Donde W_s es el trabajo requerido para crear nuevas superficies, A es el área de la grieta. El criterio de energía se puede representar gráficamente en la forma en que muestra la figura 9. Como la resistencia al crecimiento de grieta, R , es independiente del tamaño de grieta se representa por una línea recta $R = 2\gamma$.

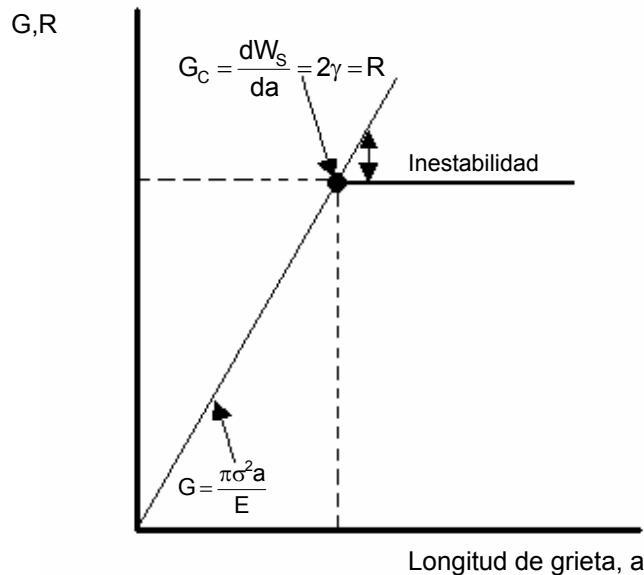


Figura 9. Diagrama esquemático de la curva R.

Por otro lado, alrededor de la punta de una grieta existe un campo de esfuerzos cuya magnitud depende de su posición dada por las coordenadas polares (r, θ) . Por consiguiente, el problema conlleva a determinar el valor del esfuerzo alrededor de la grieta.

$$\sigma_{ij} = \frac{\sigma\sqrt{\pi a}}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}(\theta) \quad (6)$$

Irwin observó que para una posición dada (r, θ) la magnitud del esfuerzo depende del término $\sigma\sqrt{\pi a}$. el cual definió como:

$$K = \sigma\sqrt{\pi a} \quad (7)$$

A K se le denominó el factor de intensidad de esfuerzo y se puede demostrar que

$$G = \frac{K^2}{E} \quad (8)$$

Cuando $G=R$, K alcanza un valor crítico K_C , que es una propiedad del material. Al valor de K_C se le llama tenacidad a la fractura. Generalmente, el factor K es acompañado por un subíndice I, II o III, que representa los tres tipos de carga que una grieta puede experimentar, respectivamente tensión, deslizamiento y desgarre, ver figura 10.

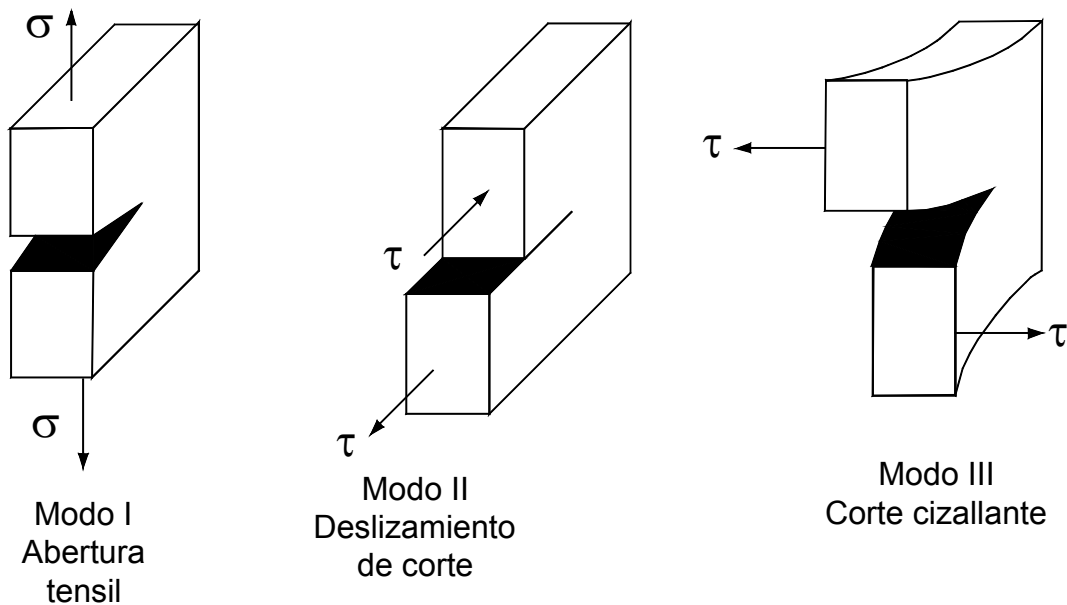


Figura 10. Modos de carga en un material agrietado.

Este resultado es de gran importancia para la aplicación práctica de la mecánica de fractura, pues, habiendo establecido la ecuación (7) se puede determinar la resistencia estática de un componente estructural agrietado (resistencia residual), la longitud de grieta crítica y la rapidez de crecimiento por fatiga. La idea básica de esta aproximación consiste en suponer que el crecimiento de grieta es determinado por el campo de esfuerzos en la punta representado por K, figura 11. Por lo tanto el método para aplicar la mecánica de fractura para cuantificar los efectos de las grietas sobre componentes estructurales consiste en determinar los valores de K y K_C y, a partir de éstos determinar tanto el esfuerzo mínimo, el esfuerzo de diseño o de trabajo del material de una pieza, así como la vida o número de aplicaciones de carga que pueda soportar.

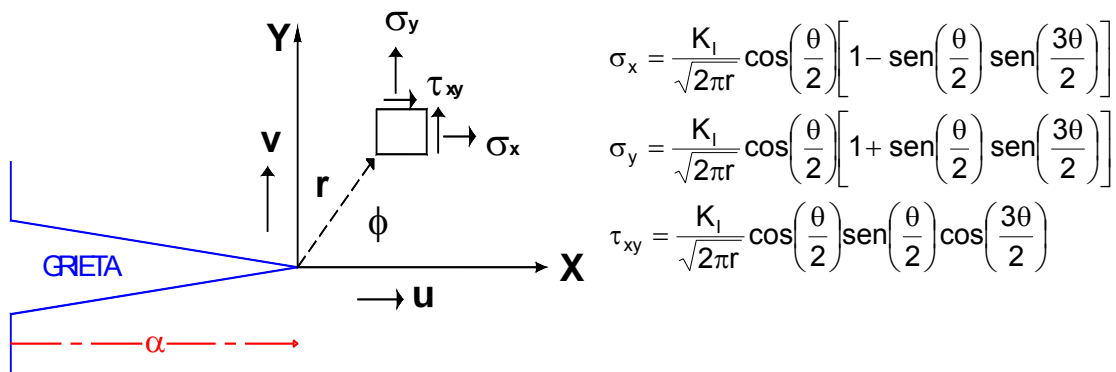


Figura 11. Campo de esfuerzos alrededor de la punta de grieta

Por ejemplo, al aplicar estos conceptos a una tubería que puede tener una grieta, ya sea en la dirección circunferencial, longitudinal o radial, es necesario conocer el factor de intensidad de esfuerzos para estimar la longitud de grieta crítica y la presión máxima que puede soportar el tubo. En el caso particular de una grieta longitudinal en un recipiente de pared delgada, el factor de intensidad de esfuerzos para una grieta pasante a través del espesor de longitud 2a está dada por^[32]:

$$K_I = M_f \sigma_1 \sqrt{\pi a} = \frac{pr}{t} \left[\left(1 + 1.61 \frac{a^2}{rt} \right) \pi a \right]^{\frac{1}{2}} \quad (9)$$

M_F es un factor de amplificación de intensidad de esfuerzos derivado teóricamente por Folias. El factor es necesario porque los bordes de la grieta se comban hacia fuera debido a la presión interna, como se ilustra en la figura 12. De acuerdo a Folias el factor de amplificación es:

$$M_F = \sqrt{1 + 1.61 \frac{a^2}{rt}} \quad (10)$$

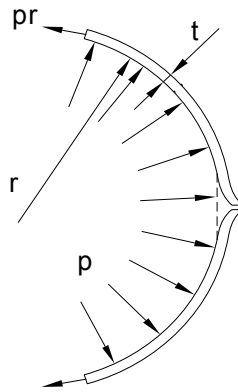


Figura 12. Comba del área agrietada de un recipiente presurizado que tiene una grieta longitudinal.

2.4.3 Aproximación por mecánica de fractura elastoplástica (J_{IC})

2.4.3.1 Integral J

La integral J es un parámetro que caracteriza la fractura para materiales no lineales. Idealizando la deformación elastoplástica como elástica no lineal, Rice cimentó las bases para extender la metodología de la mecánica de la fractura más allá de los límites de validez de la MFLE. El concepto de la integral J se basa en un balance de energía en el contorno de la punta de la grieta^[30], figura 13.

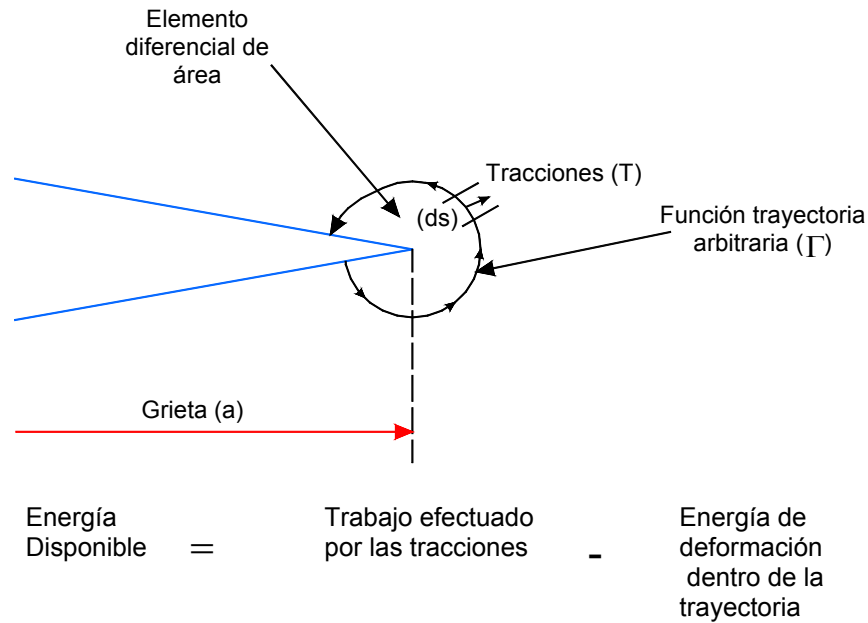


Figura 13. Contorno alrededor de la punta de la grieta.

Este balance de energía se expresa de la siguiente manera:

$$J = \int_{\Gamma} \left(W dy - T \frac{\partial u}{\partial x} ds \right) \quad (11)$$

Donde T es la tracción sobre un elemento diferencial de superficie ds, a lo largo de la trayectoria Γ , "u" es la energía de deformación almacenada en el cuerpo y W es el trabajo efectuado, dado por:

$$W = \int_0^{\epsilon_{ij}} \sigma_{ij} d\epsilon_{ij} \quad (12)$$

También J se puede representar de la siguiente forma:

$$J = -\frac{\partial u}{\partial a} \quad (13)$$

Donde ∂u es el cambio en la energía de deformación por unidad de espesor correspondiente a un incremento infinitesimal en la longitud de la grieta del cuerpo agrietado. Como el cambio en la energía de deformación es negativo, así J es una cantidad positiva. El valor crítico de J correspondiente cantidad crítica del modo I de crecimiento de grieta en un cuerpo agrietado, es la cantidad de interés, J_{IC} . J es equivalente a la rapidez de liberación de energía, G . Por consiguiente:

$$J = G = \frac{K_I^2}{E} \text{ en esfuerzo plano} \quad (14)$$

$$J = G = \frac{K_I^2}{E(1-\nu^2)} \text{ en deformación plana} \quad (15)$$

2.4.3.2 Desplazamiento de la abertura de la grieta (CTOD)

En el régimen dúctil el desplazamiento de la abertura de la grieta, CTOD (por sus siglas en inglés) o δ , es algunas veces utilizados para estimar la integridad de estructuras agrietadas, donde J y δ son equivalente. Se ha demostrado por estudios numéricos y analíticos la relación que existe entre ambos parámetros, que se expresa como:

$$J = m\sigma_F\delta \quad [16]$$

donde

m = Factor que depende del estado de esfuerzo

σ_F = Esfuerzo de flujo

La ventaja de la aplicación del CTOD como criterio de fractura es que el concepto de abertura crítica no está limitado por condiciones de linealidad ni de plasticidad restringida, sino que puede extenderse a condiciones de plasticidad generalizada. De la misma manera, el $CTOD_C$ también puede aplicarse en grietas cortas y en materiales de alta tenacidad. La mecánica de fractura es aplicable cuando la plasticidad en la punta de la grieta es pequeña. En materiales tenaces donde una considerable zona plástica es creada delante de la grieta, Wells propuso que la extensión inestable de una grieta ocurre a un valor crítico del

desplazamiento local cerca de la punta, el desplazamiento de la abertura de la grieta (δ) se muestra en la figura 14. Se supone que el valor crítico es el mismo en una estructura real que en un espécimen de espesor similar. El CTOD es una medida de esta zona plástica. Esta aproximación y la mecánica de fractura lineal elástica son muy similares cuando la zona plástica es pequeña.

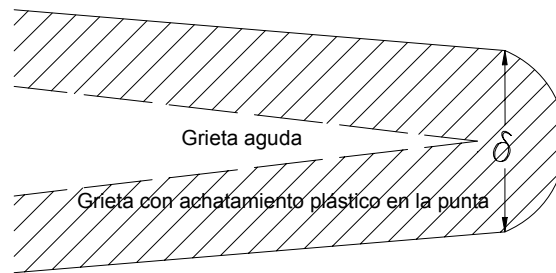


Figura 14. El desplazamiento de la abertura de la grieta en la punta de la grieta

2.4.4 Constricción plástica

La constricción es una característica estructural que inhibe el flujo plástico y causa una mayor triaxialidad de los esfuerzos. Por consiguiente, promueve la fractura porque la entrada de trabajo externo, por ejemplo medido por J , será en menor parte disipado por deformación plástica pero estará disponible para aumentar el daño y la degradación del material. Alta constricción en la punta de la grieta se presenta en cuerpos agrietados bajo cargas de flexión predominantemente. Baja constricción generalmente se manifiesta en mayor deformación plástica en la punta de la grieta y alta tenacidad a la fractura^[4].

En la mayoría de los casos, los especímenes ASTM estandarizados mantienen alta constricción incluso a altos niveles de carga. Las normas ASTM requieren que el espesor sea suficiente para asegurar predominantemente condiciones de deformación plana en la punta de la grieta y una profundidad de grieta de al menos la mitad del ancho del espécimen. Con ciertas limitaciones en el nivel de carga y crecimiento de grieta, estas restricciones aseguran condiciones para la existencia de alta constricción para la fractura.

2.4.5 Determinación de la tenacidad a la fractura

2.4.5.1 K_{IC}

Cuando un material se comporta de una forma lineal elástica antes de la falla, tal que la zona plástica alrededor de la punta de una grieta es pequeña en comparación a las dimensiones del espécimen, el valor crítico del factor de intensidad de esfuerzos, K_{IC} , puede ser un parámetro apropiado de fractura. El procedimiento se encuentra delineado en la norma ASTM E 399^[33]. El procedimiento es cargar hasta la fractura una probeta normalizada preagrietada por fatiga a partir de una entalla. Durante la prueba se registra la carga y el desplazamiento de abertura de la entalla para determinar el K_{IC} si la prueba cumple con los requerimientos de validez de la norma. La norma permite cuatro geometrías que son: compacta, de flexión, en forma de arco y en forma de disco, siendo las dos primeras las más utilizadas, ver la figura 15.

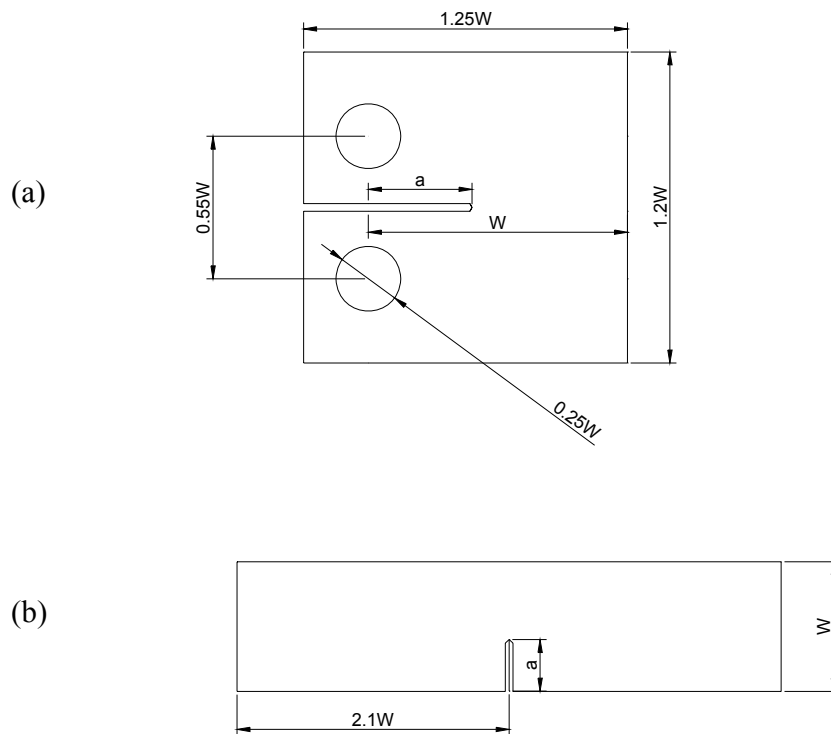


Figura 15. Geometría de las probetas para realizar una prueba K_{IC} ,
a) compacta de tensión, b) flexión en 3 puntos.

Cuando una probeta es cargada hasta la falla, se registran la carga y el desplazamiento. En la figura 16^[31] se muestran tres tipos de curvas cargas desplazamiento.. La carga crítica, P_Q se define de diferentes formas, dependiendo del tipo de curva. Se debe construir una línea

secante del 5% (una línea que inicia a partir del origen con una pendiente del 95% de la pendiente original de la pendiente elástica), para determinar P_5 . En el caso del comportamiento tipo I, la curva carga desplazamiento es suave y se desvía ligeramente de la linealidad antes de llegar a la $P_{m\acute{a}x}$. Esta falta de linealidad puede ser causado por la plasticidad o crecimiento de grieta subcrítico. Para una curva tipo I, $P_Q = P_5$. Con una curva tipo II, se presenta un pequeño crecimiento inestable (pop in) antes que la curva se desvíe de la linealidad por 5%. En este caso P_Q se define en el “pop in”. Un comportamiento que muestra el tipo III significa que la probeta falla completamente antes que alcance el 5% de falta de linealidad, en tal caso, $P_Q = P_{m\acute{a}x}$.

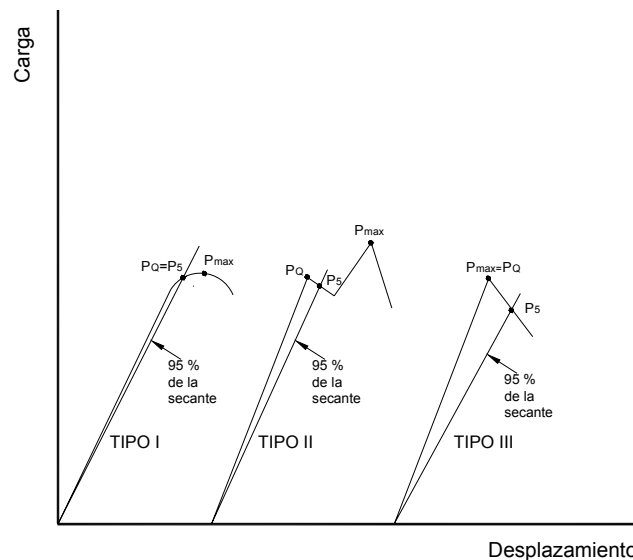


Figura 16. Tres tipos de comportamiento en una prueba K_{Ic}

La longitud de la grieta se debe medir desde la superficie de fractura y se define como el promedio de tres mediciones espaciadas igualmente. Una vez que se obtienen la longitud de grieta y P_Q , se calcula una tenacidad a la fractura provisional a partir de las siguientes relaciones:

$$K_Q = \frac{P_Q}{B\sqrt{W}} f\left(\frac{a}{W}\right) \quad (17)$$

Donde $f(a/W)$ es una función adimensional de a/W . El valor de K_Q es un resultado válido de K_{IC} si cumple con todos los siguientes requerimientos:

$$0,45 \leq \frac{a}{W} \leq 0,55 \quad (18)$$

$$B, a \geq 2,5 \left(\frac{K_Q}{\sigma_0} \right)^2 \quad (19)$$

$$P_{\text{máx}} \leq 1,10 P_Q \quad (20)$$

2.4.5.2 J_{IC}

Los procedimientos para realizar una prueba J_{IC} están dados en la norma ASTM E 813^[34]. De una manera análoga a la prueba K_{IC} se parte de una probeta preagrietada por fatiga a partir de una entalla, figura 17. Sin embargo, la forma de realizar la prueba es diferente. Existen dos métodos; el de múltiples probetas y el de una sola probeta. En el primer método se maquinan una serie de probetas nominalmente idénticas y cada una de ellas son cargadas a diferentes valores para posteriormente descargarlas. Algo de crecimiento estable ocurrirá en la mayoría de las probetas. Este crecimiento estable se determina por medio de un teñido térmico o agrietado por fatiga.

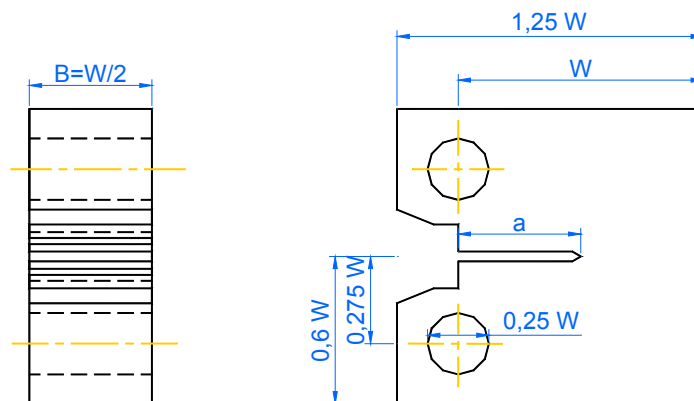


Figura 17. Geometría de la probeta compacta para realizar una prueba J_{IC}

El segundo método es el de la probeta única, que es la técnica de complianza para medir la longitud de grieta. La complianza es uno de los métodos para obtener una curva J-R o δ -R de una manera automática mediante la utilización de un software específico. Sin embargo, para poder utilizar el programa se requiere del conocimiento de la función complianza de la probeta seleccionada para estimar la longitud de la grieta, utilizando la pendiente de descarga de la curva carga versus desplazamiento de la abertura de la grieta ^[35,36], figura 18. En otras palabras, la función complianza es una expresión matemática que relaciona la longitud de grieta con el desplazamiento de la abertura de la probeta. Esta función se obtiene matemáticamente ^[38] o realizando pruebas de propagación de grietas por fatiga ^[37] o. Existen expresiones para diferentes probetas, incluida las compactas de tensión ^[39] y probetas miniatura ^[40] de flexión en tres puntos.

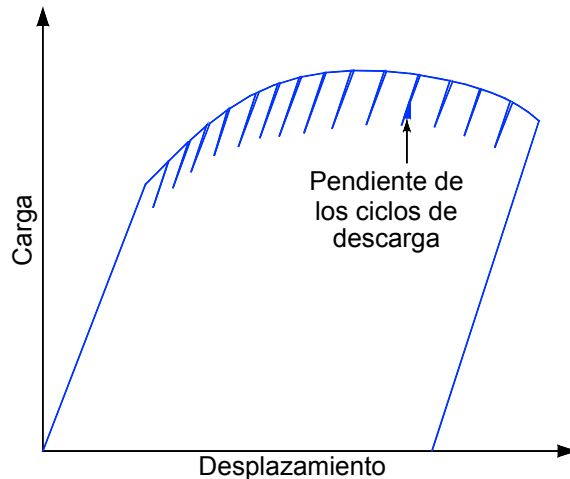


Figura 18. Método de complianza de descarga para medir el crecimiento de la grieta.

Para estimar J la norma divide dos componentes, una elástica y una plástica, es decir:

$$J = J_{\text{elástica}} + J_{\text{plástica}} \tag{21}$$

Donde:

$$J_{\text{elástica}} = \frac{K^2(1 - \nu^2)}{E} \tag{22}$$

$$J_{\text{plástica}} = \frac{2A}{B(W - a)} \quad (23)$$

El valor de J_Q se puede determinar a partir de la figura 19, que es un valor provisional de J_{IC} . Las líneas de exclusión son dibujadas a valores de extensión de grieta (Δa) de 0,15 y 1,5 mm. Estas curvas tienen una pendiente de $2\sigma_F$, donde σ_F es el esfuerzo de flujo, definido como el promedio del de cedencia y resistencia última. La pendiente de la línea de exclusión corresponde aproximadamente a la componente de extensión de grieta que es debido a su abombamiento. El valor máximo de J se define como una línea horizontal de exclusión.

$$J_{\text{máx}} = \frac{b_0 \sigma_0}{15} \quad (24)$$

Todos los datos ubicados dentro de los límites de exclusión se determinan por una ley de potencia

$$J = C_1 (\Delta a)^{C_2} \quad (25)$$

La J_Q se define como la intersección entre la ecuación anterior y 0,2 mm de la línea de desplazamiento. $J_Q = J_{IC}$ si el requerimiento del tamaño es satisfecho; es decir:

$$B, b_0 \geq \frac{25J_Q}{\sigma_0} \quad (26)$$

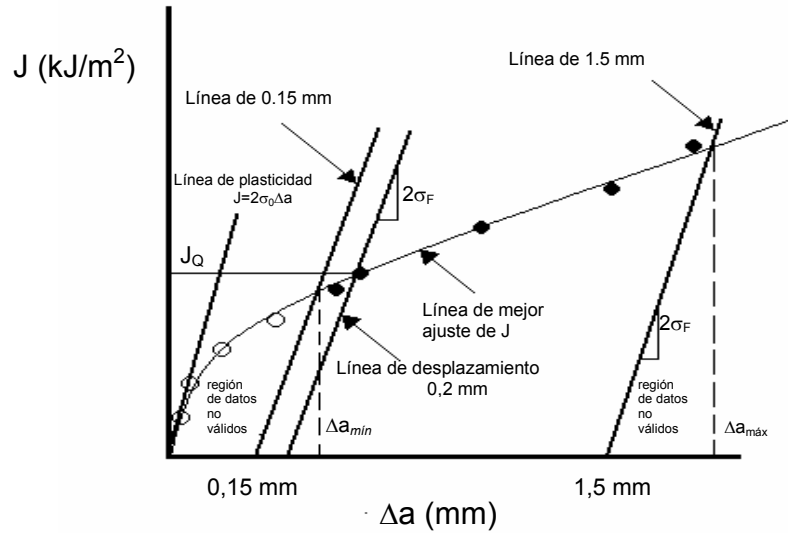


Figura 19. Determinación de J_Q a partir de una curva J-R.

2.4.5.3 δ_{IC}

Las normas para determinar el desplazamiento de la abertura de la grieta son: BS 5762^[41], ASTM E 1290^[42] y la ASTM E 1820^[43]. El desplazamiento de la abertura de la grieta en la punta de la grieta (V), se obtiene a partir de las mediciones del desplazamiento de la abertura en la línea de carga o en la cara frontal del espécimen. Este desplazamiento es medido con un extensómetro. La gráfica resultante es una curva de fuerza contra el desplazamiento de la abertura de la grieta, figura 20. En esta figura se muestran los diferentes tipos de comportamiento que dependen de las extensiones de la grieta. El valor de CTOD corresponderá a δ_C cuando la grieta se propaga inestablemente con poco o insignificante crecimiento estable de la grieta (curvas a y b); δ_U cuando la grieta se propaga inestablemente con una pequeña extensión previa de crecimiento estable de grieta (curvas c y d); δ_m cuando el comportamiento es totalmente plástico (curva e). Para calcular el CTOD se utilizan la siguiente expresión:

$$\delta_{(i)} = \frac{K_{(i)}^2(1-\nu^2)}{2\sigma_0 E} + \frac{[r_p(W-a_0)]V_{pl(i)}}{[r_p(W-a_0)+a_0+z]} \quad (27)$$

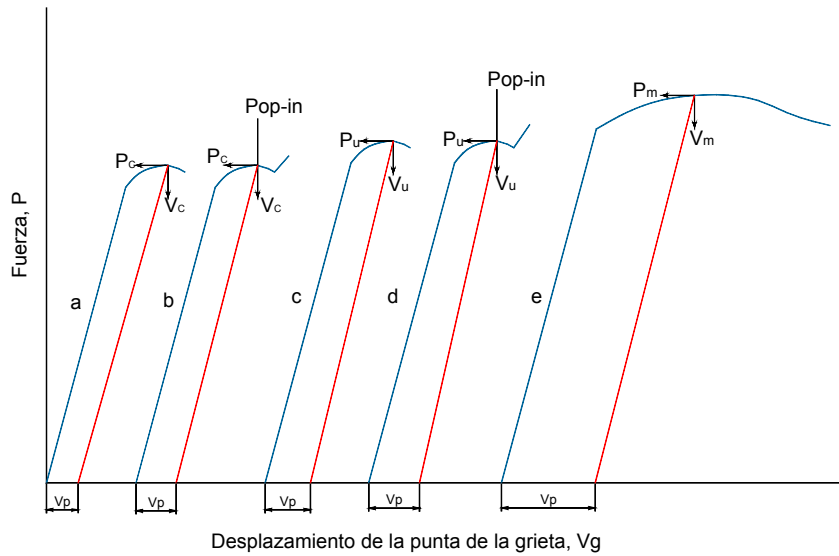


Figura 20. Diferentes tipos de comportamiento de fuerza contra el desplazamiento de la abertura de la grieta medida con el extensómetro.

La norma E 1820^[43] utiliza un procedimiento muy parecido a la norma E 813^[34] para determinar J_{IC} , es decir, el método de múltiple probetas y el método de probeta única. En el último método se obtiene una curva de resistencia a partir de ciclos de carga y descarga, la longitud de la grieta se obtiene por el método de la complianza.

La curva de resistencia o la curva δ -R es muy parecida al de la figura 19, pero en vez de ser el parámetro J, debe ser δ . En la figura 20 se muestra una curva típica de δ -R. De una manera análoga a la prueba de J, el valor de δ_Q se obtiene de la intersección entre la línea de ajuste de la ley de potencia y la línea de desplazamiento 0,2 mm; $\delta_Q = \delta_{IC}$, si el requerimiento de una probeta válida se satisface:

$$b_0 \geq 35 \delta_Q$$

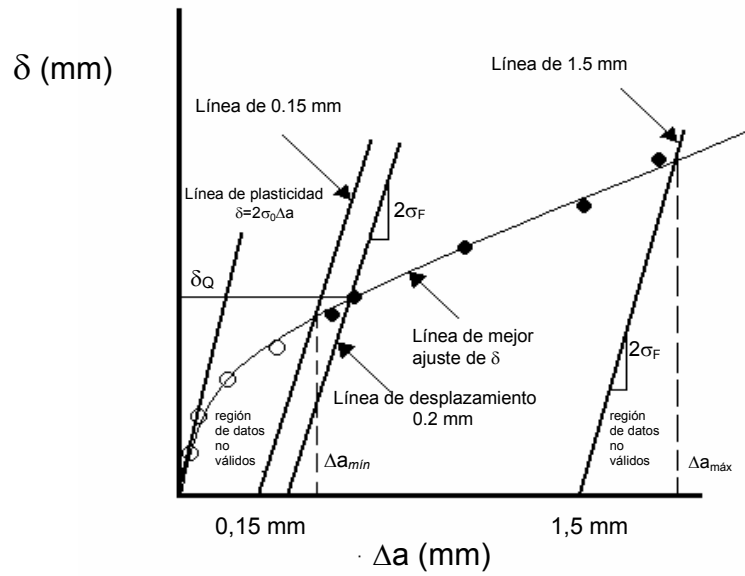


Figura 21. Determinación de δ_Q a partir de una curva δ -R.

Los tres parámetros de mecánica de fractura descritos anteriormente, se relacionan tal como se muestra en la figura 22.

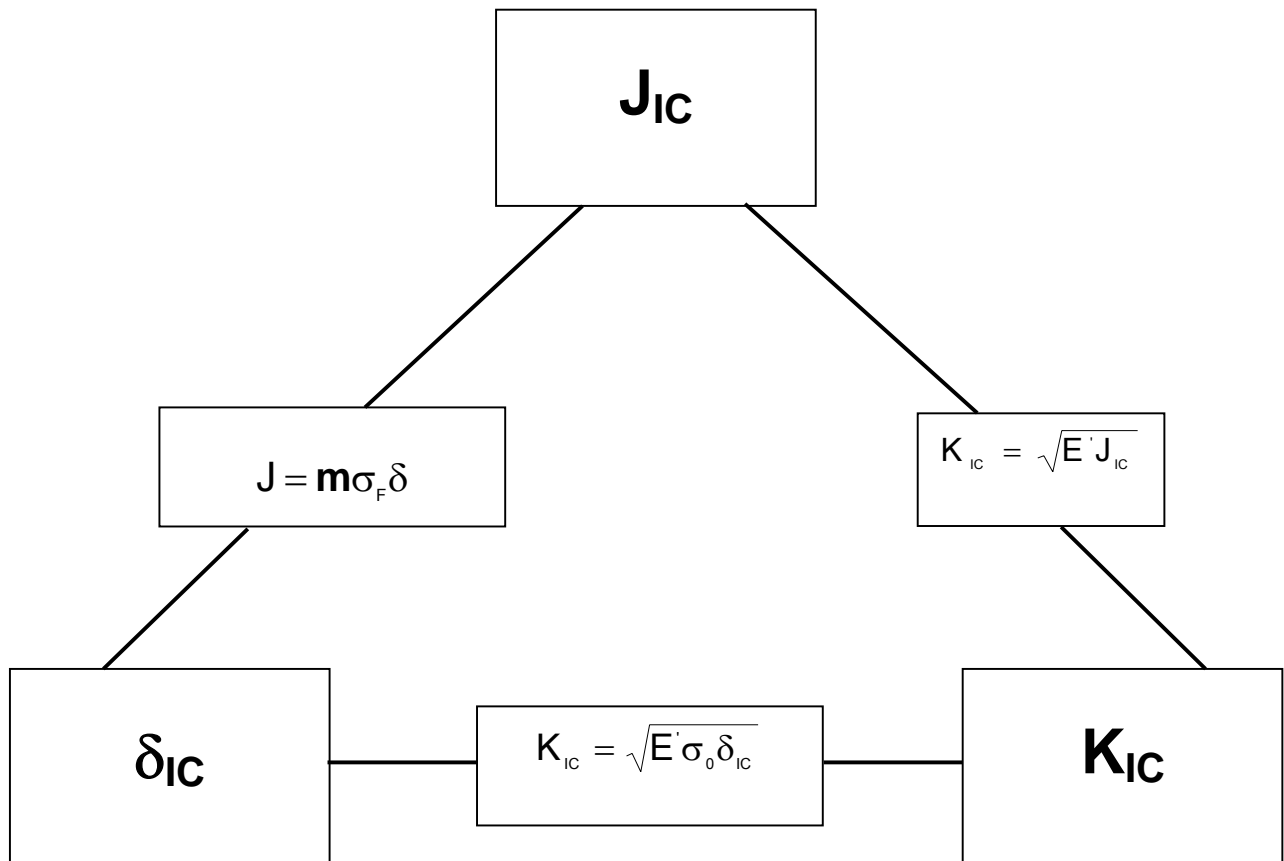


Figura 22. Relaciones entre los tres parámetros de la mecánica de fractura

2.4.5.4 Zona stretch

Otro método desarrollado por los japoneses para determinar la tenacidad a la fractura (J_{IC} , δ_{IC}), línea de plasticidad y el inicio de crecimiento de grieta, se conoce como la zona de estiramiento o stretch^[44]. Cuando se aplica una fuerza a una probeta de mecánica de fractura, la punta de la grieta comienza a achatare por deformación plástica a lo largo de líneas de deslizamiento cortante, aproximadamente de 45° . La región de transición entre el

final de la zona de pregrieta por fatiga y la zona de crecimiento de grieta estable es conocida como la zona stretch, ver figura 23.

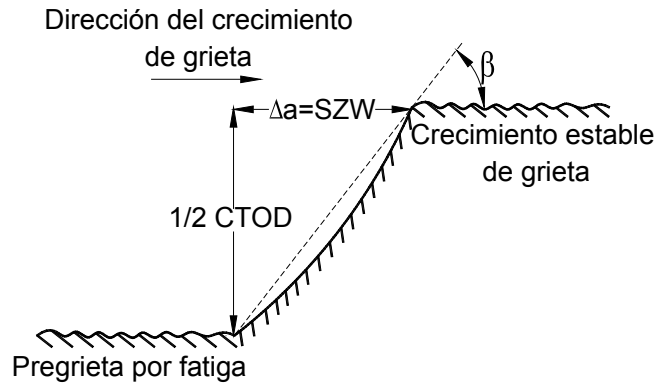


Figura 23. Región de transición del perfil de la zona stretch subcrítica

El inicio de crecimiento de grieta ocurre a un desplazamiento de abertura de grieta crítico δ_{IC} , que esta relacionada geoméricamente con la zona stretch

$$\Delta a = SZW = \frac{CTOD}{2 \tan \beta} \tag{28}$$

Donde β es el ángulo de la punta de la grieta deformada. Por otro lado, δ_{IC} esta relacionado con $J_{IC}^{[45]}$, expresado como sigue:

$$J = m \sigma_F \delta \tag{29}$$

Donde el σ_F es el esfuerzo de flujo del material (promedio del esfuerzo de fluencia y resistencia última) y m es el factor de constricción plástica, con valores típicos en el intervalo de $1 \leq m \leq 2,6$ dependiendo del material y grado de constricción. Para $m=1$ y $\beta=45^\circ$ se obtiene:

$$J = 2 \sigma_F \Delta a \tag{30}$$

Ésta es la ecuación para la línea de plasticidad actualmente recomendada por la norma ASTM E 1820 para la estimación de J_{IC} . El método de la zona stretch es más preciso, pues requiere el método de múltiple probetas y la medición por microscopía electrónica de barrido; los valores de tenacidad a la fractura son más pequeños que los obtenidos por la norma ASTM y, por lo tanto, menos conservadores^[46]. Por otro lado, la zona stretch tiene un valor máximo de la probeta en el plano medio comparado con los bordes^[47].

2.5 Factores que afectan la tenacidad a la fractura

Los factores que permiten modificar la tenacidad a la fractura son: espesor, ancho, tamaño, temperatura, microestructura y tratamiento termomecánico. Los tres primeros tienen una influencia sobre la tenacidad a la fractura porque alteran el estado de esfuerzos que se presenta en la punta de una grieta de un espécimen. Esto es, los procesos de fractura son controlados por los esfuerzos y deformaciones en la punta de la grieta y los estados de esfuerzos triaxiales cercanos a la punta de la grieta del espécimen, figura 24. Por lo general, son los parámetros requeridos para dimensionar o diseñar una probeta. Los tres últimos son importantes porque dependiendo de las propiedades mecánicas, obtenidas principalmente de la prueba de tensión, se puede inferir el comportamiento del material y, por consiguiente, la selección del método de prueba para determinar la tenacidad a la fractura, considerando que es una propiedad del material cuando es independiente del tamaño, geometría y nivel de carga para una microestructura y tratamiento termomecánico dado.

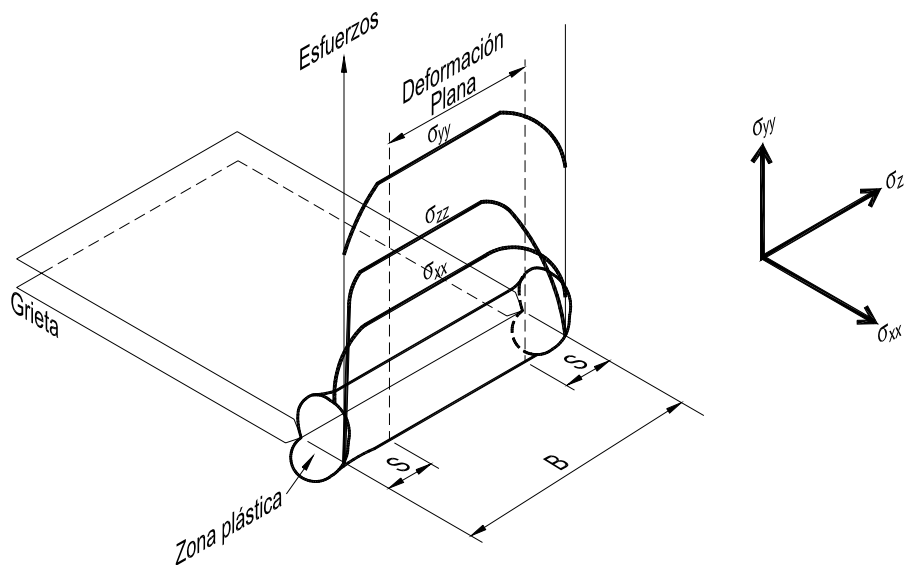


Figura 24. Representación esquemática de la variación de los esfuerzos principales a través del espesor de una probeta

2.5.1 Efecto del espesor y ancho de la probeta

El estado de esfuerzo en la punta de la grieta es afectada por el espesor y ancho del espécimen utilizado para obtener la tenacidad a la fractura. Cuando el tamaño de la zona

plástica en la punta de la grieta es pequeño, se induce un estado triaxial de esfuerzos alto debido a la contracción del espesor. En este caso, el espesor es grande y se supone que el estado de esfuerzo en la punta de la grieta se acerca al estado de deformación plana y, por lo tanto, la tenacidad a la fractura es independiente del tamaño y geometría del espécimen. Al parecer, cuando el ancho del espécimen se incrementa tiene el mismo efecto que espesores grandes, es decir, que el tamaño de la zona plástica disminuye cuando se incrementa el ancho^[48,49]. En materiales elastoplásticos el comportamiento observado difiere dependiendo del método de prueba seleccionado (curva J-R o curva δ -R). Esta influencia se manifiesta en los valores de tenacidad a la fractura y en la pendiente de las curvas, que representa la resistencia al crecimiento de la grieta^[50]. Para la curva J-R, el valor de J_{IC} y la pendiente de la curva se incrementan cuando el espesor disminuye. En la curva δ -R el espesor no tiene una influencia significativa en la tenacidad a la fractura (δ_{IC}), pero incrementa la pendiente de ésta curva^[47]. El ancho del espécimen no tiene un efecto significativo sobre la curva J-R. En la curva δ -R se da el efecto del ancho del espécimen, pues a medida que se incrementa el ancho, el valor de la tenacidad a la fractura (δ_{IC}) y la pendiente de la curva δ -R se incrementan^[47].

2.5.2 Efecto del tamaño de probeta

Otro parámetro que permite modificar el estado de esfuerzos en la punta de la grieta es el tamaño del espécimen. En materiales que tienen un comportamiento elástico, la influencia del tamaño de probeta sobre la tenacidad a la fractura no es significativa, siempre y cuando se mantenga el estado de deformación plana y cumplan con el criterio del espesor de la norma ASTM E-399^[33]. Es bien conocido que la pérdida de constricción plástica en los especímenes tiende a incrementar la tenacidad. En la fractura dúctil, una mayor tenacidad implica elevar la tenacidad a la fractura y pendiente de la curva J-R^[51], lo que indica que los pequeños especímenes tienen menos triaxialidad que los más grandes hechos del mismo material. Sin embargo, el efecto del tamaño de probeta sobre la pendiente de la curva J-R parecen contradictorios, pues otros investigadores han reportado un efecto contrario^[52]. La tendencia general es que hay un incremento de la pendiente de la curva J-R cuando disminuye el tamaño del espécimen^[53,54,55].

2.5.3 Efecto de la temperatura

La temperatura afecta las propiedades del material y, por lo tanto, la tenacidad a la fractura. Sin embargo, se debe señalar que es difícil o casi imposible conocer únicamente el efecto de la temperatura porque otros parámetros también son afectados por los cambios de temperatura. Un ejemplo es considerar el efecto del espesor. El material de una placa relativamente delgada puede mostrar un comportamiento de alta tenacidad y esfuerzo plano en la punta de la grieta a temperatura ambiente. A bajas temperaturas el mismo material tendrá un esfuerzo de fluencia bastante alto, dando como resultado que la zona plástica en la punta de la grieta sea pequeña y, de esta manera, la placa mostrará un comportamiento transitorio e incluso de deformación plana. Además del efecto intrínseco de la temperatura sobre la tenacidad, hay un efecto indirecto debido a la dependencia del esfuerzo de fluencia con la temperatura^[32].

2.5.4 Efecto del conformado mecánico

Es frecuentemente encontrar que las propiedades mecánicas de productos metálicos trabajados, no son las mismas en todas las direcciones. La variación de las propiedades mecánicas con respecto a la orientación se llama anisotropía. En metales son típicos dos tipos de anisotropía: textura de deformación o anisotropía cristalográfica y textura mecánica. La primera resulta de la orientación preferente del grano debido a una deformación plástica severa; La segunda, es debido a la alineación preferente de discontinuidades, tales como inclusiones, huecos, segregaciones y partículas de segunda fase en la dirección principal del trabajado mecánico. La dirección principal del trabajado se define como la dirección longitudinal, esto es, el eje más largo de una barra o la dirección de laminado en una lámina o placa. Deben también considerarse las otras dos direcciones; transversal y corta. La dirección transversal es perpendicular a las direcciones longitudinal y corta. La dirección corta es la dimensión mínima del producto, que es el espesor, ver figura 25. Se ha encontrado que la resistencia a la fractura de un componente forjado puede mejorar considerablemente cuando las líneas de flujo por el forjado se orientan paralelas a la trayectoria al esfuerzo mayor y normal a la trayectoria de una grieta potencial. En general, la tenacidad a la fractura es mayor en la dirección transversal, intermedia en la dirección longitudinal y menor en la dirección corta^[56,57].

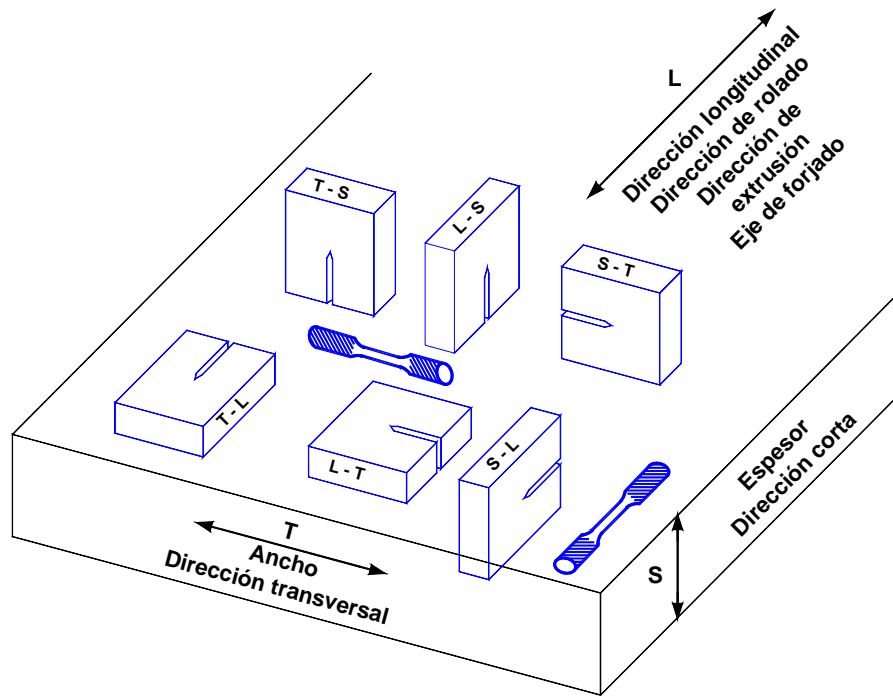


Figura 25 Código de orientación del plano de la grieta.

2.6 Teoría de modelos

2.6.1 Similitud

Un modelo es la representación de un sistema real, en el que se pueden controlar parámetros importantes que definen su comportamiento. Al ser sólo una representación, resulta más económico estudiar el comportamiento del sistema a través de un modelo, en el que se infiere la respuesta al simular cambios en sus parámetros. No obstante la ventajas de la representación, es necesario tener cuidado en su uso, ya que el desconocimiento de los alcances del modelo o de la correcta representación del sistema bajo análisis, puede conducir a un manejo inadecuado con resultados sujetos a interpretaciones erróneas. Por ello, es necesario aplicar una correcta formulación teórica sobre el fenómeno que se esté estudiando.

Para una adecuada representación, los modelos deben considerar aspectos de similitud con el sistema que están representando. Estos aspectos son los siguientes ^[17,58]:

- a) Similitud geométrica.- Consiste en que todas las dimensiones del modelo están relacionadas a la correspondiente dimensión del prototipo por un factor de escala constante
- b) Similitud dinámica.- Debe existir una proporcionalidad entre las propiedades del modelo y el sistema y su respuesta ante la aplicación de fuerzas, de manera que los resultados sean escalables del modelo hacia el sistema ^[59].
- c) Similitud cinemática.- Las velocidades en puntos equivalentes en el modelo y el prototipo están en la misma dirección y difieren por un factor de escala constante

2.6.2 Relación entre el análisis dimensional y similitud

Cuando se requiere establecer relaciones desconocidas entre las variables en un fenómeno físico se utiliza el análisis dimensional, que se base en el teorema de Buckingham; Este teorema establece que cuando una ecuación es dimensionalmente homogénea se puede reducir a un conjunto completo de productos adimensionales. Además, establece que si existe una relación única $\varphi(x,y,z)=0$ entre las n variables físicas que involucran k dimensiones fundamentales, también existe una relación $\varphi'(\pi_1, \pi_2, \pi_3, \dots \pi_{n-k}) = 0$ entre los $(n-k)$ productos adimensionales $\pi_1, \pi_2, \pi_3, \dots \pi_{n-k}$ integrado por las variables x,y,z . Esta última parte es conocida como el teorema Pi ^[60,61].

El análisis dimensional se aplica en el diseño de modelos y en la comprensión de fenómenos que ocurren con cuerpos de diferentes tamaños. Por ejemplo, sea la ecuación general del prototipo:

$$\pi_1 = f(\pi_2, \pi_3, \pi_4, \dots, \pi_{kp}) \quad (31)$$

Si las π_i son generales, adimensionales e independientes, entonces lo siguiente se puede aplicar a cualquier sistema:

$$\pi_{1m} = f(\pi_{2m}, \pi_{3m}, \pi_{4m}, \dots, \pi_{km}) \quad (32)$$

Podemos predecir π_1 a partir π_{1m} mediante la siguiente expresión:

$$\frac{\pi_1}{\pi_{1m}} = \frac{f(\pi_2, \pi_3, \pi_4, \dots, \pi_{kp})}{f(\pi_{2m}, \pi_{3m}, \pi_{4m}, \dots, \pi_{km})} \quad (33)$$

Si π_1 y π_{1m} tienen los mismos valores para el modelo como para el prototipo, entonces se dice que son completamente similares, lo cual se expresa como; $\pi_1 = \pi_{1m}$ para $i = 1, \dots, N$.

Pero frecuentemente la similitud completa es difícil e incluso indeseable. El modelo el cual tiene alguna relajación en las condiciones de similitud se le conoce como modelo distorsionado. La similitud incompleta se da cuando $\pi_1 = \pi_{1m}$ para $i = 1, \dots, k$ donde $k < N$. Estas relajaciones en las relaciones entre dos sistemas causan que el modelo se comporte diferente al prototipo.

2.6.3 Ley de potencia

Los fenómenos de fractura exhiben escalamiento, esto quiere decir que dos cantidades mensurables dependen una de otra de una forma de ley de potencia. En el caso de la fractura dúctil, se puede definir como:

$$\delta = C_2 \Delta a^{n_1} \quad (34)$$

Una característica de la ley de potencia es que es invariante en la escala^[18]. Una función es invariante de escala, si mantiene su forma ante un cambio de escala, esto es, un cambio de escala significa cambiar la variable x por ax . Según sea el valor de a mayor o menor que 1

aumentará o disminuirá dicha escala, similar a una conversión de milímetros a centímetros o viceversa. En otras palabras, un cambio en la escala de la variable independiente mantiene la forma de la función de la relación original. La invarianza describe fenómenos que no están asociados con una escala característica o particular y también son conocidas como escala libre o verdadera en todas las escalas, esto es, que posee las mismas propiedades estadísticas a cualquier escala.

2.6.4 Método de elementos finitos

Una técnica de modelación teórico-numérica aplicado ampliamente en el análisis de elementos mecánicos y estructuras es el método de elementos finitos. El método se basa en la discretización del cuerpo, es decir, dividiéndolo en un número finito de partes sencillas y pequeñas que dan una aproximación a su geometría, por complicada que ésta sea. Cada una de estas partes constituye un elemento finito que hereda las propiedades mecánicas del cuerpo y que se interconecta con los demás elementos a través de puntos de unión llamados nodos. La conexión entre elementos a través de los nodos origina una “malla” geométrica, proporcionando la continuidad del cuerpo para la transmisión compatible de esfuerzos y deformaciones entre elementos, cuando se aplican fuerzas sobre el cuerpo^[31,62].

El comportamiento del cuerpo, generado como las respuestas individuales de cada elemento, requiere de la solución de la ecuación de equilibrio del sistema en el que participa el cuerpo, que para el caso dinámico es $m \ddot{x} + c \dot{x} + kx = f$, donde m representa la masa, c el coeficiente de amortiguamiento, k la rigidez, f las fuerzas, x el desplazamiento y sus derivadas la velocidad y aceleración.

En análisis estáticos la ecuación de equilibrio se reduce a la participación de la rigidez (**K**), del desplazamiento (**D**) y las fuerzas (**R**). Para el caso de los elementos finitos, la representación de esta ecuación requiere de un manejo matricial, en el que se debe hacer un ensamble de comportamientos individuales en función de la rigidez y los desplazamientos de cada elemento en el modelo. Esto da lugar a la formulación de la matriz de rigidez, al vector de desplazamientos y al vector de fuerzas de restricción, es decir, $[K]\{D\}=\{R\}$. Esta formulación conduce a la solución del vector desplazamientos, a partir del cual se obtienen las deformaciones y esfuerzos, combinarlos con las propiedades del material simulado.

2.6.4.1 Tipos de análisis

En mecánica estructural, un problema es no lineal si la matriz de rigidez o el vector de carga depende del desplazamiento. Las estructuras no lineales se clasifican como materiales no lineales (asociado con cambios en las propiedades del material, como la plasticidad) o en geometrías no lineales (asociadas con cambios en la configuración debido a grandes deflexiones de una viga elástica delgada). En transferencia de calor la no linealidad puede ser debido a la dependencia de la temperatura con la conductividad térmica (que hace que los coeficientes de la matriz dependan de la temperatura) y de la radiación (el flujo de calor por radiación es una función no lineal de la temperatura). En general, para problemas independientes del tiempo simbolizado como $[K] \{D\} = \{R\}$, en un análisis lineal ambos $[K]$ y $\{R\}$ se observan independientes de $\{D\}$, mientras en un análisis no lineal $[K]$ y/o $\{R\}$ son funciones de $\{D\}$.

La clasificación lineal y no lineal es artificial, debido a que la realidad física presenta comportamientos complejos del tipo no lineal. Sin embargo, algunos pueden ser obtenidos satisfactoriamente con aproximaciones lineales, como son la mayoría de problemas de esfuerzos y de conducción de calor. Las formulaciones no lineales pueden resultar muy complicadas y su solución costar de 10 a 100 veces más de lo requerido en un análisis lineal, teniendo los mismos grados de libertad.

Varias situaciones físicas presentan grandes no linealidades que no pueden ser ignoradas. La relación esfuerzo deformación puede ser no lineal de una manera independiente o dependiente del tiempo. Un cambio en la configuración puede causar que las cargas alteren su distribución y magnitud o causar huecos que abren y cierran. Piezas de acoplamiento pueden golpearse o deslizarse. La soldadura y los procesos de fundición causan que cambie su conductividad, módulo y fase. La generación de vórtices en el vaciado durante el flujo de fluidos genera cargas oscilatorias en la estructura. Rotaciones previas al pandeo altera la rigidez de un cascarón y cambia su carga de pandeo. La consideración del detalle de estos comportamientos requiere de análisis no lineales.

2.6.4.2 Elementos singulares en mecánica de fractura

Uno de los problemas que se presentan en la simulación numérica de estructura agrietadas es la representación de la punta de grieta asociada como una discontinuidad del material y, por lo tanto, con un punto singular. En el campo de esfuerzos dados se ejemplifica en la figura 26, se observa una singularidad de esfuerzos del orden de $r^{-1/2}$. Una de las técnicas

utilizadas para contrarrestar la singularidad de esfuerzos o deformaciones de este tipo consiste en acondicionar geoméricamente los nodos de los elementos que definen la punta de la grieta. La particularidad de estos elementos es que el nodo intermedio del lado que define la grieta se acerque más a la punta ^[64]. Esta aproximación se aplica para promover la convergencia de las soluciones de las matrices que representan la solución numérica del programa de elementos finitos. Por ejemplo, en el plano de un triángulo de seis nodos, se puede observar la singularidad de $r^{-1/2}$ en su campo de deformación si sus nodos laterales se mueven a un cuarto de la longitud del elemento cerca de la punta de la grieta, como se muestra en la figura 26. Los lados de los nodos colocados a un cuarto de longitud deben de ser rectos y los nodos laterales opuestos a la punta de la grieta estar a la mitad de los lados.

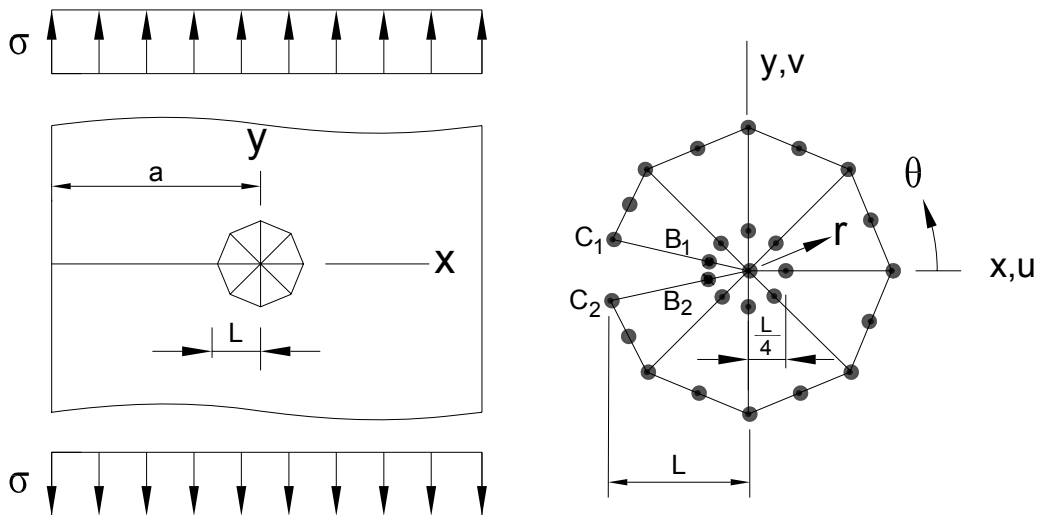


Figura 26. (a) Placa con una grieta lateral de longitud a . Únicamente los elementos alrededor de la punta de la grieta se muestran. (b) Malla de los nodos colocados a un cuarto de la longitud del elemento alrededor de la punta de la grieta.

2.6.4.3 Determinación del factor de intensidad de esfuerzos

En los análisis de mecánica de fractura frecuentemente se observa que no existe un factor de intensidad de esfuerzos para una geometría del componente estructural y una forma particular de grieta. El recurso es utilizar un método para determinar el factor de intensidad de esfuerzos desconocido, que depende de la disponibilidad de tiempo, la exactitud requerida, el costo, la utilización (una o varias veces) y la simplicidad con que se pueda

modelar la estructura real^[63]. Existen varios métodos para conocer K, los cuales se clasifican de la siguiente forma:

- a) Analíticos
- b) Numéricos (elemento finito, integral límite)
- c) Experimentales (compliance, fotoelasticidad, extensometría)
- d) Indirectos (propagación de grietas por fatiga, fractografía)

Debido a su alcance y relativa simplicidad en su aplicación el método más utilizado en la actualidad para determinar el factor de intensidad de esfuerzos es el de elementos finitos. El factor K se determina mediante el conocimiento de los desplazamientos, que son las incógnitas que el análisis resuelve numéricamente y, combinando estos desplazamientos con las propiedades elásticas del material, se obtienen las deformaciones.

La transmisibilidad de las fuerzas a través de los nodos permite determinar los esfuerzos con las ecuaciones de equilibrio. Como resultado final, se obtienen las distribuciones de desplazamientos, deformaciones y esfuerzos en el cuerpo. Por ejemplo, para el caso de modo I, el desplazamiento en la dirección perpendicular a la grieta es:

$$u_y = \frac{K_I}{2\mu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \operatorname{sen}\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[\kappa + 1 - 2 \cos^2\left(\frac{\theta}{2}\right) \right] \quad (35)$$

Resolviendo la ecuación (33) para un ángulo $2=180^\circ$ en la punta o frente de la grieta,

$$u_y = \frac{K_I}{2\mu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} [\kappa + 1] \quad (36)$$

Donde:

μ es el módulo de corte.

$\kappa = 3 - 4\nu$, para el caso de análisis de deformación plana

$\kappa = \frac{3 - \nu}{1 + \nu}$, para el caso de análisis de esfuerzo plano

Se seleccionan varios pares de datos desplazamiento-distancia, con los cuales se establece un sistema de ecuaciones, como sigue:

$$\frac{u_y}{\sqrt{r}} = A + Br \quad (37)$$

El factor de intensidad de esfuerzos debe ser la solución de los esfuerzos en la punta de la grieta, donde $r = 0$. Como tal solución no existe, se toma el límite de la función del desplazamiento cuando r se aproxima a cero; expresado matemáticamente:

$$\lim_{r \rightarrow 0} \frac{u_y}{\sqrt{r}} = A \quad (38)$$

Para varios desplazamientos la constante A es calculada y promediada, de manera que K es calculado por:

$$K_I = \frac{2\mu\sqrt{\pi}A}{1 + \kappa} \quad (39)$$

Un ejemplo en la aplicación del método de elemento finito es la determinación del factor de intensidad de esfuerzos en tuberías que presentan agrietamiento escalonado^[64]. Este estudio utiliza el concepto de grieta equivalente para substituir el agrietamiento escalonado de una longitud dada y conocer el efecto del ángulo de inclinación (0° , 30° , 45° y 60°) y geometría de la grieta sobre los valores del factor de intensidad de esfuerzos.

La comparación de los resultados muestran que cuando no existe ninguna inclinación (0°) el campo de esfuerzos en la punta de la grieta no sobrepasa el esfuerzo de cedencia del material. Sin embargo, al aumentar el grado de inclinación aumentan los esfuerzos en forma considerable, además, los factores de intensidad de esfuerzos son diferentes entre la punta cercana a la superficie interna y la punta cercana a la superficie externa del tubo, siendo en éstas últimas el factor de intensidad de esfuerzos más altos debido al esfuerzo radial. Con relación a la geometría de las grietas equivalentes se observa que la más crítica es la forma L, pues con un tamaño de grieta más pequeño se obtiene los valores más altos de factores de intensidad de esfuerzos. Esto implica que se alcanza más rápido el esfuerzo de cedencia, mientras que la forma de S es la menos crítica.

2.6.4.4 Ansys

El paquete de elemento finito ANSYS es un software que permite realizar desde un análisis estático lineal simple hasta un análisis dinámico transitorio no lineal. En el método de elemento finito, las componentes del vector desplazamiento en los nodos son las variables principales a determinar en un análisis estructural. En el análisis de transferencia de calor la temperatura será la variable principal desconocida^[65]. Un análisis típico en ANSYS consta de tres pasos^[66], que son:

- Construir el modelo geométrico
- Aplicar cargas y obtener la solución
- Revisión de los resultados

Paso I- Construcción del Modelo

En este paso se define lo siguiente:

- a) El tipo de elemento.- La librería del ANSYS contiene más de 100 diferentes tipos de elementos y se clasifican como; elemento barra, elemento placa, elementos sólidos, sólidos de eje simétrico, placa plana en flexión, cascarón de eje simétrico y cascarón curvo. Cada elemento tiene un número único y un prefijo que identifica la categoría del elemento, por ejemplo: BEAM4, PLANE77, SOLID96.
- b) Constantes reales del material.- Son propiedades que depende del tipo de elemento, tales como la sección transversal de un elemento barra. Por ejemplo, la constante real para un BEAM3, el elemento barra en dos dimensiones son; área, momento de inercia, altura, masa por unidad de longitud.
- c) Las propiedades del material.- Dependiendo de la aplicación las propiedades del material pueden ser lineal, no lineal, isótropo, ortotropo o anisótropo, a temperatura constante o dependiendo de la temperatura.
- d) La geometría del modelo.- Una vez que se definen las propiedades del material, la siguiente etapa en un análisis es generar un modelo de elemento finito (nodos y elementos) que describan adecuadamente el modelo geométrico. Hay dos métodos para crear el modelo de elemento finito: El modelo sólido, el usuario describe la forma geométrica de su modelo, y un algoritmo de ANSYS malla automáticamente la geometría con nodos y elementos. Se puede controlar el tamaño y forma del elemento que el programa crea. Con generación directa, el usuario manualmente define la ubicación de cada nodo y la conexión de cada elemento.

Paso II.- Aplicar las cargas

En este paso se utiliza el procesador SOLUTION para definir el tipo de análisis y opciones de análisis, se especifica los pasos de carga e inicia la solución del elemento finito. El tipo de análisis se escoge con base a las condiciones de carga y la respuesta deseada a calcular. Los análisis que se pueden realizar son estático, transitorio, armónico, pandeo, etc.

a) Aplicación de las cargas.- Con la palabra cargas se incluye las condiciones de frontera (restricciones, apoyos o especificar campo fronteras). Así como aplicar cargas internamente o externamente. Las cargas en el programa de ANSYS son divididas en seis categorías: restricciones a los grados de libertad, fuerzas, cargas superficiales, cargas de cuerpo, cargas inerciales, cargas de campos acoplados. La mayoría de estas cargas se pueden aplicar sobre el modelo sólido (puntos clave, líneas y áreas) o en el modelo de elemento finito (nodos y elementos).

Hay dos términos relacionados a las cargas que es necesario saber, paso de carga y subpaso de carga. Un paso de carga es simplemente una configuración de cargas por las cuales se puede obtener una solución. En un análisis estructural, por ejemplo, se puede aplicar cargas de viento en un solo paso de carga y la gravedad en otro paso de carga. Los pasos de carga son también útiles para dividir una curva de historia de carga en varios segmentos. Los subpasos de carga son incrementos de paso tomados dentro un paso de carga, se utiliza principalmente para propósitos de convergencia y exactitud.

- b) Especificaciones del paso de carga.- Esta opción permite pasar de un solo paso de carga hasta un conjunto de paso de carga, así como un número de subpasos y el tiempo al final de un paso de carga, dependiendo del tipo de análisis.
- c) Solución.- Finalmente cuando se tiene todo lo anterior el programa de ANSYS puede tomar toda la información del modelo a partir de la base de datos y calcular los resultados.

Paso III.- Revisión de los resultados

Una vez que la solución ha sido calculada, se puede utilizar el postprocesador del ANSYS para revisar los resultados. Se puede visualizar contornos, formas deformadas, así como listar e interpretar los resultados del análisis.

III. DESARROLLO EXPERIMENTAL

3.1 Materiales y métodos

El material utilizado en esta investigación fue un acero tipo API-5L en forma de placa curva proveniente de una sección de tubo de 609,6 mm de diámetro y 25,4 mm de espesor. La figura 27, muestra un esquema de la orientación en que se obtuvieron las probetas, mientras que las figuras 28, 29 y 30 indican la geometría de las probetas estándar de tensión, compacta de tensión y compacta de tensión miniatura, respectivamente, que fueron usadas para los ensayos de tensión y de mecánica de fractura.

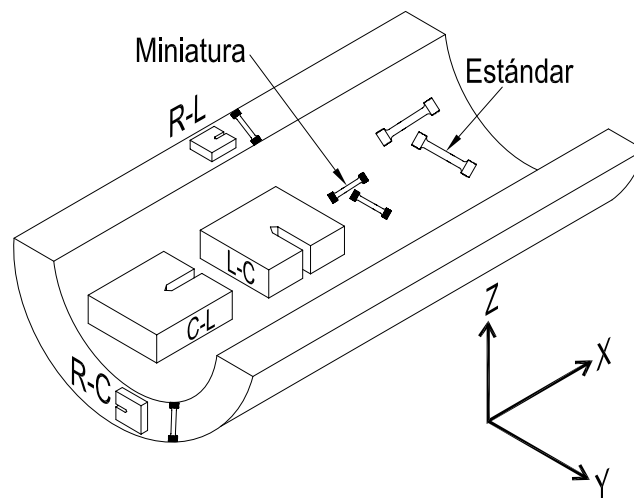


Figura 27. Orientación de las probetas de mecánica de fractura (CT) y de tensión

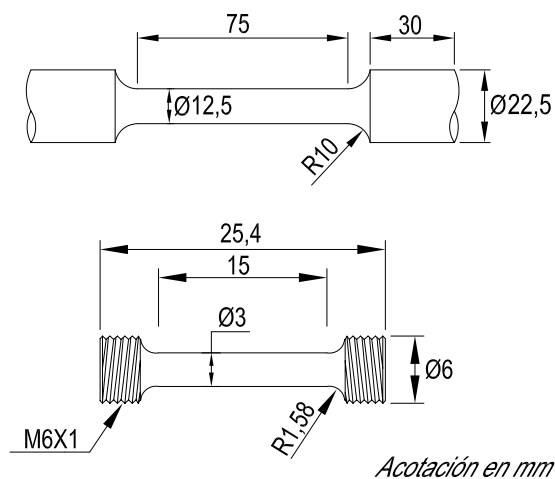


Figura 28. Geometrías y dimensiones de la probeta de tensión estándar y miniatura.

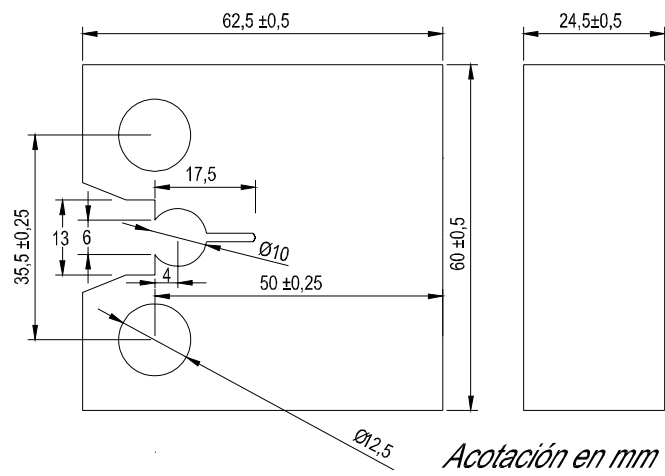


Figura 29. Dimensiones de la probeta compacta de tensión estándar

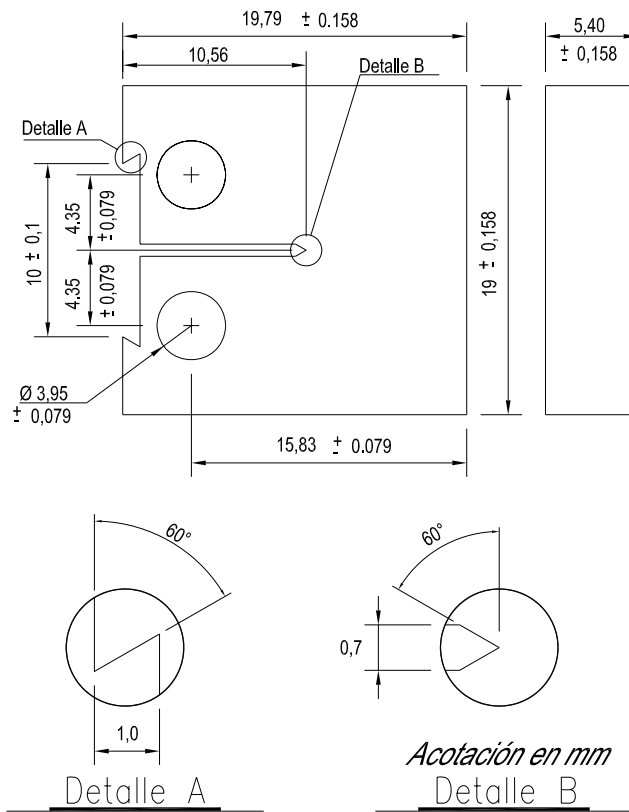


Figura 30. Dimensiones de la probeta compacta de tensión miniatura

3.2 Análisis químico y metalografía

Para el análisis químico se utilizaron muestras del acero en forma de viruta, en una masa aproximada de 200 g, obtenida por medio de perforación, utilizando una broca de acero de alta velocidad. Para la metalografía se corto muestra de la placa para pulido en las tres direcciones, se monto en baquelita y se pulieron a espejo sus superficies siguiendo el procedimiento estándar de preparación metalográfica. Posteriormente se obtuvieron 25 fotos por cada orientación de la placa con un sistema de analizador de imágenes. El sistema consta de un microscopio metalográfico de platina invertida PMG3 y una computadora con el programa de análisis Image –Pro® Plus para cuantificar las inclusiones, ver figura 31. Una vez obtenido el registro gráfico de las inclusiones, las superficies a espejo se atacaron con nital al 2%, para revelar la microestructura del material.

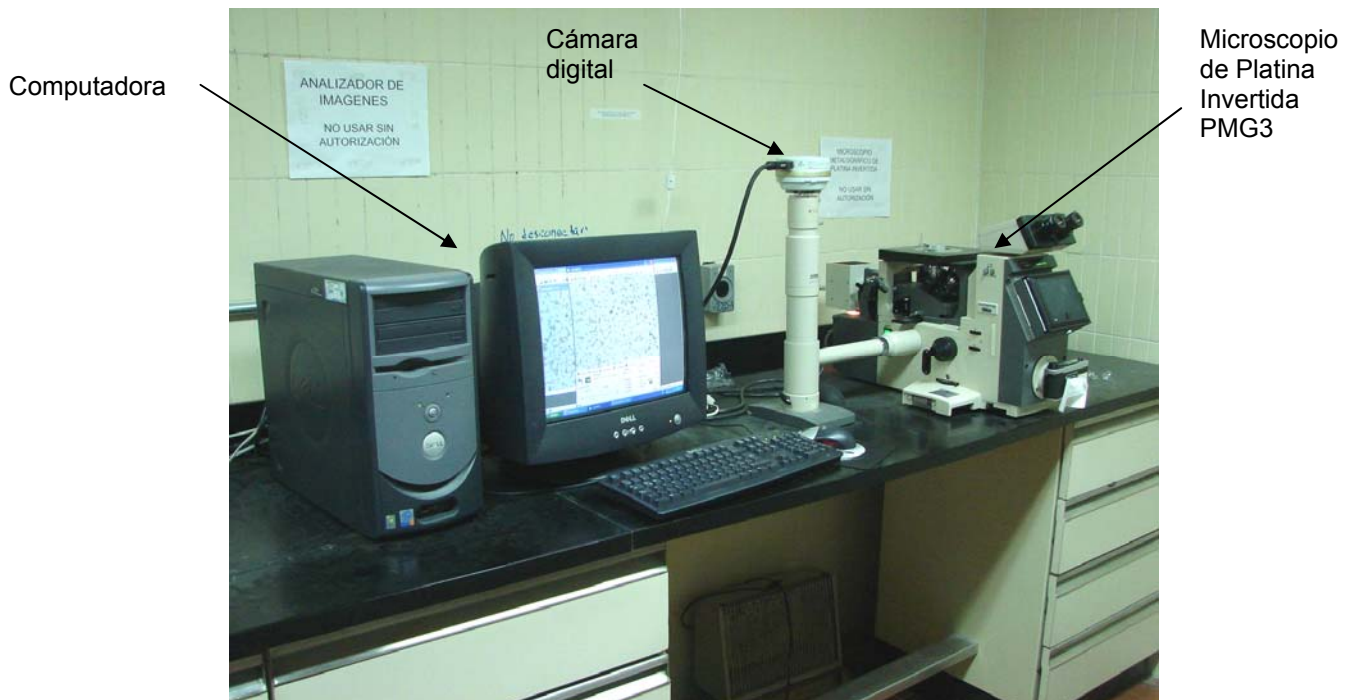


Figura 31. Sistema de análisis de imágenes con el microscopio, cámara digital y computadora.

3.3 Pruebas de tensión

El conocimiento de las propiedades mecánicas requiere de probetas de una geometría determinada. Como base para el diseño geométrico de las probetas estándar se utilizó la norma ASTM E8 M^[21]. Las probetas miniatura se escalaron proporcionalmente a la estándar.

Se obtuvieron 10 probetas estándar de tensión; 5 por cada orientación, 20 probetas miniatura para tensión; 5 por cada orientación, tal como se muestra en la figura 27. Una vez obtenidas las probetas se ensayaron en una máquina servohidráulica marca Instron® modelo 8503 de 500 kN de capacidad. La máquina dispone de celdas de carga intercambiables de 100 kN y 10 kN. Las pruebas en tracción uniaxial se realizaron en la modalidad de control de carga a una velocidad de 0,049 kN/s y la longitud inicial para medir la elongación fue de 5 veces el diámetro de la probeta, de acuerdo al procedimiento especificado por la norma. Figura 32.

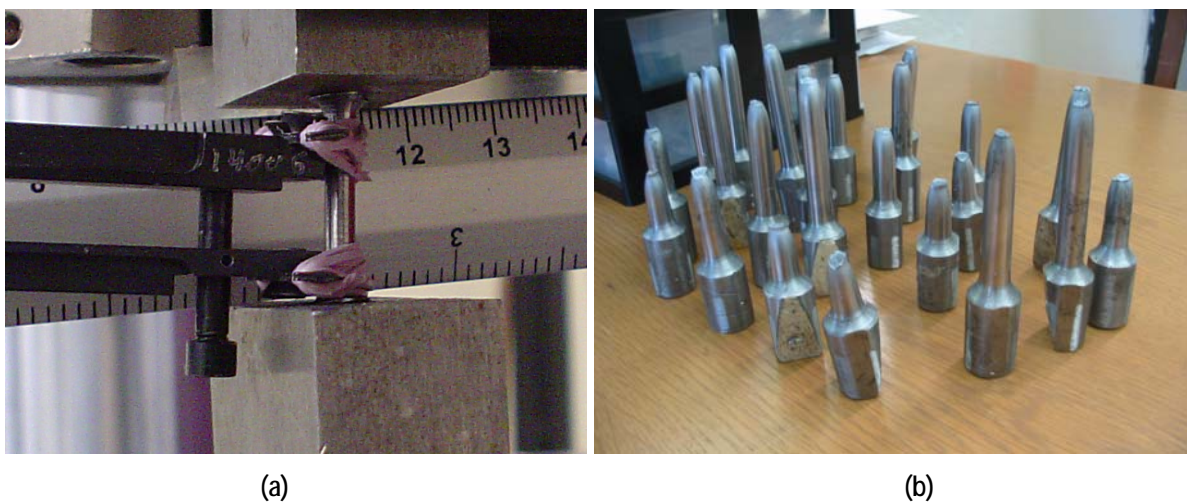


Figura 32. (a) Probeta de tensión miniatura montada con sus mordazas en la máquina Instron.
(b) Probetas de tensión estándar después de ensayos.

3.4 Simulación numérica

En el preagrietamiento por fatiga de los especímenes miniatura se encontró una incompatibilidad de la respuesta de la máquina servohidráulica, que provocó la ruptura anticipada, por un lado, y deformaciones muy altas de la probeta, por otro, invalidando estas condiciones el método de prueba. Estos resultados condujeron a la necesidad de obtener la función de la complianza que permitiera ajustar la respuesta de la máquina. Para esto, se realizó el análisis por elementos finitos del comportamiento de la complianza de la probeta miniatura y evitar con ello el alto costo de una calibración experimental.

Para obtener la función se modeló la probeta miniatura de 5,34 mm de espesor, ajustando a una relación W/B igual o mayor a 3, que son las dimensiones de las probetas reales. En el

proceso se siguió la metodología propuesta por Solecki^[67]. Esta metodología sugiere el uso de elementos triangulares tipo sólido estructural bidimensional, de 8 nodos, con dos grados de libertad por nodo, asociados a desplazamientos lineales en el plano. Tomando ventajas de la simetría se modeló la mitad de la geometría, como se muestra en la figura 33. En la punta de la grieta se utilizó un mallado más fino con elementos modificados en los nodos intermedios para contrarrestar la singularidad numérica, colocándolos a un cuarto de la longitud del elemento, tal como se describió con anterioridad. Las condiciones de frontera fueron: simetría en el plano de fractura, desplazamiento vertical limitado, aplicación de la carga en el orificio del perno en dirección perpendicular al plano de la grieta. La carga fue 800 N constante, tal que se obtuviera un factor de intensidad de esfuerzos de $15 \text{ MPa} \sqrt{\text{m}}$, para longitudes de grieta de $0,3 < a/W < 0,70$. Se obtuvieron los desplazamientos de abertura de la grieta en la cara frontal de la probeta (ver figura 33), cuyos valores fueron de 0,02 a 0,1 mm y con estos resultados se obtuvo un polinomio de quinto orden que relaciona el tamaño de grieta con el desplazamiento de abertura en la cara frontal de la probeta. Con este polinomio establecido en el programa de prueba de la máquina servohidráulica, a través del cual se estimaron los coeficientes de la función complianza. Para aumentar la precisión de la función de tamaño de grieta vs. desplazamiento de abertura en la cara frontal, se realizaron pruebas de propagación de grieta por fatiga en probetas miniatura, midiendo la longitud de la grieta y el desplazamiento. Con estos resultados se ajustó la función para la medición de la grieta en las pruebas definitivas del CTOD, resultando un polinomio de segundo orden, que se presenta en la sección de resultados, junto con su límite de validez.

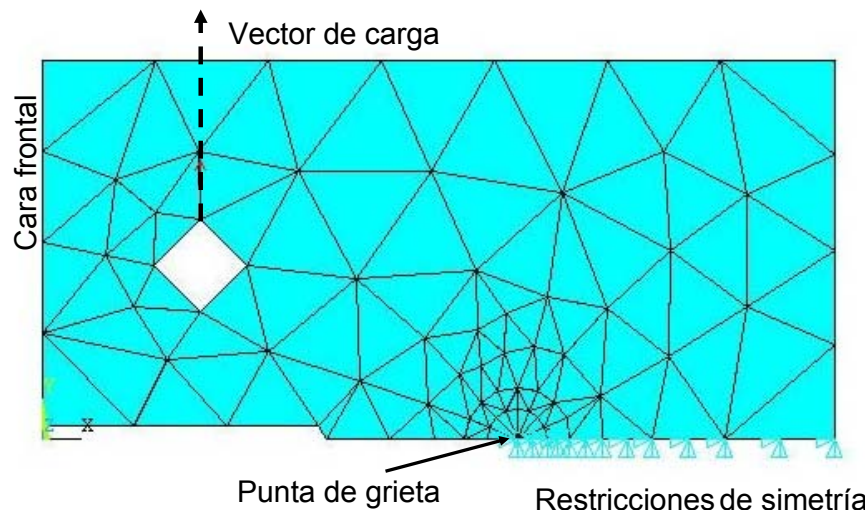


Figura 33. Modelo de Elementos Finitos y condiciones de frontera para la probeta compacta de tensión miniatura.

3.5 Compliance de las probetas compactas de tensión

Una vez obtenida la función de tamaño de grieta en función del desplazamiento de abertura de la probeta miniatura por elementos finitos, se procedió a la calibración de la función compliance, para lo cual, las caras laterales de las probetas miniatura fueron pulidas a espejo y con un vernier de altura se marcaron líneas cada 0,25 mm perpendiculares al plano de avance de la grieta. Para colocar y fijar la probeta en la máquina servohidráulica, se fabricaron mordazas especiales, donde la figura 34 muestra el aspecto de estas. Se hizo el agrietamiento por fatiga de acuerdo al estándar ASTM E 677-00^[37], con amplitud de carga constante y un ΔK inicial de 15 MPa \sqrt{m} hasta un tamaño de grieta en el intervalo de $0,35 < a/W < 0,6$. El crecimiento de la grieta se monitoreó con un estereomicroscopio y cada vez que la grieta alcanzaba una de las marcas laterales, se registró el desplazamiento de la abertura de grieta en la cara frontal de la probeta con un extensómetro tipo clip, en ciclos carga-descarga, de los cuales se determinó la pendiente que representa el inverso de la función compliance. Después de los ensayos carga-descarga, se aplicó carga hasta la fractura y se midió la longitud inicial y final de grieta por fatiga en la superficie de fractura. Esta medición se realizó con un analizador de imágenes, para lo cual se realizó un tinte térmico, bañando la probeta en aceite soluble en agua e introduciéndola en una mufla a 400 grados centígrados durante 20 minutos y enfriando al aire.

La longitud de grieta en las probetas estándar se midió por la función compliance dada en la norma ASTM E647^[37,39]; el desplazamiento de abertura se midió con un extensómetro colocado sobre la línea de carga de la probeta. En la figura 34 se muestra la máquina servohidráulica Instron modelo 8530 de 500 KN (50 ton) de capacidad, donde se realizaron. Las pruebas experimentales. La máquina consta de 3 partes:

- 1) Dispositivos de control; tablero de control, torre de control e interfase, donde la máquina se programa y controlar las funciones que la máquina esta realizando.
- 2) Un marco de carga, en el cual se coloca la probeta a ensayar y consta de:
 - Cabezal
 - Celdas de carga
 - Mordazas
 - Actuador
 - Tablero de control manual
- 3) Sistema hidráulico, el cual suministra la potencia que la máquina requiere para su operación.

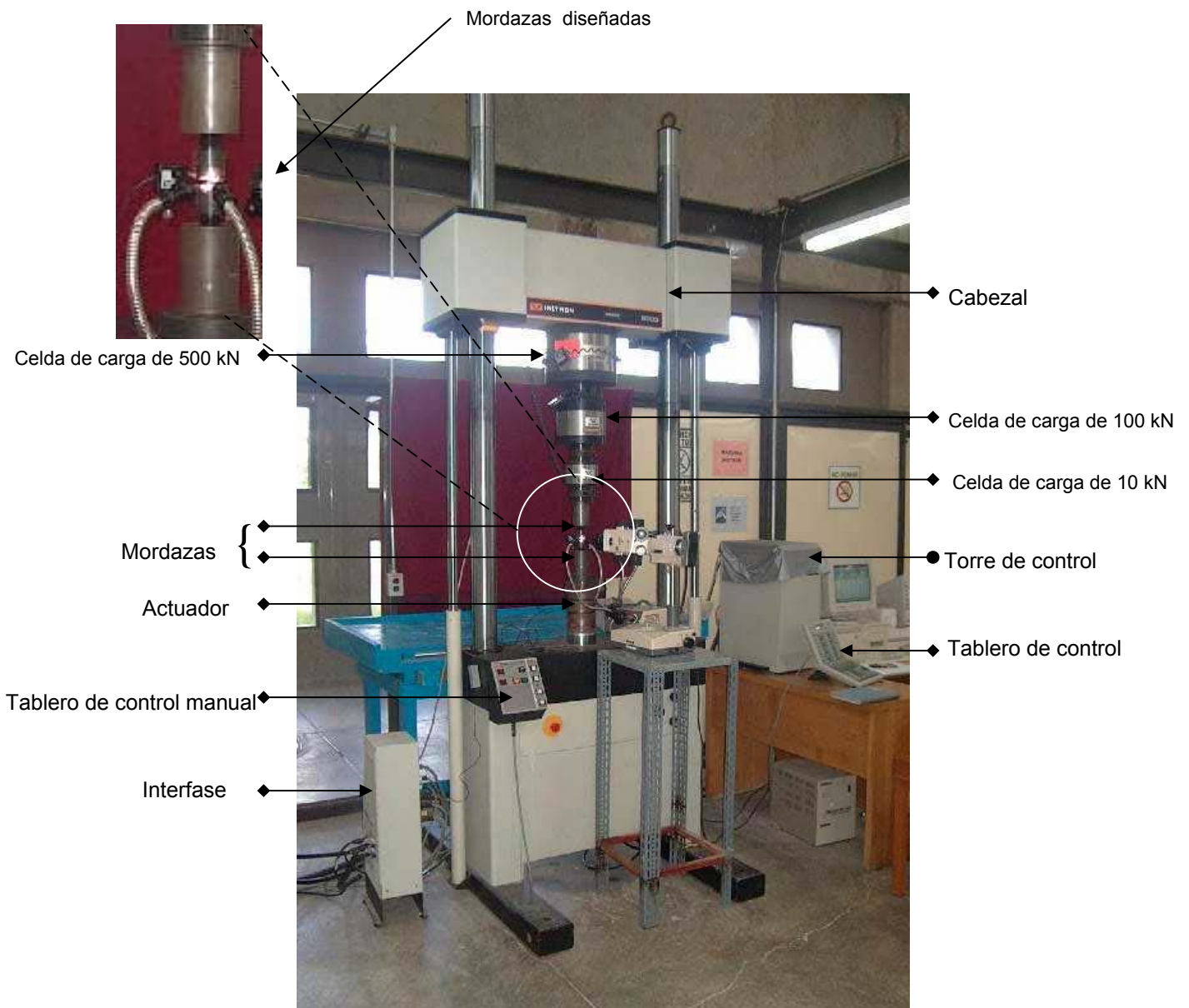


Figura 34. Máquina servohidráulica con sus componentes. El inserto muestra las mordazas especialmente diseñadas para el ensayo de probetas miniatura.

3.6 Curvas CTOD-R

Conocidos las funciones calibradas de la complianza se realizaron las pruebas de medición del CTOD en la maquina servohidráulica de ciclo cerrado, utilizando el procedimiento de una

sola probeta descrito en la norma ASTM E 1820^[43]. El procedimiento consiste de los siguientes pasos:

1. Obtener una pregrietada de longitud (a) hasta una relación de $a/W = 0,5$, donde W es el ancho de la probeta.
2. Obtener una gráfica de carga (P) vs. desplazamiento (V) de abertura de la grieta.
3. Determinar la longitud de la grieta a partir de las pendientes de descarga de la gráfica P vs. V y la función de complianza.
4. Determinar el CTOD (expresado como $\delta_{(i)}$) de las probetas estándar y miniatura mediante la siguiente expresión:

$$\delta_{(i)} = \frac{K_{(i)}^2(1-\nu^2)}{2\sigma_0 E} + \frac{[r_{p(i)}(W - a_{(i)}) + \Delta a]V_{pl(i)}}{[r_{p(i)}(W - a_{(i)}) + a_{(i)} + z]} \quad (40)$$

Los parámetros $V_{pl(i)}$ y z son medidos durante la prueba. $V_{pl(i)}$ es el desplazamiento plástico, es decir, el desplazamiento de abertura total menos el desplazamiento por deformación plástica. Este desplazamiento es determinado por el software de prueba a partir de la medición de la abertura en la cara frontal si la probeta es miniatura y en la línea de carga si es probeta estándar. La variable z representa la distancia del punto donde se coloca el extensómetro a la línea de carga; en estos casos, $z = 0$ para la probeta estándar y $z = 3.96$ mm para la probeta miniatura.

5. Conocidos los valores experimentales del CTOD y Δa se construye la curva R. Para ello se requiere lo siguiente:
 - a) Línea de plasticidad o construcción
 - b) Línea de exclusión a $\Delta a = 0,15$ y $1,5$ mm
 - c) Línea de desplazamiento a $\Delta a = 0,2$ mm
 - d) Línea de ajuste a partir los logaritmos naturales del CTOD y Δa para obtener las constantes de la ley de potencia.
 - e) La intersección de la línea de desplazamiento con la línea de ajuste representa el valor preliminar de tenacidad a la fractura (δ_Q)
 - f) Aplicar el criterio de validez $b_0 \geq 35\delta_Q$. Si esto se cumple entonces $\delta_Q = \delta_{IC}$.

En la figura 35 se muestra el diagrama de flujo de la metodología experimental.

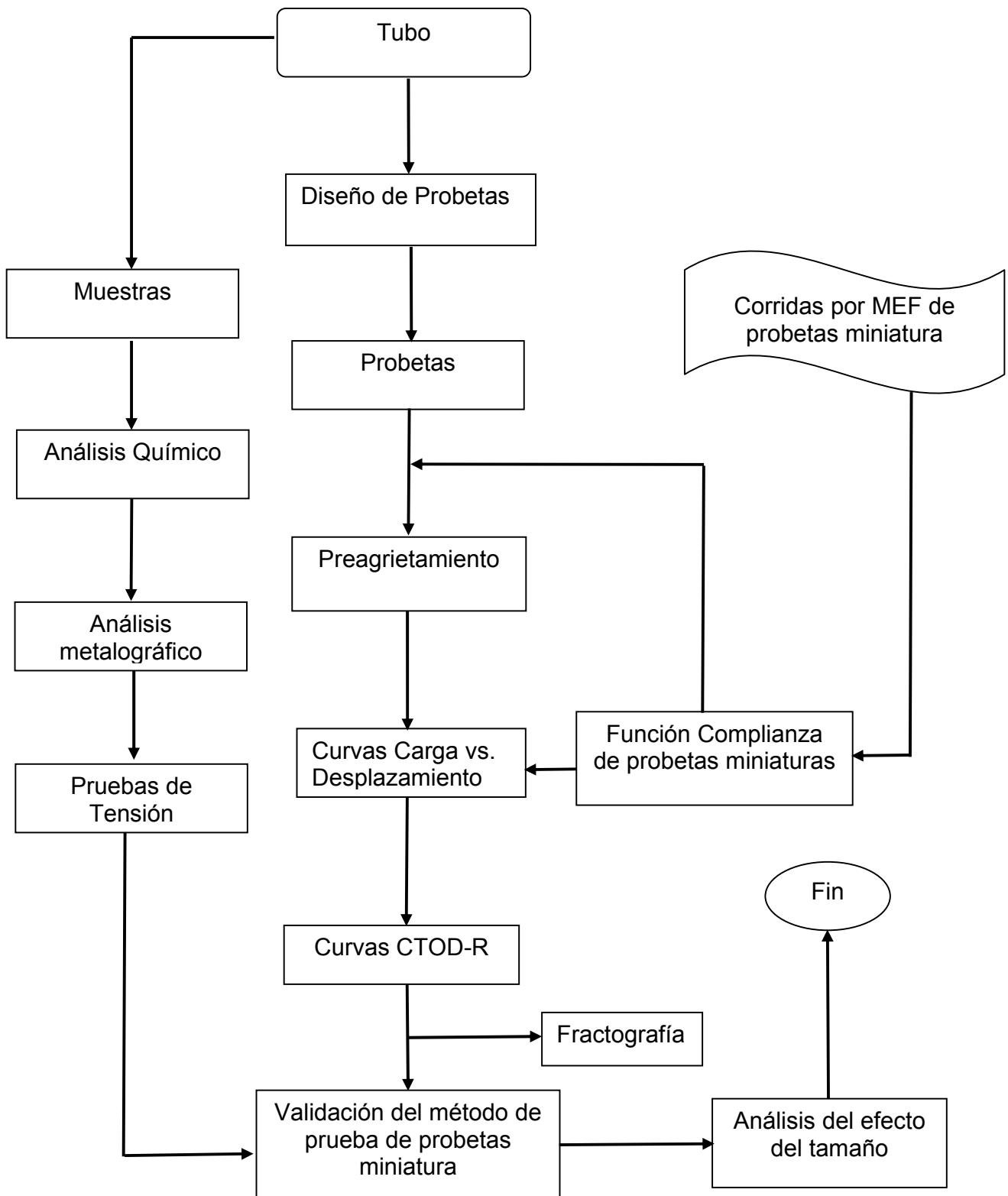


Figura 35. Diagrama de flujo de la metodología.

3.7 Fractografía

La fractografía se realizó en las pruebas de tensión uniaxial y de tenacidad a la fractura. Las probetas de esta última prueba se tiñeron térmicamente después de aplicar los ciclos de carga y descarga. Posterior al teñido las probetas se volvieron a cargar hasta la fractura final. La figura 36 muestra el aspecto de las probetas compactas de tensión estándar después de las pruebas de ciclos de carga-descarga y después del teñido térmico y fractura final.



Figura 36. (a) Probeta compacta de tensión estándar con el teñido térmico previo a la fractura.
(b) Probetas compactas de tensión estándar fracturadas .

La zona de estiramiento (zona stretch) previa al crecimiento estable de grieta se observó en un microscopio electrónico de barrido, marca JEOL[®] modelo 6300 en el centro de la probeta, debido a que la medición se debe hacer en condiciones de deformación plana, las cuales se ubican en el centro de la probeta^[47]. Para la medición de la zona stretch se tomaron microfotografías a 0 y 6 grados para obtener un par estereoscópico y observar la superficie de fractura en 3 dimensiones mediante un estereoscopio, marca TOPCON[®] modelo C289, que a su vez permitió delimitar la zona stretch y medir su altura con el analizador de imágenes, figura 37.

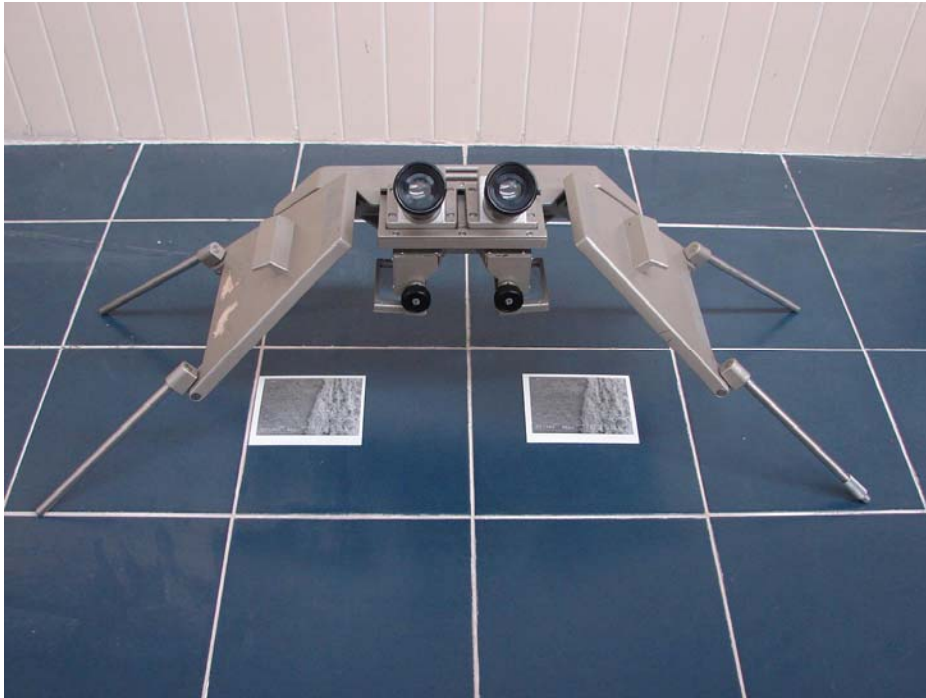


Figura 37. Observación de las fractografías en tres dimensiones con el estereoscopio.

IV. RESULTADOS

4.1 Análisis químico

La composición química obtenida por absorción atómica del tubo del cual se obtuvieron las probetas se da en la Tabla VII. En la tabla se observa que el contenido de carbono es bajo y el manganeso es el aleante que se presenta en mayor cantidad, y el contenido de azufre es más de tres veces menor al máximo especificado para este tipo de acero. En general, la composición química cumple con la especificación.

TABLA VII. Composición química del tubo API-5L

Composición (% en peso)

C	P	S	Mn	Si	Cu	Ca
0,080	0,029	0,010	1,48	0,25	0,009	0,0018

4.2 Metalografía

La figura 38 muestra la microestructura del acero API-5L utilizado para el estudio. En las direcciones longitudinal y circunferencial, se observa una microestructura bandeada de perlita fina en una matriz ferrítica; mientras que en la dirección del plano de laminación, se presenta una distribución poco uniforme de la perlita. El grano es equiaxial y su tamaño varía de 7 a 8 ASTM.

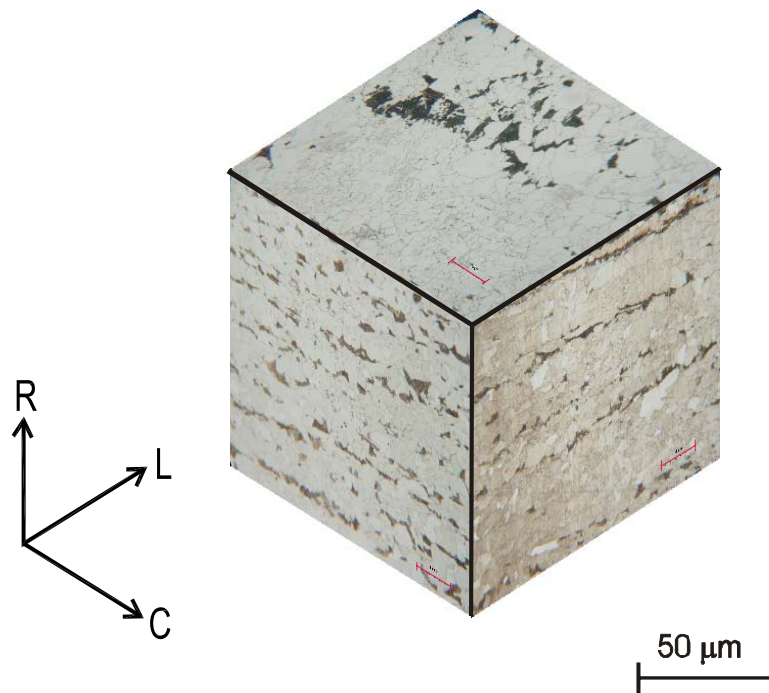


Figura 38. Microestructura del Acero API-5L tomada en las diferentes orientaciones de la placa. En la dirección corta muestra una estructura bandeada de perlita fina y ferrita.

4.2.1 Análisis Cuantitativo de Inclusiones

En la figura 39 se muestran el aspecto de las inclusiones no metálicas en los distintas orientaciones de la placa. El contenido de inclusiones observado se considera típico para el acero utilizado aquí. La Tabla VIII da los parámetros esterológicos de las inclusiones en los distintos planos de la placa; Circunferencial (C), Longitudinal (L), Radial (R), así como el contenido de éstas en fracción área. Estos resultados muestran que las inclusiones son más largas en la dirección L y el mayor contenido de inclusiones esta en la dirección C. La figura 40 muestra los histogramas de distribución de frecuencia de los tamaños de inclusión. Los histogramas muestran una tendencia de la distribución sesgada a la izquierda.

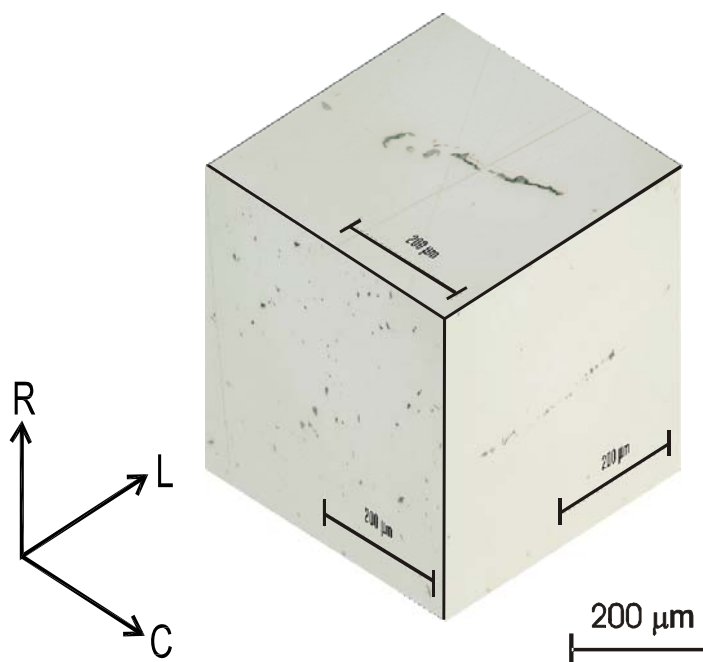


Figura 39. Microestructura de las inclusiones del Acero API-5L tomada en las diferentes orientaciones de la placa.

Tabla VIII Resultados de las mediciones de las inclusiones en las distintas direcciones

Dirección	Tamaño de muestra	Longitud (μm)			Ancho (μm)			Factor de Forma			%Fracción Área		
		Máx	Mín	Prom	Máx	Mín	Prom	Máx	Mín	Prom	Máx	Mín	Prom
C	257	20,771	0,792	3,967	8,239	0,409	1,803	0,884	0,088	0,467	0,164	0,003	0,061
L	365	174,87	0,792	5,112	8,207	0,307	1,854	0,772	0,026	0,481	0,486	0,021	0,098
R	1491	75,880	0,746	3,296	47,779	0,267	1,587	0,898	0,010	0,522	3,009	0,024	0,359

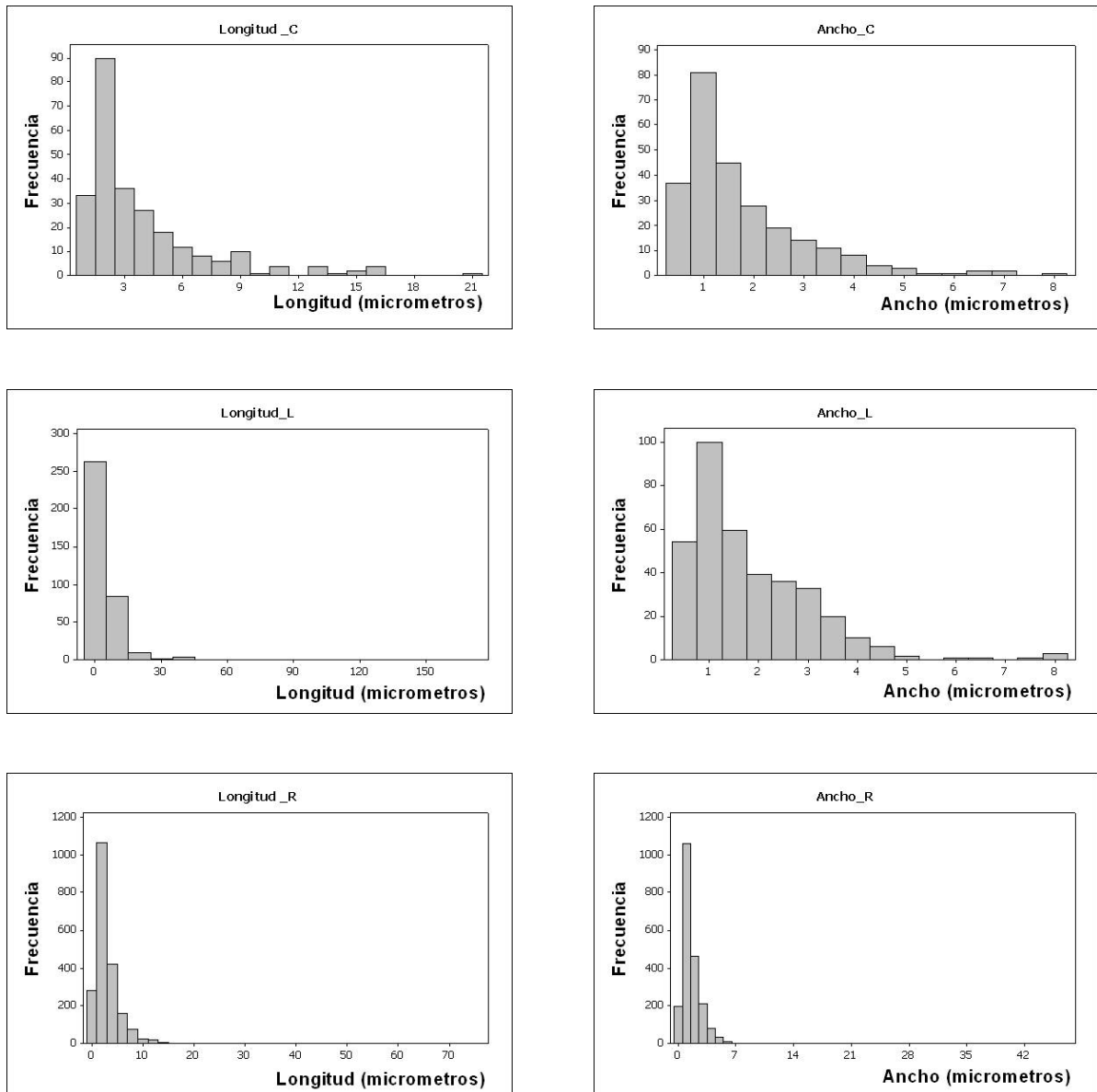


Figura 40. Histogramas de la longitud y ancho de la inclusiones no metálicas en las distintas orientaciones de la placa.

4.3 Pruebas mecánicas

4.3.1 Tensión uniaxial

Una gráfica representativa de los ensayos de tensión en las probetas estándar y miniatura se dan en la figura 41.

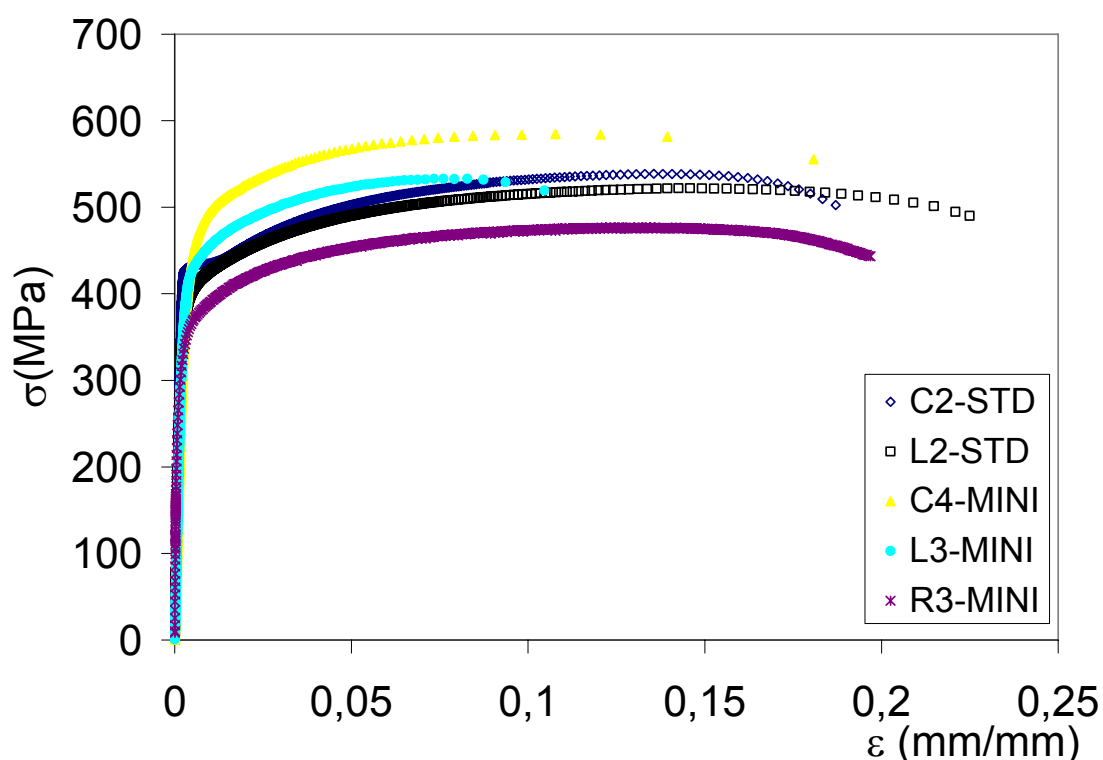


Figura 41. Curvas de tensión de probetas estándar y miniatura en las distintas orientaciones.

En la Tabla IX se dan los valores promedios de las propiedades mecánicas. Para establecer si hay diferencias estadísticas significativas entre los resultados de las pruebas con especímenes de diferentes orientaciones y tamaños se utilizó la prueba t Student^[68], que consiste en la comparación de medias de dos muestras independientes de pocos especímenes. Primero se determinó si las varianzas de los grupos de pruebas eran iguales o diferentes, para seleccionar el criterio adecuado para calcular t . Como hipótesis nula se estableció la igualdad de medias, que significa que no hay efecto del tamaño o la orientación en los resultados, según el caso; si la t calculada es igual o menor que la t teórica se verifica la hipótesis nula y viceversa. Para el análisis t Student se consideró un nivel de confianza de 95% en todos los casos. Las Tablas IX y X muestran los resultados de la prueba t Student, para el límite elástico y la resistencia última en las pruebas de tracción uniaxial. Se comparan

los efectos del tamaño y la orientación entre probetas estándar (std), entre las estándar y las miniaturas (mini) en las direcciones longitudinales (L) y circunferencial (C) y entre la orientación corta radial (R) con las demás orientaciones de las probetas miniatura.

Tabla IX. Propiedades mecánicas en tensión del acero API-5L empleado en la experimentación

Orientación de las Probetas	n	E (MPa)			σ_0 (MPa)			σ_{UTS} (MPa)			% Elongación		
		\bar{x}	s	% C.V.	\bar{x}	s	% C.V.	\bar{x}	s	% C.V.	\bar{x}	s	% C.V.
Lstd	5	202031	1117	0,55	394	3,41	0,87	521	3,65	0,70	28	0,91	3,25
Cstd	5	214731	3234	1,51	427	3,87	0,91	538	1,81	0,34	27	1,81	6,70
Lmini	5	185756	5003	2,69	442	28,12	6,36	533	5,87	1,10	21	3,89	18,52
Cmini	5	206767	9644	4,66	443	41,98	9,48	542	15,99	2,95	20	4,42	22,10
Rmini	9	198721	6279	1,72	355	26,45	4,40	491	15,77	1,92	25	4,96	19,16

Tabla X. Prueba t para dos muestras independientes del punto de fluencia (σ_0) con $\alpha=0,05$

Comparación	Estadístico F_0	Valor crítico F_C	H ₀ : Varianzas Iguales	φ	Estadístico t_0	Valor crítico de t_C	H ₀ : Medias Iguales	H ₁ : Hipótesis Alternativa	P
Lstd vs. Cstd	1,36	6,38	Aceptada	8	-14,32	$\pm 2,36$	Rechazada	$\mu_1 < \mu_2$	0,000
Lstd vs. Lmini	68,15	6,38	Rechazada	4	-3,88	$\pm 2,31$	Rechazada	$\mu_1 < \mu_2$	0,009
Cstd vs. Cmini	111,59	6,38	Rechazada	4	-1,23	$\pm 2,31$	Aceptada	$\mu_1 < \mu_2$	0,143
Cmini vs. Lmini	2,22	6,38	Aceptada	8	0,01	$\pm 2,31$	Aceptada	$\mu_1 > \mu_2$	0,494
Rmini vs. Lmini	2,04	3,84	Aceptada	11	-6,71	$\pm 1,78$	Rechazada	$\mu_1 < \mu_2$	0,000
Rmini vs. Cmini	4,55	3,84	Rechazada	4	-4,31	$\pm 2,02$	Rechazada	$\mu_1 < \mu_2$	0,004

Nota: Longitudinal (L); Circunferencial (C); Radial (R); miniatura (mini); estándar (std).

Tabla XI. Prueba t para dos muestras independientes de resistencia última (σ_U) con $\alpha=0.05$

Comparación	Estadístico F_0	Valor crítico F_C	H ₀ : Varianzas Iguales	φ	Estadístico t_0	Valor crítico de t_C	H ₀ : Medias Iguales	H ₁ : Hipótesis Alternativa	P
Lstd vs. Cstd	4,03	6,38	Aceptada	8	-8,92	$\pm 2,57$	Rechazada	$\mu_1 < \mu_2$	0,000
Lstd vs. Lmini	2,59	6,38	Aceptada	8	-3,88	$\pm 2,31$	Rechazada	$\mu_1 < \mu_2$	0,002
Cstd vs. Cmini	77,63	6,35	Rechazada	4	-0,62	$\pm 2,31$	Aceptada	$\mu_1 < \mu_2$	0,284
Cmini vs. Lmini	7,41	6,38	Rechazada	4	1,15	$\pm 2,31$	Aceptada	$\mu_1 > \mu_2$	0,152
Rmini vs. Lmini	0,11	0,17	Aceptada	11	-4,42	$\pm 1,78$	Rechazada	$\mu_1 < \mu_2$	0,000
Rmini vs. Cmini	0,82	0,17	Rechazada	4	-4,89	$\pm 1,80$	Rechazada	$\mu_1 < \mu_2$	0,000

Nota: Longitudinal (L); Circunferencial (C); Radial (R); miniatura (mini); estándar (std).

Los resultados muestran diferencias significativas entre los esfuerzos de fluencia y resistencia última en las direcciones L y C de las probetas estándar, encontrando que el

promedio del esfuerzo de fluencia en la orientación C fue 8,4% mayor que en la orientación L y la resistencia última en la orientación C fue 3,26% mayor que en la orientación L. Comparando los valores del límite elástico entre probetas miniatura con probetas estándar en la orientación L, las probetas miniatura fueron 12% mas altos que en las estándar. En la orientación C no hubo diferencias significativas entre los dos tamaños de probeta.

Un resultado significativo de ésta investigación es que se pudieron determinar las propiedades de tracción uniaxial en la orientación R con probetas miniatura. Los resultados muestran que la resistencia última en la orientación R es la más débil de las tres direcciones principales del tubo, con un límite elástico 24% menor que en la orientación L y 22% menor que en la C, comparando entre probetas miniatura. Este resultado es similar si se comparan las probetas estándar con la miniatura; sin embargo aquí se debe considerar también el efecto del tamaño, descrito en el párrafo anterior. Es interesante observar que las diferencias entre los valores de esfuerzo de fluencia y resistencia última para las direcciones L y C son mucho mayores entre las probetas miniatura que las estándar.

4.3.2 Compliance

La solución aproximada obtenida por el método de elementos finitos fue corregida por mediciones directas en probetas compactas de tensión miniatura CT, las cuales fueron pulidas a espejo y en su superficie lateral, se marcaron líneas perpendiculares al avance de la grieta con un vernier de altura cada 0,25 mm. De acuerdo al estándar ASTM E 677-00 ^[37] se hizo el agrietamiento por fatiga con amplitud de carga constante y un ΔK inicial de 15 MPa \sqrt{m} , hasta un tamaño de grieta en el intervalo de $0,35 < a/W < 0,6$. El crecimiento de la grieta se monitoreó con un estereomicroscopio, cada vez que la grieta alcanzaba una de las marcas laterales, se registraba el desplazamiento de la abertura de grieta con un extensómetro colocado en la cara frontal de la probeta, en ciclos de carga-descarga. De los registros se determinó la pendiente, que representa el inverso de la función compliance. Después de ensayadas las probetas, se les aplicó carga hasta la fractura para medir la longitud inicial y final de grieta por fatiga. Esta medición se realizó con un analizador de imágenes, requiriéndose un tinte térmico.

En las probetas estándar la longitud de grieta en se midió por la función compliance dada en la norma ASTM E647^[37,39]; mientras que el desplazamiento de abertura se midió con un extensómetro colocado sobre la línea de carga de la probeta.

En la Tabla XII se muestra la longitud inicial y final medidas en el intervalo de $0,35 < a/W < 0,6$ de las diferentes probetas CT miniatura.

Tabla XII Resultados de las longitudes de grieta corregidos por curvatura de las probetas compactas de tensión miniatura

Probeta	Espesor (mm)	Longitud de grieta inicial, a_0 , mm			Longitud de grieta final, a_f , mm		
		Física	Complianza	%Error	Física	Complianza	%Error
RL1	5,35	5,19	5,38	+3,55	9,67	9,98	+3,07
RL4	5,34	5,53	5,61	+1,43	9,97	10,01	+0,40
LT4	5,32	5,36	5,41	+0,92	10,08	10,00	- 0,75
TL1	5,31	6,50	6,40	- 1,57	10,59	10,95	+3,27
RC11	5,33	5,11	5,18	+1,28	10,51	10,50	- 0,13
RC21	5,33	5,02	5,16	+2,79	9,44	9,76	+3,27
RL21	5,30	4,99	5,5	+8,44	9,49	9,75	+2,66

La longitud de grieta final fue corregida debido a la curvatura que presenta el frente de propagación. Esta corrección de curvatura consiste en estimar la diferencia que existe entre el valor promedio de la longitud de grieta final medida en la superficie de fractura con la longitud de grieta final medida en la cara lateral de la probeta. Con esta diferencia se recalcularon las longitudes de grieta en todos los puntos anteriores a la longitud de grieta final, excepto en la longitud de grieta inicial por considerar que no presenta curvatura. También en esta misma Tabla se muestra el error relativo estimado entre la longitud de grieta medido por la complianza y el corregido por curvatura. El error promedio para todos los casos es menor del 2,5%

En la figura 42 se muestran las complianzas (V/P) de las probetas CT miniatura obtenidas por los métodos experimental y numérico realizados en el presente trabajo, así como el reportado por Saxena^[39]. En este último se utilizaron las expresiones matemáticas para una probeta normalizada estimando el desplazamiento de la abertura de la grieta en la cara frontal. De este resultado se observa que la pendiente estimada en la probeta estándar está debajo de las correspondientes a las microprobetas, y por lo tanto, existe una sobreestimación de la longitud de la grieta.

La figura 43 muestra la función de transferencia U_x contra a/W determinada aquí y a partir de la cual se obtienen los coeficientes de la función polinomial de calibración de tamaño de grieta. La función de transferencia de las probetas miniatura es la misma que para las

probetas estandarizas, pero los coeficientes del polinomio son diferentes. En este estudio, los coeficientes del polinomio de la función de tamaño de grieta se obtuvieron a partir de los datos de la figura 43. La expresión de la función complianza para las probetas miniatura obtenida en este trabajo es:

$$\frac{a}{W} = 8,902 U_x^2 - 6,7029 U_x + 1,1421 \quad (41)$$

Donde: a es el tamaño de grieta, W el ancho de la probeta y U_x la función de transferencia. El intervalo de validez de esta ecuación es $0,35 \leq a/W \leq 0,60$, que corresponde los tamaños de grieta que se obtuvieron en las pruebas de propagación de grietas por fatiga.

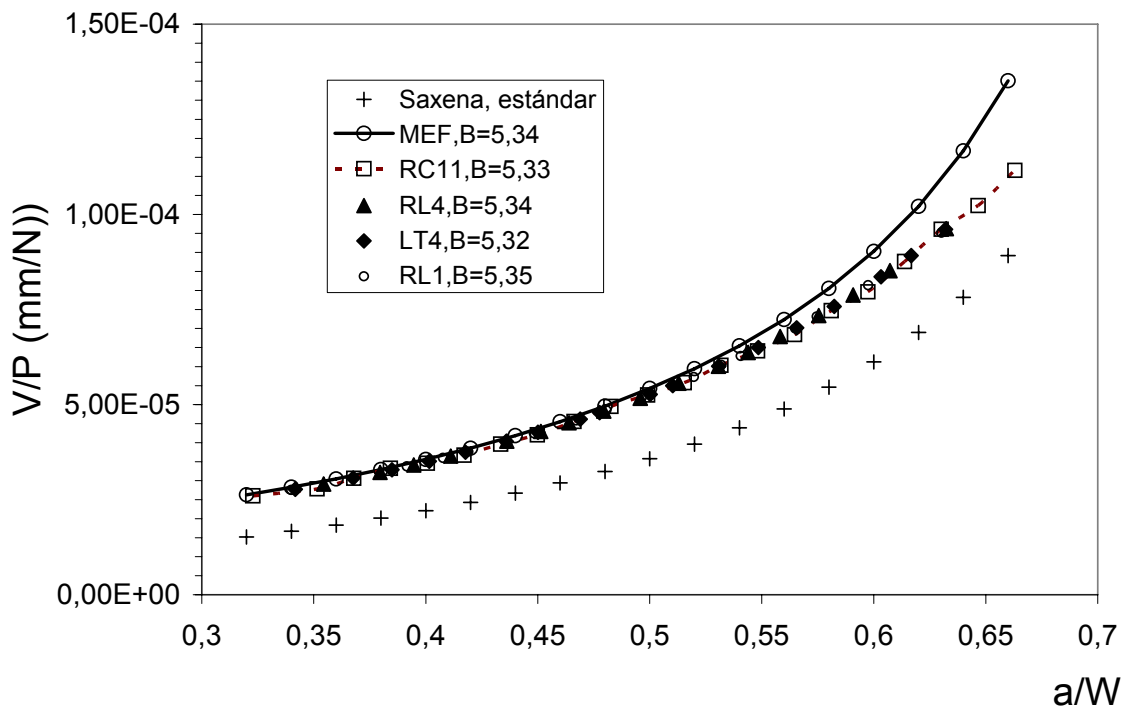


Figura 42. Gráfica comparativa de complianza obtenida por diferentes métodos

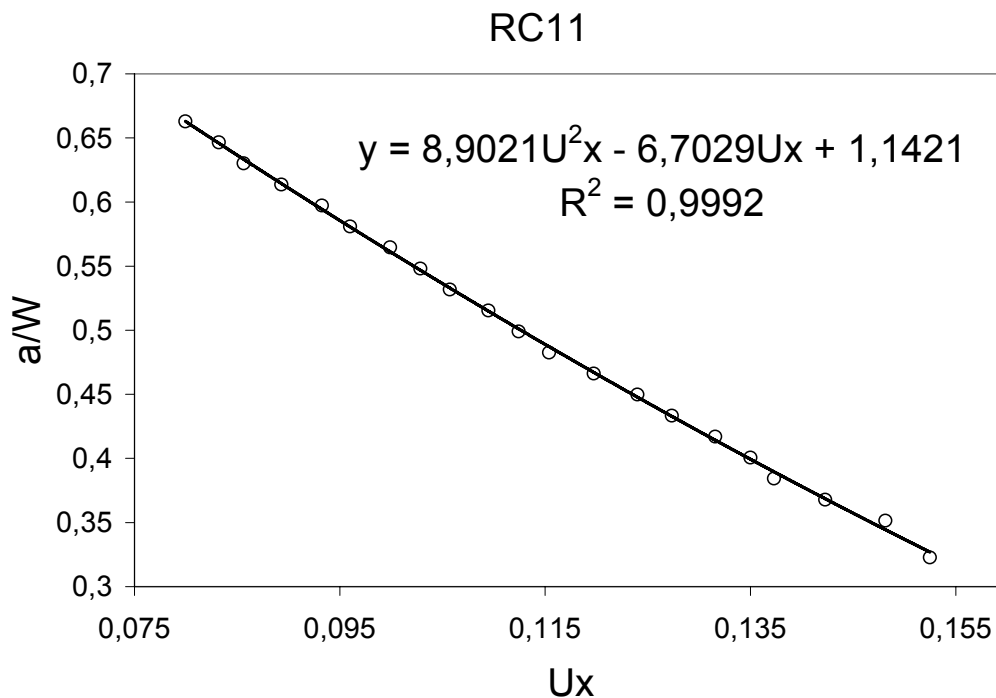


Figura 43. Gráfica de los coeficientes de la complianza experimental.

4.3.3 Tenacidad a la fractura

4.3.3.1 Curvas carga versus desplazamiento

Las figuras 44 y 45 muestran las curvas del desplazamiento de abertura de grieta vs. carga de las probetas estándar y miniatura. Se observa que se requiere aproximadamente 20 veces menos fuerza para romper una probeta miniatura que una probeta estándar, lo que puede ser una ventaja si solo se cuenta con una máquina de baja capacidad para realizar la prueba. La forma de la curva es tal como se espera para una prueba válida; es decir, una porción inicial lineal, seguida de una curva con un máximo que posteriormente decrece cuando inicia la fractura. La pendiente de las porciones de descarga de la curva P vs. V disminuye conforme avanza la prueba, debido a que la grieta crece. Adicionalmente se observa que la curva para las probetas miniatura tiene una caída de carga en la región no lineal, menor que la curva de las probetas estándar, con excepción de la probeta CL6_MINI.

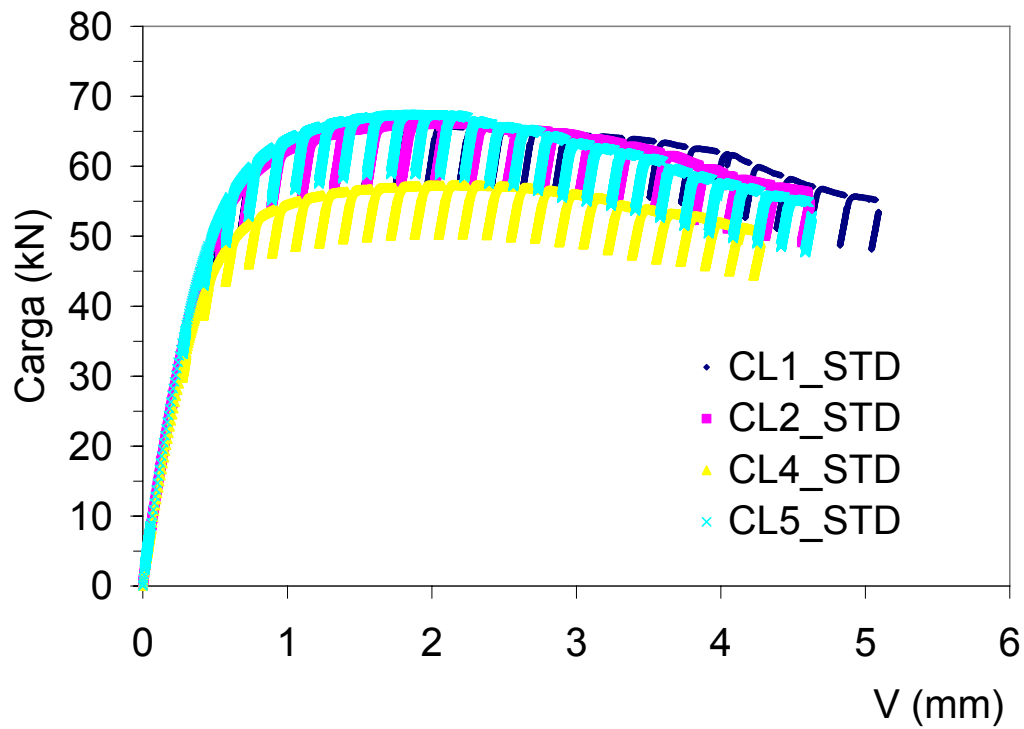


Figura 44. Curva carga versus desplazamiento de la probeta estándar en la dirección circunferencial longitudinal (CL)

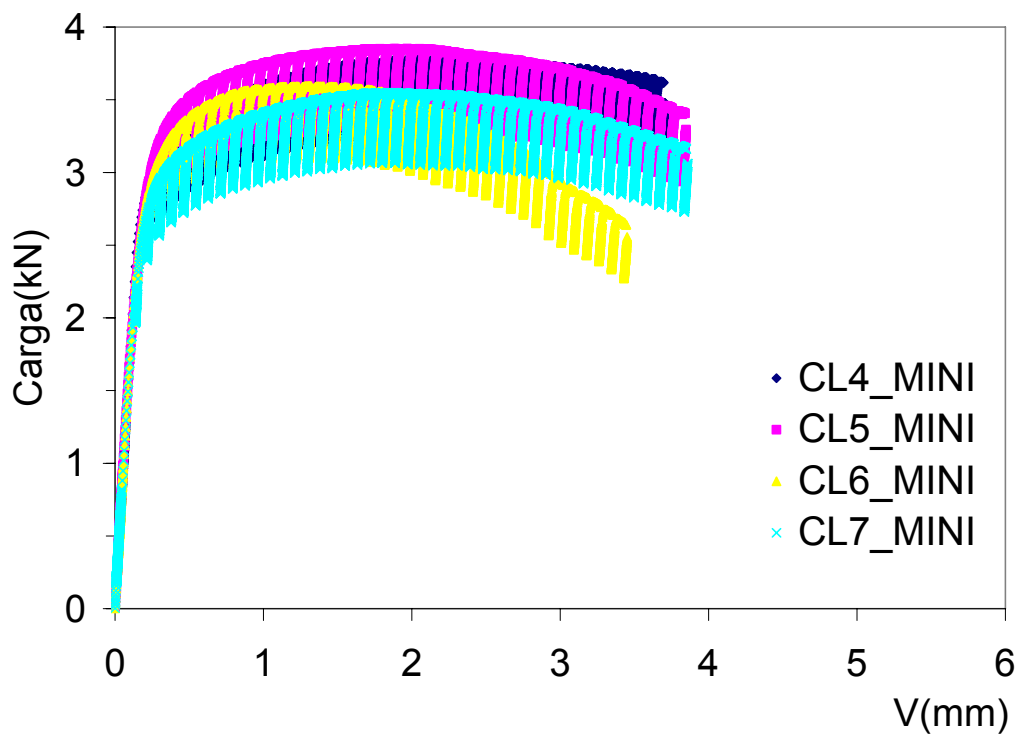


Figura 45. Curva carga versus desplazamiento de la probeta miniatura en la dirección longitudinal circunferencial (LC).

4.3.3.2 Curvas CTOD-R

Las curvas CTOD-R de las probetas estándar y miniatura en las diferentes orientaciones ensayadas se muestran desde la figura 46 hasta la figura 51 En la Tabla XIII se muestran los valores promedio de tenacidad a la fractura medida como δ_{IC} , así como los correspondientes $K_{\delta_{IC}}$ obtenidos mediante la siguiente expresión:

$$K_{IC} = \sqrt{E' \sigma_0 \bar{\delta}_{IC}} \quad (42)$$

Para calcular el valor de $K_{\delta_{IC}}$ convertido de las probetas estándar, se consideró deformación plana, mientras que para las probetas miniatura, se consideró esfuerzo plano. Este último se hizo con base en el hecho de que las probetas miniatura no cumplen con el criterio de validez para deformación plana, establecido en la norma ASTM E 1820^[43] y dado por:

$$b_0 \geq 35 \delta_Q \quad (43)$$

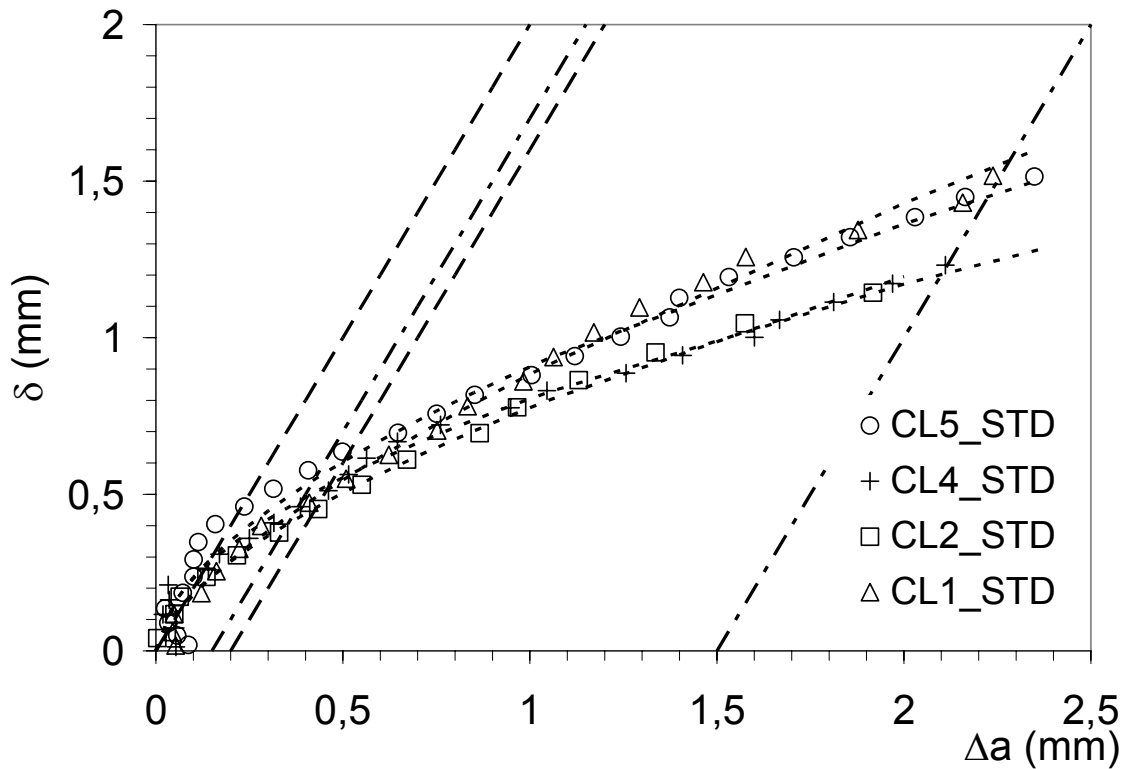


Figura 46. Curva CTOD-R de probetas estándar en la dirección circunferencial longitudinal (CL).

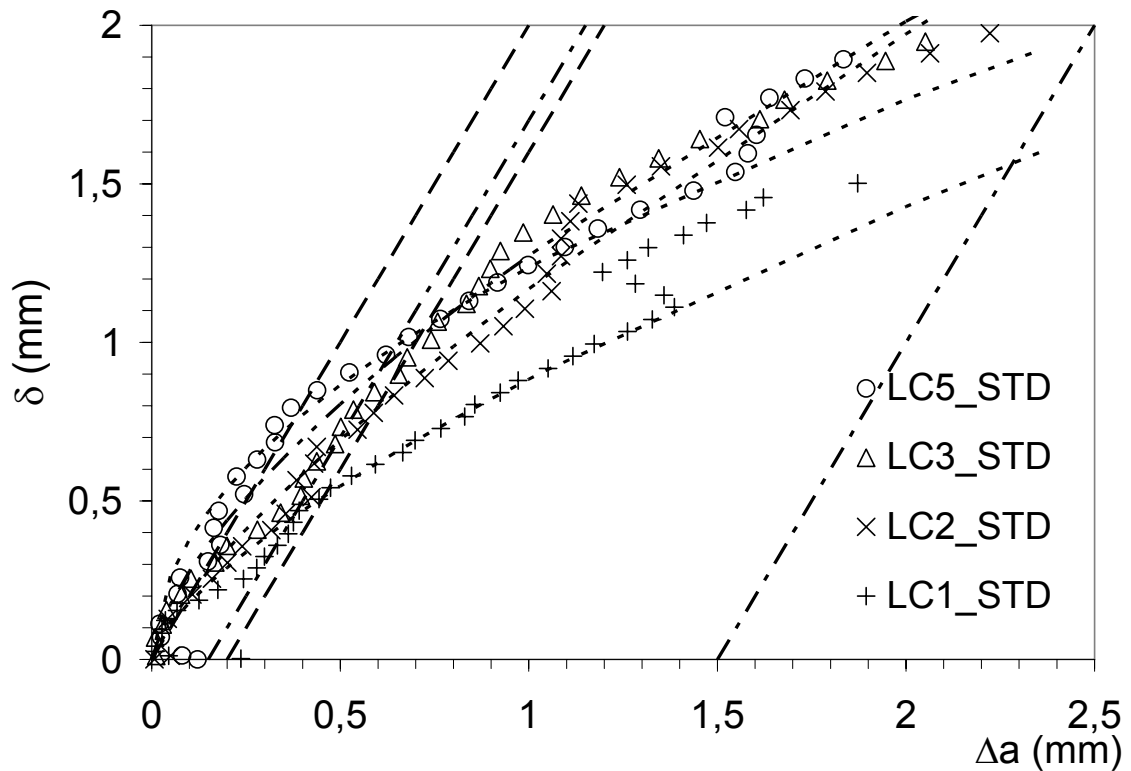


Figura 47. Curva CTOD-R de probetas estándar en la dirección longitudinal circunferencial (LC).

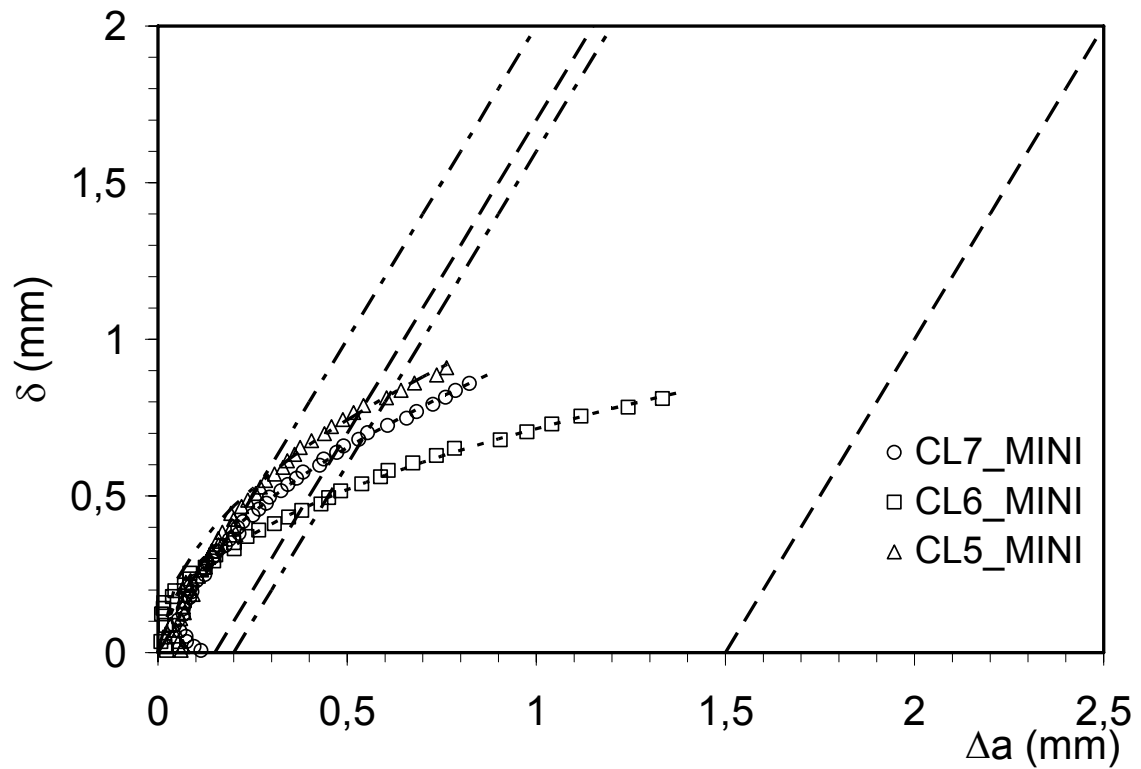


Figura 48. Curva CTOD-R de probetas miniatura en la dirección circunferencial longitudinal (CL).

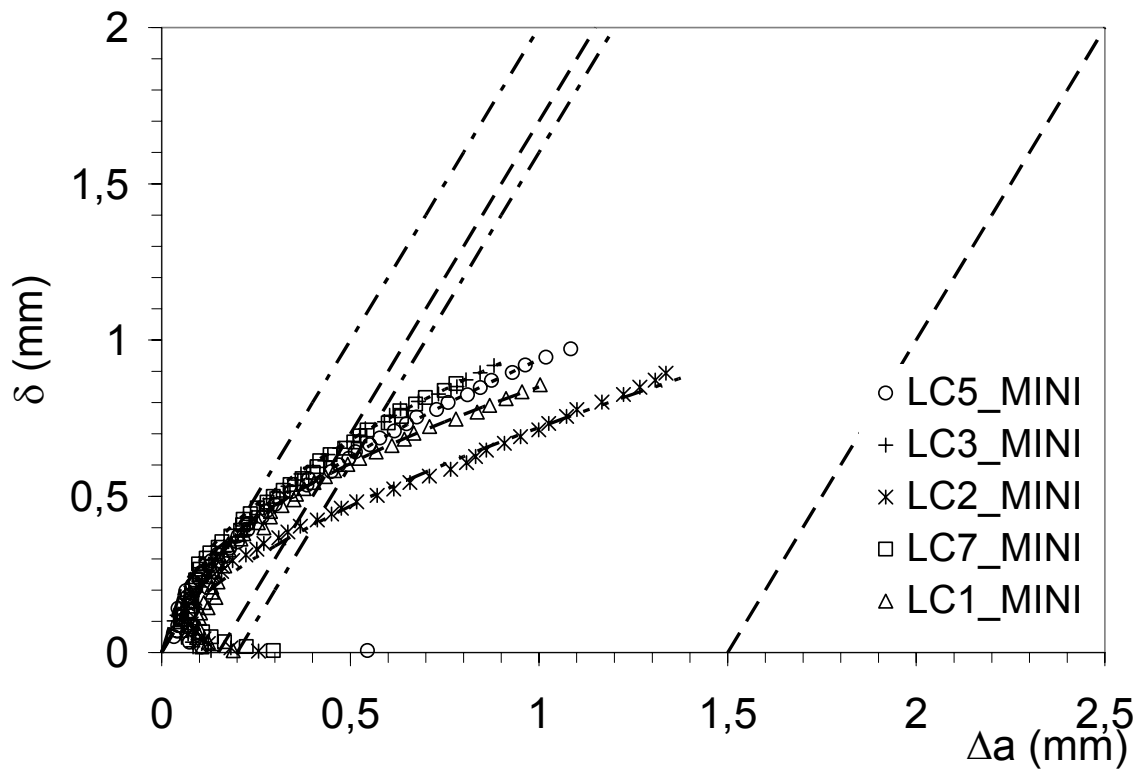


Figura 49. Curva CTOD-R de probetas miniatura en la dirección longitudinal circunferencial (LC).

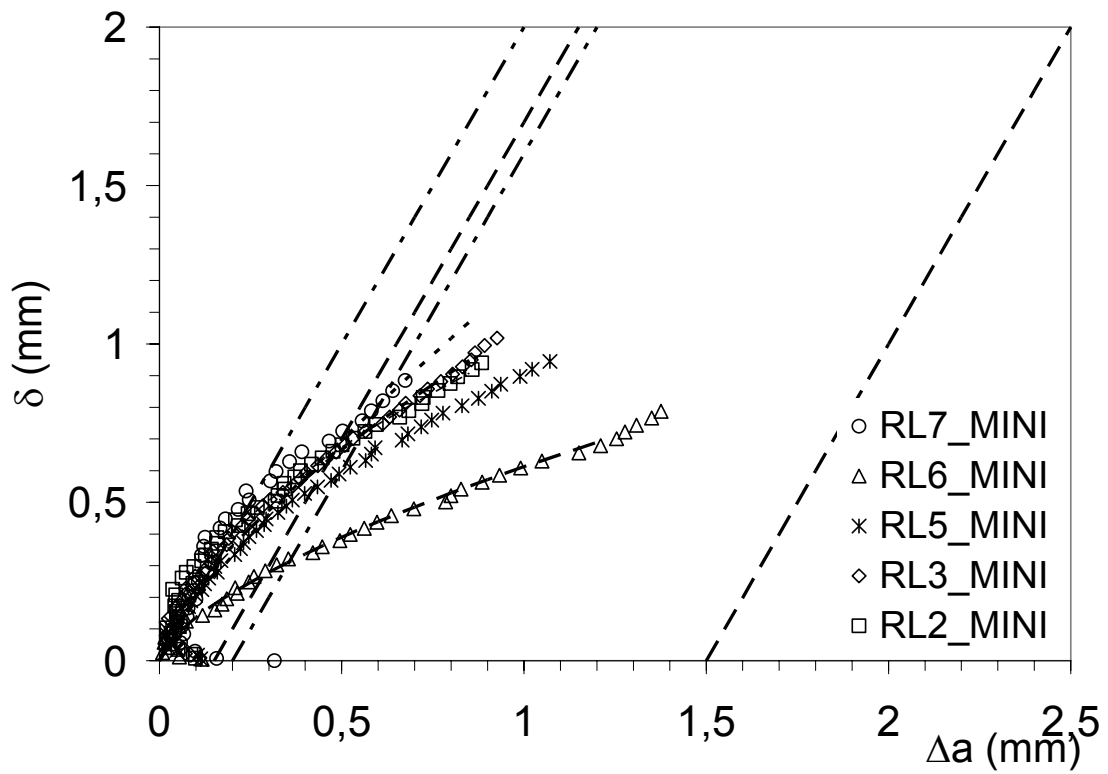


Figura 50. Curva CTOD-R de probetas miniatura en la dirección radial longitudinal (RL).

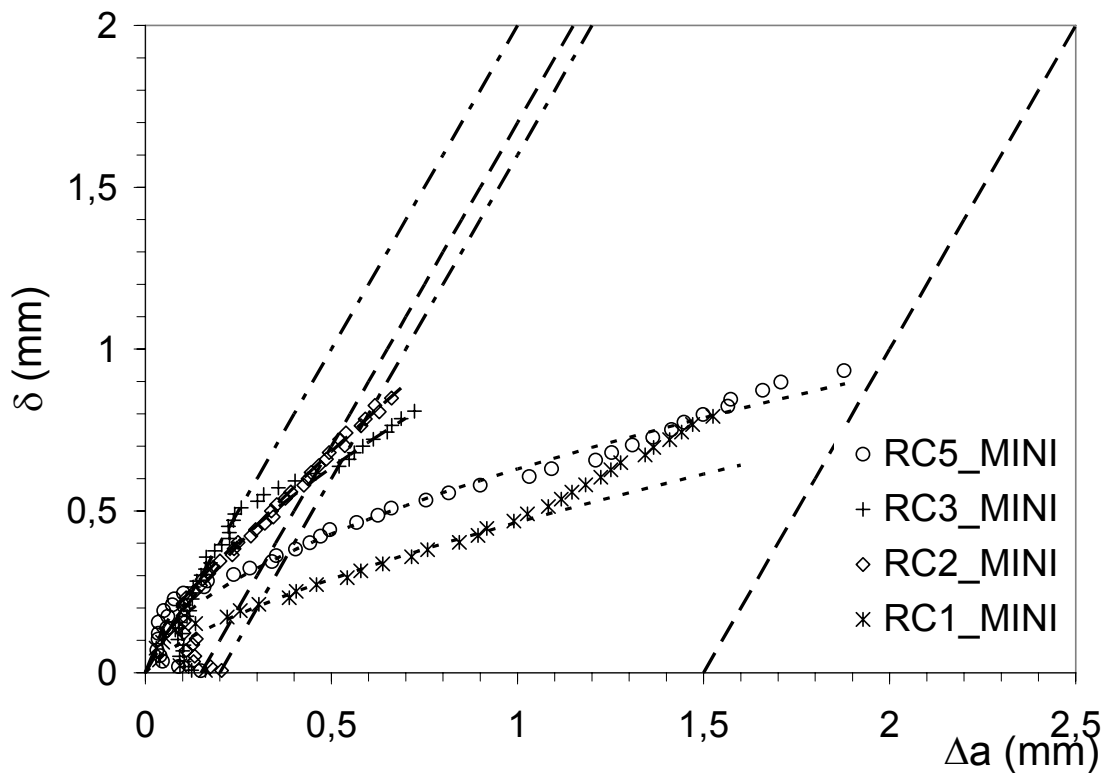


Figura 51. Curva CTOD-R de probetas miniatura en la dirección radial circunferencial (RC).

La condición de esfuerzo plano de las probetas miniatura se verifica al observar la formación de un cuello lateral en las probetas ensayadas, como se muestra en la figura 52. Este cuello no se observa en las probetas estándar.

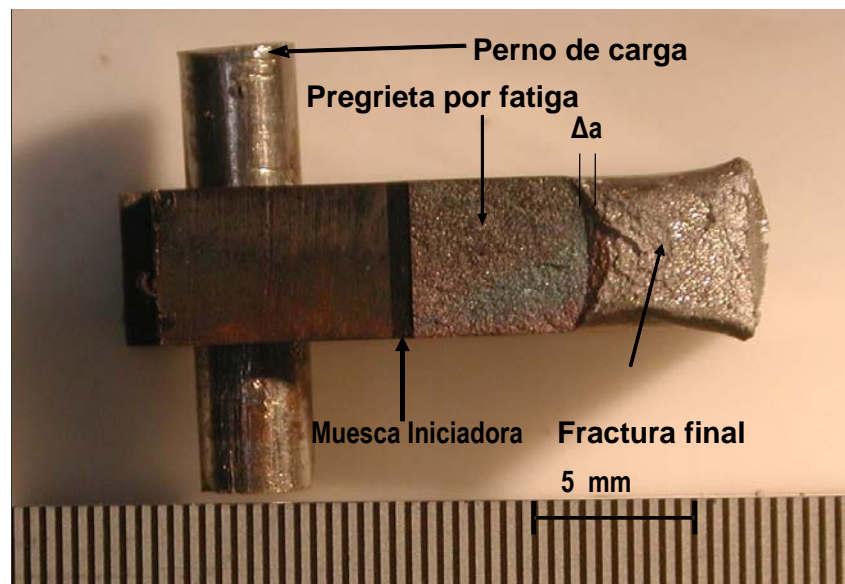


Figura 52. Superficie de fractura de la probeta compacta de tensión miniatura

En la Tabla XIII se tabulan los resultados de los promedios de la tenacidad a la fractura. Se observa que en las probetas estándar la tenacidad a la fractura es 15% más alta en la orientación LC que en la orientación CL. En cambio, las probetas miniatura muestran valores 9% más altos en la orientación CL que en LC. El valor más bajo se da en la probeta miniatura RC; resultado consistente con los obtenidos de los ensayos de tensión uniaxial anteriormente descritos. El resto de las comparaciones se hará en la sección de discusión de resultados. Otro punto importante son las pendientes de las curvas CTOD-R; siendo más altas en las probetas estándar en las orientaciones CL y LC que las de las probetas miniatura ensayadas en las mismas orientaciones. Las pendientes de las orientaciones LC son más altas que en CL en ambos tamaños de probeta, pero las más altas de todas fueron en las probetas miniatura en la orientación corta (RL y RC).

Tabla XIII. Valores promedio de la tenacidad a la fractura obtenida en las probetas estándar y miniatura por la curva R

Probeta	n	W (mm)	B (mm)	dδ/da	δ _{IC} [mm]	K _{δIC} (MPa√m)		%C.V.
		\bar{x}	\bar{x}	\bar{x}	\bar{x}	\bar{x}	s	
CLstd	4	50,00	24,03	0,61	0,52	226,96	18,99	8,36
LCstd	4	50,00	24,03	0,65	0,84	261,95	32,63	12,45
CLmini	3	15,83	5,31	0,47	0,70	242,34	31,28	12,90
LCmini	5	15,83	5,32	0,55	0,61	222,02	23,13	10,41
RLmini	4	15,83	5,32	0,66	0,63	211,15	36,61	17,33
RCmini	4	15,83	5,25	0,67	0,50	188,12	49,59	26,36

Como un primer análisis del efecto del tamaño de probeta en la tenacidad a la fractura se obtuvo la gráfica de la figura 53, donde se gráfica la tenacidad a fractura, en términos del desplazamiento crítico de abertura de grieta, contra el tamaño de zona plástica, r_y el cual se estimó a partir de la aproximación de Irwin para tamaño de zona plástica en condiciones de lineal elasticidad, de la siguiente forma:

$$r_y = \left(\frac{1}{\pi} \right) \left(\frac{K_I}{\sigma_0} \right)^2 \quad (44)$$

El valor de K_I corresponde al valor calculado para la probeta compacta de tensión, justo en el momento en que se evaluó la tenacidad, a partir de la siguiente expresión:

$$K_I = \frac{P}{(B B_N W)^{\frac{1}{2}}} f(a/W) \quad (45)$$

Donde P es la carga registrada en la máquina de ensayo justo en el momento en que se obtuvo la curva CTOD-R, B es el espesor de la probeta, B_N es el espesor neto, dado por la distancia entre las muescas laterales de la probeta, $f(a/W)$ es el factor geométrico correspondiente a la carga y longitud de grieta cuando se evaluó δ_{IC} .

En la figura 53 se observa que el tamaño de la zona plástica de las probetas miniatura es menor que el tamaño de la zona plástica de la probeta estándar, lo que separa claramente los datos de tenacidad obtenidos con un tamaño y otro de probeta. En esta gráfica se aprecia también una clara tendencia de las probetas miniatura a presentar menores valores de tenacidad en general. Asimismo, en las probetas estándar se observa que la tenacidad a

la fractura es menor en probetas con menor tamaño de zona plástica, mientras que en las probetas miniatura no se observa una tendencia clara en este aspecto.

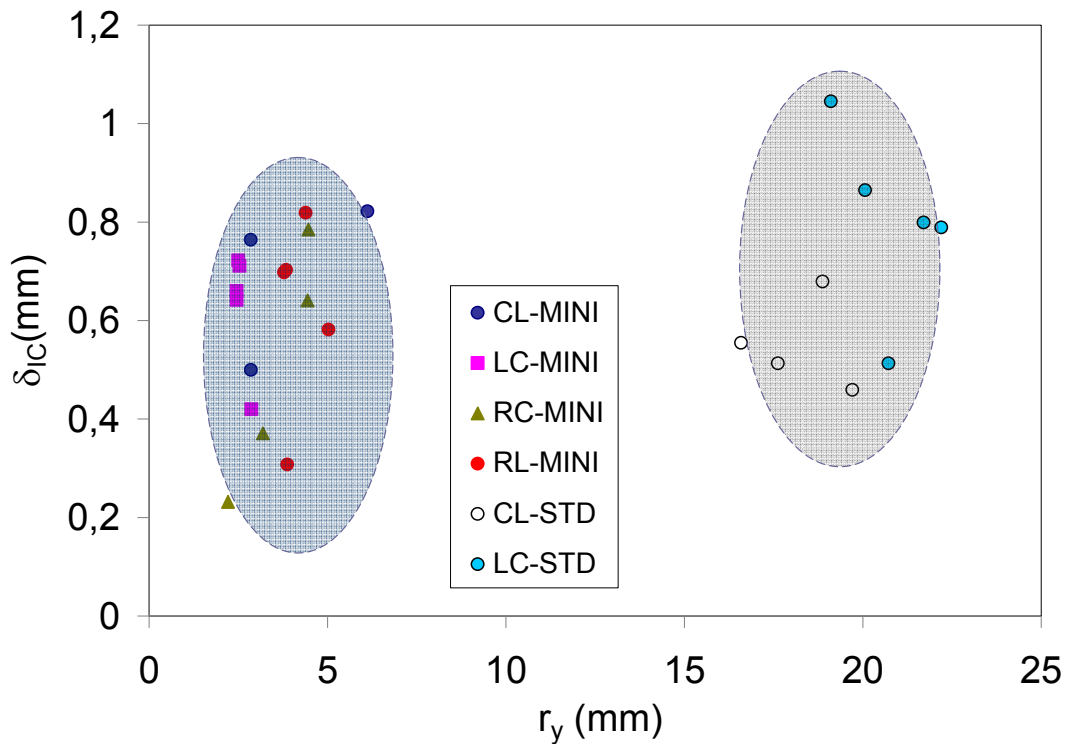


Figura 53. Se muestra la relación de la tenacidad a la fractura (δ_{IC}) con el tamaño de la zona plástica (r_y).

La segunda la relación a considerar para analizar el efecto del tamaño, es la razón de δ_{IC}/B con respecto a r_y/b_0 , donde b_0 es el tamaño de ligamento ($W-a$) de la probeta preagrietada, medido justo antes de iniciar los ciclos carga-descarga para obtener la curva CTOD-R. La figura 54 muestra el resultado de esta comparación. Se observa un agrupamiento de los valores de tenacidad a la fractura normalizada con respecto al espesor, en una franja de valores de la razón r_y/b_0 entre 0.4 y 1.0. Es interesante notar que los valores de tenacidad normalizada de las probetas estándar prácticamente se agrupan en una región estrecha, lo que indica, en principio que la tenacidad de las probetas estándar es controlada por el espesor y los tamaños de zona plástica y de ligamento.

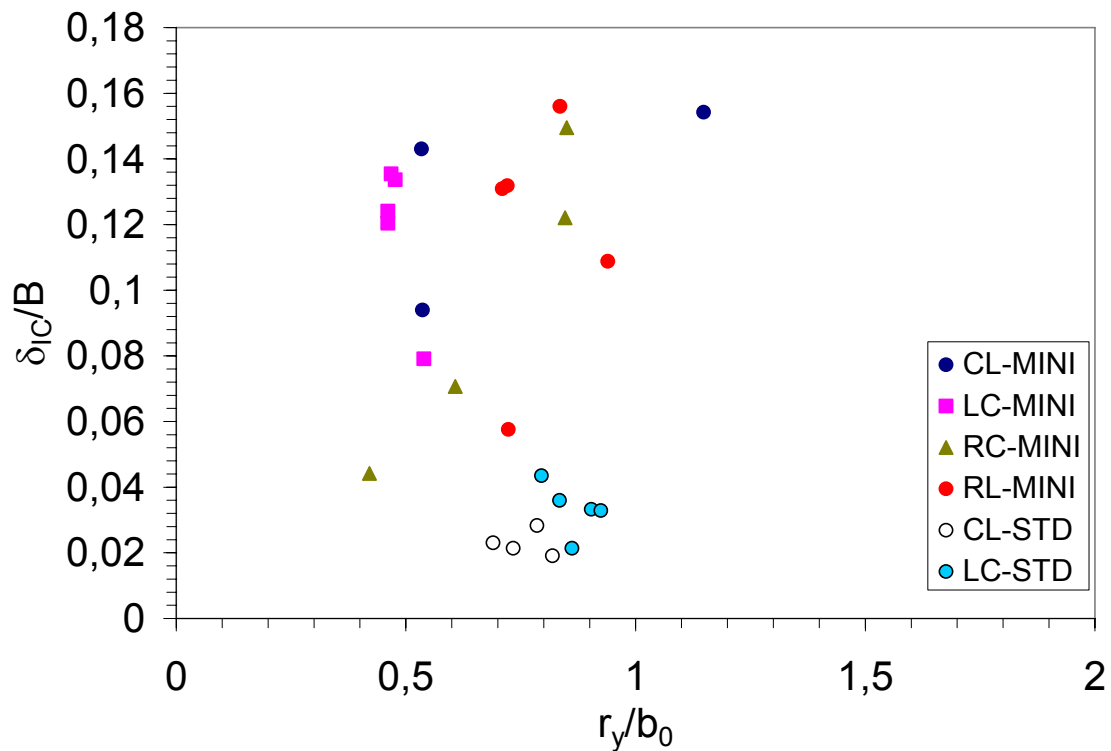


Figura 54. Se muestra la relación entre la razón δ_{IC}/B con la razón r_p/b_0 .

La tercera y última relación a considerar es entre la tenacidad a la fractura normalizada con el espesor (δ_{IC}/B) en función de un número adimensional dado por $(\sigma_0/E)(W/B)$. La gráfica resultante se muestra en la figura 55, donde se observa que el número adimensional $(\sigma_0 W/EB)$ separa claramente los datos por tamaño de probeta y por orientación. Esta es la relación más significativa encontrada entre los resultados de la experimentación y se discutirá en el capítulo siguiente.

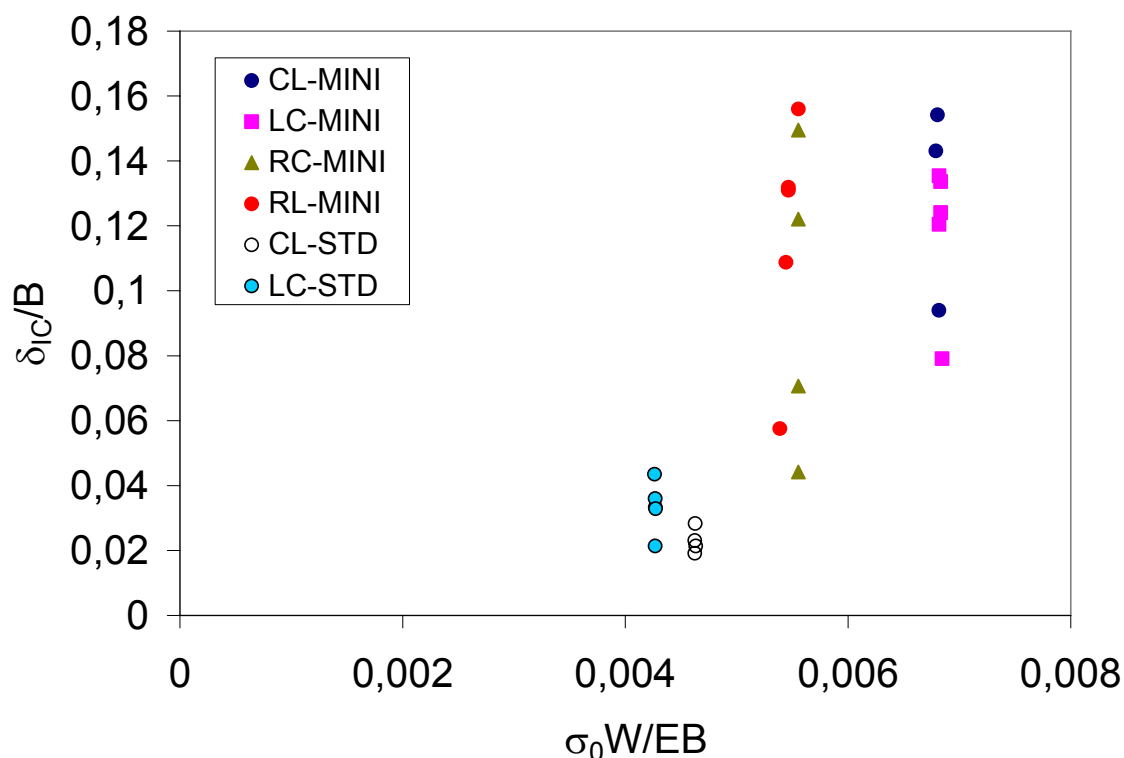


Figura 55. Se muestra la relación entre la razón δ_{Ic}/B con la razón $\sigma_0 W/EB$.

De una manera similar a como se determinó la significancia estadística del tamaño y orientación en las pruebas de tensión, se evaluó la validez estadística de las diferencias de la tenacidad a la fractura, reportadas en la Tabla XIII, en función del tamaño y orientación de las probetas mediante la prueba *t* Student, con un nivel de significancia del 95%. Los resultados que se dan en la Tabla XIV, donde se demuestra estadísticamente que si existe un efecto de la orientación entre las probetas estándar mientras que no se encontró un efecto de la orientación entre las probetas miniatura, con excepción de la orientación RC, cuya tenacidad a la fractura fue significativamente menor que en las otras orientaciones y de hecho fue la más baja de todas las tenacidades medidas, tanto en probetas estándar, como miniatura. El tamaño tuvo un efecto significativo en la orientación LC, donde la tenacidad a la fractura de la probeta estándar fue mayor que en la probeta miniatura, pero en la orientación CL no se observó una diferencia significativa de las tenacidades a la fractura determinadas en probeta estándar y miniatura.

Tabla XIV. Prueba t de una cola para dos muestras independientes de tenacidad a la fractura

 $K_{Ic}(\text{MPa}\sqrt{\text{m}})$ con $\alpha=0,05$

Comparación	Estadístico F_0	Valor crítico F_C	H_0 : Varianzas Iguales	φ	Estadístico t_0	Valor crítico t_C	H_0 : Medias Iguales	H_1 : Hipótesis Alternativa	P
CLstd vs. LCstd	2,95	9,11	Aceptada	7	-1,89	$\pm 1,89$	Rechazada	$\mu_1 < \mu_2$	0,050
CLstd vs. CLmini	2,71	9,55	Aceptada	6	-1,39	$\pm 1,94$	Aceptada	$\mu_1 < \mu_2$	0,107
LCstd vs. LCmini	1,99	6,38	Aceptada	8	2,23	$\pm 1,86$	Rechazada	$\mu_1 > \mu_2$	0,028
CLmini vs. LCmini	1,82	6,94	Aceptada	7	1,69	$\pm 1,89$	Aceptada	$\mu_1 > \mu_2$	0,067
CLmini vs. RLmini	1,36	19,24	Aceptada	7	1,83	$\pm 1,89$	Aceptada	$\mu_1 > \mu_2$	0,055
CLmini vs. RCmini	2,51	19,16	Aceptada	6	2,18	$\pm 1,94$	Rechazada	$\mu_1 > \mu_2$	0,036
LCmini vs. R.Lmini	2,50	6,38	Aceptada	8	0,56	$\pm 1,86$	Aceptada	$\mu_1 > \mu_2$	0,295
LCmini vs. RCmini	4,60	6,59	Aceptada	7	1,37	$\pm 1,89$	Aceptada	$\mu_1 > \mu_2$	0,106
RLmini vs. RCmini	1,84	6,59	Aceptada	7	0,80	$\pm 1,89$	Aceptada	$\mu_1 > \mu_2$	0,224

4.3.3.3 Fractografía de la zona stretch

En la Tabla XV se presentan los resultados obtenidos de la medición del ancho de la zona de estiramiento (stretch en el idioma inglés) medida en el centro de las probetas fracturadas y en las curvas R. Los resultados indican que el ancho de la zona stretch (Δa_{sz}) medida en el centro de la probeta es más grande en las probetas estándar que en las miniatura. El valor de m , que se define como la razón entre δ_i , que representa la altura de la zona de estiramiento, y el incremento del ancho de la zona stretch y donde m representa físicamente el grado de constricción plástica en la probeta antes del avance de la grieta. En la Tabla XV se obtiene dos valores de m , m_1 y m_2 , donde los subíndices 1 y 2 representan la forma en que se determinó el valor de Δa_{sz} . El valor de δ_i se obtuvo de la carga máxima de la prueba CTOD de la probeta ensayada correspondiente. Para m_1 se determinó Δa_{sz} a partir de fotos obtenidas por microscopía electrónica del par estereoscópico de las superficies de fractura. El valor de m_2 se obtuvo al determinar el valor de Δa_{sz} a partir de la curva del CTOD en el punto δ_i . En ambos casos, los valores de m_1 y m_2 muestran una tendencia de tener los valores más altos en las probetas miniatura que en las probetas estándar.

Tabla XV. Resultados de las mediciones de longitudes de grieta por MEB y Curva R.

Probeta	Δa_{sz_MEB} [mm]	Δa_{sz_R} [mm]	δ_i [mm]	$m_1=(\delta_i/\Delta a_{sz_MEB})$	$m_2=(\delta_i/\Delta a_{sz_R})$
CL1_STD	0,6718	0,4100	0,4734	0,7047	1,1546
CL2_STD	0,5136	0,5505	0,5302	1,0324	0,9632
LC3_STD	0,7607	0,3952	0,5168	0,6793	1,3075
LC4_STD	0,9837	0,4660	0,6649	0,6759	1,4268
CL4_MINI	0,3979	0,2185	0,4787	1,2031	2,1905
CL7_MINI	0,3598	0,1881	0,3702	1,0291	1,9683
LC3_MINI	0,4377	0,2344	0,4149	0,9479	1,7702
LC5_MINI	0,1697	0,1042	0,2552	1,5037	2,4500
RL2_MINI	0,2999	0,1576	0,3883	1,2948	2,4641
RC3_MINI	0,2671	0,2232	0,4520	1,6923	2,0253

Los pares estereoscópicos de las superficies de fractura de una probeta estándar y una miniatura se presentan en las figuras 56 y 57, se observan las zonas donde se obtuvieron las mediciones de la zona stretch de una probeta estándar en la dirección transversal STT301(LC3) y una miniatura en la dirección corta (RL2). La zona stretch es mayor en la probeta estándar que en la probeta miniatura.

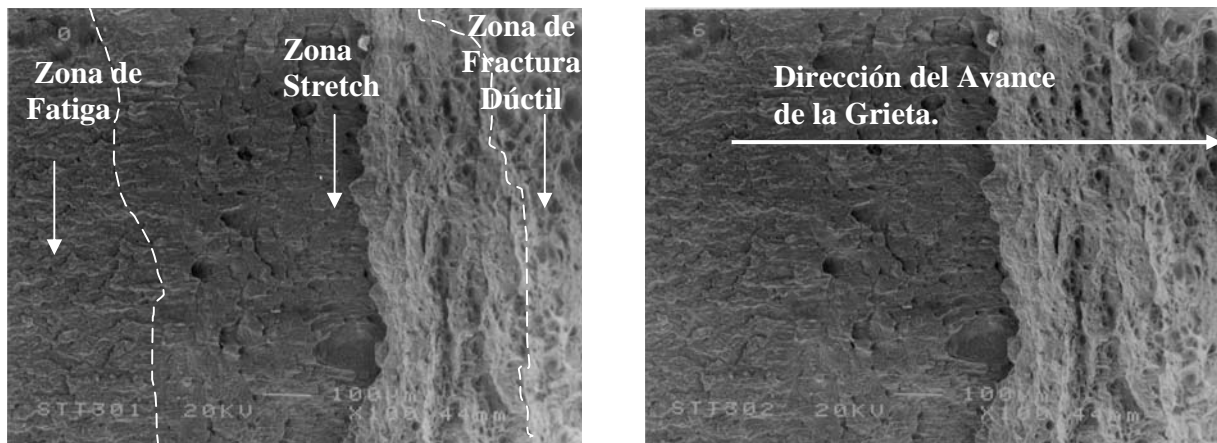


Figura 56. Fractografía del par Estereoscopico de la probeta compacta de tensión estándar en la dirección transversal (LC 3) a 0 y 6 grados.

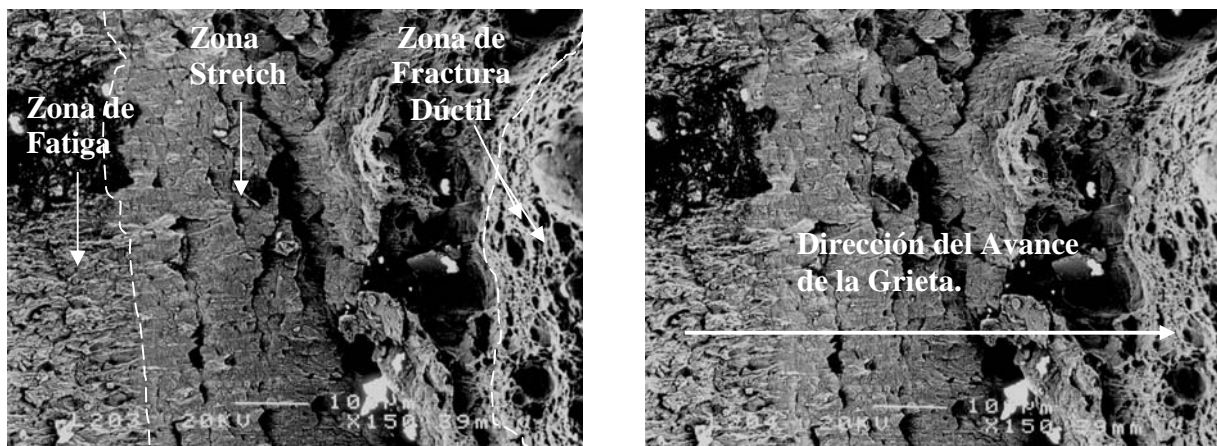


Figura 57. Fractografía del par estereoscopico de la probeta compacta de tensión miniatura en la dirección corta (RL2) 0 y 6 grados.

La figura 58 muestra las superficies de fractura de la zona stretch de las diferentes probetas de tenacidad a la fractura ensayadas. En las probetas estándar y miniatura LC y CL se observa que la zona stretch consiste de una fractura por desgarramiento dúctil con huecos parabólicos y evidencias de deslizamiento cortante; en la zona donde la extensión de la grieta ocurre, la fractura consiste en una fractura dúctil por nucleación y coalescencia de microhuecos. Las probetas miniatura en la dirección corta mostraron a diferencias de las anteriores una fuerte componente de fractura por deslizamiento cortante y grandes huecos en la zona de extensión dúctil

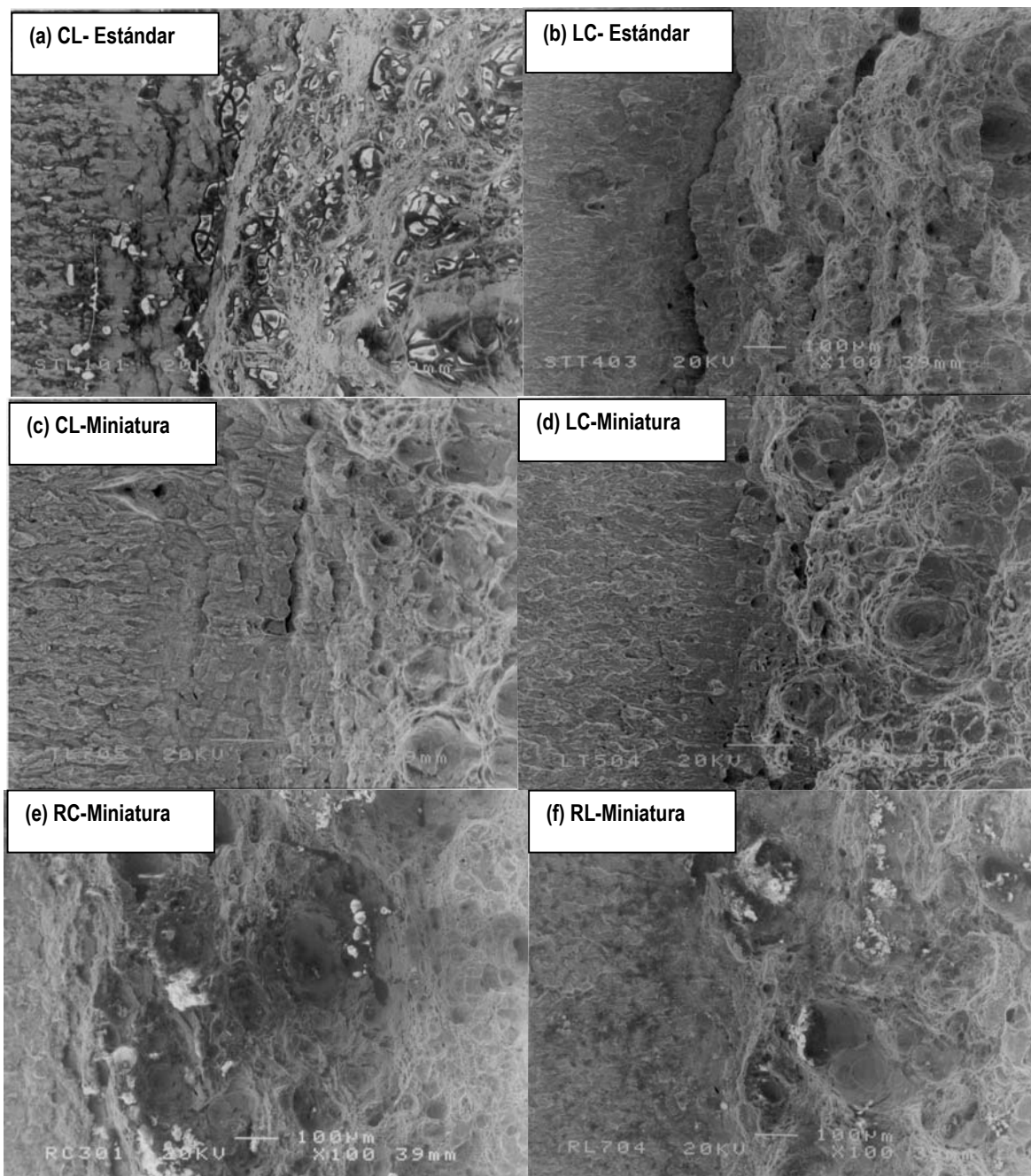


Figura 58. Superficie de fractura en la zona stretch de las probetas ensayadas.

4.3.3.4 Factor de escala

Como una propuesta simplificada del escalamiento de resultados entre probetas estándar y miniatura, se relacionó el CTOD en relación al incremento de la longitud de grieta. En las figuras 59 y 60 se muestran la línea de ajuste escalada a partir de los datos experimentales de la probeta estándar y miniatura:

$$\begin{aligned}\delta_{\text{MINI}} &= C_2 \Delta a^{n_2} \\ \delta_{\text{STD}} &= C_1 \Delta a^{n_1}\end{aligned}\quad (46)$$

Comparando los valores del CTOD, el factor de de escala es:

$$K_F = \frac{\delta_{\text{MINI}}}{\delta_{\text{STD}}} = \frac{C_2 \Delta a^{n_2}}{C_1 \Delta a^{n_1}} = \hat{C} \Delta a^{n_2 - n_1}\quad (47)$$

Donde:

$$\hat{C} = \frac{C_2}{C_1}\quad (48)$$

resulta

$$\delta_{\text{STD}} = \frac{\delta_{\text{MINI}}}{K_F}\quad (49)$$

Como parte de este proceso, se graficaron los datos experimentales de las probetas estándar (CL y LC) entre las líneas 0,15 y 1.5 mm para obtener la recta ajustada con las pendientes y las la ordenada al origen promedio de cada dirección y con éstas se obtuvieron los factores de escala para las probetas miniaturas en las mismas direcciones que las probetas estándar. Para escalar las probetas miniaturas en la dirección corta se eligió la pendiente y la ordenada a la origen promedio de la dirección longitudinal por tener mejor correlación en los resultados y así obtener su factor de escala, ver Tabla XVI.

El resumen de la tenacidad a la fractura promedio de las probetas estándar y escaladas se muestra en la Tabla XVII. Las figuras 61 a la 62 representan el escalamiento de las probetas miniaturas

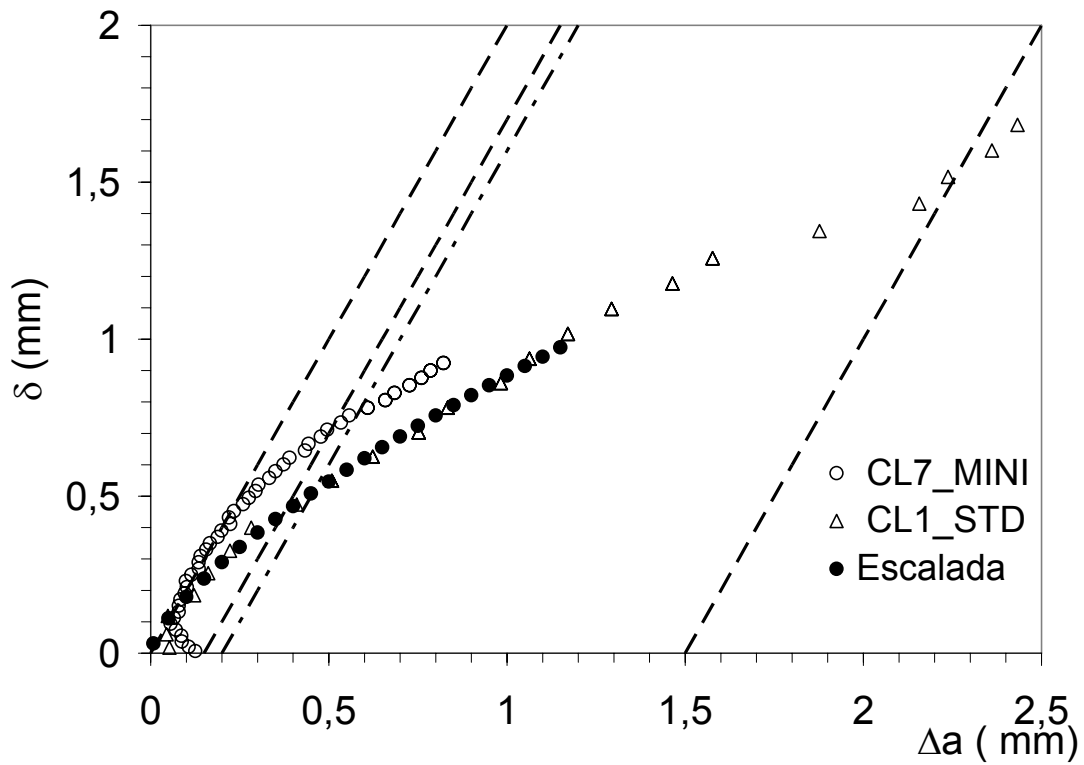


Figura 59. Curva CTOD-R de probeta miniatura y estándar en la dirección longitudinal (CL)

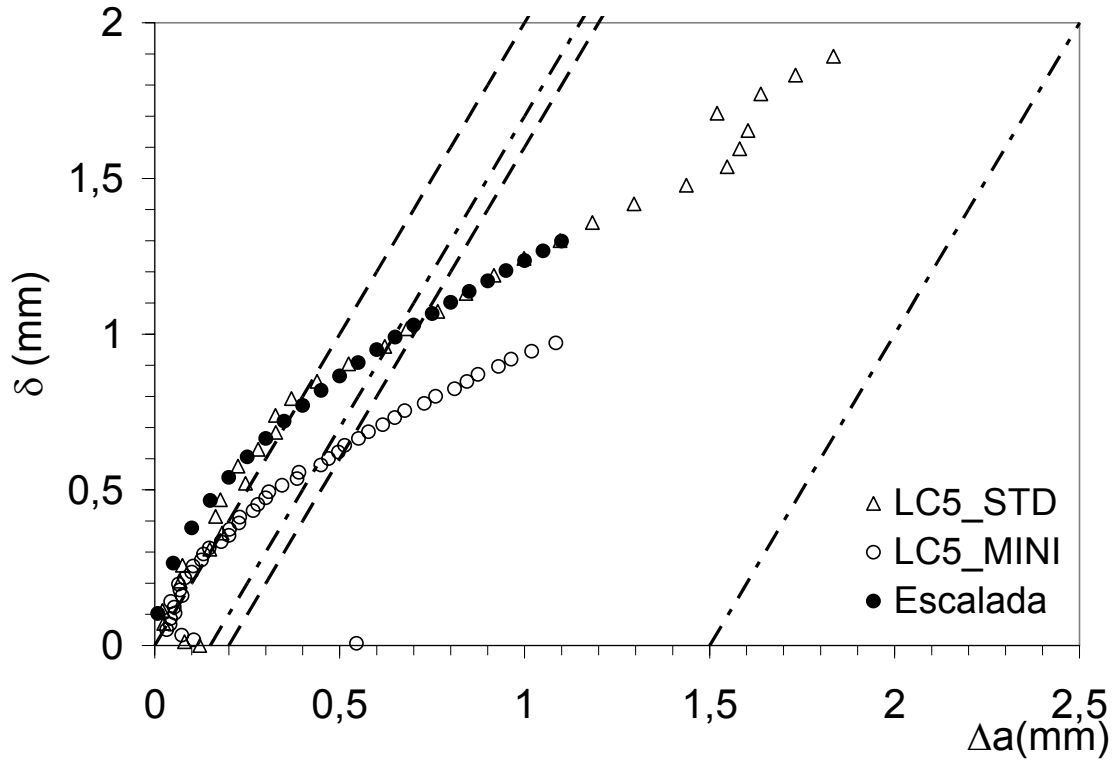


Figura 60. Curva CTOD-R de probeta miniatura y estándar en la dirección circunferencial (LC)

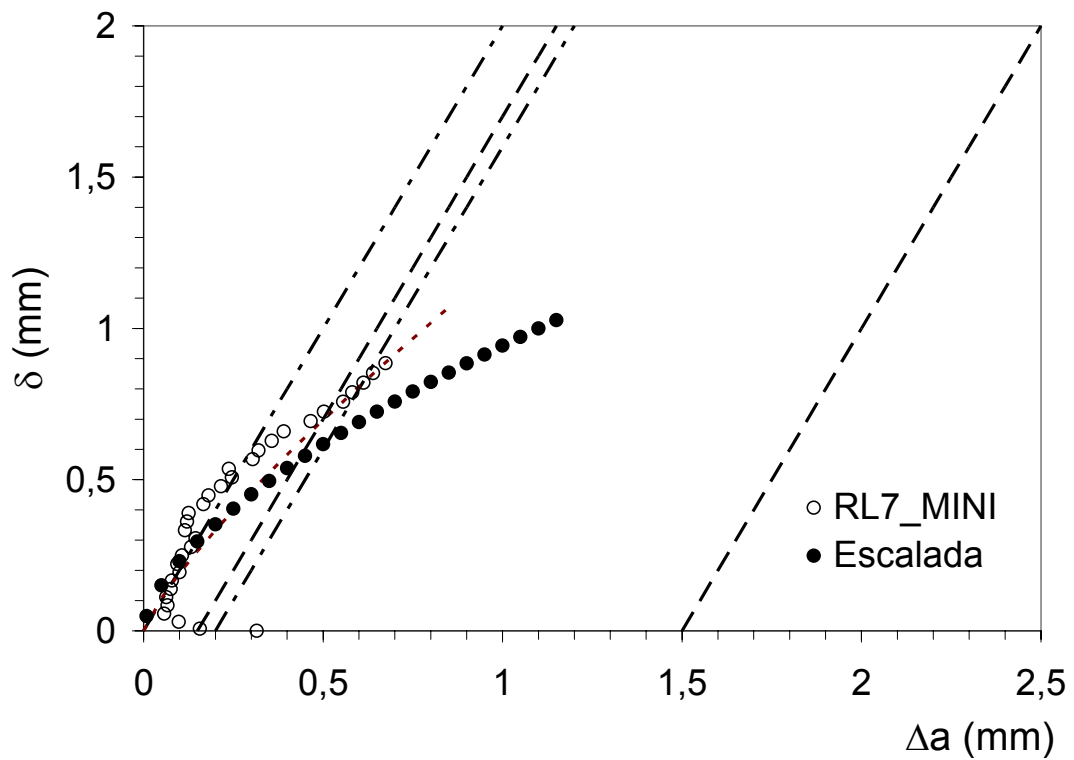


Figura 61. Curva CTOD-R de probeta miniatura con la línea de ajuste escalada (RL7)

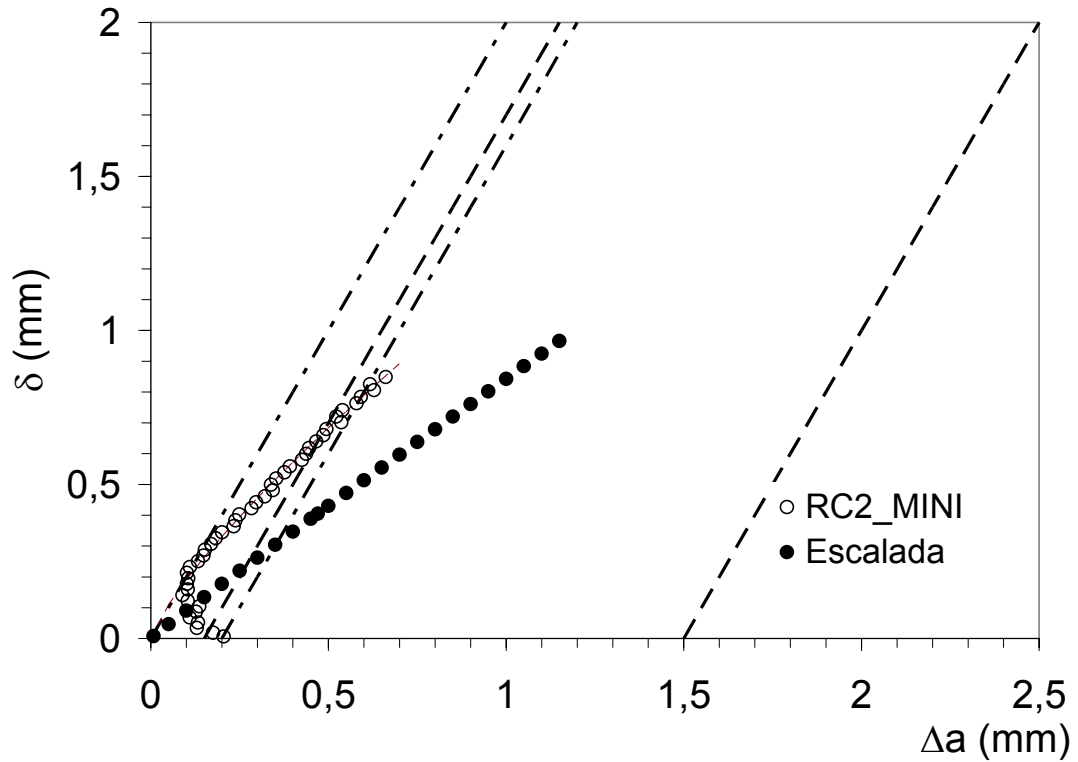


Figura 62. Curva CTOD-R de probeta miniatura con la línea de ajuste escalada (RC2)

Tabla XVI. Resultados del Escalamiento de las probetas miniaturas

Probeta Miniatura	Modelo de Predicción Experimental de cada una de las Probetas Miniaturas	Modelo de Predicción Experimental Promedio de la Probeta Estándar	Factor de Escala K_F	δ_{IC} Escalada	$K_{\delta_{IC}}$ Escalada
CL5_MINI	$1,054\Delta a^{0,5053}$	$0,8435\Delta a^{0,6123}$	$1,19956\Delta a^{-0,1931}$	0,5266	230,346
CL6_MINI	$0,7162\Delta a^{0,4622}$	$0,8435\Delta a^{0,6123}$	$0,8493\Delta a^{-0,1510}$	0,5265	230,324
CL7_MINI	$1,0095\Delta a^{0,5066}$	$0,8435\Delta a^{0,6123}$	$1,2009\Delta a^{-0,0953}$	0,5266	230,346
Promedio				0,5276	230,564
Desv. estándar				0,0021	0,451
% C.V.				0,3918	0,196
LC1_MINI	$0,8629\Delta a^{0,5337}$	$1,1282\Delta a^{0,8006}$	$0,7531\Delta a^{-0,3108}$	0,7954	265,197
LC2_MINI	$0,7131\Delta a^{0,5533}$	$1,1282\Delta a^{0,8006}$	$0,6383\Delta a^{-0,1801}$	0,6907	265,178
LC3_MINI	$0,9974\Delta a^{0,5721}$	$1,1282\Delta a^{0,8006}$	$0,8677\Delta a^{-0,2759}$	0,699	265,178
LC5_MINI	$0,9343\Delta a^{0,5693}$	$1,1282\Delta a^{0,8006}$	$0,8303\Delta a^{-0,2200}$	0,699	265,178
LC7_MINI	$0,9887\Delta a^{0,5616}$	$1,1282\Delta a^{0,8006}$	$0,8760\Delta a^{-0,2418}$	0,699	265,197
Promedio				0,7166	265,185
Desv. estándar				0,0441	0,010
% C.V.				6,1658	0,004
RL2_MINI	$0,9934\Delta a^{0,5608}$	$0,8435\Delta a^{0,6123}$	$1,1783\Delta a^{-0,0515}$	0,5262	230,259
RL3_MINI	$1,0561\Delta a^{0,6653}$	$0,8435\Delta a^{0,6123}$	$1,2526\Delta a^{0,0530}$	0,5262	230,259
RL5_MINI	$0,9040\Delta a^{0,6049}$	$0,8435\Delta a^{0,6123}$	$1,0722\Delta a^{-0,0074}$	0,5262	230,237
RL6_MINI	$0,6118\Delta a^{0,6515}$	$0,8435\Delta a^{0,6123}$	$0,7257\Delta a^{0,0392}$	0,5261	251,347
RL7_MINI	$1,2193\Delta a^{0,8081}$	$0,8435\Delta a^{0,6123}$	$1,2929\Delta a^{0,1958}$	0,6270	251,347
Promedio				0,5463	238,690
Desv. estándar				0,0451	11,555
% C.V.				8,2532	4,841
RC1_MINI	$0,4647\Delta a^{0,6853}$	$0,8435\Delta a^{0,6123}$	$0,5512\Delta a^{0,0730}$	0,5262	230,259
RC2_MINI	$1,1832\Delta a^{0,7913}$	$0,8435\Delta a^{0,6123}$	$1,4034\Delta a^{0,1790}$	0,3076	176,049
RC3_MINI	$0,9889\Delta a^{0,6424}$	$0,8435\Delta a^{0,6123}$	$1,1729\Delta a^{0,0301}$	0,5262	230,259
RC5_MINI	$0,6292\Delta a^{0,5544}$	$0,8435\Delta a^{0,6123}$	$0,7463\Delta a^{-0,0579}$	0,5262	230,259
Promedio				0,4716	216,706
Desv. estándar				0,1093	27,105
% C.V.				23,1789	12,508

Tabla XVII. Resumen de valores promedio de Tenacidad a la fractura escalada

Probeta	K_{SIc}	% C.V.	K_{SIc}	% C.V.
	Experimental (MPa \sqrt{m})	Experimental	Escalada (MPa \sqrt{m})	Escalada
CL_STD	229,584 \pm 17,302	7,5362	230,564 \pm 0,451	0,1956
LC_STD	288,611 \pm 43,957	15,2305	265,185 \pm 0,010	0,0038
RL_STD	-	-	238,690 \pm 11,555	4,8410
RC_STD	-	-	216,706 \pm 27,105	12,5077

V. DISCUSIÓN DE RESULTADOS

5.1 Pruebas de tensión uniaxial

5.1.1 Efecto de tamaño

Al comparar el efecto de tamaño en las propiedades de tensión uniaxial se observa que las probetas miniatura tienden a presentar valores más altos que en las probetas estándar. Probablemente la probeta miniatura tiene menor volumen y menos defecto cristalinos que hace que se “sature” de dislocaciones y, por consiguiente, al disminuir la distancia promedio entre las dislocaciones se incrementa la interacción entre ellas y al tener menos defectos se reduce la movilidad de las dislocaciones. Todo esto se refleja en un mayor endurecimiento por deformación y por lo tanto mayor resistencia. En la orientación longitudinal, la probeta de menor tamaño tiene una resistencia mecánica, de aproximadamente del 10 al 13% mayor que la estándar. Cabe destacar que la comparación de los resultados obtenidos aquí con los de un estudio similar realizado en acero 1020^[70], muestran concordancia en el sentido que las propiedades mecánicas se incrementan en los especímenes más pequeños con respecto a los especímenes mas grandes. La comparación de probetas estándar con las miniatura en la orientación circunferencial, mostró una gran dispersión en los resultados, lo cual llevó a que las diferencias estadísticas fueran significativas en la prueba t de Student. Tomando en cuenta que se ensayaron al menos tres probetas por cada orientación y dada la homogeneidad de la placa, se puede considerar que tales efectos son atribuidos al tamaño. El porcentaje de elongación por otro lado, mostró el efecto inverso, es decir, el alargamiento en las probetas miniatura se redujo hasta un 2% en promedio con respecto a las probetas estándar. En general, las probetas miniatura presentaron mayor dispersión en los valores de las propiedades evaluadas, como se refleja en los altos coeficientes de variación. Esta dispersión se explica por el efecto combinado de la orientación de la microestructura y el tamaño relativo de inclusión, definido como la razón del tamaño promedio de inclusión con respecto al radio total de la probeta.

5.1.2 Efecto de la orientación

En las pruebas de tensión uniaxial se observaron diferencias significativas entre las dos orientaciones de las probetas estándar, donde el límite elástico y resistencia última mostraron diferencias de 8,37% y 3,26% menores en la orientación longitudinal que en la orientación circunferencial. Así mismo, el coeficiente de variación es más alto en la orientación circunferencial con respecto a la orientación longitudinal. La orientación de las

inclusiones con respecto al eje de carga puede explicar el porque la probeta miniatura en la dirección circunferencial tiene una alta dispersión de valores de resistencia mecánica. En la figura 63 se muestra un esquema de la posición de las inclusiones con respecto al eje de carga. Las probetas en la dirección L las inclusiones en su dimensión mayor son paralelas al eje de carga y por ello su efecto es menor, mientras que en la dirección C, la dimensión mayor es perpendicular al eje de carga y la probabilidad de que un grupo de inclusiones debilite el material es mayor.

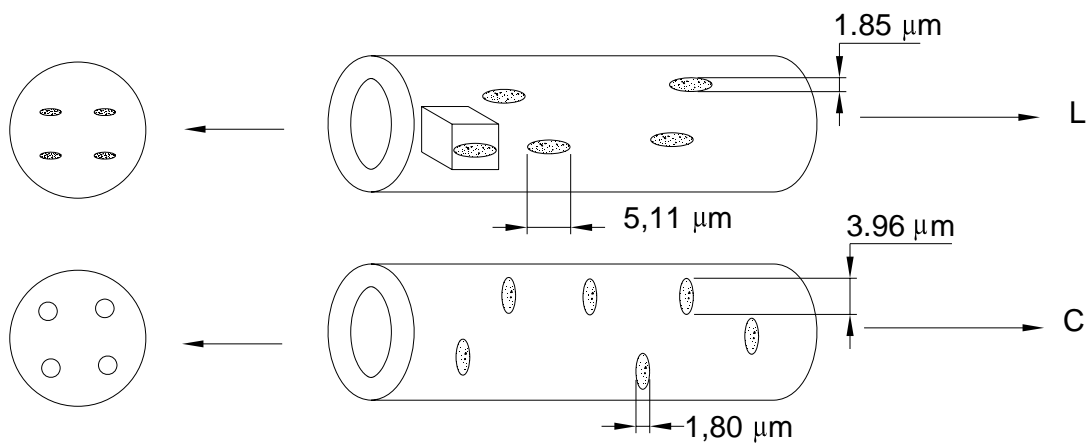


Figura 63. Esquema de la posición de las inclusiones con respecto al eje de carga.

Al comparar los resultados de las pruebas de tensión, las probetas miniatura en la orientación longitudinal con respecto a la orientación circunferencial muestran la misma tendencia que en las probetas estándar, es decir, la orientación circunferencial tiende a tener valores más altos, pero las probetas miniatura en la orientación corta muestran valores más bajos, del orden del 24,64% en el límite elástico y del 9,47 % de resistencia última, con respecto al promedio de las otras direcciones.

En resumen, la variación de las propiedades mecánicas en las distintas orientaciones se atribuye al efecto de la anisotropía direccional, donde la orientación relativa de la perlita bandeada y las inclusiones con respecto a la dirección de la deformación principal y el plano de fractura^[71]. Probablemente en las probetas miniatura la anisotropía direccional es más significativa por el menor tamaño de la sección transversal.

5.2 Compliance

Para estimar los coeficientes de la compliance, se determinó la pendiente de la curva carga desplazamiento (figura 42), utilizando métodos teóricos, experimentales y numéricos. En el método teórico se utilizaron las expresiones matemáticas para una probeta normalizada estimando el desplazamiento de la abertura de la grieta en la cara frontal. Con las pendientes obtenidas con el método numérico mediante simulaciones a carga constante y diferentes longitudes de grieta, se determinaron los coeficientes del polinomio de la función de compliance. Los resultados muestran que la pendiente estimada por elementos finitos de las microprobetas, coincide con los datos experimentales para valores menores de $a/W = 0,55$; por arriba de este valor, las longitudes de grietas calculadas son menores a los obtenidos en el experimento. Esta desviación se atribuye al hecho de que en la simulación numérica se supuso una grieta perfectamente plana y sin curvatura en el frente, además de que se consideró un estado de esfuerzo plano, mientras que en las probetas reales el frente de grieta es curvo y la probeta está en un estado combinado de esfuerzo plano en las superficies y de deformación plana en la parte media del espesor.

En la figura 43 se muestran los coeficientes de la compliance medida experimentalmente junto con la gráfica que ajusta los valores experimentales; este polinomio es de segundo orden y muestra muy buena correlación; en contraste con el polinomio de quinto orden utilizado para las probetas normalizadas, con el cual no se logró una buena correlación, tendiendo a sobreestimar los valores de tamaño de grieta en función del CTOD; esto a pesar de que la función de transferencia fue la misma para ambos casos. Los coeficientes de la compliance de la probeta miniatura fueron estimados después de corregir el tamaño de la grieta por el efecto de la curvatura, y considerando la diferencia entre la grieta final medida en la superficie de fractura de la probeta al final de la prueba y el valor medido en la cara lateral de la probeta. Se estimó un error relativo promedio menor del 2,5%, entre la medición de la longitud de la grieta en la superficie de fractura de la probeta y la medición obtenida con el método de la compliance. Este es uno de los criterios que demuestran la validez del método de prueba de las probetas miniatura.

5.3 Tenacidad a la fractura

5.3.1 Efecto de tamaño

El primer aspecto a considerar en este análisis es la validez de las pruebas de CTOD-R en las probetas miniatura. Esto se hizo considerando tres aspectos principales: 1) La forma de las curvas carga vs. desplazamiento de abertura de la grieta, las cuales deben presentar una región lineal y una región no lineal cuando el material se deforma plásticamente 2) La apariencia de la probeta al final de la prueba, en el plano de fractura debe tener una sola orientación perpendicular a la línea de carga, sin ramificaciones y con el frente de grieta ligeramente curvo, pero no excesivo y 3) Las curvas CTOD-R de las probetas miniatura deben presentar la tendencia característica de este tipo de prueba cuando se realiza con probetas estándar. Todos estos aspectos fueron verificados y se cumplieron adecuadamente, por lo que los análisis subsecuentes se basan en la validez de los resultados de las pruebas de tenacidad a la fractura

El efecto de tamaño de probeta en los valores de tenacidad a la fractura medidos en acero para tubería API 5L, se observa claramente en la orientación CL, en la que se obtuvo, como se esperaba, mayor tenacidad en las probetas miniatura. La razón principal por la que se esperaba mayor tenacidad a menor tamaño de probeta es de acuerdo con lo reportado en la literatura, en donde recurrentemente se presenta evidencia de esto; bajo el argumento de que las piezas de mayor tamaño tienen mayor contenido de defectos, heterogeneidades y en general fracturan en condiciones de deformación plana, donde la tenacidad a la fractura es menor. En este trabajo, ya se demostró que las probetas miniatura no cumplen con la condición de deformación plana, de acuerdo con la norma ASTM E399^[33], hecho que fue confirmado por la posición del labio de corte de la zona de desprendimiento final, que es paralelo a la dirección de propagación. La condición de esfuerzo plano en las probetas miniatura, se atribuye principalmente a que el tamaño de zona plástica es relativamente grande en comparación con el espesor.

Sin embargo, la orientación LC mostró un efecto del tamaño contrario al esperado, donde la tenacidad a la fractura es menor en la probeta miniatura. Esta inconsistencia, al menos en éste trabajo, se atribuye en principio a la alta dispersión de los datos en la parte baja de las curvas CTOD-R de las probetas miniatura (ver figuras 44 y 47). Esta dispersión, probablemente es debida a las variaciones de carga en la prueba, ya que las cargas de ensayo fueron por sí mismas muy bajas y por tanto muy susceptibles de variación por el

rango de control de la máquina, otra causa de variación puede ser la variabilidad de la medición de la abertura de grieta y finalmente por diferencias en la longitud de grieta al inicio de la prueba causadas por el fenómeno de cerradura de grieta. Es factible que todas estas variaciones hayan enmascarado el efecto de tamaño, por lo que sería conveniente mejorar la precisión de la medición de longitud de grieta y de las cargas, para minimizar tales variaciones y medir con mayor confianza la tenacidad a la fractura.

La explicación anterior se basa únicamente en consideraciones que tienen que ver con la experimentación; sin embargo, dado que todas las pruebas de tenacidad a la fractura en probetas estándar y miniatura reportadas, fueron válidas desde el punto de vista de los criterios de forma de las curvas CTOD-R y la morfología de las fracturas, es válido analizar el efecto del tamaño y la orientación basándose en los valores de tenacidad obtenidos y que son descritos por las gráficas de las figuras 53 a 55. De acuerdo con la figura 53, se observa que los datos se agrupan claramente en función del tamaño de zona plástica; las probetas miniatura tienen un tamaño de zona plástica estimado por MFLE relativo al tamaño de ligamento, considerablemente menor que las probetas estándar y tienen, en promedio, menor tenacidad a la fractura que las probetas estándar. Visto de esta manera, estos datos son congruentes con el criterio de energía de Irwin, ya que una mayor zona plástica consume más trabajo para formarse, lo que incrementa la tenacidad. Las razones por las cuales el tamaño de zona plástica es menor en las probetas miniatura son básicamente dos: Las probetas miniatura tienen comparativamente, un límite de cedencia mayor que las probetas estándar y en segundo lugar, requieren una carga mucho menor para fracturar, lo que hace que el valor de K_I utilizado para la estimación del tamaño de zona plástica por MFLE sea menor que en las probetas estándar. Con base en el hecho de que las probetas fueron fabricadas de material extraído del mismo tubo; estos efectos deben ser atribuidos únicamente al tamaño; en otras palabras, el efecto del tamaño en la tenacidad a la fractura está relacionado con la variación de las propiedades en tensión y la carga requerida para fracturar. Estos efectos son experimentales y solo contribuyen en parte al efecto del tamaño y no se deben a interacciones con la microestructura, que se discuten más adelante.

En la figura 54, por otra parte, se muestra que los datos de tenacidad a la fractura se agrupan con relación al espesor, mientras que el tamaño de zona plástica en relación con el tamaño de ligamento prácticamente no tiene efecto en ambas probetas. La relación δ_{IC}/B se puede considerar como una relación de esbeltez e indica que, en las probetas estándar se

tiene una condición dominante de deformación plana que es en la que la tenacidad a la fractura es menor, mientras que otras variaciones de tenacidad son debidas a diferencias de microestructura y orientación, mientras que el tamaño de zona plástica y de ligamento tiene el efecto de normalizar, ya que la relación δ_{IC}/B y r_y/b_0 agrupa los datos de las probetas estándar en una región muy estrecha; mientras que en las probetas miniatura, solo la relación r_y/b_0 tiene el efecto de uniformizar los datos, aunque en menor medida, mientras que en general la tenacidad es muy sensible al espesor.

Con base en la figura 54, el efecto del tamaño puede establecerse como:

$$\delta_{IC} = C \frac{B r_y}{b_0} \quad (50)$$

La constante C tendría un valor específico para cada orientación y debe ser expresada con un porcentaje de variación +/- que incluya las variaciones estadísticas inherentes al método de prueba y las variaciones aleatorias entre una probeta y otra.

Por otro lado, la relación expresada en la figura 55, es la que mejor muestra el efecto del tamaño, ya que al normalizar la tenacidad con respecto al espesor y relacionarla con el número adimensional ($\sigma_0 W/EB$), los datos se separan claramente por orientación y tamaño. En principio, si el número adimensional ($\sigma_0 W/EB$) es menor, la tenacidad normalizada por el espesor disminuye, como se observa con las probetas estándar. Este efecto se atribuye, nuevamente a que las probetas estándar fracturan en deformación plana (una relación W/B pequeña) y a que su límite de cedencia es menor (E es constante para ambos tamaños de probeta).

En virtud de que el número adimensional también separa los efectos de la orientación; un factor de escalamiento puede ser propuesto con base en la siguiente relación:

$$\frac{\delta_{IC}}{B} = C \frac{\sigma_0 W}{EB} \quad (51)$$

Nótese que B se cancela y la relación queda:

$$\delta_{IC} = C \frac{\sigma_0 W}{E} \quad (52)$$

Obviamente la constante C es mayor para las probetas miniatura, de manera que podemos concluir que la disminución de tamaño acentúa el efecto del límite de cedencia y del ancho de probeta. Esta relación, sin embargo, debe ser tomada con cautela, ya que el efecto del espesor ha sido claramente establecido en el análisis de la figura 54.

5.3.2 Efecto de la orientación

El análisis estadístico con la prueba *t* de Student presenta diferencias significativas entre las probetas estándar. Este resultado muestra la existencia de un efecto de la orientación. Se puede considerar razonable este efecto, pues el avance del crecimiento de grietas es perpendicular a las cargas aplicadas y que las propiedades en tensión son paralelas a éstas, se espera una relación inversa entre las propiedades en tensión uniaxial con la tenacidad a la fractura. Como la aplicación de la carga en la probeta CL es paralela a la orientación circunferencial y sus propiedades en tensión más altas, se espera que la tenacidad disminuya.

Por otra parte, se observó que la orientación tiene un efecto más fuerte en las probetas compactas de tensión miniatura de las direcciones cortas, encontrando que las tenacidades en las direcciones cortas son 16% menos tenaces que las otras orientaciones. Esto se atribuye a dos causas: Primera, que en las direcciones cortas el eje mayor de las inclusiones no metálicas, de forma alargada, esta en el plano de crecimiento de grieta (figura 64), lo cual produce una menor resistencia al avance de la grieta al proveer una trayectoria mas favorable para la separación del plano de fractura, ya que las inclusiones disminuyen el área efectiva de ligamento, reduciendo la resistencia a la fractura^[32]. La segunda causa se atribuye al hecho de que, como se demostró en la sección de tensión uniaxial, las orientaciones cortas son las que mostraron menor resistencia, por la cantidad de fracción área de la fase reforzante que presentan las distintas orientaciones de laminación (Tabla VIII).

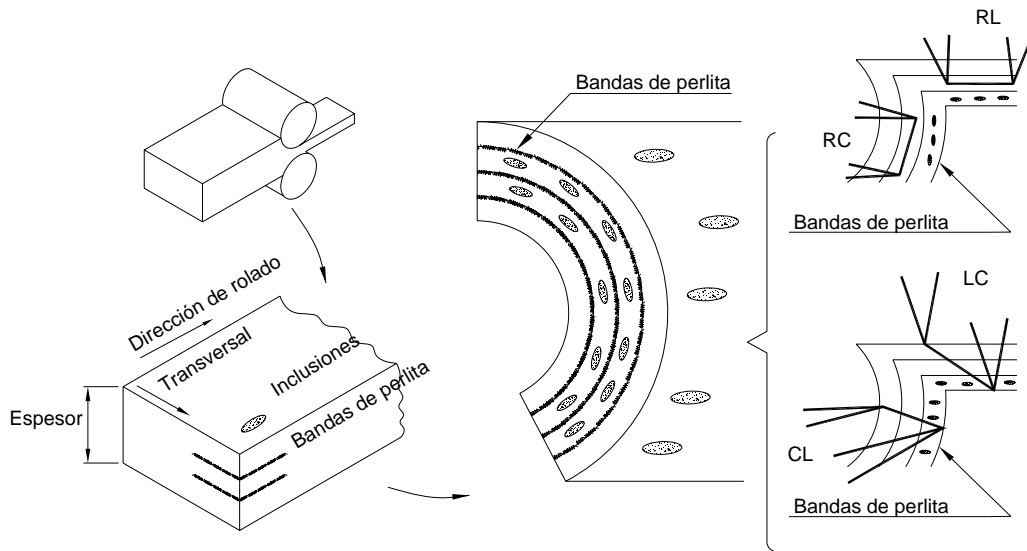


Figura 64. Esquema de la posición de las inclusiones y bandas de perlita con respecto a la orientación de las probetas compactas de tensión estándar y miniatura.

Al comparar las dos direcciones cortas, no existe un efecto estadísticamente significativo atribuible a que son orientaciones similares, con respecto a la microestructura y la resistencia a la tensión.

En este trabajo, no se observó diferencias significativas entre las direcciones miniatura CL y LC respectivamente, lo que indica que no existe un efecto de la orientación en este tamaño de probeta. También se observó en las gráficas una gran dispersión en las curvas CTOD-R.

5.4 Fractografía

Con relación a la zona de estiramiento es importante comentar las diferencias entre las mediciones realizadas por MEB y la curva R. Las mediciones realizada por MEB se realizaron en el centro de la probeta, donde la región de la zona de estiramiento es mayor comparada a los bordes del espécimen debido al fenómeno conocido como efectos de borde, ver figuras 56, 57 y 58, mientras la zona de estiramiento dada por la curva R representa un promedio del ancho y altura a través del espesor. Considerando solo las mediciones por MEB, se observa que la zona de estiramiento en las probetas estandarizadas es más grande en la dirección LC indicando con esto una menor triaxialidad en la punta de la grieta, lo que significa una menor constricción plástica, mientras que en la dirección CL donde los valores del ancho y altura de la zona de estiramiento son menores y por lo tanto, indican una mayor triaxialidad. En la literatura es claramente establecido que entre más pequeña sea la zona stretch mas alto será el valor de m que representa la constricción plástica. En las probetas miniatura, la zona stretch es más grande en la dirección CL que en la dirección LC y corta (RL y RC), donde se tuvieron los valores menores. Al comparar el valor de m de las probetas estándar con el de las miniatura, se observa que las probetas miniatura presentan mayor constricción plástica en el centro de la probeta, esto a pesar de que el valor de tenacidad a la fractura es más alto, debido a la forma en que se estima la tenacidad.

En las figuras 56, 57 y 58 muestran que las fractografías en las probetas estándar y miniatura presentan tres zonas bien definidas: zona de preagrietamiento por fatiga, zona stretch y la zona de fractura, la zona stretch en la probeta estándar tienden a tener mayor número de escalones que en las probetas miniatura. Los microhuecos formados durante el desgarramiento dúctil son de mayor tamaño en las probetas miniatura que en las probetas estándar, acentuándose en las orientaciones cortas. No se observa un efecto de tamaño en el mecanismo de fractura, ya que ambas probetas presentan nucleación crecimiento y coalescencia de microhuecos al inicio de crecimiento de grieta que da la característica de una fractura dúctil.

5.5 Factor de escala

Los factores de escala obtenidos a partir de la función potencia se ajustan bien con los resultados experimentales aunque cabe señalar en el caso de las probetas miniaturas se escalaron con el factor obtenido en la dirección longitudinal que da los valores de tenacidad mas conservadores. Sin embargo muestran una tendencia a ser más bajas las tenacidades a la fractura en la dirección corta.

VI. CONCLUSIONES

1. Se desarrolló un procedimiento de ensayo de tenacidad a la fractura utilizando probetas miniatura, basado en el método de la curva R, descrito en la norma ASTM 1820-05. Con éste método se evaluó δ_{IC} para inicio de crecimiento estable de grieta de 0,2 mm. El procedimiento demostró su validez según los siguientes criterios: forma de la curva R, extensión mínima de zona de ajuste, curvatura del frente de grieta, forma de la curva carga-desplazamiento y por el aspecto general de la superficie de fractura y de la probeta después de la prueba.
2. El método desarrollado para la medición de la tenacidad a la fractura en probetas miniatura implicó la obtención de la función complianza. La función obtenida fue satisfactoria con un error máximo de estimación de longitud de grieta del 2,5% con respecto a mediciones directas en la superficie de fractura, en el intervalo de $0,35 \leq a/W \leq 0,6$.
3. Se observó un efecto del tamaño de probeta en las propiedades en tensión en las orientaciones longitudinal y circunferencial, donde las probetas miniatura mostraron valores de resistencia mayores que las estándar en el límite elástico y en la resistencia última, pero una menor ductilidad. Entre las probetas miniatura, la orientación corta mostraron menor resistencia que en las direcciones circunferencial y longitudinal
4. Las probetas miniatura en la orientación CL mostraron valores más altos de tenacidad que las estándar, pero en la orientación LC el efecto es opuesto. También se observó inconsistencia en la tenacidad a la fractura en esas orientaciones entre las probetas miniatura. A pesar de esta situación, se demostró que las probetas miniatura en las direcciones cortas son menos tenaces que las otras direcciones.
5. Las mediciones por MEB de la zona "stretch" en las probetas miniatura mostraron que tienen los valores de más pequeños de abertura que las probetas estándar, dando como resultado mayor constricción plástica, que resulta en una menor tenacidad a la fractura, en comparación con las probetas de tamaño estándar.

6. Se encontró que el factor de escala entre las tenacidades a la fractura medida en las probetas estándar y miniatura está relacionado con los valores de los números: B_{r_y}/b_0 y $(\sigma_0 W/EB)$. Una función para la conversión de los valores de tenacidad a la fractura obtenida en probetas miniatura a los valores que se obtendrían con probetas estándar es propuesto y se basa en el modelado de la curva de CTOD-R mediante una ley de potencia que permite convertir las curvas R obtenidas en probetas miniatura a las curvas de una probeta estándar. Con este modelo, se estimó la tenacidad a la fractura en la dirección corta como si fuera evaluada con una probeta estándar, lo que resultó en el valor promedio más bajo de tenacidad.

VII. BIBLIOGRAFÍA

- [1]. Terasaki F., Ohtani H., Ikeda A. Nakanishi M., **“Steel Plates for Pressure Vessel in Sour Environment Applications”**, Proceeding of the Institution of Mechanical Engineers. Part A. Vol 200, No A3 pags. 141-158. 1986.
- [2] Teruhisa Ohki, Masayuki Tanimura, Kazuhisa Kinashita and Gennosuke Tenmyo. **“Effect of Inclusion on Sulfide Stress Cracking”**,. ASTM STP 610, American Society for Testing and Materials, 1976.
- [3] Mendoza R., Huante J., Camacho V., Alvarez-Fregoso O., J.A. Juarez-Islas J.A., **“Development of an API 5L X-70 Grade Steel for Sour Gas Resistance Pipeline Application”**, Journal of Materials Engineering and Performance, Volume 8(5) October, pags. 549-555, 1999.
- [4] Merkle, John G. **“Patterns and Perspectives in Applied Fracture Mechanics”**, Fracture Mechanics: 26th Volume, ASTM STP 1256, 1995.
- [5] Nevalaine J. Marku, **“The Efectct of Specimen and Flaw Dimensions on Fracture Toughness”**, Tesis de Doctorado, Technical Reseach Centre of Finland, 1997.
- [6] Pavankumar T.V., Chattopadhyay J., Dutta B.K., Kushwaha H.S., **“Study of Crack Tip Constraint Parameters in Two Dimensional Geometries”**, Bhabha Atomic Reseach Centre, Mumbai, India, 1998.
- [7] Kordisch H., SommervE., Schmitt W., **“The Influence of Triaxility on Stable Crack Growth”**, Nuclear Engineering and Design 112 (1989) 27-35
- [8] Barker L.M., **“Theory for Determining K_{IC} From Small, Non-LEFM Specimens, Supported by Experiments on Aluminum”**, International Journal of Fracture, vol. 15 No.6, December 1979.
- [9] Yin X.C.,Chen T.G., **“New Formulae for Determining Fracture Toughness of a wide Range of Different Materials with Chevron-Notched-Rod and Short-Bar Specimens”**, Journal of Testing and Evaluation.JTEVA, Vol.20, No 4, July 1992, pp. 239-247.
- [10] Schindler H.J., Veidt M., **“Fracture toughness Evaluation From Instrumented Sub-Size Charpy-Type Tests”**, Small Specimen Test Technnique, ASTM 1329, 1998.
- [11] Schmitt W., Talja H., Böhme W., Oeser S., Stöckl H., **“Characterization of Ductile Fracture toughness Based on Sub-sized Charpy and Tensile Test Results”**, Small Specimen Test Technnique, ASTM 1329, 1998.
- [12] Talja Heli, **“Ductile Fracture Assesmente Using Parameter From Small Specimens”**, Tesis de Doctorado, Technical Reseach Centre of Finland, 1998
- [13] Hellmann and Scwalbe.K.H. **“On the Determination of Crack Iniatiation Using Standard Test Methods”**, Journal of Testing and Evaluation. JTEVA. Vol. 14, 1986. No. 6 Nov. pp. 292-297.

- [14] Barenblatt G.I. "**Scaling Phenomena in Fatigue and Fracture**". Lawrence Berkeley National Laboratory (University Of California), Paper LBNL 56765. Year 2004.
- [15] Ritchie R.O. "**Incomplete Self-Similarity and Fatigue-Crack Growth**". International Journal of Fracture (2005) 132:197-203.
- [16] Lautridov J.C and Pineau, "**Crack Initiation and Stable Crack Growth Resistance in A508 Steels in Relation to Inclusion Distribution**". Engineering Fracture Mechanics Vol. 15. No. 1-2, pp. 55-71, 1981.
- [17] Langhaar, H.L., "**Dimensional Analysis and Theory of Models**", Wiley, New York 1951.
- [18] Zhao ya-Pu. **On the Similarity Methods in Fracture Mechanics**. Forshung Im Ingenieurwesen 64(1998) 257-268.
- [19] "**API Specification 5L2**", forty- first edition, April, 1995
- [20] "**Tuberías de Acero para Recolección y Transportes de Hidrocarburos Amargos**", Norma Pemex P.4.315.07. 1ª. Edición 1998.
- [21] ASTM Standard E 8M-04 "**Standard Test Method for Tension Testing of Metallic Materials [Metric]**", ASTM Standards on Disc, Vol.03.01. 2005. West Conshohocken, Philadelphia.
- [22] American Society for Metal. Handbook Commie "**Failures in Sour Gas Environments**", ASM Handbook, Vo. 11, Novena edición, 1988. 2ª impresión.
- [23] Groeneveld T.P. and Fessler R.R. "**Hidrogen-Induced Damage en Sour-Gas Gathering Lines**", presented at the Nace Canadian Western Region Conference, Calgary, Alberta, Canada, February 13, 1979.
- [24] Takahashin Akihiko and Iino Makio "**Microstructural Refinement by Cu Addition and Its Effect on Strengthening and Toughening of Sour Service Line Pipe Steels**", ISIJ International Vol. 36, 1996, No. 2 pp. 241-245
- [25] Kimura M., Totsuka N., Kurisu T., Amano K., Matsuyama J. and Nakai Y. "**Sulfide Stress Corrosion Cracking of Line Pipe**", Corrosion April 1989.
- [26] American Society for Metal. Handbook Commie "**Failures of Pipelines**" ASM Handbook, Vol. 11, Novena edición, 1988. 2ª impresión.
- [27] Material Engineering Institute, ASM "**Failures of Welded, Brazed and Soldered Joints**" Notas del curso para CIATEQ-México, 1990.
- [28] Dhooge Alfred Raymond "**Course on Weldability and Welding Metallurgy**", Belgian Welding Institute, Querétaro, México. Septiembre de 1994.
- [29] Harvey F. John, "**Pressure Component Construction**", Van Nostrand Reinhold Company. New York, NY. USA1980.

- [30] González, J.L. “**Metalurgia Mecánica**”, 1ª Reimpresión Limusa-Noriega. México D.F. 2003.
- [31] González, J.L. “**Mecánica de Fractura, Bases y Aplicaciones**” 2ª Edición. Limusa-Noriega. México D.F. 2004.
- [32] Broek David, “**Elementary Engineering Fracture Mechanics**”, Ed. Martinus Nijhoff Publishers, Netherlands 1982.
- [33] ASTM Standard E 399-05 “**Standard Test Method for Linear-Elastic Plane-Strain Fracture Toughness K_{IC} of Metallic Materials**”, ASTM Standards on Disc, Vol.03.01. 2005. West Conshohocken, Philadelphia.
- [34] ASTM Standard E 813-88, “**Standard Test Method for J_{IC} A Measure of Fracture Toughness**”, ASTM Standards, Vol.03.01 1989.
- [35] Vecchio R.S., Jablonski D.a., Lee B.H., Hertzberg R.W., Newton C.N., Roberts R., Chen G., and Connelly G., “**Development of an Automated Fatigue Crack Propagation Test System, Automated Test Methods for Fracture and Fatigue Crack Growth**”, ASTM STP 877, W.H. Cullen, R.W. Landgraf, L.R. Kaisand, and J.H. Underwood, Eds., American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1985, pp.44-46.
- [36] Tipton D.G., “**A low-Cost Microcomputer Data Acquisition System for Fatigue Crack Growth Testing Environment-Sensitive Fracture: Evaluation and Comparison of Test Methods**”. ASTM STP 821, S.W. Dean, E.N. Pugh, and G. M. Ugiansky, Eds., American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1984, pp. 484-496.
- [37] ASTM Standard E 647-00, “**Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates**”, ASTM Standards on Disc, Vol.03.01. 2005. West Conshohocken, Philadelphia.
- [38] American Society for Metal. “**Handbook Commie Fatigue Crack Propagation, ASM Handbook**”, Vol. 8, Novena edición, 1988. 2ª impresión. pp.376-402.
- [39] Saxena A. and Hudak S. J. Jr., “**Review and Extension of Compliance Information for Common Crack Growth Specimens**”, International Journal of Fracture, Vol. 14, No 5, October 1978, pp. 453-468.
- [40] Sriharsha H.K., Pandey R.K., Chatterjee S., “**Toward Standardising a Sub-size Specimen for Fatigue Crack Propagation Behaviour of Nuclear Pressure Vessel Steel**”, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 64, 1999, pp. 607-624.
- [41] BS-5762-1979, “**Methods for Crack Opening Displacement**”, British Standards Institution, 31 December 1982.
- [42] ASTM Standard E 1290-99 “**Standard Test Method for Crack-Tip Opening Displacement (CTOD) Fracture Toughness Measurement**”, ASTM Standards on Disc, Vol.03.01. 2001. West Conshohocken, Philadelphia.

- [43] ASTM Standard E 1820-05, **“Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness”**, ASTM Standards on Disc, Vol.03.01. 2005. West Conshohocken, Philadelphia.
- [44] Kobayashi, H., Nakamura, H., and Nakazawa, H., **“Evaluation of Blunting Line and Elastic-Plastic Fracture Toughness”**, Elastic-Plastic Fracture: Second Symposium, Volume II- Fracture Resistance Curves and Engineering Applications, ASTM 803, C.F. Shih and J.P. Gudas, Eds., American Society for Testing and Materials, 1983, pp II-420-II-438.
- [45] Doig P., Smith R.F., and Flewitt P. E. J., **“The Use of Stretch Zone Width Measurements in the Determination of Fracture Toughness of Low Strength Steels”**, Engineering Fracture Mechanics Vol. 19, No. 4. pp. 653-664. 1984 Printed in Great Britain.
- [46] Ying S.W., and Gerbrands R.A., and Hartevelt M., **“An Investigation of the Blunting Line”**, Engineering Fracture Mechanics Vol. 18, No. 5. pp. 1025-1036. 1983 Printed in Great Britain.
- [47] Putatunda S.K. **“Determination of Fracture Toughness by CTOD Resistance Curve Method”**, Journal of Testing and Evaluation, JTEVA, Vol.14, No1, Jan. 1986, pp.49-57
- [48] Bernerjee S. **“Influence Of Specimen Size And Configuration On The Plastic Zone Size, Toughness And Crack Growth”**, Engineering Fracture Mechanics Vol. 15, No. 3-4. pp. 343-390. 1981 Printed in Great Britain.
- [49] Putatunda S.K. and Bernerjee S. **“Effect Of Size On Plasticity And Fracture Toughness”**, Engineering Fracture Mechanics Vol. 19, No. 3. pp. 507-529.1984 Printed in Great Britain.
- [50] Putatunda S.K., Rigsbee J.M., and Corten, H.T. **Effect Of Size On Elastic-Plastic Fracture Toughness Parameter**, Journal of Testing and Evaluation, JTEVA, Vol.13, No. 3, May 1985, pp. 181-190
- [51] Anderson T.L., **“Fracture Mechanics”** CRC Press., Boca Raton, Florida 1991.
- [52] Ernst.H.A. **Material Resistance and Instability Beyond J-Controlled Crack Growth**, Elastic Plastic Fracture Second Symposium, Volume I- Inelastic Crack Analysis. ASTM STP 803, C.F. Shih and J. P. Gudas, Eds., American Society for Testing and Materials, 1983, pp. I-191-I-213.
- [53] Huang F.H. and Gelles D.S. **“Influence of Specimen Size and Microstructure on the Fracture Toughness of a Martensitic Stainless Steel”** Engineering Fracture Mechanics Vol. 19, No. 1. pp. 1-20.1984 Printed in Great Britain.
- [54] Huang F.H. **“ J_{IC} Measurements on Single Subsize Specimens of Ferritic Alloy”**, Journal of Testing and Evaluation, JTEVA, Vol.13, No4, July. 1985, pp.257-264
- [55] Huang F.H. **“Use of Subsize Specimens for Evaluating the Fracture Toughness of Irradiated Materials”**, *The Use of Small-Scale Specimens for Testing Irradiated Material*, ASTM

- [56] Hertzberg W. Richard, **“Deformation and Fracture Mechanics of Engineering Materials”**, John Wiley & Sons, Inc. USA 1996.
- [57] Belcher, W.P.A. and Druce, Stephen G., **“Micromechanisms of Ductile Stable Crack Growth in Nuclear Pressure Vessel Steels”**, Elastic-Plastic Fracture: Second Symposium, Volume II Fracture Resistance Curves and Engineering Applications, ASTM 803, C.F. shih and J.P. Gudas, Eds., American Society for Testing and Materials, 1983, pp II-739-II-762.
- [58] Kline J. Stephen, **“Similitude and Approximation Theory”**, Ed. Springer-Verlag, New York, USA 1986
- [59] Bibikow, W.N. **“Sobre la modelación de los procesos de trabajo de las máquinas tipo fresadoras para construcción y para carreteras incluyendo el desgaste del elemento cortante y el factor de escala”**. Revista de los trabajos científicos del Instituto Tecnológico de Gorka, Tomo XXVII, No. 8, pp 14-17. 1971. Gorka, URSS -en ruso-).
- [60] Gutiérrez, **“Introducción a la Metodología Experimental”**, Ed. Limusa, México 1998.
- [61] Huntley H.E., **“Dimensional Analysis”**, Ed. Dover Publications, New York, USA, 1967.
- [62] Cook D. Robert, Malkus S. David, Plesha E. Michael, **“Concept and Applications of Finite Element Analysis”**, Ed. John Wiley & Sons, Third Edition 1989.
- [63] Rooke D.P., Baratta F.I. and Cartwright D.J. **“Simple Methods of Determining Stress Intensity Factors”**, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 14, pp. 397-426, 1981.
- [64] MORALES DANIEL, **“Determinación del Factor de Intensidad de Esfuerzos en Tuberías que Presentan Agrietamiento Escalonado”**, Tesis de Maestría. I.P.N. México, 1998.
- [65] Bickford B. William, **“A First Course in the Finite Element Method”**, Ed. Irwin, Burr Ridge, Illinois, USA, 1994.
- [66] Moaveni Saeed, **“Finite Element Analysis, Theory and Application with ANSYS”**, Ed. Prentice Hall, New Jersey, USA, 1999.
- [67] J.S. Solecki, **“Fracture mechanics”**, Swanson Analysis Systems, Inc. Houston. Pa. E.E.U.U. 1989, pp. 4.20-4.37.
- [68] Johnson R., **“Estadística Elemental”**, Grupo Editorial Iberoamérica, México, D.F., 1990, pp. 365-371,
- [69] Wallin Kim **“The size effect in K_{Ic} ”** Engineering Fracture Mechanics Vol. 1, No. 1. pp. 149-163. 1985. Printed in Great Britain.
- [70] Díaz G., Artigas A., Martínez V. and Kittl P., **“A statistical analysis of mechanical properties and size effect in AISI 1020 and AISI 1045 steels subjected to traction”**. Applied Mechanics in the Americas, V6, pp 463-466, edited by H.I. Weber, P.B. Gonsalvez, I. Jasiuk, D. Pamplona, C. Steele and L. Bevilacqua, Published by AAA and ABCM. Río de Janeiro, 1999.

[71] Spitzig W.A. and Sober R.J., "***Influence of sulfide inclusions and pearlite content on the mechanical properties of hot-rolled carbon steels***", Metallurgical Transaction A, Vol.12A, February 1981, pp.281-291.